

# Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem

vorgelegt von  
Diplom-Ingenieur  
Thomas Frost

von der Fakultät V - Verkehrs- und Maschinensysteme  
der Technischen Universität Berlin  
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften  
- Dr.-Ing. -  
genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. H. J. Meyer
Berichter:	Prof. Dr. h. c. Dr.-Ing. E. Uhlmann
Berichter:	Prof. em. Dr. h. c. mult. Dr.-Ing. E. h. Dr.-Ing. G. Spur
Berichter:	Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. F. Klocke

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 11. Januar 2008

Berlin 2008

D83

## **Vorwort**

Unter dem Gesichtspunkt der Nachhaltigkeit gewinnen ökologische Aspekte in der Produktion zunehmend an Bedeutung. Im Fokus stehen dabei Aspekte des Umwelt- als auch des Gesundheitsschutzes. Vor diesem Hintergrund muss in der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide der Einsatz von Kühlschmierstoffen betrachtet werden. Konsequenz ist es, auf den Einsatz von Kühlschmierstoffen vollständig zu verzichten und den Werkstoff trocken zu bearbeiten.

Durch die Anwendung der Trockenbearbeitung kommt es zum Wegfall der Funktionen von Kühlschmierstoffen Kühlen, Schmieren und Kühlen. Hieraus resultiert unter anderem eine höhere abzuführende Wärmemenge und eventuell der Verbleib von heißen Spänen im Arbeitsraum der Werkzeugmaschine. Insgesamt werden daher Werkstück, Werkzeug und Werkzeugmaschine thermisch höher beansprucht. Die Auswirkungen sind eine Beeinflussung der Bauteil- und Maschinengenauigkeit sowie eine geringere Standzeit der Werkzeuge. Die Einführung der Trockenbearbeitung erfordert somit eine angepasste Prozessauslegung, die es ermöglicht, den Wegfall der primären Kühlschmierstofffunktionen zu substituieren. Eine Möglichkeit bietet hierzu die Verwendung von geschlossenen Innenkühlsystemen.

Die Zielsetzung dieser Arbeit umfasst die Verbesserung des Einsatzverhaltens von Schneidstoffen bei der Trockenbearbeitung durch den Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems beim Drehen. Das hier untersuchte System bietet einen wesentlichen Vorteil dadurch, dass das Kühlfluid bei der Zerspanung sehr nah an die Quelle der Wärmeentstehung herangeführt werden kann. Dies wird durch Kühlkanäle realisiert, die sich in der Wendeschneidplatte befinden.

Die technologischen Untersuchungen des geschlossenen Innenkühlsystems umfassen die erzielbaren Standzeiten, die Oberflächenqualität der bearbeiteten Werkstücke, die Zerspankraftkomponenten und die Werkzeugtemperaturen. Es zeigt sich, dass durch den Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems eine deutliche Reduzierung der Werkzeugtemperaturen und damit einhergehend eine signifikante Steigerung der Werkzeugstandzeiten erreicht wird.

Neben den technologischen Untersuchungen wird eine Modellierung und Simulation der strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse sowie der mechanischen Beanspruchungen des Werkzeugs durchgeführt. Auf Basis der während der Analyse und Simulation gewonnenen Erkenntnisse wird ein optimiertes geschlossenes Innenkühlsystem entwickelt, das zu einer nochmaligen Steigerung der Kühlleistung führt und eine weitere Steigerung der Standzeiten ermöglicht. Die an dem Beispiel des Drehens erarbeiteten Grundlagen können für weitere Entwicklungen auf dem Gebiet von geschlossenen Innenkühlsystemen für die Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide verwendet werden.

## **Vorwort**

Die vorliegende Arbeit entstand zum größten Teil während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkzeugmaschinen und Fabrikbetrieb der Technischen Universität Berlin. Die Fertigstellung erfolgte parallel zu meiner Tätigkeit in der Industrie.

Mein Dank gilt Herrn Prof. Dr. h. c. Dr.-Ing. E. Uhlmann, dem Leiter des Fachgebietes Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik der TU Berlin sowie dem Leiter des Fraunhofer-Instituts für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik Berlin, für seine wohlwollende Unterstützung sowie seinen fachlichen Rat, mit dem er diese Arbeit begleitet hat.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. em. Dr. h. c. mult. Dr.-Ing. E. h. Dr.-Ing. G. Spur, dem ehemaligen Direktor des Institutes, für sein Engagement, seine intensive Betreuung sowie seinen fachlichen Rat, mit dem er diese Arbeit begleitet hat.

Weiterhin danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. F. Klocke, dem Leiter des Lehrstuhls für Technologie der Fertigungsverfahren des Werkzeugmaschinenlabors der Rheinisch Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, für das der Arbeit entgegengebrachte Interesse, seinen fachlichen Rat und die Übernahme der Berichterstattung.

Mein Dank gilt auch Prof. Dr.-Ing. H. J. Meyer, dem Leiter des Fachgebietes Konstruktion von Maschinensystemen der Technischen Universität Berlin, für die Übernahme des Vorsitzes im Promotionsausschuss.

Der Deutschen Forschungsgemeinschaft danke ich für die Unterstützung der Forschungsprojekte auf dem Gebiet der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide, in deren Rahmen die vorliegende Arbeit entstanden ist.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Dipl.-Ing. J. Eggert, dem ehemaligen Universitätsrat des Institutes, für seine Betreuung während meiner Zeit am Institut als auch seine kontinuierliche Begleitung der Arbeit nach seiner Zeit am Institut.

Ebenso gilt mein besonderer Dank Herrn Dr.-Ing. E. Fries, meinem Institutskollegen und Freund, der mir immer mit Rat und Tat zur Seite stand. Er war mit seinem intensiven Coaching ausschlaggebend für die Fertigstellung dieser Arbeit.

Meiner Frau Marion Frost, sowie meinen Eltern und Schwiegereltern danke ich für ihre Unterstützung, Motivation und Anteilnahme, die den Grundstein für die hier vorliegende Arbeit gelegt haben.

# Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem

## Inhalt

0 Formelzeichen und Abkürzungen	III
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	3
2.1 Kühlschmierstoffe	3
2.1.1 Funktionen von Kühlschmierstoffen	3
2.1.2 Gefahrenpotentiale beim Einsatz von Kühlschmierstoffen	5
2.1.3 Kosten für den Einsatz von Kühlschmierstoffen	9
2.2 Reduzierung und Vermeidung von Kühlschmierstoffen	12
2.2.1 Gründe für die Reduzierung und Vermeidung von Kuschmierstoffen	12
2.2.2 Minimalmengenschmierung	16
2.2.3 Trockenbearbeitung	18
2.3 Innenkühlssysteme für das Trockendrehen	19
2.3.1 Innenkühlssysteme	19
2.3.2 Offene Innenkühlssysteme	20
2.3.3 Geschlossene Innenkühlssysteme	22
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	28
4 Versuchseinrichtungen und Versuchswerkzeuge	31
4.1 Versuchsmaschine mit geschlossenem Innenkühlsystem	31
4.2 Werkstoffe und Schneidstoffe	33
4.3 Zerspankraftmessung	35
4.4 Messung der Verschleißmarkenbreite	36
4.5 Untersuchung der Oberflächenrauheiten	37
4.6 Experimentelle Bestimmung der Zerspantemperaturen	37
5 Technologische Untersuchungen	41
5.1 Werkzeugverschleiß und Standzeiten	41
5.1.1 Werkzeugverschleiß beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem	41
5.1.2 Standzeiten beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem	47
5.2 Temperaturen	54
5.2.1 Temperaturmessung beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem	54
5.2.2 Messung der Emissionskoeffizienten	55
5.2.3 Temperaturen beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem	59

---

5.3	Oberflächenbeschaffenheit	71
5.3.1	Oberflächenrauheiten beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem	71
5.3.2	Oberflächenprofile und -topographien beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem	74
5.4	Zerspankraftkomponenten beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem	78
6	Analyse und Simulation der strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse	85
6.1	Vorgehensweise bei der Analyse und Simulation der strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse	85
6.2	Thermische Rahmenbedingungen beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem	86
6.3	Analyse und Modellierung der Strömung im geschlossenen Innenkühlsystem	91
6.3.1	Fluidbewegung und Energietransport	91
6.3.2	Strömungsgeschwindigkeit des Kühlfluids	95
6.3.3	Strömung im Kühlkanal	105
6.4	Analyse und Modellierung des Wärmeübergangs	107
6.4.1	Wärmetransport im geschlossenen Innenkühlsystem	107
6.4.2	Wärmeübergang zwischen Kühlkanal und -fluid	112
6.5	CFD-Simulation der thermischen Belastung des Werkzeugs	118
6.5.1	Grundlagen der CFD-Simulation	118
6.5.2	Modellierung und Randbedingungen für das CFD-Modell	121
6.5.3	Analyse und Simulation der strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse im Kühlkanal	125
6.6	Optimierung des geschlossenen Innenkühlsystems	135
7	Analyse und Simulation der mechanischen Beanspruchungen	141
7.1	Zielsetzung der FEM-Analyse	141
7.2	FEM-Modellierung des geschlossenen Innenkühlsystems	142
7.2.1	Generierung des dreidimensionalen FEM-Berechnungsmodells	142
7.2.2	Bestimmung der mechanischen Lasten	144
7.2.3	Bestimmung der thermischen Lasten	148
7.3	Ergebnisse der FEM-Analyse	149
8	Zusammenfassung	156
9	Literatur	159

## 0 Formelzeichen und Abkürzungen

### Formelzeichen

a	$\text{m}^2/\text{s}$	Temperaturleitkoeffizient
$a_{\text{St}}$	mm	Faktor für die Ausbildung des Strömungsprofils in turbulenten Strömungen
$a_{\text{p}}$	mm	Schnitttiefe
$a_{\text{t}}$	$^{\circ}\text{C}$	Temperaturkonstante
b	mm	Breite des unter der senkrecht wirkenden Kraft auftretenden Kontakts
$b_{\text{E}}$	$\text{W}\cdot\text{s}^{0,5}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$	Wärmeeindringzahl
$b_{\text{St}}$	mm	Faktor für die Ausbildung des Strömungsprofils in turbulenten Strömungen
$b_{\text{s}}$	$\text{W}\cdot\text{s}^{0,5}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$	Wärmeeindringzahl des Spans
$b_{\text{w}}$	$\text{W}\cdot\text{s}^{0,5}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$	Wärmeeindringzahl des Werkzeugs
$\underline{C}$		Koeffizientenmatrix
$c_{\text{p}}$	$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	spezifische Wärmekapazität
d	mm	Durchmesser, allgemein
$D_{\text{km}}$	mm	Wirksamer Reibungsdurchmesser in der Schraubenkopfauflage
$d_{\text{Kr}}$	mm	Krümmungsdurchmesser einer Strömung
$d_{\text{hyd}}$	mm	hydraulischer Durchmesser
$d_1$	mm	Kugeldurchmesser
$d_2$	mm	Flankendurchmesser
E	$\text{N}/\text{mm}^2$	E-Modul
$E_{\text{W}}$	$\text{N}/\text{mm}^2$	E-Modul der Wendeschneidplatte
$E_{\text{S}}$	$\text{N}/\text{mm}^2$	E-Modul von Stahl
F	N	Zerspankraft
$F_{\text{N}}$	N	Normalkraft
$F_{\text{V}}$	N	Vorspannkraft
$F_{\text{c}}$	N	Schnittkraft
$\Delta F_{\text{c}}$	N	Schnittkraftdifferenz
$F_{\text{f}}$	N	Vorschubkraft
$F_{\text{p}}$	N	Passivkraft

---

$f$	mm	Vorschub
$\underline{f}$	N	Lastvektor
$\underline{f}_A$	N	Vektor der Oberflächenkräfte
$f_x, f_y, f_z$	N	Komponenten der dreidimensionalen Feldkraft
$\underline{f}_V$	N	Vektor der Volumenkräfte
$H_E$		Eingriffsverhältnis
$h_{iP}$	$\mu\text{m}$	Abstand des Ist-Profiles zum mittleren Profil
$\underline{K}$		Leitfähigkeitsmatrix
$k$	mm	Rauhigkeitskennwert
$L$	$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$	Wärmestrahldichte
$L_a$	$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$	absorbierte Strahldichte
$L_{\text{char}}$	mm	charakteristische Länge
$L_m$	$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$	abgestrahlte Gesamtstrahlungsdichte
$L_r$	$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$	reflektierte Strahldichte
$L_s$	$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$	Strahldichte eines schwarzen Körpers
$L_{\text{tr}}$	$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$	transmittierte Strahldichte
$L_u$	$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$	Strahldichte der Umgebungsstrahlung
$l$	mm	Messstrecke
$l_a$	mm	Anlaufstrecke einer Strömung
$l_c$	m	Schnittweg der Werkzeugschneide
$l_e$	mm	Einzelmessstrecke
$l_{\text{ein}}$	mm	Einlauflänge
$l_f$	mm	Vorschubweg der Werkzeugschneide
$l_m$	mm	Gesamtmesstrecke
$l_n$	mm	Nachlaufstrecke
$l_t$	mm	Taststrecke
$l_v$	mm	Vorlaufstrecke
$M_A$	Nm	Anzugsmoment
$Nu$		Nusselt-Zahl
$n$		Exponent der Geschwindigkeitsverteilung in kreisförmigen Rohren
$n_k$	mm	Normalenkoordinate
$P_c$	W	Schnittleistung
$P_e$	W	Wirkleistung

$P_f$	W	Vorschubleistung
$P_G$	mm	Gewindesteigung
$Pr$		Prandtl-Zahl
$p$	bar	Druck
$\Delta p_v$	bar	Druckverlust durch Einbauten und Querschnittsänderung
$Q$	J	Wärme
$\dot{Q}_{\text{Kühl}}$	W/s	Wärmestrom im Kühlkanal
$\dot{q}$	W/m <sup>2</sup>	Wärmestromdichte
$\dot{q}_i$	W/m <sup>2</sup>	Wärmestromdichte einer Wärmequelle oder -senke
$\dot{q}_w$	W/m <sup>2</sup>	Wärmestromdichte an der Kühlkanalwand
$\underline{q}$		Lastvektor der äußeren Wärmez- oder -abfuhr
$R$	mm	Maximaler Radius
$R_a$	μm	Mittenrauhwert
$R_m$	N/mm <sup>2</sup>	Zugfestigkeit
$R_{\text{max}}$	μm	maximale Rauhtiefe
$R_t$	μm	Rauhtiefe
$R_z$	μm	gemittelte Rauhtiefe
$Re$		Reynolds-Zahl
$r$	mm	Radius
$r_k$	mm	Stromlinienkrümmung
$r_\epsilon$	mm	Eckenradius
$s$		Standardabweichung
$t$	s	Zeit
$t_c$	s	Schnittzeit
$t_A$	s	Außereingriffszeit
$t_{B0}$	s	Zeit des stationären Temperaturminimums
$t_E$	s	Eingriffszeit
$t_G$	s	Zeit für eine Werkstückumdrehung
$\underline{t}$		Knotentemperaturvektor
$T_{VB\ 0,2}$	min	Standzeit
$U$	J	Innere Energie
$\underline{u}$	mm	Knotenverschiebungsvektor
$\underline{u}_e$	mm	Knotenverschiebungen

---

$\dot{V}$	$\text{mm}^3 \cdot \text{s}$	Volumenstrom
$v$	$\text{m/s}$	Geschwindigkeit
$\bar{v}$	$\text{m/s}$	mittlere Geschwindigkeit
$\underline{v}^T$	$\text{mm}$	Vektor der Verschiebungen
$v_c$	$\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$	Schnittgeschwindigkeit
$\underline{v}_e$	$\text{mm}$	kontinuierliche Verschiebungen
$v_{\text{Fluid}}$	$\text{m/s}$	Strömungsgeschwindigkeit
$v_{\text{max}}$	$\text{m/s}$	Maximalgeschwindigkeit
$W$	$\text{J}$	Arbeit
$W_c$	$\text{J}$	Schnittarbeit
$W_e$	$\text{J}$	Wirkarbeit
$W_f$	$\text{J}$	Vorschubarbeit
$x$	$\text{mm}$	Ortsvariable
$z$	$\text{mm}$	Ortshöhe
$Z_i$	$\mu\text{m}$	Einzelrauhtiefen

### Griechische Formelzeichen

$d$	$\text{J} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	Wärmeübergangskoeffizient
$d_{\text{Kr}}$	$\text{J} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	Wärmeübergangskoeffizient für den gekrümmten Strömungsabschnitt
$d_s$	$^\circ$	Winkel des Schraubenkopfes
$d_0$	$^\circ$	Werkzeug-Orthogonalfreiwinkel
$d_a$		Absorptionskoeffizient
$j_0$	$^\circ$	Orthogonal-Spanwinkel
$\delta_l$	$\text{mm}$	laminare Grenzschichtdicke einer Rohrströmung
$\underline{\varepsilon}^T$	$\text{mm}$	Vektor der Dehnungen
$h_{\ddagger}$	$^\circ$	Eckenwinkel
$h_b$		Emissionskoeffizient
$\eta$	$\text{N s/m}^2$	Dynamische Viskosität
$\kappa_{\text{Fluid}}$	$\text{N s/m}^2$	Dynamische Viskosität in der Mitte des Strömungsquerschnitts
$\kappa_{\text{Wand}}$	$\text{N s/m}^2$	Dynamische Viskosität an der wärmeübertragenden Wand
$\vartheta$	$^\circ\text{C}$	Temperatur

$\vartheta_A$	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur beim Abkühlungsprozess
$\vartheta_E$	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur beim Aufheizprozess
$\vartheta_F$	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur des Fluids an der Kühlkanalwand
$\vartheta_{\text{Fluid}}$	$^{\circ}\text{C}$	Fluidtemperatur
$\vartheta_{\text{Fluid, Auslauf}}$	$^{\circ}\text{C}$	mittlere Auslauftemperatur des Fluids
$\vartheta_{\text{Fluid, Einlauf}}$	$^{\circ}\text{C}$	mittlere Einlauftemperatur des Fluids
$\vartheta_{\text{IR}}$	$^{\circ}\text{C}$	Strahlungstemperatur der IR-Thermographiekamera
$\vartheta_{\text{SE}}$	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur unter der Schneidenecke
$\vartheta_{\text{Sp}}$	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur auf der Spanfläche
$\vartheta_{\text{Sp,max}}$	$^{\circ}\text{C}$	Maximaltemperatur auf der Spanfläche
$\vartheta_W$	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur an der Kühlkanalwand
$\Delta\vartheta_{\text{ln}}$	$^{\circ}\text{C}$	logarithmische Temperaturdifferenz
$\vartheta_u$	$^{\circ}\text{C}$	Umgebungstemperatur
$\vartheta_w$	$^{\circ}\text{C}$	wahre Temperatur an der Messstelle
$\vartheta_0$	$^{\circ}\text{C}$	Raumtemperatur
$\vartheta_{(2n)}$	$^{\circ}\text{C}$	stationäres Temperaturminimum im unterbrochenen Schnitt
$\vartheta_{(2n+1)}$	$^{\circ}\text{C}$	stationäres Temperaturmaximum im unterbrochenen Schnitt
$n_r$	$^{\circ}$	Einstellwinkel der Hauptschneide
$\alpha$	$\text{W}/(\text{m K})$	Wärmeleitkoeffizient
$\alpha_F$	$\text{W}/(\text{m K})$	Wärmeleitkoeffizient des Fluids
$\alpha_r$		Rohrreibungszahl
$\alpha_s$		Neigungswinkel
$\mu_G$		Reibzahl Gewinde
$\mu_K$		Reibzahl Schraubenkopf
$\nu$	$\text{m}^2/\text{s}$	Kinematische Viskosität
$\nu_Q$		Querkontraktionszahl
$\nu_1$		Querkontraktionszahl der Wendeschneidplatte
$\nu_2$		Querkontraktionszahl von Stahl
$\xi_i$		Einlaufwiderstandszahl in das Rohrelement i
$\Pi$	J	Elastisches Potential einer Struktur
$\Pi_a$	J	Potential der äußeren Kräfte
$\Pi_i$	J	Formänderungsarbeit der Struktur
$\Omega$	sr	Raumwinkel

$u$	$\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$	Dichte
$u_r$		Reflexionskoeffizient
$\sigma$	$\text{N}/\text{mm}^2$	Normalspannung
$\sigma_s$		Strahlungskonstante der Oberfläche eines schwarzen Strahlers
$\sigma_{\text{zul(Druck)}}$	$\text{N}/\text{mm}$	Zulässige Druckspannung
$\sigma_{\text{zul(Zug)}}$	$\text{N}/\text{mm}$	Zulässige Zugspannung
$\sigma_1$	$\text{N}/\text{mm}^2$	Maximale Hauptspannung
$\sigma_{\delta B}$	$\text{N}/\text{mm}$	Druckfestigkeit
$\underline{\sigma}$	$\text{N}/\text{mm}^2$	Vektor der Spannungen
$w$	$\text{N}/\text{mm}^2$	Schubspannung
$w_A$		Außereingriffszeitkonstante
$w_E$		Eingriffszeitkonstante
$w_T$		Transmissionskoeffizient

### Abkürzungen

CAD	Computer Aided Design
CFD	Computational Fluid Dynamics
ChemG	Chemikalien Gesetz
CNC	Computerized Numerical Control
DIN	Deutsches Institut für Normung
ECC	European Consumer Centre
FEM	Finite Elemente Methode
HM	Hartmetall
HSS	Hochleistungsschnellarbeitsstahl
ISO	International Organization for Standardization
KM	Kolkmittenabstand
KSS	Kühlschmierstoff
KT	Kolktiefe
MAK	Maximale Arbeitsplatzkonzentration
PCB	Polychlorierte Biphenyle
PKD	Polykristalliner Diamant
TiN	Titannitrid
TiCN	Titancarbonitrid

TiAl	Titanaluminiumnitrid
TRGS	Technische Regeln für Gefahrenstoffe
VB	Verschleißmarkenbreite
WGK	Wassergefahrenklasse
WHG	Wasserhaushaltsgesetz

## 1 Einleitung

Die Zerspantechnik hat die Zielsetzung, Werkstücke in den vorgeschriebenen Toleranzen und Oberflächengüten bei einer geforderten Stückzahl mit einem möglichst geringen Kostenaufwand herzustellen. Um dieses Ziel zu erreichen, werden oftmals Kühlschmierstoffe verwendet, die den Zerspanprozess aufgrund ihrer spezifischen Eigenschaften unterstützen oder aber erst ermöglichen.

Kühlschmierstoffe reduzieren im Allgemeinen die thermische Belastung und damit auch den Verschleiß der am Zerspanprozess beteiligten Werkzeuge. Bei der Zerspanung mit Kühlschmierstoffen kommt es zur Ausbildung einer reibungsreduzierenden Trennschicht zwischen Werkzeug und zu zerspanendem Werkstoff. Zum Einen wird dadurch dem Verschleiß durch Adhäsion und Abrasion entgegengewirkt und zum Anderen die Rauheit der bearbeiteten Oberfläche verringert. Weiterhin führen Kühlschmierstoffe die bei der Zerspanung freiwerdende Wärme von Werkstück und Maschine ab. Wärmedeformationen von Komponenten innerhalb der Werkzeugmaschine werden reduziert, so dass sich Toleranzen leichter einhalten lassen. Darüber hinaus unterstützt die Spülfunktion der Kühlschmierstoffe den Abtransport der Späne.

Bei der Anwendung von Kühlschmierstoffen werden zunehmend ökologische und wirtschaftliche Aspekte bedeutender. Das wird insbesondere begünstigt durch einen steigenden Kostendruck in der Fertigung sowie durch Fragen zur Umweltverträglichkeit, zur gesundheitlichen Belastung der Mitarbeiter und zur Entsorgung von Produktionsrückständen. Diese Rahmenbedingungen stellen für die Industrie und Forschung neue Herausforderungen wie die Erhöhung der Nutzungsdauer von Kühlschmierstoffen und/oder deren reduzierte Verwendung bis hin zu Trockenbearbeitung dar.

Unter Trockenbearbeitung wird der vollständige Verzicht auf Fertigungshilfsstoffe mit kühlender und schmierender Wirkung verstanden. Das entscheidende Merkmal in der Trockenbearbeitung ist das Entfallen der primären Kühlschmierstofffunktionen. Dies hat zur Folge, dass sich während des Zerspanprozesses Reibungs- und Adhäsionsvorgänge zwischen Werkzeug und Werkstoff verstärken. Das Resultat ist unter anderem eine wesentlich kürzere Standzeit der Werkzeuge. Somit sind der Trockenbearbeitung bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide noch Grenzen gesetzt, die oftmals eine praxisnahe und

wirtschaftliche Anwendung verhindern. Um diesem entgegenzuwirken, entstand der Forschungsansatz dieser Arbeit: Das Wirkungsverhalten von Werkzeugen mit einem geschlossenen Innenkühlsystem experimentell zu untersuchen und zerspanungstheoretisch zu begründen.

Zunächst werden die Grundlagen für den Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems im Zerspanwerkzeug, das den Anforderungen einer Trockenbearbeitung entspricht, am Beispiel des Drehens erarbeitet. Es soll unter Beibehaltung der Primärfunktion des Kühlens eine wirtschaftliche spanende Fertigung ermöglicht werden. Hierzu werden technologische Untersuchungen des Drehens mit geschlossenem Innenkühlsystem durchgeführt. Um eine Basis für die Optimierung des geschlossenen Innenkühlsystems zu schaffen, wird die thermische Belastung des Zerspanwerkzeugs mittels analytischer Ansätze der Strömungslehre und Wärmeübertragung sowie mit Hilfe der CFD (Computational Fluid Dynamics) modelliert und simuliert. Die Verifizierung des erstellten Modells erfolgt durch den Vergleich der Simulationsergebnisse mit den bei experimentellen Zerspanuntersuchungen gemessenen Werten. Anhand der Simulation werden Optimierungsmöglichkeiten des geschlossenen Innenkühlsystems erarbeitet. Auf dieser Basis wird eine Konstruktionsvariante entwickelt, die eine weitere Standzeiterhöhung ermöglichen soll. Darüber hinaus wird ein FEM (Finite Elemente Methode)-Modell entwickelt, welches die mechanischen und thermischen Belastungen des Werkzeugs berücksichtigt. Untersuchungsziel ist die Analyse der mechanischen Stabilität des Werkzeugs und das Aufzeigen von Schwachstellen bei Integration des Kühlsystems in das Werkzeug. Das FEM-Modell soll eine der Festigkeit des verwendeten Werkzeugs entsprechende geometrische Dimensionierung des Innenkühlsystems ermöglichen.

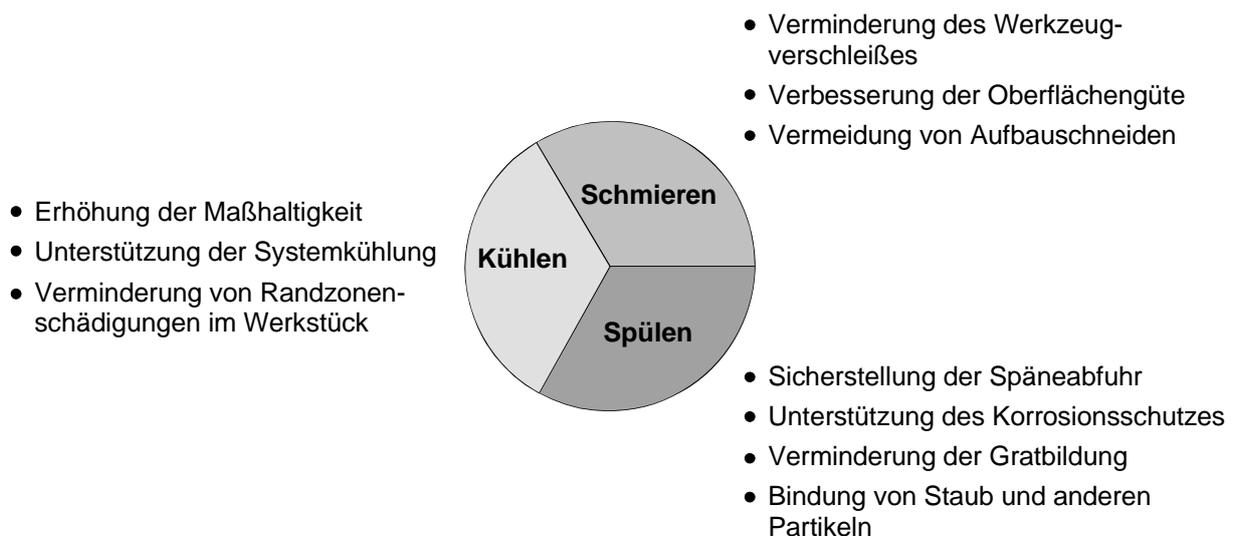
Insgesamt untersucht diese Arbeit das Leistungspotenzial beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem. Die Entwicklung der CFD- und FEM-Modelle schafft eine Grundlage für weitere Untersuchungen und Optimierungen von geschlossenen Innenkühlsystemen bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide. Darüber hinaus werden Optimierungsansätze auf Basis der Simulationsergebnisse vorgestellt.

## 2 Stand der Technik

### 2.1 Kühlschmierstoffe

#### 2.1.1 Funktionen von Kühlschmierstoffen

Beim Spanen mit geometrisch bestimmter Schneide haben Kühlschmierstoffe als Fertigungshilfsmittel eine Vielzahl von Aufgaben. Hierzu gehört das Abführen der bei der Metallbearbeitung entstehenden Verformungs- und Reibungswärme, das Kühlen, sowie das Vermindern der Reibung an den Berührungstellen zwischen Werkzeug und Werkstück bzw. Werkzeug und Span, das Schmieren. Darüber hinaus haben Kühlschmierstoffe bei einigen Verfahren, wie z. B. dem Bohren, die zusätzliche Aufgabe der Späneabfuhr, das Spülen. Die drei Hauptfunktionen von Kühlschmierstoffen sind in **Bild 2.1** dargestellt.



**Bild 2.1:** Hauptfunktionen von Kühlschmierstoffen

Neben den genannten Hauptfunktionen erfüllen Kühlschmierstoffe bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide prozessspezifische Funktionen, die sich nicht auf die Wirkzone zwischen Werkzeug und Werkstück beziehen. Hierzu gehört neben der Verbesserung der Späneabfuhr in der Werkzeugmaschine auch die Systemkühlung. Diese umfasst die Vermeidung einer zu starken Aufheizung der Werkstücke, wodurch deren Ausdehnung möglich wäre, sowie die Senkung der thermischen Belastung des Werkzeug-

halters und die Kühlung und Temperierung der Werkzeugmaschine. Zusätzlich werden von Kühlschmierstoffen neben den tribologischen und technologischen Aufgaben auch das Reinigen und der Korrosionsschutz von Werkstück, Werkzeug und Werkzeugmaschine übernommen. Zu berücksichtigen sind bei der Auswahl von Kühlschmierstoffen Wirtschaftlichkeitsaspekte sowie Forderungen bezüglich des Gesundheits-, Arbeitsplatz- und Umweltschutzes [WEI99].

Ausgehend von den Funktionen eines Kühlschmierstoffes für die Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide, können die folgenden Anforderungen an einen Kühlschmierstoff formuliert werden [DEG93]:

- Gute Kühlwirkung, die vom Wärmeleitvermögen und der Benetzungsfähigkeit der Flüssigkeit abhängt,
- Gute Schmierfähigkeit,
- Rostschützende bzw. -mindernde Wirkung,
- Unschädlichkeit in physiologischer Hinsicht (nicht gesundheitsschädigend),
- Beständigkeit bei längerer Lagerung (Kälte- und Hitzebeständigkeit, chem. Stabilität),
- Emulgierbarkeit (bei Bohr- und Schleifölen) sowie
- Unschädlichkeit gegenüber Lacken, Farben, Kunststoffen (z. B. Anstriche und Dichtungen).

Die Auswahl des geeigneten Fluids (z. B. Fettalkohole, Ester, Mineralöle und Emulsionen) hängt entscheidend von der Bearbeitungsaufgabe ab und ist Gegenstand verschiedener Forschungsvorhaben. Inwieweit die einzelnen Funktionen von Kühlschmierstoffen durch verschiedene Medien abgedeckt werden können, wird in **Tabelle 2.1** dargestellt [KLO96a].

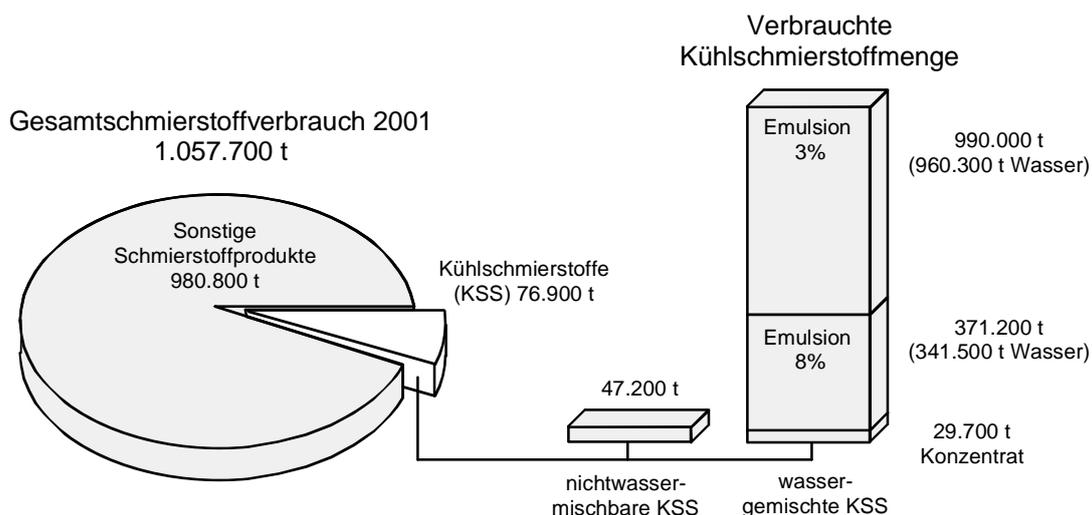
**Tabelle 2.1: Erfüllung der Funktionen der Kühlschmierstoffe durch unterschiedliche Medien**

[KLO96a]

Medium / KSS-Funktion	Kühlung	Schmierung	Spantransport
Emulsion	sehr gut	gut	sehr gut
Öl	gut	sehr gut	gut
Druckluft	bedingt	keine	bedingt

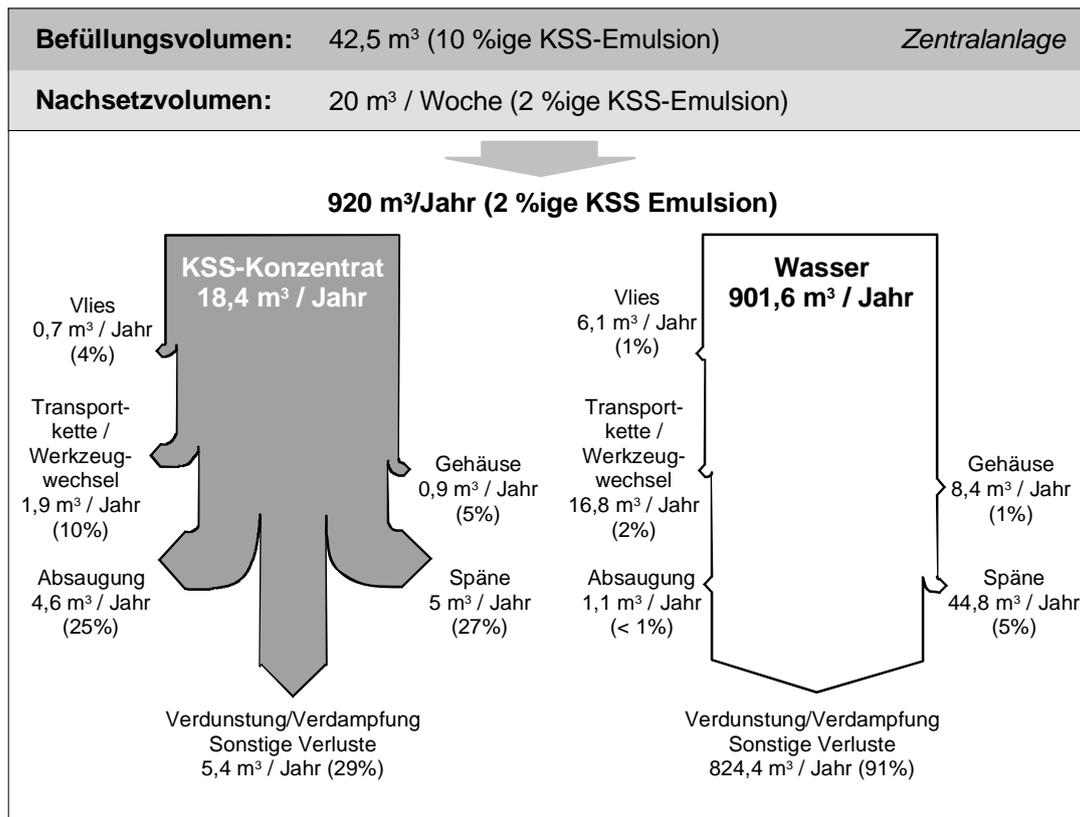
## 2.1.2 Gefahrenpotenziale beim Einsatz von Kühlschmierstoffen

Wie zuvor dargestellt haben Kühlschmierstoffe für die Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide eine wichtige Funktion. Trotzdem muss deren Nutzung zunehmend neu bewertet werden. Entscheidend sind die Kosten von Kühlschmierstoffen und die resultierenden Umwelt- und Gesundheitsbelastungen. Ausmaß und Bedeutung der Thematik werden bei Betrachtung des Verbrauchs an Kühlschmierstoffen ersichtlich. In der Bundesrepublik Deutschland werden jährlich etwa 80.000 Tonnen Kühlschmierstoffe verbraucht [BAW02]. Dabei liegt der Anteil der wassermischbaren Produkte bei etwa 40 %. Versetzt man das Kühlschmierstoffkonzentrat mit Wasser zu einer Emulsion, so ergibt sich je nach Konzentration eine Emulsionsmenge in der Größenordnung von 371.000 t (8 %ige Emulsion) bis 990.000 t (3 %ige Emulsion), siehe **Bild 2.2** [BAW02].



**Bild 2.2:** Verbrauch an Kühlschmierstoffen in der Bundesrepublik Deutschland im Jahr 2001 [BAW02]

Von besonderer Bedeutung für die Umweltbelastung ist in diesem Zusammenhang der hohe Wasserverbrauch zur Aufbereitung der 3 bis 8 %igen Kühlschmierstoffemulsion. Geht man von einer durchschnittlichen Konzentration des Kühlschmierstoffes von 5 % in der Emulsion aus, so werden pro Jahr etwa 0,6 Mrd. Liter Wasser bei der Herstellung von Kühlschmierstoffemulsionen verbraucht. Unberücksichtigt bei dieser Schätzung bleiben Austrags- und Verdampfungsverluste [ROT01]. In welcher Form diese sogenannten Ausschleppverluste anfallen wird in **Bild 2.3** dargestellt.



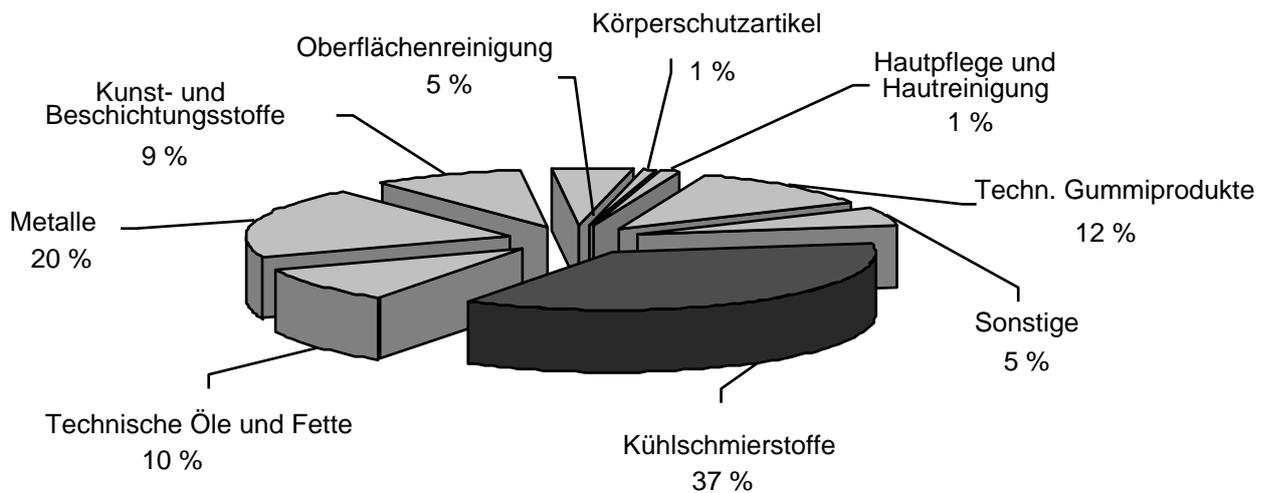
**Bild 2.3:** Emulsionsverluste an einer Transferstraße zur Getriebegehäusefertigung [THA98, WEI95]

Zur Quantifizierung dieser Verluste wurde von WEINERT und THAMKE eine Untersuchung an einer Transferstraße zur Fertigung von Getriebegehäusen exemplarisch durchgeführt [THA98, WEI95]. Die Kühlschmierstoffversorgung der Transferstraße erfolgte über eine Zentralschmieranlage, deren Befüllungsvolumen bei 42,5 m<sup>3</sup> lag, mit einer 10 %igen Kühlschmierstoffemulsion. Um die Emulsionsverluste zu kompensieren sowie die notwendigen technologischen Eigenschaften beizubehalten, mussten pro Woche etwa 20 m<sup>3</sup> einer 2 %igen Emulsion zugeführt werden. Pro Jahr ergibt dies eine Verlustmenge von 18,4 m<sup>3</sup> des reinen Kühlschmierstoffes sowie einen mitanfallenden zusätzlichen Wasserverbrauch von 901,6 m<sup>3</sup>. Ausgehend von dem zuvor genannten Befüllungsvolumen der Zentralschmieranlage, liegen die Ausschleppverluste mit einem Faktor von 21,6 über dem eigentlichen Befüllungsvolumen.

Insbesondere sind die in dem Beispiel in **Bild 2.3** dargelegten 29 % der Ausschleppverluste in Form von Verdunstungen und Verdampfungen von Bedeutung. Diese führen zu einer direkten gesundheitlichen Belastung des Personals an den Fertigungseinrichtungen sowie zu einer

Belastung der Umwelt. Der Einsatz von Kühlschmierstoffen sollte daher auch immer vor dem Hintergrund der Belastung der Umwelt und der gesundheitlichen Gefährdung des Menschen gesehen werden.

Bei der gesundheitlichen Belastung des Menschen durch Kühlschmierstoffe kann unterschieden werden zwischen Haut-, Atemwegs- und Krebserkrankungen [BYR94, KÖN93]. Welches Ausmaß Kühlschmierstoffe als Ursache für Allergien hat zeigt **Bild 2.4**.



**Bild 2.4:** Ursachen für Allergien bei Angestellten und Arbeitern in der metallverarbeitenden Industrie [MBG99]

Nach dem Ergebnis einer Studie der Metall-Berufsgenossenschaft nahm der Anteil von Kühlschmierstoffen bei den Ursachen für Allergien kontinuierlich zu. 1999 lag dieser Anteil bei 37 % [MBG99]. In den meisten Fällen wurden die Allergien durch einen Kontakt mit der Haut verursacht. Das Resultat können einfache allergische Hautreaktionen in Form von Rötungen und Reizungen der Haut sein. Diese können allerdings auch so weit führen, dass es zu einer dauerhaften Schädigung des Säureschutzmantels der Haut kommt [WOL93]. In Anlehnung an die Ergebnisse verschiedener Untersuchungen sind über 30 % aller berufsbedingten Hautkrankheiten auf die in der Produktion verwendeten Fertigungshilfsstoffe zurückzuführen [BGS93, IGM90]. Im Zeitraum von 1980 bis 1990 stieg die Anzahl der schweren oder wiederholten Hauterkrankungen, die bei der Berufsgenossenschaft angezeigt wurden, von 11.000 Fällen auf 18.750 Fälle [MAN93, WEC96].

Weitere gesundheitliche Gefährdungen werden beim Einsatz von Kühlschmierstoffen insbesondere durch die bereits genannten Ausschleppverluste in Form von Verdunstungen und Verdampfungen verursacht. Die Folge können schwere Atemwegserkrankungen sein, die durch das Einatmen von Kühlschmierstoffen über einen längeren Zeitraum verursacht wurden. Aufgrund dieser Tatsache wurde vom Berufsgenossenschaftlichen Institut für Arbeitswissenschaft (BIA) eine Empfehlung für die maximal zulässige Arbeitsplatzkonzentration für Schmierstoffnebel und -dämpfe ausgesprochen. Der dabei maximal zulässige Kühlschmierstoffnebelanteil ist bei  $5 \text{ mg/m}^3$  Luft festgelegt worden [MAN98]. Dieser Empfehlungswert wurde 1996 in rechtsverbindliche MAK-Werte überführt. In Anlehnung an die TRGS 102 und die TRGS 900 liegt die Grenzkonzentration für Kühlschmierstoffe bei  $10 \text{ mg/m}^3$ . [KLE94, TRG96].

Hinsichtlich der gesundheitlichen Belastung konnten sogar krebserregende Reaktionsprodukte in Kühlschmierstoffen nachgewiesen werden. Zu diesen Stoffen gehören unter anderem Nitrosamine, die über die Haut oder über die Atmung aufgenommen werden. Untersuchungen zeigten, dass selbst der Verzicht auf die für eine Nitrosaminbildung ursächlichen Ausgangsstoffe eine solche nicht verhindern konnte. Es besteht somit eine Möglichkeit der Einschleppung von Nitrosaminen in den Kühlschmierstoffkreislauf [KÖN93].

Die Umweltbelastung durch Kühlschmierstoffe kann während der Lagerung und der Verwendung von Kühlschmierstoffen erfolgen sowie durch die notwendige Entsorgung der Kühlschmierstoffe nach ihrer Nutzung entstehen.

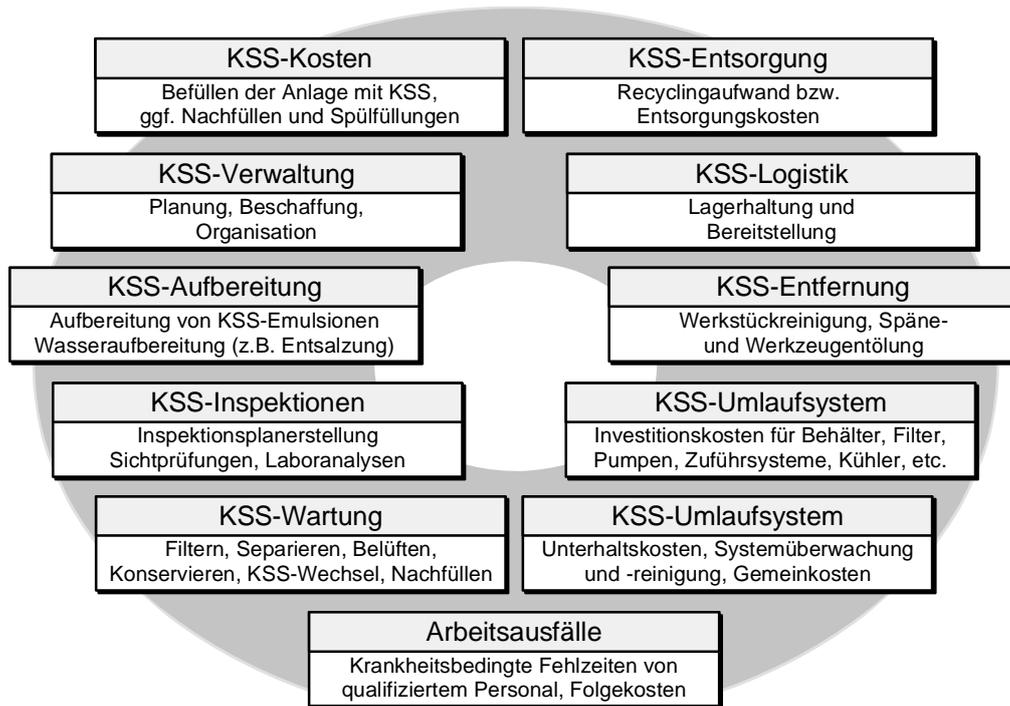
Um eine Belastung der Umwelt durch Kühlschmierstoffe zu vermeiden, werden dem Anlagenbetreiber Schutzmaßnahmen vorgeschrieben, die sich nach der Wassergefährdungsklasse des verwendeten Kühlschmierstoffes richten. Diese Klassen sind im Wasserhaushaltsgesetz festgelegt. Mineralöl und mineralöhlhaltige Produkte, somit auch Kühlschmierstoffe, gehören nach dem Wasserhaushaltsgesetz zu den wassergefährdenden Stoffen. Je nachdem, wie hoch das Gefährdungspotenzial für die Umwelt ist, erfolgt eine Einteilung in vier Klassen (WGK0 bis WGK3). Die Zuordnung von Kühlschmierstoffemulsionen erfolgt beispielsweise in die WGK3, also in die Gruppe der stark wassergefährdenden Stoffe [FRE93].

Hinsichtlich der Standzeit von Kühlschmierstoffen kann zwischen den wassermischbaren und nicht wassermischbaren Produkten unterschieden werden. Die wassermischbaren Kühlschmierstoffe haben verglichen mit den nichtwassermischbaren eine kürzere Standzeit, die zwischen einigen Wochen und mehreren Jahren betragen kann. Dies hängt damit zusammen, dass durch einen möglichen Bakterienbefall die gewünschten Eigenschaften des Kühlschmierstoffes nicht mehr gegeben sind, weshalb der Kühlschmierstoff erneuert werden muss. Bei nichtwassermischbaren Kühlschmierstoffen liegt keine Bildung von Mikroorganismen vor [GRO93]. Sie unterliegen, wie auch die wassermischbaren Kühlschmierstoffe, während ihres Gebrauchs einer zunehmenden Belastung durch Fremdstoffe wie Späne, Fremdöle oder Zersetzungsprodukte infolge eines Alterungsprozesses [KÖN93].

Nach dem Ende ihrer Standzeit müssen Kühlschmierstoffe kostenintensiv entsorgt werden. Aufgrund ihres Ölanteils werden Kühlschmierstoffe dabei als Sondermüll deklariert. In Abhängigkeit von ihrer Beschaffenheit und ihrer Zusammensetzung werden Kühlschmierstoffe entweder wiederaufbereitet oder einer Verbrennung zugeführt. Bei wassermischbaren Kühlschmierstoffen ist ein zusätzlicher Aufwand erforderlich. Der Ölanteil muss hierbei zunächst vom Wasseranteil getrennt werden. Dies wird durch eine Ultrafiltration realisiert. Das Wasser kann dann wieder aufgearbeitet werden, während der Ölanteil entweder wiederaufbereitet oder einer Verbrennung zugeführt wird. Für den Fall, dass Kühlschmierstoffe einen Gesamtchlorgehalt von über 0,2 % oder auch einen PCB-Gehalt von über 20 ppm aufweisen, ist eine Entsorgung in Sondermüll-Verbrennungsanlagen notwendig [KÖN93]. Die Umwelt wird somit sowohl beim Gebrauch als auch bei der Entsorgung von Kühlschmierstoffen belastet.

### **2.1.3 Kosten für den Einsatz von Kühlschmierstoffen**

Bei der Bewertung des Kühlschmierstoffeinsatzes sind neben den Gesichtspunkten der Umweltbelastung und der gesundheitlichen Gefahr für den Menschen auch die zunehmenden Kosten für Kühlschmierstoffe und deren Entsorgung zu berücksichtigen. Eine Übersicht der einzelnen Kosten, die zur Ermittlung der Gesamtkosten für den Einsatz von Kühlschmierstoffen relevant sind, zeigt **Bild 2.5**.



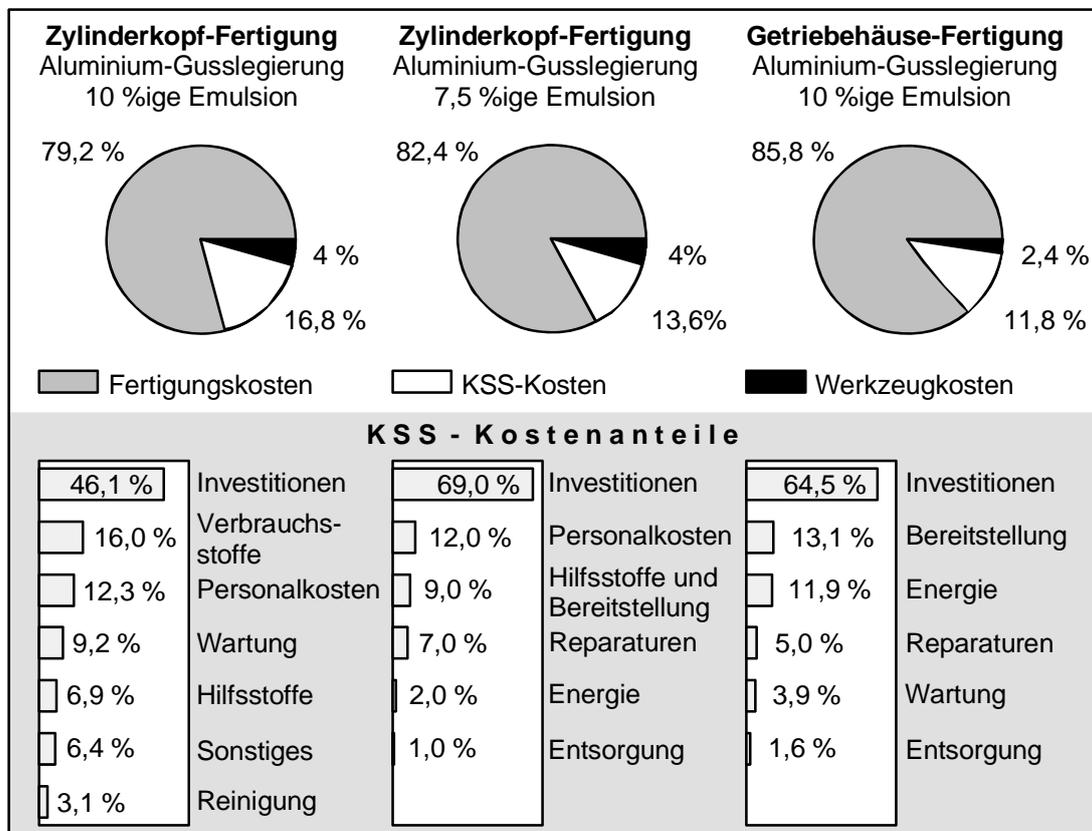
**Bild 2.5:** Kosten für den Einsatz von Kühlschmierstoffen [KIE92, MAN79, ROT01]

Ausgehend von den vielfältigen Kostenbestandteilen beim Einsatz von Kühlschmierstoffen in der Fertigung, ist es schwierig, allgemeingültige Aussagen über deren gesamten finanziellen Aufwand zu treffen. Bezogen auf die gesamten Herstellkosten ist der Anteil der Kühlschmierstoffkosten jedoch im Wesentlichen von den folgenden Faktoren abhängig [WEI99]:

- Größe des Unternehmens,
- Fertigungsstruktur,
- Werkstückgeometrie und
- Art der Kühlschmierstoffversorgung.

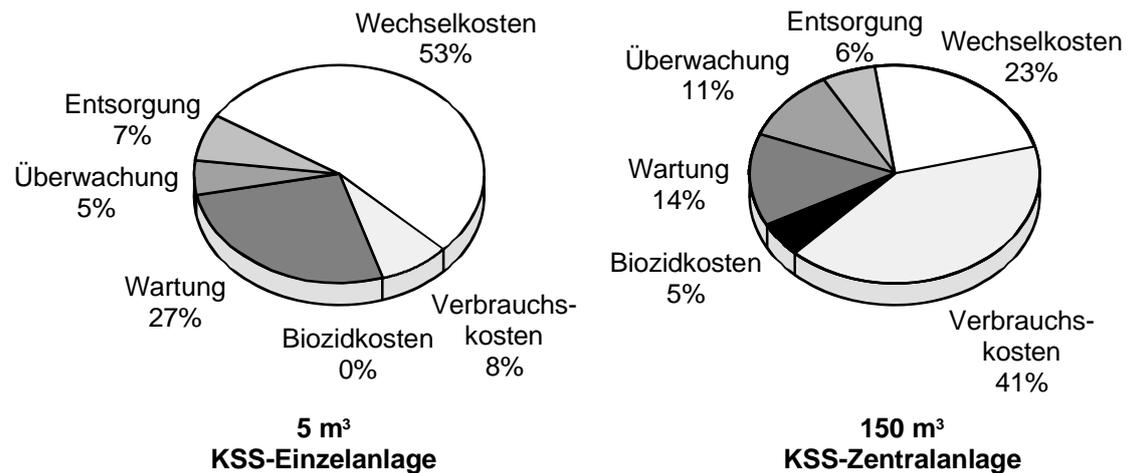
Eine umfassende Darstellung der Zusammensetzung und der absoluten Beträge der einzelnen Kosten in Abhängigkeit der genannten Faktoren ist nicht ohne weiteres möglich. Allerdings soll anhand von Beispielen aus der Automobilindustrie dargestellt werden, welches Ausmaß die Kosten für die Verwendung von Kühlschmierstoffen annehmen können. In **Bild 2.6** sind die relativen Kosten für den Einsatz von Kühlschmierstoffen bei verschiedenen Automobil-Herstellern dargestellt. Bei den zu Grunde gelegten gefertigten Bauteilen handelt es sich um komplexe prismatische Bauteile wie Zylinderkopf, Kurbel- oder Getriebegehäuse. Die

Versorgung der Werkzeugmaschinen mit Kühlschmierstoffen erfolgt über eine Zentralanlage [SCH97].



**Bild 2.6:** Relative Kosten für den Einsatz von Kühlschmierstoffen bei verschiedenen Automobil-Herstellern [SCH97]

Anhand der Beispiele ist ersichtlich, dass der Anteil der Kühlschmierstoffkosten zwischen 11,8 % und 16,8 % der Fertigungsgesamtkosten und somit ein Mehrfaches der Werkzeugkosten beträgt. Im Wesentlichen werden die Kühlschmierstoffkosten dabei von den Investitionskosten sowie den Kosten für das Personal bestimmt. Diese Zahlen, die vergleichbar für die Großindustrie gelten, lassen sich jedoch nicht in gleichem Maße auf klein- und mittelständische Unternehmen übertragen. Hier liegt eine andere Zusammensetzung der Fertigungskosten vor. Bei kleinen Unternehmen mit einzeln versorgten Maschinen und teuren Sonderwerkzeugen liegen die Kühlschmierstoffkosten nur bei etwa 1 - 5 % der Fertigungsgesamtkosten [WEI99]. In **Bild 2.7** ist hierzu ein Vergleich der Kühlschmierstoffkosten bei einzeln versorgten Maschinen und einem Zentralsystem dargestellt [KIE98].



**Bild 2.7:** Vergleich der Kühlschmierstoffkosten bei einzelversorgten Maschinen und einem Zentralsystem [KIE98]

Durch diese Gegenüberstellung ist erkennbar, dass die Kühlschmierstoffkosten nicht pauschal bewertet werden können, sondern immer speziell erfasst werden müssen. In jedem dargestellten Fall haben die Kühlschmierstoffkosten einen hohen Anteil an den Fertigungskosten. Dieser Anteil beträgt bis zu etwa 17 % und überschreitet die Kosten für die notwendigen Werkzeuge um ein Mehrfaches. Insgesamt ergibt sich ein erhebliches Kostenreduzierungspotenzial, falls es gelingt bei konstanten Werkzeugkosten, auf die Verwendung von Kühlschmierstoffen zu verzichten. Dadurch könnte ein wesentlicher Beitrag zum wirtschaftlichen Erfolg des Unternehmens geleistet werden.

## 2.2. Reduzierung und Vermeidung von Kühlschmierstoffen

### 2.2.1 Gründe für die Reduzierung und Vermeidung von Kühlschmierstoffen

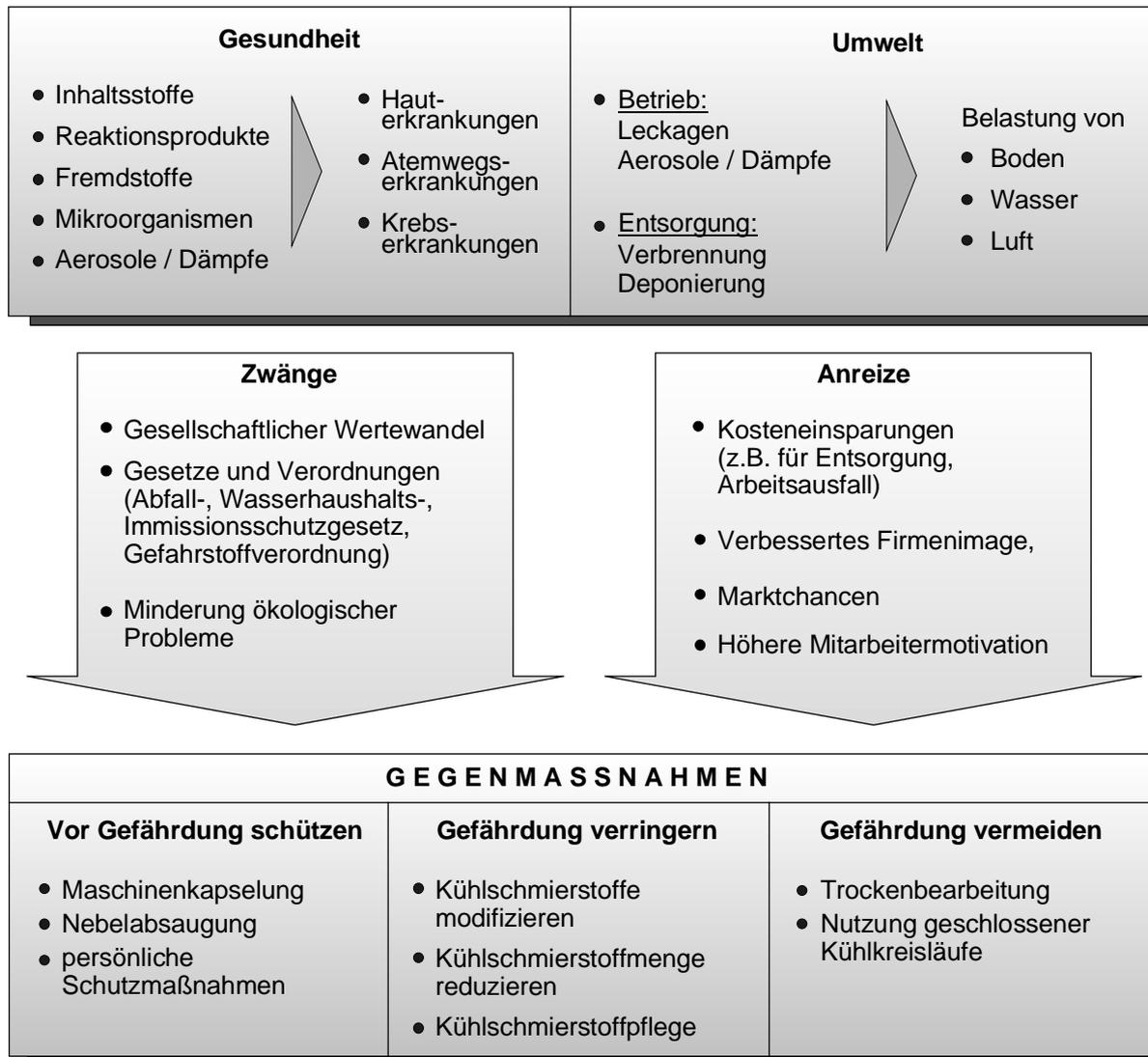
Die wesentlichen Gründe für die Reduzierung und die Vermeidung von Kühlschmierstoffen sind die Umwelt- und Gesundheitsbelastung. Vor dem Hintergrund der heutigen Rahmenbedingungen ist zu beachten, dass der Umweltschutz ein gesellschaftliches Ziel von zentraler Bedeutung ist, das das staatliche, privatwirtschaftliche und individuelle Handeln in immer stärkerem Maße beeinflusst. Der Umweltgedanke wird damit in nahezu allen Bereichen zu einem übergeordneten Leitbild [SPU95]. Mit dem zunehmenden Umweltbewusstsein der Bevölkerung werden in stärkerem Maße auch Produktionsbetriebe unter ökologischen

Aspekten betrachtet. Diese Rahmenbedingungen prägten den Begriff „saubere Produktion“ [KÖN93]. Die veränderten Rahmenbedingungen, unterstützt vom gesellschaftlichen Wertewandel, spiegeln sich auch in der Gesetzgebung wieder. Hierbei haben Betriebe zunehmend strengere Auflagen hinsichtlich des Umweltschutzes zu erfüllen. Zu den wichtigsten Gesetzen, Verordnungen und Richtlinien, die den Umgang und die Entsorgung von Kühlschmierstoffe regeln, gehören die folgenden [MÜL98]:

- EU-Richtlinien (ECC Guide-Lines),
- Chemikaliengesetz (ChemG) als Rahmengesetz,
- Bundesimmissionsschutzgesetz,
- Kreislaufwirtschafts- und Abfallgesetz,
- Wasserhaushaltsgesetz (WHG),
- Gefahrstoffverordnung (GefStoffV),
- Altölverordnung,
- BG-Richtlinie ZH 1/248,
- Technische Regeln für Gefahrstoffe (TRGS),
- TA-Luft und
- TA-Abfall.

Aufgrund der Rechtsprechung und der ökologischen Anforderungen seitens der Bevölkerung sind Unternehmen daher Zwängen ausgesetzt, entsprechende Maßnahmen zu treffen, die eine Reduzierung der Belastung von Menschen und Umwelt ermöglichen.

Eine umweltgerechte Fertigung sollte jedoch nicht nur mit den ihr auferlegten Restriktionen erzwungen, sondern auch, ausgehend von den sich bietenden Anreizen, gefördert werden. Hierzu gehören mögliche Kostenreduzierungspotenziale, eine Verbesserung des Firmenimages, eine bessere Marktposition sowie eine höhere Motivation für die Mitarbeiter [BYR94, GRO93, HEI93]. In **Bild 2.8** ist die gesamte Problematik zusammenfassend dargestellt.

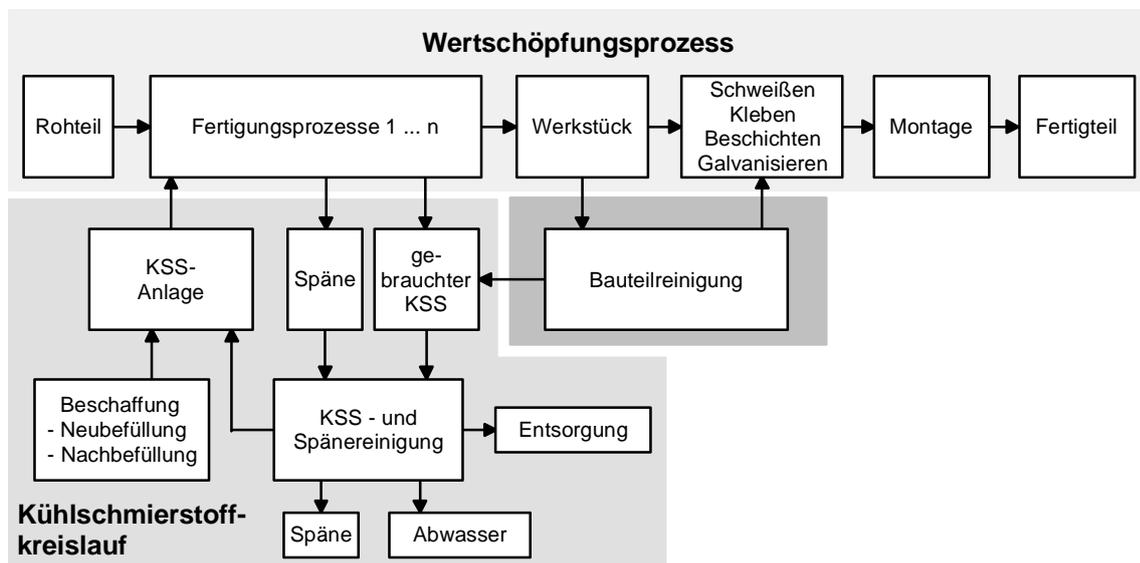


**Bild 2.8:** Gefahrenpotenzial von Kühlschmierstoffen für Mensch und Umwelt sowie Verbesserungsansätze [BRÜ96]

Einen besonderen Stellenwert innerhalb der Anreize für die Unternehmen nimmt eine Reduzierung der Fertigungsgesamtkosten ein. Diese ist für viele Unternehmen ein wichtiger Faktor, sich mit der Trockenbearbeitung auseinanderzusetzen. Wie groß das Potenzial für eine Kostenreduzierung ist, wurde bereits im vorangegangenen Kapitel dargelegt. Von wesentlicher Bedeutung für die Einsparung von Kosten ist eine neue Prozesskette, die sich bei der Trockenbearbeitung im Vergleich zur Bearbeitung mit Kühlschmierstoffen ergibt, siehe **Bild 2.9** [EIS00]. Ergänzend zu den bisherigen Kostenfaktoren ist dem **Bild 2.9** zu entnehmen, dass eine kühlsmierstoffbedingte Reinigung von Bauteilen nicht mehr notwendig ist und somit Kosten eingespart werden können.

Die wichtigsten Motivationsfaktoren für die Trockenbearbeitung gehen von den Gefährdungen von Kühlschmierstoffen aus, siehe **Bild 2.8**. Speziell den Gegenmaßnahmen, die zu einer spürbaren Abnahme der gesundheitlichen Belastung durch die Kühlschmierstoffe führen können, soll daher an dieser Stelle besondere Aufmerksamkeit gewidmet werden. Diese Gegenmaßnahmen lassen sich in drei Aufgabenfelder gliedern [BRÜ96]:

- Schutz vor der Gefährdung,
- Verringerung der Gefährdung und
- Vermeidung der Gefährdung.



**Bild 2.9:** Prozesskette vom Roh- bis zum Fertigteil mit und ohne Einsatz von Kühlschmierstoffen [EIS00]

Lösungsansätze in der Praxis konzentrierten sich bisher meist auf die ersten beiden Schwerpunkte. Unter dem Schutz vor der Gefährdung sind Maßnahmen wie z. B. die Kapselung von Maschinen und eine Nebelabsaugung zu verstehen. Auf diese Weise werden die Ausschleppverluste reduziert und somit der Kontakt des Personals mit den Kühlschmierstoffen weitgehend verhindert. Einen weiteren Beitrag zum Schutz vor der Gefährdung leisten persönliche Schutzmaßnahmen. Hierunter fallen z. B. Schutzbekleidung sowie die Reinigung und Pflege der Haut.

Bei der zweiten Gegenmaßnahme, der Verringerung der Gefährdung, kann die Reduzierung der Kühlschmierstoffbelastung insbesondere durch eine Verminderung deren Nutzung umgesetzt werden. Dabei wird die Anwendung sogenannter Mindermengen-, Minimal- oder Mikro Kühlschmiersysteme realisiert. Um Menschen und Umwelt am effektivsten vor der Belastung durch Kühlschmierstoffe zu schützen sowie die größten Kostenreduzierungs-potenziale zu realisieren, ist als dritte Gegenmaßnahme die Einführung der Trockenbearbeitung der konsequenteste Schritt. Hierbei wird auf Kühlschmierstoffe vollständig verzichtet.

### **2.2.2 Minimalmengenschmierung**

In einer Vielzahl von Anwendungsfällen kann die Trockenbearbeitung jedoch nicht eingesetzt werden. Dies hängt meist mit dem Verschleißverhalten der Werkzeuge sowie den Anforderungen an die Bauteilqualität zusammen. In diesen Fällen bildet die Minimalmengenschmierung eine Alternative. Während bei der konventionellen Kühlschmierung die Bearbeitungsstelle großflächig mit dem Kühlschmierstoff überflutet wird, versucht man bei der Minimalmengenschmierung die Kühlschmierstoffmenge in der Kontaktstelle zwischen Werkstück und Werkzeug verlustfrei zu halten. Der Bearbeitungsstelle werden dabei die minimal erforderlichen Schmierstoffmengen in Form eines Öl-Luft-Gemisches zugeführt. Durch eine Verbesserung der Schmierung zwischen Werkstück und Werkzeug werden Reibung und Temperaturen reduziert. Bei der Minimalmengenschmierung handelt es sich im Vergleich zum konventionellen Kühlschmierung um eine Verbrauchsschmierung. Der eingesetzte Kühlschmierstoff verdampft während der Bearbeitung nahezu vollständig. Im Idealfall ist es realisierbar, dass die Werkstücke die Werkzeugmaschine trocken verlassen, wodurch weitere Prozesse wie z. B. die Bauteilreinigung entfallen können [KLO96a, TÖN97].

Da neben der Aufgabe der Schmierung an der Bearbeitungsstelle oftmals eine Kühlwirkung gefordert wird, spricht man auch von Minimalmengen Kühlschmierung, die durch einen maximalen Volumenstrom des Kühlschmiermediums von 50 ml/h definiert wird. Daneben existiert der Begriff der Mindermengen Kühlschmierung, der durch einen Volumenstrom des Kühlschmierstoffs von maximal 120 ml/h definiert wird [KLO96a, KLO96b]. Als Kühl-

schmierstoffe werden für die Minimalmengenkühlschmierung folgende Basisstoffe eingesetzt [HÖR97, OPH98]:

- Konventionelle Mineralöle,
- Wassermischbare Kühlschmierstoffe,
- Natürliche Öle und Fette,
- Esteröle,
- Fettalkohole und
- Polyglykole.

Darüber hinaus können, wie auch bei der konventionellen Verwendung von Kühlschmierstoffen, deren Eigenschaften durch Additive verändert und optimiert werden. Zu diesen Additiven gehören [KLO99]:

- Reibungsverringerer,
- Verschleißschutzwirkstoffe,
- Fressschutzwirkstoffe,
- Oxidationsinhibitoren und
- Korrosionsinhibitoren.

Die mit der Minimalmengenkühlschmierung verbundene Reduzierung von Kühlschmierstoffen ermöglicht eine Kostensenkung für Kühlschmierstoffe sowie die Senkung der Gefährdung für Menschen und Umwelt. An diesen Systemen wird jedoch kritisiert, dass die Gefährdung nicht vollständig beseitigt werden kann. Da die Exposition bei den Minimalmengenkühlschmiersystemen überwiegend in Form von Aerosolen erfolgt, ist die toxikologische Wirkung problematisch [HAN00]. Ebenso sind unter gesundheitlichen und umweltgefährdenden Gesichtspunkten die Eigenschaften der Additive sowie deren Reaktionsprodukte zu berücksichtigen. Zur Vermeidung dieser Gefährdungen bleibt letztendlich nur der Verzicht auf Kühlschmierstoffe, die Trockenbearbeitung.

### 2.2.3 Trockenbearbeitung

Es hat sich gezeigt, dass sich eine Umstellung der Fertigung von der konventionellen Kühlschmierung auf die Trockenbearbeitung nicht einfach durch das „Abschalten der Kühlschmierstoffzufuhr“ realisieren lässt [WEI97]. Stattdessen ist es erforderlich, den gesamten Prozessablauf zu analysieren und die auftretenden Randbedingungen zu berücksichtigen. Dabei ist zu beachten, dass bei der Trockenbearbeitung die primären Funktionen von Kühlschmierstoffen Kühlen, Schmieren und Späneabfuhr entfallen, siehe **Bild 2.10**.



**Bild 2.10:** Auswirkungen auf den Zerspanprozess bei Wegfall der primären Funktionen des Kühlschmierstoffs [BRI96, KLO96b, THO98]

Die Folgen sind erhöhte Reibungs- und Adhäsionsvorgänge, eine höhere abzuführende Wärmemenge und eventuell der Verbleib von heißen Spänen im Arbeitsraum der Werkzeugmaschine. Insgesamt werden daher Werkstück, Werkzeug und Werkzeugmaschine thermisch höher belastet. Die Auswirkungen sind eine Beeinflussung der Bauteil- und Maschinengenauigkeit sowie eine geringere Standzeit der Werkzeuge. Die Einführung der Trockenbearbeitung erfordert somit eine angepasste Prozessauslegung, die es ermöglicht, den Wegfall der primären Kühlschmierstofffunktionen zu substituieren [RIN96, WEI97, HOC98].

Seit den 70er- und 80er-Jahren sind alternative Konzepte der Kühlung und Schmierung des Zerspanwerkzeugs Gegenstand von Überlegungen und Ansätzen. Es wurden Werkzeuge entwickelt, bei denen die Funktionen des Kühlschmierstoffs Kühlen, Spülen und Schmieren getrennt wurden. Der Schwerpunkt lag auf der Wirksamkeit der Werkzeugkühlung mit dem Ziel einer Steigerung der Werkzeugstandzeit. Zu ihrer Realisierung dieser Werkzeugkühlung wurden verschiedene Konzepte entwickelt, die im folgenden Kapitel für die Anwendung beim Drehen vorgestellt werden [JEF74, REZ87, BER89, MAE89, KAM92, KIM93].

## **2.3 Innenkühlsysteme für das Trockendrehen**

### **2.3.1 Innenkühlsysteme**

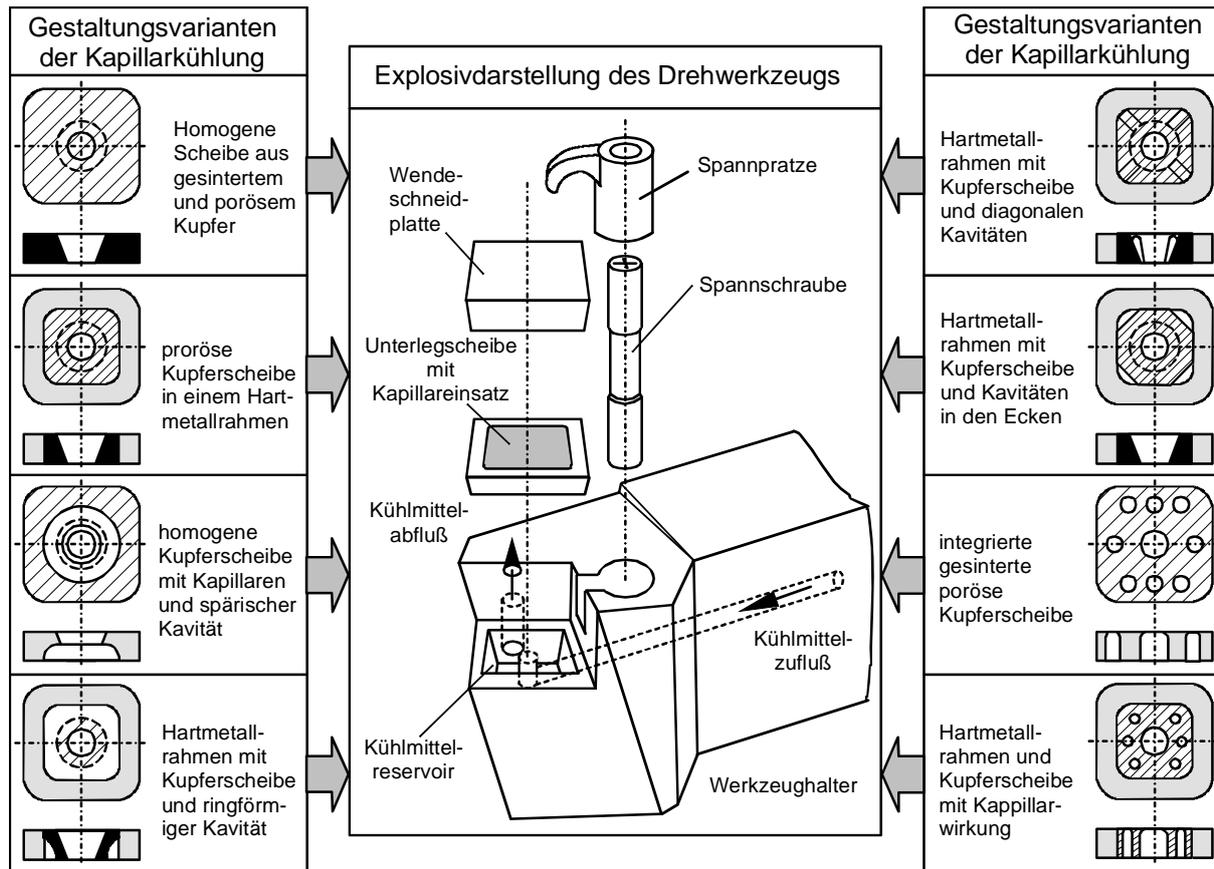
Es können beim Drehen zwei verschiedene Konzepte zur Realisierung eines Innenkühlsystems unterschieden werden: Offene Innenkühlsysteme und geschlossene Innenkühlsysteme. Als offene Innenkühlsysteme werden im Folgenden diejenigen bezeichnet, die das Kühlmittel durch eine innere Zuführung an oder in die Schneidenspitze führen. Im Gegensatz zur Innenkühlung bei verschiedenen Verfahren des Bohrens tritt dabei das Kühlmittel nicht direkt mit der Spanfläche und dem Span in Kontakt. Offen sind die Systeme deshalb, weil sie vorrangig auf die Zuführung gerichtet sind, aber das erwärmte Kühlmittel nicht wieder zurückführen sondern an den Maschinenraum abgeben. Eine kontrollierte und kontaminationsfreie Rückführung des Kühlmittels ist damit nicht gegeben. Geschlossene Innenkühlsysteme zeichnen sich dadurch aus, dass sie sowohl die Zuführung als auch die Rückführung des Kühlmittels ermöglichen. Sind diese Voraussetzungen erfüllt, entstehen geschlossene Stoffkreisläufe, die zu einer deutlichen Verringerung der Menge des einzusetzenden Kühlmittels führen. Dieses System ist vom Zerspanprozess stofflich vollständig entkoppelt und hält damit den Kühlstoffkreislauf von Verschmutzungen frei. Die Abläufe in einem geschlossenen Kühlkreislauf lassen sich demnach in die Funktionsfolge einteilen:

- Erwärmen des Kühlmittels an der Wärmequelle,
- Wärmetransport in das Kühlmittel,
- Abkühlen des Kühlmittels und
- Rücktransport des Kühlmittels an die Wärmequelle.

### 2.3.2 Offene Innenkühlsysteme

Frühe Untersuchungen zu offenen Innenkühlsystemen beim Drehen wurden von JEFFRIES und MARKS im Auftrag des Navel Ordnance Systems Command, USA, durchgeführt [JEF74]. Das offene Innenkühlsystem ist in einem Drehwerkzeug, mit Wendeschneidplatten integriert. Das Kühlmittel wird über einen Kanal axial durch den Werkzeugschaft zugeführt. Unterhalb der durch eine Spannratze befestigten quadratischen Wendeschneidplatte befindet sich ein Kühlmittelreservoir, das mit einer Austrittsöffnung versehen ist. Die Kühlung der Wendeschneidplatte erfolgt durch die übliche Auflageplatte, in deren Mitte sich bei dieser Lösung eine Art Docht bzw. Schwamm befindet. Infolge der Kapillarwirkung wird das Kühlmittel an die Unterseite der Wendeschneidplatte geführt. Eine Abbildung des Prinzips mit verschiedenen Gestaltungsvarianten ist in **Bild 2.11** dargestellt.

In die Untersuchungen wurden feinmaschiges Metallgewebe als auch gesinterte Kupfer-einsätze für verschiedene Gestaltungsvarianten einbezogen, die sich durch eine unterschiedliche Anordnung der Kühlmittelbohrungen und -kapillaren unterschieden. Als Kühlmittel wurde sowohl Emulsion als auch reines Wasser verwendet. Insgesamt konnte nachgewiesen werden, dass die Auflageplatten mit Metallgewebe im Vergleich zu den gesinterten Einsätzen eine bessere Kühlung der Schneidplatte gewährleisten. Bei einem Standzeitvergleich zwischen verschiedenen Zuführmechanismen, Schneidplattendicken und Beschichtungen wurden mit einer ca. 3,2 mm dicken TiN-beschichteten Hartmetallschneidplatte mit innerer Kühlung der Unterseite die besten Ergebnisse erzielt. Reines Wasser konnte nur bei Vorschaltung eines Entmineralisierungsfilters empfohlen werden. Dieser verhinderte das Zusetzen der Kühlkapillaren [JEF74].

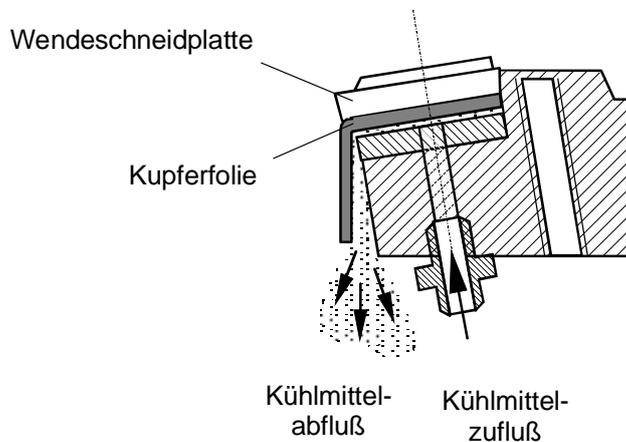


**Bild 2.11: Wendeschneidplatten-Drehwerkzeug mit offenem Innenkühlsystem [JEF74]**

Ein weiteres offenes Innenkühlsystem verwendeten BER und GOLDBLATT [BER89]. In ihren Versuchen stellten sie die Kühl- und Schmierwirkung und die Verschleißentwicklung der Werkzeuge bei der Nutzung unterschiedlicher Kühlschmierkonzepte gegenüber. Dazu wurden Werkzeuge mit oberhalb und unterhalb der Schneidplatte auftreffendem Kühlschmierstoff mit Werkzeugen unter Trockenbearbeitungsbedingungen und wärmeisolierten Werkzeugen bei der Zerspanung verglichen. Beim Kühlschmiersystem mit Zuführung von unten (undercooling) fließt das Kühlmittel durch ein Ventil in den Werkzeughalter. Unterhalb der Schneidplatte wird eine Kupferfolie durch das Kühlmittel quer angeströmt. Eine Darstellung dieses Prinzips ist in **Bild 2.12** zu finden.

Die Kupferfolie hatte innerhalb des Innenkühlsystems zwei Funktionen. Zum einen lenkte sie das Kühlwasser um und verhinderte so dessen Eindringen in die Spanbildungszone, zum anderen bewirkt das Kupfer eine verbesserte Wärmeleitung. Die Ergebnisse der Verschleißuntersuchungen zeigten, dass mit diesem System der größte Temperaturgradient und damit ein

geringerer Freiflächenverschleiß des Zerspanwerkzeugs erreichbar war. Bei der Verwendung von dünnen Wendeschneidplatten bei hohen Schnittgeschwindigkeiten konnte eine besonders große Wirkung festgestellt werden [BER89].



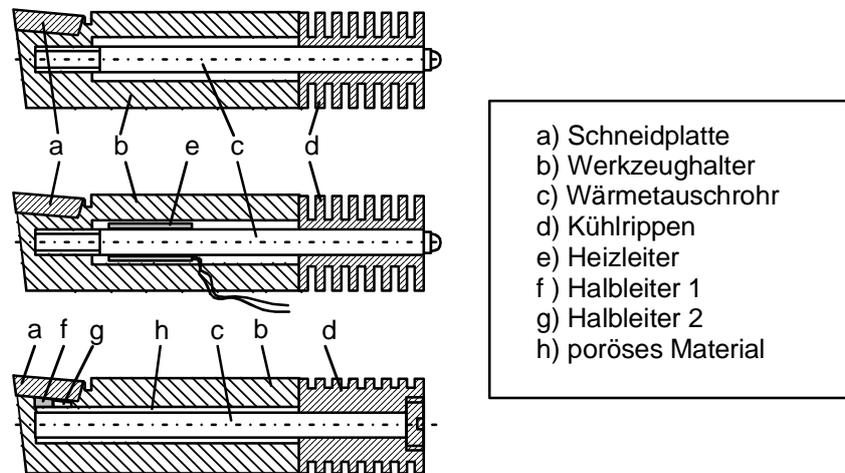
**Bild 2.12:** Offenes Innenkühlsystem für das Drehen nach BER und GOLDBLATT [BER89]

Die ersten analytischen Ansätze und numerische Berechnungen für Innenkühlssysteme beim Drehen wurden von MAEKAWA durchgeführt [MAE89]. Das offene Innenkühlsystem basierte auf einem inneren runden bzw. rechteckigen Kühlkanal. Er betrachtete in seinen analytischen Betrachtungen und numerischen Berechnungen lediglich einen zweidimensionalen Spannungsvorgang beim Drehen. Dabei wurden schwerpunktmäßig die mechanische Schwächung des Zerspanwerkzeugs und die Kühlwirkung in Abhängigkeit von der Form, den Abmessungen und der Lage des Kühlkanals zur Schneidspitze untersucht. Zur Berechnung verwendete er ein 2D-Finite Elemente Programm. Als Kühlmittel wurde Wasser mit seinen thermophysikalischen Kennwerten verwendet. MAEKAWA konnte mit seinen Berechnungsergebnissen die naheliegende Annahme bestätigen, dass die Kühlwirkung umso größer ist, je näher sich der Kühlkanal an der Spanentstehungsstelle befindet und je größer die Kühlfläche des Kanals ist [MAE89].

### 2.3.3 Geschlossene Innenkühlssysteme

Eine Variante für ein geschlossenes Innenkühlsystem liefert ein Patent von REZNIKOV und ZHIVOGLYADOV [REZ87]. Es handelt sich dabei um drei patentierte Drehwerkzeuge mit

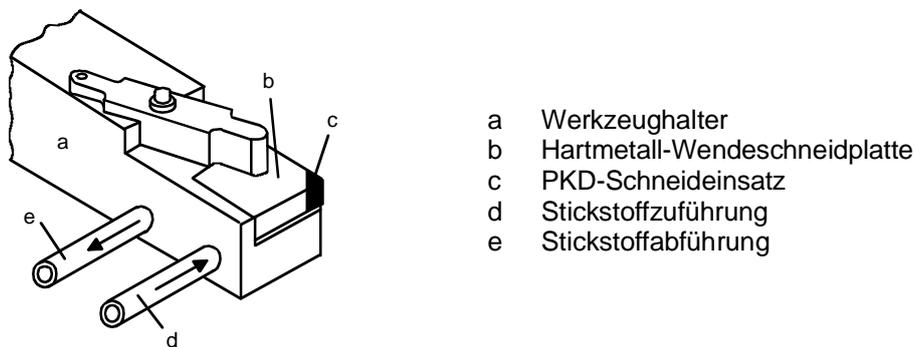
Wendeschneidplatten, die mit einem geschlossenen Innenkühlsystem ausgerüstet sind. Drei verschiedene Varianten sind in **Bild 2.13** dargestellt.



**Bild 2.13:** Geschlossenes Innenkühlsystem für das Drehen nach REZNIKOV und ZHIVOGLYADOV [REZ87]

In der Grundkonstruktion basierten alle drei Varianten auf einem klassischen Drehmeißelschaft mit einer Aufnahme für Wendeschneidplatten und einem internen Rohr. Dieses hatte die Funktion eines Wärmetauschers zwischen der Schneidplattenaufnahme und den am Ende befindlichen Kühlrippen. Da es sich bei dem integrierten Wärmetauscher um ein vollständig abgeschlossenes System handelt, sind keine Zusatzeinrichtungen an der Maschine bzw. am Werkzeughalter notwendig. Die Flüssigkeit in der Nähe des Schneidteils verdampfte während des Zerspanprozesses und kondensierte am hinteren Ende des Wärmetauschers im Bereich der Kühlrippen. Auf diese Weise wird die Wärme aus der Zerspanzone abgeleitet. Die Standzeiten lagen vom 1,8 bis zum 2,5fachen über den Standzeiten der ungekühlten Werkzeuge. Die mittlere Variante unterschied sich von der ersten Variante dadurch, dass ein zusätzliches, isoliertes Heizelement eingebracht wurde. Damit war es im Rahmen einer Prozessüberwachung möglich, die Verdampfung der Flüssigkeit im Wärmetauscher und damit die abgeführte Wärmemenge zu regulieren. Die Autoren gaben an, dass durch die Regelmechanismen eine Standzeiterhöhung der Werkzeuge gegenüber der ersten Variante von etwa 30 - 40 % verzeichnet werden konnte. Bei der dritten Variante ermöglicht das Anlegen einer konstanten Spannung durch zwei isolierte Halbleiterelemente eine erhöhte Wärmeabfuhr von der Unterseite der Schneidplatte. Durch die Nachregelung der Spannung an den Halbleitern konnte die Temperatur in der Schneidzone konstant gehalten werden [REZ87].

Eine weitere Anwendung eines geschlossenen Innenkühlsystems wurde von KIM und LEE untersucht [KIM93]. Es handelte sich um eine Sonderanwendung für die Bearbeitung von Hochleistungskeramik. Dabei wurde eine P-20 Hartmetallplatte CNMG nach ISO-Kennzeichnung mit einem gesinterten Diamantschneideinsatz (PKD) beim Drehen von Aluminiumoxid ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) eingesetzt. Die Besonderheit bestand darin, dass der Werkzeughalter, versehen mit einer Zu- und Abführung, mit flüssigem Stickstoff ( $\text{LN}_2$ ) gekühlt wurde, siehe **Bild 2.14**.



**Bild 2.14:** Drehwerkzeug mit Flüssig-Stickstoff-Kühlung nach KIM und LEE [KIM93]

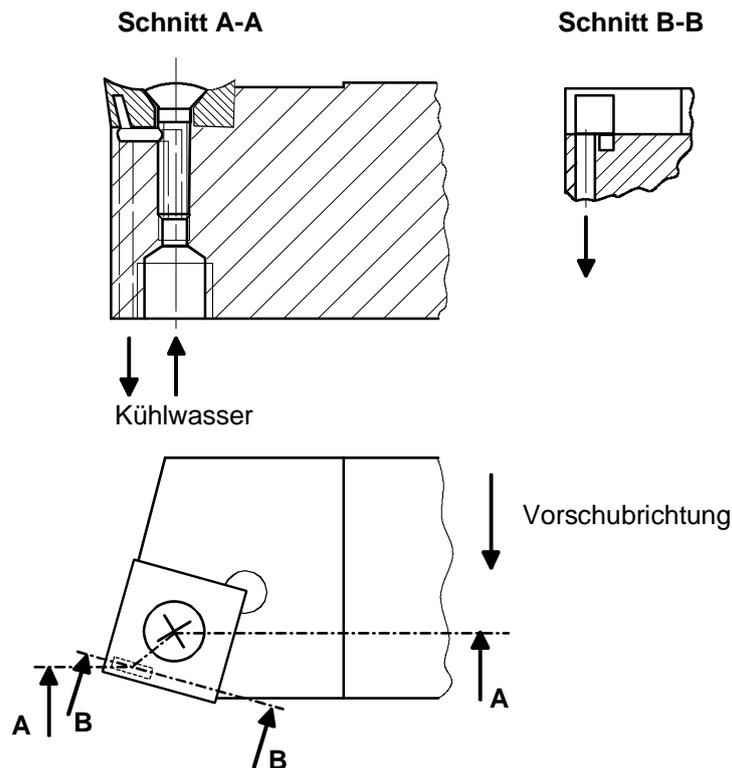
Bei den Zerspanexperimenten wurden die Temperaturen an der Schneidenspitze durch die Tieftemperatur-Innenkühlung um etwa 50 % gesenkt. Dadurch konnten die Schneidtemperaturen im PKD unterhalb der kritischen Zersetzungstemperatur des Diamanten von etwa 700 °C gehalten und die Standzeit des Werkzeugs erhöht werden [KIM93].

Bezüglich der Kühlleistung eines geschlossenen Innenkühlsystems wurde von BILLATOS eine Fallstudie mit einem geschlossenen Innenkühlsystem für das Drehen durchgeführt, bei dem die Kühlkanäle in den Werkzeughalter integriert waren. Bei den Zerspanuntersuchungen mit HSS-Werkzeugen zeigte sich, dass 70 % des Kühlungseffekts der konventionellen Kühlung durch die Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems kompensiert werden [BIL98].

KAMMERMEIER verwendete als Hilfsmittel für die Untersuchung von Hartstoffschichten ein geschlossenes Innenkühlsystem. Ziel seiner Untersuchungen anhand von PVD-beschichteten HSS-Werkzeugen war dabei die Herleitung des Zusammenhangs zwischen dem Schichtverschleiß und den physikalischen und mechanischen Schichtkenngrößen [KAM92,

KÖN91]. Hierbei wurden die Schichtsysteme Titanitrid TiN, Titancarbonitrid Ti(C,N) und Titanaluminiumnitrid (Ti,Al)N anhand von Zerspan- und Analogieuntersuchungen charakterisiert. Das geschlossene Innenkühlsystem wurde lediglich als Hilfsmittel für seine Untersuchungen verwendet, um nachzuweisen wie sich eine veränderte Wärmeableitung auf den Spanfluss und die Spandicke bei Zerspanversuchen mit TiN-, Ti(C,N)- und (Ti,Al)N-beschichteten HSS-Wendeschnidplatten auswirkt. KAMMERMEIERS wesentliche Aussagen in Bezug auf das geschlossene Innenkühlsystem waren, dass durch den Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems dem Span viel Wärme entzogen wird und bis zu dreifache Standwege erreicht werden. Sowohl eine weitere Quantifizierung seiner Ergebnisse als auch eine fundierte Untersuchung des geschlossenen Innenkühlsystems wurde nicht durchgeführt. Weitere technologische Untersuchungen mit dem geschlossenen Innenkühlsystem erfolgten nicht. Somit wurde der Einfluss des geschlossenen Innenkühlsystems auf den Zerspanprozess und wichtige Kenngrößen für die Zerspanung wie Werkzeugtemperaturen oder Zerspankräfte nicht betrachtet. Dies bildet eine klare Abgrenzung der Untersuchungen von KAMMERMEIER zu der vorliegenden Arbeit, bei der auf das Funktionsprinzip des geschlossenen Innenkühlsystems nach KAMMERMEIER zurückgegriffen wird.

Eine Prinzipskizze dieser Variante eines geschlossenen Innenkühlsystems ist in **Bild 2.15** dargestellt. Eine Besonderheit dieser Konstruktion besteht im Gegensatz zu den bereits beschriebenen Lösungen darin, dass die Wendeschnidplatte selbst die Kühlkanäle enthält. Dies stellt den Anwender vor eine Reihe ungelöster Probleme bezüglich der Gestaltung der Zu- und Abflüsse, der Kühlkanalgeometrie und nicht zuletzt der Abdichtung von Schnidplatte, Spannschraube und Halter. Dieses Prinzip gestattet es jedoch, in unmittelbarer Nähe der Span- und damit der Wärmeentstehungszone eine Kühlung des Werkzeugs effektiv zu gewährleisten. Als Kühlmittel für das geschlossene Innenkühlsystem wurde Wasser verwendet.



**Bild 2.15:** Geschlossenes Innenkühlsystem für das Drehen nach KÖNIG und KAMMERMEIER [KAM92]

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass sowohl bei offenen als auch bei geschlossenen Innenkühlssystemen eine Reduzierung des Verschleißes und somit eine Erhöhung der Werkzeugstandzeit realisiert wird. In **Tabelle 2.2** sind die wesentlichen Eigenschaften sowie die Vor- und Nachteile beider Innenkühlssystemarten gegenübergestellt.

Vergleicht man die Eigenschaften der Innenkühlssysteme mit den Anforderungen der Trockenbearbeitung, so ergibt sich ein deutlicher Vorteil für geschlossene Innenkühlssysteme. Diese sollen die nicht mehr gegebene Primärfunktion des Kühlens durch den Wegfall des Kühlschmierstoffs gewährleisten. Die Variante des geschlossenen Innenkühlsystem nach KAMMERMEIER erweist sich durch die Einbringung des Kühlkanals in die Wendeschneidplatte als besonders vorteilhaft. Damit kann der Abstand zwischen der Wirkstelle und dem Kühlmittel gering gehalten werden. Grundlegende Untersuchungen dieses geschlossenen Innenkühlsystems unter Betrachtung des Zerspanprozesses und dessen Beeinflussung durch die Innenkühlung wurden bisher nicht durchgeführt. Ebenso existieren bisher keine analytischen Ansätze zur Beschreibung der Prozesse innerhalb des geschlossenen Innenkühlsystems. Von besonderer Bedeutung in diesem Zusammenhang ist die

Untersuchung der Wirksamkeit des Innenkühlsystems hinsichtlich der Temperaturen der Wendeschneidplatte. Hierbei wurden bisher keine Einflüsse der Strömungstechnik und Thermodynamik untersucht und berücksichtigt.

**Tabelle 2.2: Vergleich von offenen und geschlossenen Innenkühlssystemen für das Drehen**

Offene Innenkühlssysteme	Geschlossene Innenkühlssysteme
<p><b>Merkmale:</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Kühlmittel wird über eine innere Zuführung im Werkzeug in die Spanbildungszone geleitet und in den Maschinenraum abgegeben</li> <li>• Kein direkter Kontakt zwischen dem Kühlmittel, der Wirkstelle und dem Span</li> <li>• Kontrollierte und kontaminationsfreie Rückführung des Kühlmittels ist nicht möglich</li> </ul>	<p><b>Merkmale:</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Sowohl die Zuführung als auch die Rückführung des Kühlmittels werden gewährleistet</li> <li>• Geschlossener Kühlmittelkreislauf</li> </ul>
<p><b>Vorteile:</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Werkzeugverschleiß geringer, Standzeit der Werkzeuge höher</li> <li>• Investitionsaufwand gering bei konventioneller Kühlschmierstoffzuführung</li> </ul>	<p><b>Vorteile:</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Werkzeugverschleiß geringer, Standzeit der Werkzeuge höher</li> <li>• Verschmutzung von Werkzeug, Werkstück, Maschine, Spänen und Umwelt wird vermieden</li> <li>• Keine Ausschleppverluste</li> <li>• Reduzierung des Kühlmittelverbrauchs</li> </ul>
<p><b>Nachteile:</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Verschmutzungen und Ausschleppverluste wie bei der Vollstrahlkühlung</li> <li>• Hohe Kosten für die Ver- und Entsorgung, Pflege und Gesundheitsvorsorge</li> </ul>	<p><b>Nachteile:</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Hoher Investitionsaufwand für Kühlmittelrückführung und Änderung vorhandener Anlagen</li> </ul>

### 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Wissenschaftliche Untersuchungen über die Trockenbearbeitung zeigen im Vergleich zur Vollstrahlkühlung oder auch zur Minimalmengenschmierung deutliche Vorteile hinsichtlich der Gefährdung des Menschen und der Umwelt sowie unter Kostenaspekten. Der Verzicht auf Kühlschmierstoffe hat für den Zerspanprozess das Entfallen der primären Kühlschmierstofffunktionen zur Folge. Die Reibungs- und Adhäsionsvorgänge zwischen Werkzeug und Werkstoff werden verstärkt. Das Werkzeug wird dadurch wesentlich höher thermisch belastet. Das Resultat sind kürzere Werkzeugstandzeiten.

Lösungsansätze für Innenkühlsysteme wurden im Kapitel 2 „Stand der Technik“ dargestellt. Der prototypische Ansatz eines geschlossenen Innenkühlsystems von KAMMERMEIER bietet einen wesentlichen Vorteil dadurch, dass das Kühlfluid bei der Zerspanung sehr nah an die Quelle der Wärmeentstehung herangeführt werden kann. Dies wird durch Kühlkanäle realisiert, die sich in der Wendeschneidplatte befinden [KAM92].

Dieses geschlossene Innenkühlsystem wurde für die hier vorliegende Arbeit weiterentwickelt und versuchsmäßig erprobt. Die erforderliche Neukonstruktion beinhaltet eine Adaptierung an eine CNC-Revolverdrehmaschine sowie die folgenden Anpassungen:

- Vereinfachung der Kühlmittelzuführung in die Wendeschneidplatte,
- Trennung der Kühlmittelzufuhr von der Wendeschneidplattenspannung,
- Erhöhung der Wirksamkeit der eingesetzten Dichtungen und
- Anpassung an die Kraft- und Fluiddruck-Messeinrichtung in der CNC-Revolverdrehmaschine.

Die Zielsetzung dieser Arbeit umfasst sowohl die technologische Untersuchung des geschlossenen Innenkühlsystems für das Drehen als auch die Modellierung und Simulation der strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse sowie der mechanischen Belastung der Wendeschneidplatte.

Innerhalb der technologischen Untersuchungen ist die Betrachtung des Verschleißverhaltens der Wendeschneidplatte sowie die Messung der Standzeiten von entscheidender Bedeutung. Die Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems hat insbesondere die Zielsetzung, den

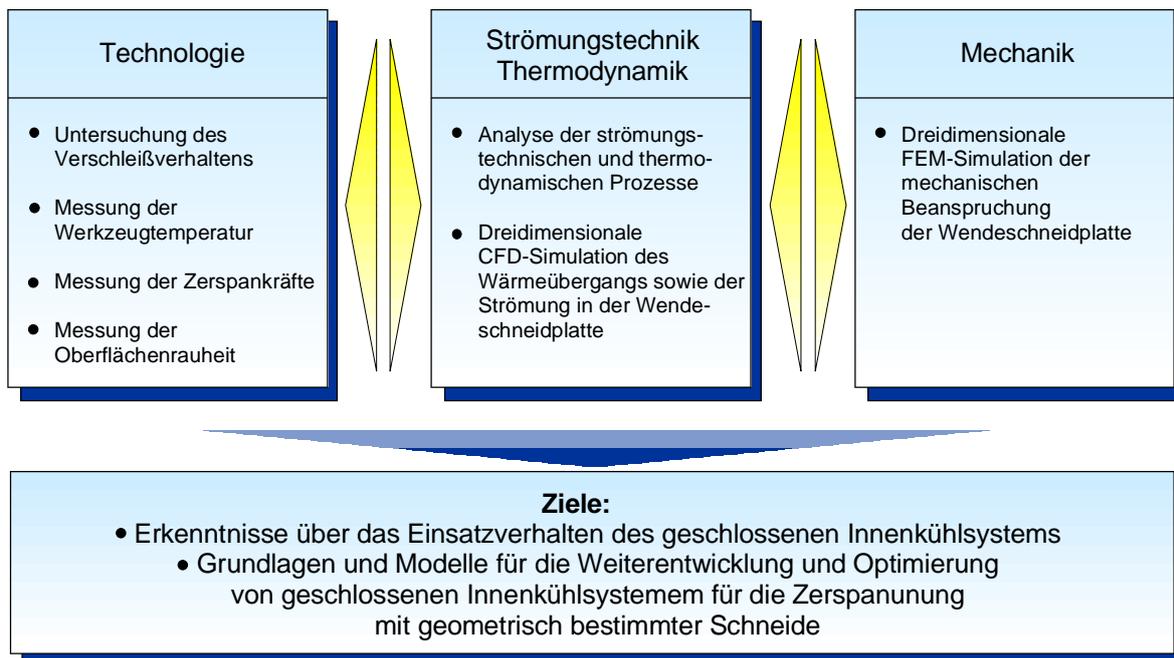
Verschleiß des Werkzeuges bei der Trockenbearbeitung zu reduzieren. In der industriellen Praxis ist es darüber hinaus erforderlich, dass es nicht zu einer Verschlechterung der Bearbeitungsqualität kommt. Es werden daher die gefertigten Oberflächengüten mit und ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems gemessen und verglichen. Zusätzlich werden die Zerspankräfte gemessen und gegenübergestellt. Die Kenntnis dieser ist auch als Randbedingung für die nachfolgenden Simulationen notwendig. Zur Verifizierung der Wirksamkeit des geschlossenen Innenkühlsystems ist die Messung der Werkzeugtemperaturen während des Zerspanprozesses notwendig. Es wird eine Senkung der Werkzeugtemperaturen durch die kühlende Wirkung des geschlossenen Innenkühlsystems vermutet. Der Nachweis soll über einen Vergleich der Messungen der Werkzeugtemperaturen bei der konventionellen Trockenbearbeitung und der Trockenbearbeitung mit geschlossenem Innenkühlsystems erfolgen.

Auf der Basis der experimentell ermittelten Kenntnisse des Drehens mit geschlossenem Innenkühlsystem erfolgt im Anschluss eine Modellierung und Simulation der strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse. Das Ziel ist hierbei einerseits die Schaffung eines besseren Verständnisses des Prozesses und der damit verbundenen komplexen thermodynamischen und strömungstechnischen Vorgänge. Andererseits sollen mit Hilfe des Modells bei der Neuentwicklung bzw. Weiterentwicklung von geschlossenen Innenkühlsystemen aufwendige experimentelle Untersuchungen reduziert werden. Das Modell soll bereits vor der Durchführung von experimentellen Untersuchungen die zu erwartende Reduzierung des Temperaturniveaus durch das geschlossene Innenkühlsystem quantifizieren. Zur Realisierung des Modells soll die CFD zur Anwendung kommen. Auf Basis der während der Modellierung und Simulation gesammelten Erkenntnisse werden Optimierungsmöglichkeiten für das geschlossene Innenkühlsystem erarbeitet.

Um neben den strömungstechnischen und thermodynamischen Prozessen auch die mechanischen zu berücksichtigen, wird ein dreidimensionales FEM-Modell entwickelt. Im Vordergrund der mit Hilfe des FEM-Modells durchzuführenden Simulationen steht die Untersuchung der Beeinflussung der mechanischen Struktur der Wendeschneidplatte aufgrund der Integration des Kühlkanals bzw. der Kühlkonstruktion. Das FEM-Modell soll die Basis für geometrische Dimensionierungen bei weiteren Entwicklungen auf dem Gebiet von geschlossenen Innenkühlsystemen bilden. Bei weiteren Optimierungen ist sowohl mit Hilfe des FEM-Modells als auch mit Hilfe des strömungstechnischen und thermodynamischen

Modells jeweils ein Optimum zu finden hinsichtlich einer erhöhten Wärmeabfuhr durch das geschlossene Innenkühlsystem und der mechanischen Festigkeit der Wendeschneidplatte.

Zusammengefasst ist die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit die Untersuchung des geschlossenen Innenkühlsystem beim Drehen, die Erarbeitung von Optimierungsmöglichkeiten und das Schaffen von Grundlagen für weitergehende Entwicklungen auf dem Gebiet von geschlossenen Innenkühlsystemen für die Zerspaltung mit geometrisch bestimmter Schneide, siehe **Bild 3.1**.



**Bild 3.1:** Zielsetzung und Vorgehensweise

## 4 Versuchseinrichtungen und Versuchswerkzeuge

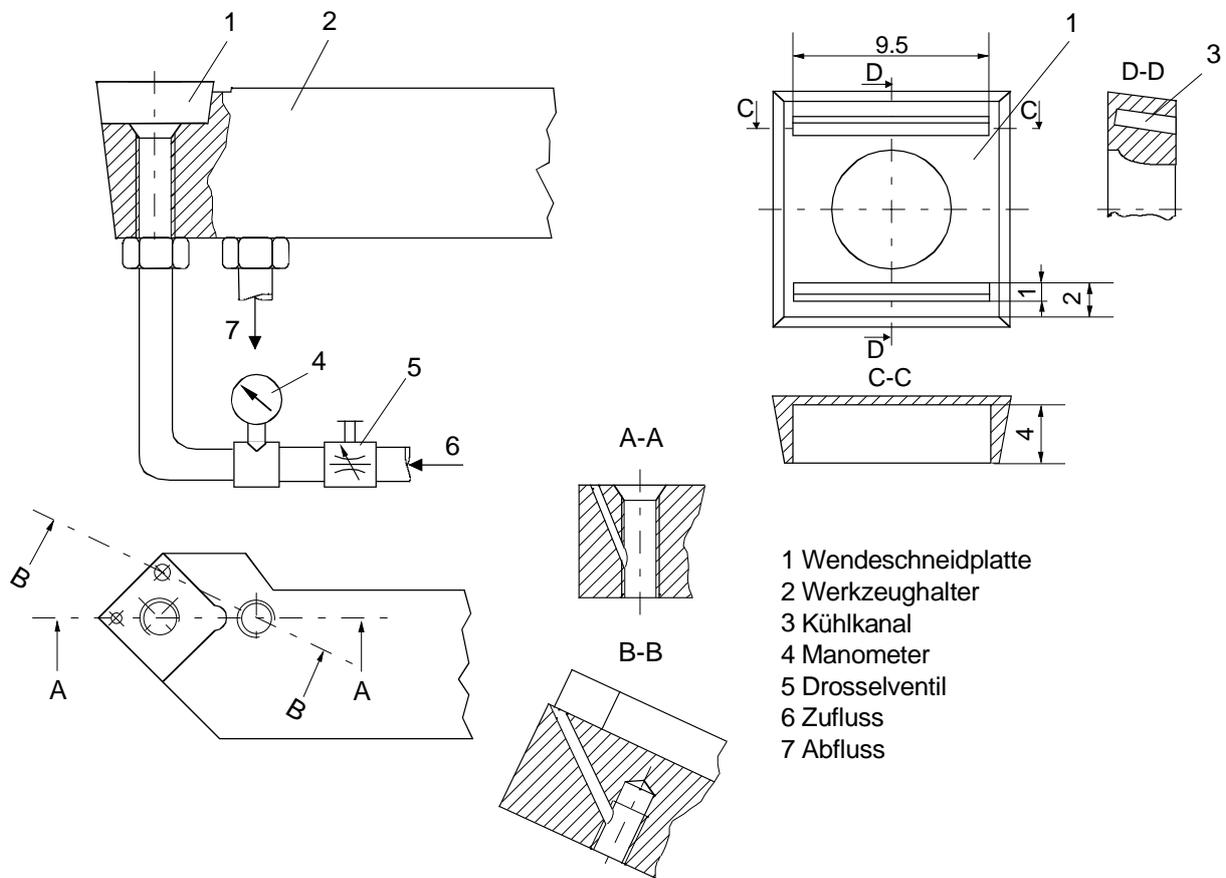
### 4.1 Versuchsmaschine mit geschlossenem Innenkühlsystem

Die technologischen Untersuchungen wurden auf einer CNC-Schrägbett Drehmaschine TNS30 der Firma TRAUB durchgeführt, siehe **Bild 4.1**. Diese ist mit einem Gleichstromhauptantrieb mit einer Leistung von 24 kW ausgerüstet. Sie wurde ursprünglich zur Bearbeitung von Stangenmaterial mit einem maximalen Durchmesser von 30 mm konzipiert. Bei Futterarbeiten kann ein Durchmesser von 140 mm bearbeitet werden. In beiden Fällen beträgt die maximale Drehlänge 220 mm. Die maximale Drehzahl beträgt 7000 l/min, das verwendete Dreibackenfutter ist aus Sicherheitsgründen auf eine Drehzahl von 6500 l/min beschränkt. Der Werkzeugrevolver ist als Scheibenrevolver ausgelegt und weist 12 Aufnahmebohrungen für Werkzeugaufnahmen mit einem Schaftdurchmesser von 30 mm auf. Desweiteren ist die Maschine mit einem TX 8D-Steuerungssystem ausgestattet, das sowohl eine automatische als auch eine manuelle Steuerung per Tasten oder Handrad zulässt [TRA92].



**Bild 4.1:** Versuchsmaschine TRAUB TNS 30

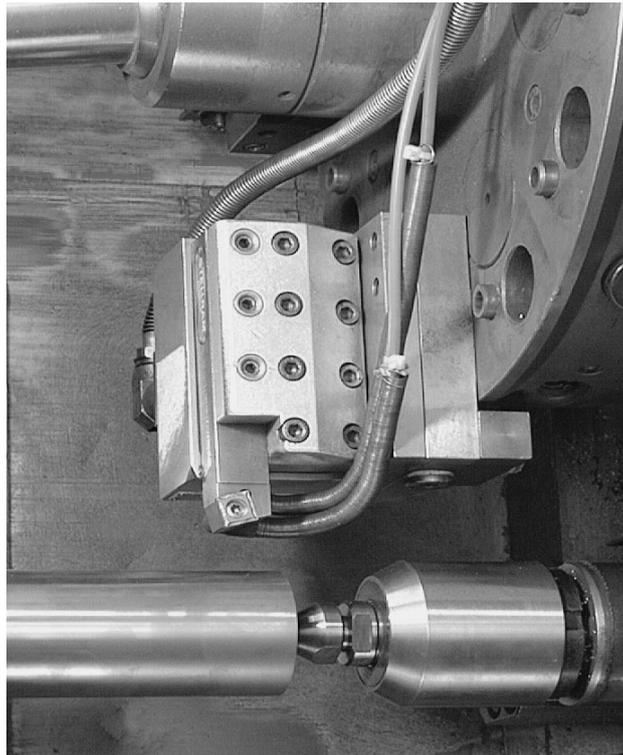
In die Versuchsmaschine wurde ein geschlossenes Innenkühlsystem integriert, dessen Aufbau in **Bild 4.2** dargestellt ist.



**Bild 4.2:** Geschlossenes Innenkühlsystem für das Drehen

Als Kühlmedium für das geschlossene Innenkühlsystem wird Wasser verwendet. Für die Verwendung von Wasser sprechen die hohe Wärmekapazität und die hohe Wärmeleitfähigkeit. Der Wasserdruck kann über ein Drosselventil gesteuert werden. Die messtechnische Erfassung des Wasserdruckes wird durch ein hinter dem Drosselventil angeordnetes Manometer realisiert.

Über Kunststoffschläuche PU-3 aus Polyurethan wird das Wasser zum Werkzeughalter geführt und wieder zurückgeleitet. In **Bild 4.3** ist der Werkzeughalter mit dem geschlossenen Innenkühlsystem im eingebauten Zustand in der Versuchsmaschine mit einem Kraftmesssystem, das in Kapitel 4.3 näher beschrieben wird, zu sehen.



**Bild 4.3:** Geschlossenes Innenkühlsystem im Arbeitsraum der Versuchsmaschine

Der Zuflussschlauch führt in eine Bohrung mit Gewinde, in der über eine Spannschraube die Schneidplatte befestigt wird. Um zu verhindern, dass das Kühlmittel an der Spannschraube oben auf der Spanfläche austritt, wird das Gewinde in der Mitte mit einer Dichtungsmasse ausgefüllt. So ist das Kühlmittel gezwungen, über den Kühlmittelzufuhrkanal des Werkzeughalters in den Kühlkanal des Werkzeughalters zu fließen. Dort strömt es an der Schneidenecke beginnend den Kühlkanal entlang und fließt über den Kühlmittelabfuhrkanal ab. Zur Vermeidung eines seitlichen Wasseraustritts wird eine angefertigte Flachdichtung zwischen der Wendeschneidplatte und dem Werkzeughalter entsprechend der Lage von Zufluss, Abfluss und Spannschraube platziert. Zum Schutz der Schlauchbereiche in der Nähe des Werkstücks vor dem abfließenden Span, sind die Schläuche in diesem Bereich mit einem Schutzmantel aus Stahl umhüllt.

## 4.2 Werkstoffe und Schneidstoffe

Obwohl in der industriellen Praxis ein ständiger Trend zu innovativen Hochleistungswerkstoffen besteht, ist die Bearbeitung von konventionellen Stählen ein Hauptanwendungs-

feld in der Industrie. Für die experimentellen Zerspanuntersuchungen wurden daher zwei Vergütungsstähle verwendet. Es handelt sich dabei um Ck45, einen Vergütungsstahl, der überwiegend für Bauteile mit einer geringen Beanspruchung eingesetzt wird und um 34CrNiMo6, einen Vergütungsstahl, der sich schwer zerspanen lässt und bei mittleren Beanspruchungen Anwendung findet. Beide Stähle lagen für die Untersuchungen normalgeglüht vor.

Im Allgemeinen werden Vergütungsstähle für mechanisch hochbeanspruchte, insbesondere schwingbeanspruchte Bauteile vorzugsweise im Maschinen- und Fahrzeugbau eingesetzt. Sie haben mittlere Kohlenstoffgehalte von 0,2 bis 0,5 %, die neben den Hauptlegierungsbestandteilen Silizium, Mangan, Chrom, Molybdän, Nickel und Vanadium die mechanische Festigkeit des Vergütungsstahles begründen. Das Silizium erhöht außerdem die Verschleißfestigkeit. Eine bessere Zerspanbarkeit lässt sich durch die Erhöhung des Schwefel- und Phosphorgehaltes auf über 0,03 % erreichen. Allerdings hängt die Zerspanbarkeit für einen Vergütungsstahl vorwiegend von der Gefügeausbildung ab. Der Einfluss der Legierungselemente kann daher bei der Betrachtung der Zerspanbarkeit vernachlässigt werden. Den wesentlichsten Einfluss auf die Gefügeausbildung hat die Wärmebehandlung des Vergütungsstahls. Diese muss in erster Linie Rücksicht auf den Verwendungszweck nehmen und kann in nur wenigen Fällen auf eine gute Zerspanbarkeit abgestimmt werden. Eine Darstellung der chemischen Zusammensetzung und der mechanischen Eigenschaften von Ck45 und 34CrNiMo6 ist in den **Tabellen 4.1** und **4.2** zu finden.

Als Schneidstoffe wurden für die Zerspanuntersuchungen ein TiN-/TiCN-beschichtetes Hartmetall, ein Cermet und ein TiN-beschichteter Hochleistungsschnellarbeitsstahl (HSS) verwendet. Eine Übersicht der verwendeten Schneidstoffe ist in **Tabelle 4.3** dargestellt.

**Tabelle 4.1: Chemische Zusammensetzung der Versuchswerkstoffe [STA98]**

	<b>C</b> [%]	<b>Si</b> [%]	<b>Mn</b> [%]	<b>P</b> [%]	<b>S</b> [%]	<b>Cr</b> [%]	<b>Mo</b> [%]	<b>Ni</b> [%]	<b>Sonstige</b> [%]
<b>Ck45</b>	0,42 - 0,50	≤ 0,40	0,50 - 0,80	≤ 0,035	≤ 0,035	≤ 0,40	≤ 0,10	≤ 0,40	Cr+Mo+Ni ≤ 0,63
<b>34CrNiMo6</b>	0,30 - 0,38	≤ 0,40	0,50 - 0,80	≤ 0,035	≤ 0,035	1,30 - 1,70	0,15- 0,30	1,30 - 1,70	-

Tabelle 4.2: Mechanische Eigenschaften der Versuchswerkstoffe [STA98]

	Streckgrenze $R_e$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Zugfestigkeit $R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Bruchdehnung $L_0$ [mm]	Einschnürung [%]	Kerbschlag arbeit $A_v$ [J]
<b>Ck45</b>	≥ 370	630 - 780	17	45	25
<b>34CrNiMo6</b>	≥ 800	1000 - 1200	11	50	45

Tabelle 4.3: Schneidstoffe und Hartstoffschichten für die Zerspanuntersuchungen

Schneidstoff bzw. Substrat	Hartstoffschicht/ Spezifikation	Spezifikation (Hersteller)
Hartmetall P25	TiN; Ti(C, N): 215	SCMT 12 04 04-UM (Sandvik-Coromant)
Cermet P10	unbeschichtet: 525	SCMT 12 04 04-UM (Sandvik-Coromant)
HSS S 2-10-1-8	TiN: 270	SCFT 12 05 04-FN (ALESA)

### 4.3 Zerspankraftmessung

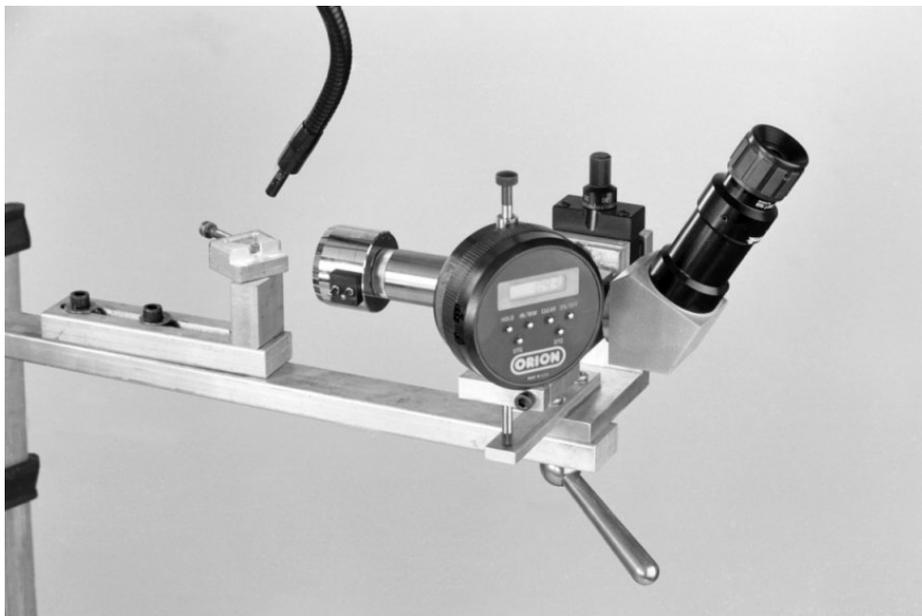
Zur Messung der Zerspankraftkomponenten Schnittkraft, Vorschubkraft und Passivkraft am Werkzeug wurde ein Kraftmesssystem verwendet, das sich aus einer Messplattform, drei Ladungsverstärkern und einem PC zusammensetzt. Die Messplattform, siehe **Bild 4.3**, ist von der Firma KISTLER Instrumente AG, Winterthur, Schweiz entwickelt worden.

Das Funktionsprinzip dieser Kraftmessvorrichtung beruht auf drei Quarzkristallen, welche derart angeordnet sind, dass jeweils einer von ihnen bei Belastung in einer der Hauptachsen deformiert wird. Bei Krafteinwirkung auf die Quarzkristalle werden im Kristallgitter positive gegen negative Gitterpunkte verschoben. An der Kristalloberfläche können diese Ladungsunterschiede gemessen werden können, die der erzeugenden Kraft proportional sind. Um diese Signale der Messdatenverarbeitung zugänglich zu machen, müssen die Ladungen von einem Ladungsverstärker verstärkt und anschließend proportional in Spannungen umgewandelt werden. Diese Aufgabe übernehmen in der Versuchsanordnung drei netzbetriebene, mikroprozessorgesteuerte, einkanalige Ladungsverstärker vom Typ 5011 der Firma KISTLER Instrumente AG, Winterthur, Schweiz. Wesentliche Merkmale der Ladungsverstärker sind ein Frequenzbereich von 0 bis 200 kHz, automatische Nullpunkt-korrektur, eingebaute achtstufige Tiefpassfilter und drei wählbare Zeitkonstanten.

Die von den Ladungsverstärkern erzeugten Spannungen werden dann an eine A/D-Messkarte in einem PC weitergegeben. Mit Hilfe der verwendeten Software Testpoint, KEITHLEY INSTRUMENTS, USA, ist es möglich, alle gemessenen Signale nach vorheriger Kalibrierung in Kräfte umzurechnen.

#### 4.4 Messung der Verschleißmarkenbreite

Zur Messung der Verschleißmarkenbreite wurde ein Messmittel auf der Basis eines Lichtmikroskops verwendet, das in **Bild 4.4** dargestellt ist.



**Bild 4.4:** Vorrichtung zur Messung der Verschleißmarkenbreite

Über die angebrachte Mikrometerverstellung lässt sich das Mikroskop gegenüber der fixierten Schneide vertikal verschieben. Ein Fadenkreuz ermöglicht im Mikroskop die Messung des Freiflächenverschleißes. Die Messwerte werden dabei von der seitlich angebrachten Messuhr angezeigt.

#### **4.5 Untersuchung der Oberflächenrauheiten**

Zur Messung der Oberflächenrauheiten kam das Messgerät „Form Talysurf 120L“ der Firma RANK TAYLOR HOBSON zum Einsatz. Dieses Messgerät wurde in Modulbauweise konzipiert und besteht im Wesentlichen aus folgenden Komponenten: Die Laservorschubeinheit enthält einen interferometrischen Lasertaster sowie Motor und Getriebe zum Verfahren des Taststiftes über die Fläche des zu messenden Werkstückes. Die Vorschubeinheit ist an einer Säule befestigt, die eine leichte und präzise Einstellung von Höhe und Neigungswinkel derselben gewährleistet und durch ein separates Steuermodul bedient wird. Ein wichtiger Teil des Systems ist das elektronische Schnittstellenmodul, das die Verbindung zwischen dem Meßsystem und dem Zentralrechner herstellt und Datenverknüpfungen und Schaltkreise für das System sowie die Stromversorgung für die Vorschubeinheit erstellt. Die weitere Datenverarbeitung erfolgt auf einem PC. Das Werkstück selbst wurde während der Messung auf einer Grundeinheit aus Hartgestein abgelegt, die schwingungsfest angebracht wurde und damit eine feste Basis für Säule und Werkstück darstellt. Als Taststift, der je nach zu erwartender Rauheit und zu messendem Werkstoff ausgesucht wird, kam eine Goldspitze mit einem Spitzenradius von 2 µm zur Anwendung.

Für die Analyse der Oberflächentopographien und zur Beurteilung des Verschleißes der Wendeschneidplatten wurde die Rasterelektronenmikroskopie eingesetzt. Zur Untersuchung der Messergebnisse kam ein Rasterelektronenmikroskop des Typs Zeiss DSM 950 der Firma CARL ZEISS, Oberkochen, zur Anwendung.

#### **4.6 Experimentelle Bestimmung der Zerspantemperaturen**

Zur Messung der Zerspantemperaturen wurden für die experimentellen Untersuchungen zwei Verfahren eingesetzt, zum Einen die Messung mit Thermoelementen und zum Anderen die Messung mit der Thermographie.

##### *Temperaturmessung mit Thermoelementen*

Bei der Messung der Temperaturen mit Thermoelementen kamen Thermoelemente TKA 05/25 der Firma Thermocoax, Hamburg zum Einsatz. Diese haben einen Durchmesser von 0,5 mm und sind von einem Mantel aus Austenitstahl umgeben, der als Schutz vor

mechanischen und chemischen Belastungen dient. Das Isoliermaterial besteht aus Magnesium- oder Aluminiumoxid. Das Thermopaar besteht aus Nickel-Chrom und Nickel. Das Thermoelement kann in einem Temperaturbereich von  $-200\text{ °C}$  bis  $1100\text{ °C}$  eingesetzt werden, seine Empfindlichkeit beträgt  $0,04\text{ mV/K}$ . Die Messspitze des Thermoelementes wurde über eine erodierte Bohrung in der Wendeschneidplatte an die Schneide geführt. Die Auswertung der von den Thermoelementen ausgehenden elektrischen Signale erfolgte mit Hilfe einer A/D-Wandlerkarte, einem PC sowie der Auswertesoftware Testpoint, KEITHLEY INSTRUMENTS, USA.

#### *Temperaturmessung mittels der Thermographie*

Für die Messung der Maximaltemperaturen auf der Spanfläche und deren Verteilung erwies sich die Infrarot-Thermographie, ein berührungsloses und rückwirkungsfreies Messverfahren, als zweckmäßig. Für die Messungen wurde das Thermographiesystem VarioTherm von der Firma INFRATEC verwendet. Eine Darstellung des Systems ist in **Bild 4.5** zu finden.



**Bild 4.5:** Thermographiekamera VarioTherm

Das Thermographiesystem VarioTherm bietet ein PtSi-CMOS-Hybrid-Detektorarray mit  $256 \times 256$  Bildpunkten und einer Digitalisierungstiefe von 16 Bit für die Aufnahme von 50 Vollbildern pro Sekunde. Der Spektralbereich des Focal Plane Arrays liegt bei  $3,6\text{ }\mu\text{m} - 5\text{ }\mu\text{m}$ , der Temperaturmessbereich reicht von  $-25\text{ °C}$  bis  $1.200\text{ °C}$ . Um eine Auflösung zu realisieren, die es erlaubt, den Temperaturgradienten auf der Spanfläche

hinreichend genau abzubilden, wurde ein Präzisions-Mikroskopobjektiv vom Typ MWIR f/4.4 eingesetzt. Die Pixelauflösung erreicht durch diese Maßnahme eine Bildpunktgröße von 25  $\mu\text{m}$  bei einem Arbeitsabstand von 280 mm.

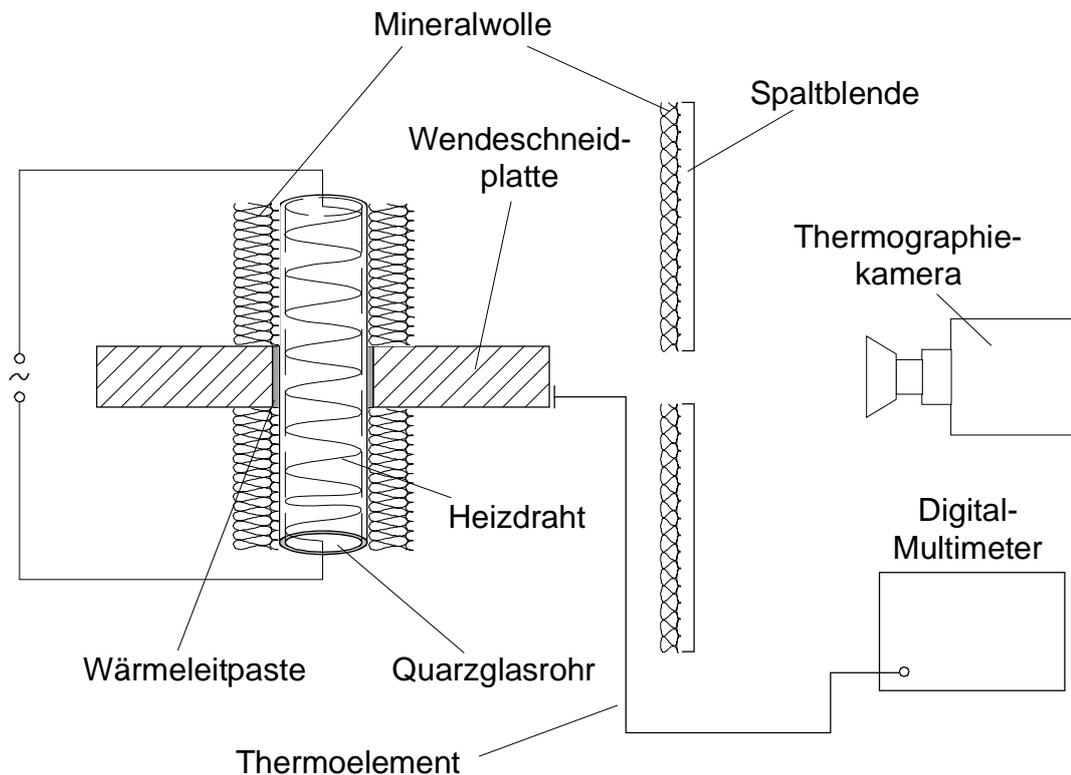
Die Messung der Temperaturen in der Spanbildungszone wurde beim Außenlängs-Runddrehen im unterbrochenen Schnitt durchgeführt, da im kontinuierlichen Schnitt der ablaufende Span den Bereich der höchsten Wärmebelastung auf der Spanfläche verdeckt. Zur Messung der Temperaturen auf der Spanfläche im unterbrochenen Schnitt wurde eine Längsnut in das Werkstück eingebracht. Um bei der Messung im unterbrochenen Schnitt möglichst nah an die Verhältnisse des kontinuierlichen Schnittes zu kommen, wurde ein Eingriffsverhältnis von 90 % gewählt. Die Auswertung der Thermographieaufnahmen unter Berücksichtigung des temperaturabhängigen Emissionskoeffizienten erfolgte mit Hilfe der Thermographiesoftware IrbisProfessional, INFRATEC, Dresden.

#### *Messung der Emissionskoeffizienten*

Zur Auswertung der mit der Thermographiekamera aufgenommenen Thermographiebilder ist die Kenntnis des temperaturabhängigen Emissionskoeffizienten notwendig. Der hierfür verwendete Messaufbau nach dem Prinzip der Widerstandsheizung, siehe **Bild 4.6**, wurde bereits in ähnlicher Form erfolgreich zur Bestimmung des Emissionskoeffizienten von Keramiken im Hochtemperaturbereich eingesetzt [UHL93].

Die Widerstandsheizung bestand aus einem Quarzglasrohr mit einer aus einem CrAl-Heizdraht gewickelten Spule. Der Heizdraht konnte maximal bis zu einer Temperatur von bis zu 1300 °C belastet werden. Um verschiedene Temperaturen einstellen zu können, wurde eine regelbare Spannungsquelle eingesetzt.

Für die Bestimmung der Emissionskoeffizienten wurden die Wendeschneidplatten über ihre Bohrungen von dem Quarzrohr aufgenommen. Dies führte jeweils zu einer homogenen Erwärmung der Oberfläche der Wendeschneidplatten. Während der Untersuchungen war die hohe Eigenstrahlung des bei hohen Temperaturen glühenden Quarzrohres zu berücksichtigen. Aus diesem Grund und zur Vermeidung von Konvektion waren das Quarzrohr wie auch die Heizzuführungen bis auf den Messfleck für die Thermographiekamera in schwach strahlende Mineralwolle eingebettet worden. Die Umgebungsstrahlung, insbesondere in Kamerarichtung, wurde über eine mit Mineralwolle gefütterte verstellbare Spaltblende weiter reduziert.



**Bild 4.6:** Bestimmung des Emissionskoeffizienten nach dem Prinzip der Widerstandsheizung

Zur Bestimmung der Oberflächentemperatur wurde ein Thermolement verwendet. Dessen Befestigung erfolgte mit hochtemperaturfesten Wärmeleitpasten auf der in Kamerarichtung emittierenden Seite. Um eine zusätzliche Kontrolle über die gemessenen Thermographie-temperaturen zu haben, wurde die halbe Fläche der Wendschneidplatte mit einem bis zu 800 °C temperaturbeständigen Lack lackiert. Dessen Emissionskoeffizient war bekannt und über den gesamten Temperaturverlauf nahezu konstant. Die Auswertung dieser Temperaturen bestätigte die mit der Thermographiekamera aufgenommenen Temperaturen.

## 5 Technologische Untersuchungen

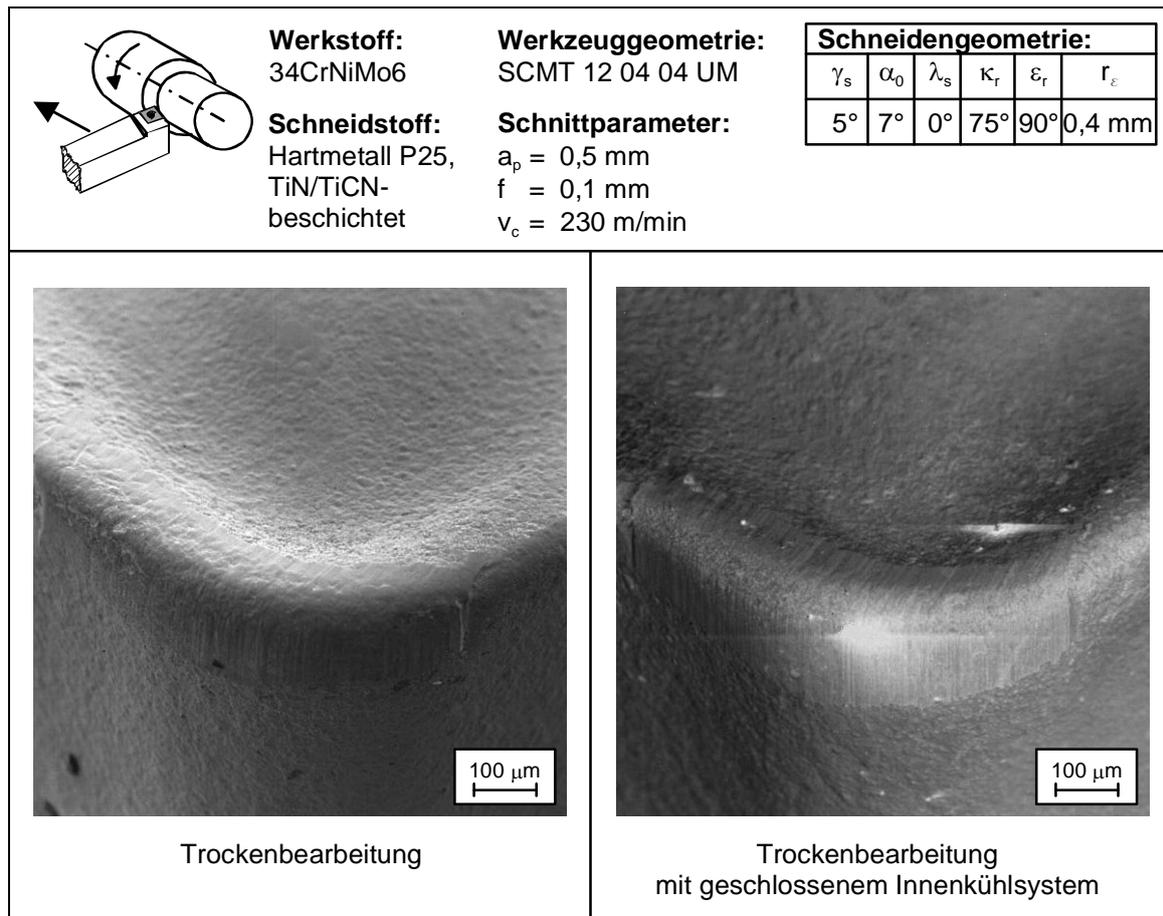
### 5.1 Werkzeugverschleiß und Standzeiten

#### 5.1.1 Werkzeugverschleiß beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem

Das Verschleißverhalten sowie die Standzeit des Werkzeuges sind bei der Untersuchung des geschlossenen Innenkühlsystems von entscheidender Bedeutung. Die Integration des geschlossenen Innenkühlsystems verfolgt insbesondere die Zielsetzung, den Verschleiß des Werkzeuges bei der Trockenbearbeitung zu reduzieren und somit die Standzeit zu erhöhen. Die Verlängerung der Standzeit ist eine zu erfüllende Bedingung für eine erfolgreiche Umsetzung in der industriellen Praxis. Darüber hinaus existieren Ansprüche an die Fertigungsqualität, die durch die Verwendung eines geschlossenen Innenkühlsystems nicht verschlechtert werden darf. Insbesondere wird die Oberflächengüte des Werkstückes als ein Kriterium der Qualität für den Vergleich zwischen der Zerspanung mit und ohne geschlossenem Innenkühlsystem herangezogen.

Zur Untersuchung des Verschleißes und zur Ermittlung der Standzeiten wurden Zerspanversuche sowohl mit als auch ohne den Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems durchgeführt. Die Untersuchungsergebnisse der konventionellen Trockenbearbeitung wurden jeweils den Ergebnissen der Trockenbearbeitung unter Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems gegenübergestellt. Zur Veranschaulichung sind in **Bild 5.1** und **5.2** exemplarisch vier Schneiden mit und ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems nach dem Erreichen des Standzeitkriteriums dargestellt.

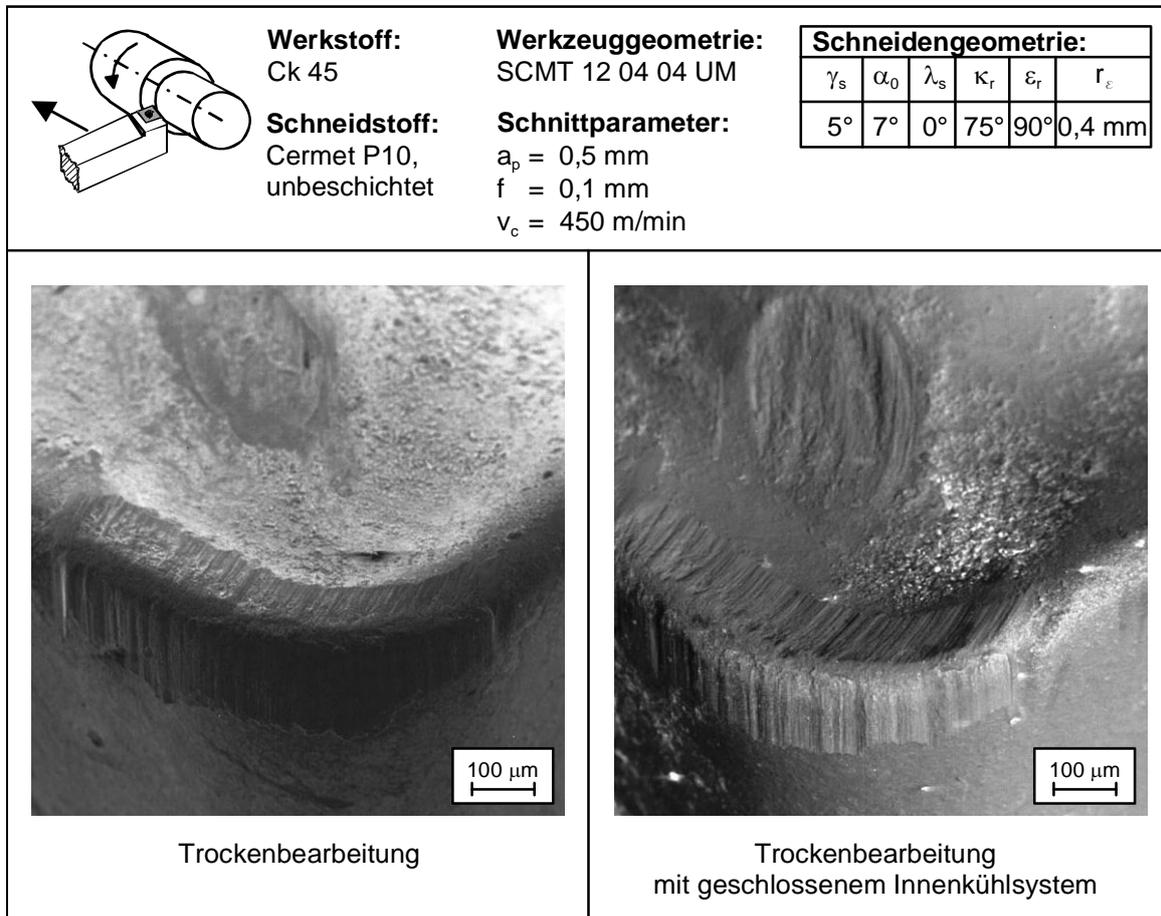
Bei dem aufgetretenen Verschleiß handelte es sich vorzugsweise um einen Verschleiß der Hauptfreifläche. Ebenso war bei den Untersuchungen ein deutlicher Kolkverschleiß festzustellen, der allerdings geringer war als der entsprechende Freiflächenverschleiß. Zur quantitativen Bewertung des Verschleißes wurde daher die Verschleißmarkenbreite VB herangezogen. Eine exemplarische Darstellung der aufgetretenen Verschleißformen ist in den **Bildern 5.1** und **5.2** zu finden. Die Messung der Verschleißmarkenbreite erfolgte anhand des bereits im Kapitel 4.4 vorgestellten Messmikroskops. Als Standzeitkriterium wurde eine Verschleißmarkenbreite von  $VB = 0,2$  mm festgelegt.



**Bild 5.1:** REM-Aufnahmen der Schneidenecken von zwei TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall-Wendeschneidplatten mit und ohne geschlossenem Innenkühlsystem nach dem Erreichen des Standzeitkriteriums

**Bild 5.1** zeigt die Schneidenecken von zwei TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall-Wendeschneidplatten nach dem Erreichen des Standzeitkriteriums, einer Verschleißmarkenbreite von  $VB = 0,2$  mm. Bei dem zerspannten Werkstoff handelt es sich um 34CrNiMo6. Der Vorschub betrug  $f = 0,1$  mm, die Schnitttiefe  $a_p = 0,5$  mm. Es wurde eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 230$  m/min gewählt. Diese Geschwindigkeit stellte innerhalb der Untersuchungen für diese Schneidstoff/Werkstoff-Kombination unter Beibehaltung der anderen Einstellparameter für die Trockenbearbeitung einen Grenzwert dar. Bei einer weiteren Vergrößerung der Schnittgeschwindigkeit kam es sehr schnell zu einem frühzeitigen Werkzeugversagen infolge von Ausbrüchen an der Schneidkante. Die linke Abbildung zeigt die Schneidenecke für die Trockenbearbeitung ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems, die rechte mit Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems. In beiden Fällen ist deutlich der Verschleiß an den Nebenfleichen, der zum Überschreiten des Standzeitkriteriums führte, und ein Kolkverschleiß an der Spanfläche zu erkennen. Es handelt sich dabei um einen

abrasiven Verschleiß. Die Ursachen hierfür sind die mechanische und thermische Belastung des Werkzeugs während des Zerspanprozesses.



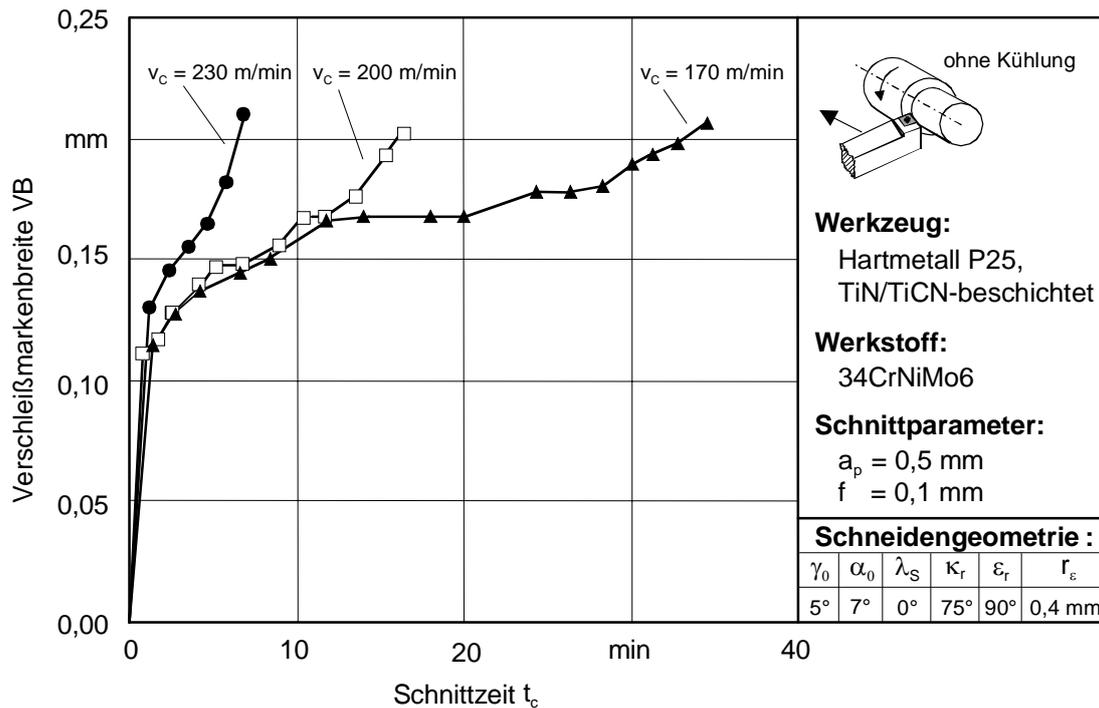
**Bild 5.2:** REM-Aufnahme der Schneidenecken von zwei Wendeschneidplatten aus einem unbeschichteten Cermet mit und ohne geschlossenem Innenkühlsystem nach dem Erreichen des Standzeitkriteriums

In **Bild 5.2** sind die Schneidenecken von zwei Wendeschneidplatten aus einem unbeschichteten Cermet nach dem Erreichen des Standzeitkriteriums, einer Verschleißmarkenbreite von  $VB = 0,2 \text{ mm}$ , abgebildet. Die linke Abbildung zeigt die Wendeschneidplatte nach der Trockenbearbeitung, die rechte nach der Trockenbearbeitung mit geschlossenem Innenkühlsystem. Bei dem zerspannten Werkstoff handelt es sich um Ck45. Der Vorschub betrug  $f = 0,1 \text{ mm}$ , die Schnitttiefe  $a_p = 0,5 \text{ mm}$ . Es wurde eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 450 \text{ m/min}$  gewählt. Wie auch bei dem zuvor beschriebenen Experiment stellte die Geschwindigkeit für diese Schneidstoff/Werkstoff-Kombination unter Beibehaltung der anderen Einstellparameter für die Trockenbearbeitung einen Grenzwert dar. Bei einer Steigerung der Schnittgeschwindigkeit über diesen Wert hinaus kam es zu einem schnellen

Versagen des Werkzeuges infolge von Ausbrüchen. Der Verschleiß an den Freiflächen ist deutlich zu erkennen. Neben dem Verschleiß der Freiflächen ist auch ein im Vergleich zur vorhergehenden Darstellung in **Bild 5.1** zunehmender Kolkverschleiß zu erkennen. Zusätzlich zur Abrasion als Ursache für die Ausbildung des Verschleißes an der Freifläche tritt bei der Zerspanung bei hohen Schnittgeschwindigkeiten die Diffusion insbesondere als Ursache für die Ausbildung des Kolkverschleißes auf der Spanfläche auf. Der Verschleiß aufgrund der Diffusion nimmt mit steigenden Temperaturen zu. Dabei kommt es zu einer vermehrten gegenseitigen Löslichkeit von Elementen des Werkstückstoffes und des Schneidstoffes. Diese Ergebnisse konnten auch von BÄHRE beim Drehen von Cm45 mit Schneiden aus Cermet bestätigt werden [BÄH94].

Die in **Bild 5.1** und **Bild 5.2** dargestellten Ergebnisse stehen stellvertretend für die Ergebnisse des untersuchten Parameterfeldes innerhalb dessen sämtliche Zerspanuntersuchungen dieser Arbeit durchgeführt wurden. In Abhängigkeit von der jeweiligen Schneidstoff/Werkstoff-Kombination wurden die Einstellparameter für den Hochleistungsschnellarbeitsstahl in folgendem Bereich variiert:  $v_c = 75$  m/min bis  $v_c = 150$  m/min,  $f = 0,05$  mm bis  $f = 0,25$  mm,  $a_p = 0,25$  mm bis  $a_p = 0,5$  mm. Für das Cermet und das Hartmetall erfolgte die Variation der Einstellparameter in Abhängigkeit von der jeweiligen Schneidstoff/Werkstoff-Kombination in dem folgenden Bereich:  $v_c = 150$  m/min bis  $v_c = 450$  m/min,  $f = 0,08$  mm bis  $f = 0,20$  mm,  $a_p = 0,25$  mm bis  $a_p = 0,75$  mm. Hinsichtlich der Verschleißformen konnten keine signifikanten Unterschiede zwischen der konventionellen Trockenbearbeitung im Vergleich zur Trockenbearbeitung unter Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems festgestellt werden.

Neben den Verschleißformen wurde der zeitliche Verlauf der Verschleißmarkenbreite betrachtet. Die Untersuchungen erfolgten zunächst an Wendeschneidplatten ohne geschlossenes Innenkühlsystem. Auf Kühlschmierstoffe wurde entsprechend den Anforderungen an eine Trockenbearbeitung verzichtet. In **Bild 5.3** ist der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf den Verschleiß bei der Bearbeitung von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall in Abhängigkeit von der Schnittzeit dargestellt.

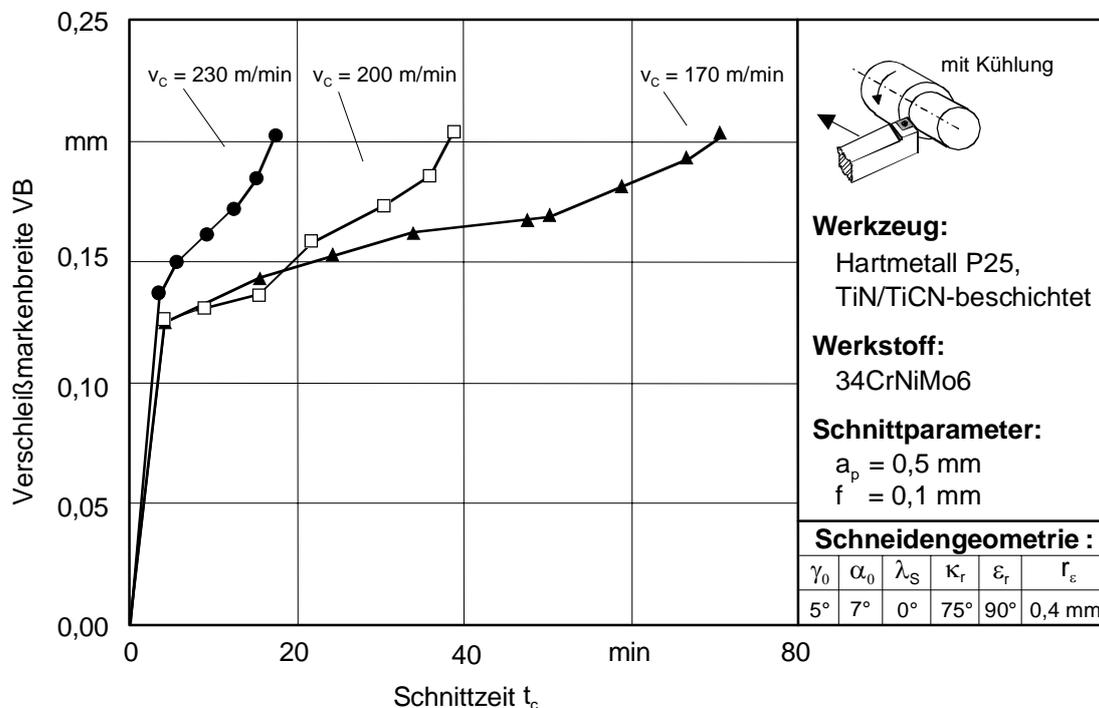


**Bild 5.3:** Verschleißmarkenbreite VB in Abhängigkeit von der Schnittzeit für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall ohne Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems

In **Bild 5.3** folgt die Zunahme des Verschleißes einem typischen dreiphasigen Verlauf. Zunächst erfolgt ein steiler Anstieg des Verschleißes in der ersten Phase bis zum Erreichen der Arbeitsschärfe. Der Verschleiß nimmt dann nahezu linear innerhalb der Haltephase zu, bis es zu einer weiteren Anstiegsphase kommt. Diese führt in relativ kurzer Zeit zum Erreichen des Standzeitkriteriums. Dieser Verschleißverlauf ist bei allen in **Bild 5.3** dargestellten Variationen der Schnittgeschwindigkeit erkennbar. Bei der für diese Konstellation der Einstellparameter hohen Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 230$  m/min ist die lineare Verschleißphase kurz und bis zu einer Schnittzeit von  $t_c = 5$  min gut zu erkennen. Wesentlich ausgeprägter erscheint die lineare Abhängigkeit der Verschleißmarkenbreite von der Schnittzeit bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 170$  m/min. Bis zu einer Schnittzeit von etwa  $t_c = 30$  min nimmt die Verschleißmarkenbreite hier linear zu. Erst dann erfolgt ein steiler Anstieg der Verschleißmarkenbreite bis zum Erreichen der Standzeit.

Ausgehend von den Erkenntnissen bei der Trockenbearbeitung ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems, wurden bei gleicher Wahl der Einstellparameter die Untersuchungen mit geschlossenem Innenkühlsystem durchgeführt. Zur Veranschaulichung der

erzielten Ergebnisse ist in **Bild 5.4** der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf den Verschleiß bei der Bearbeitung von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall in Abhängigkeit von der Schnittzeit mit Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems dargestellt.

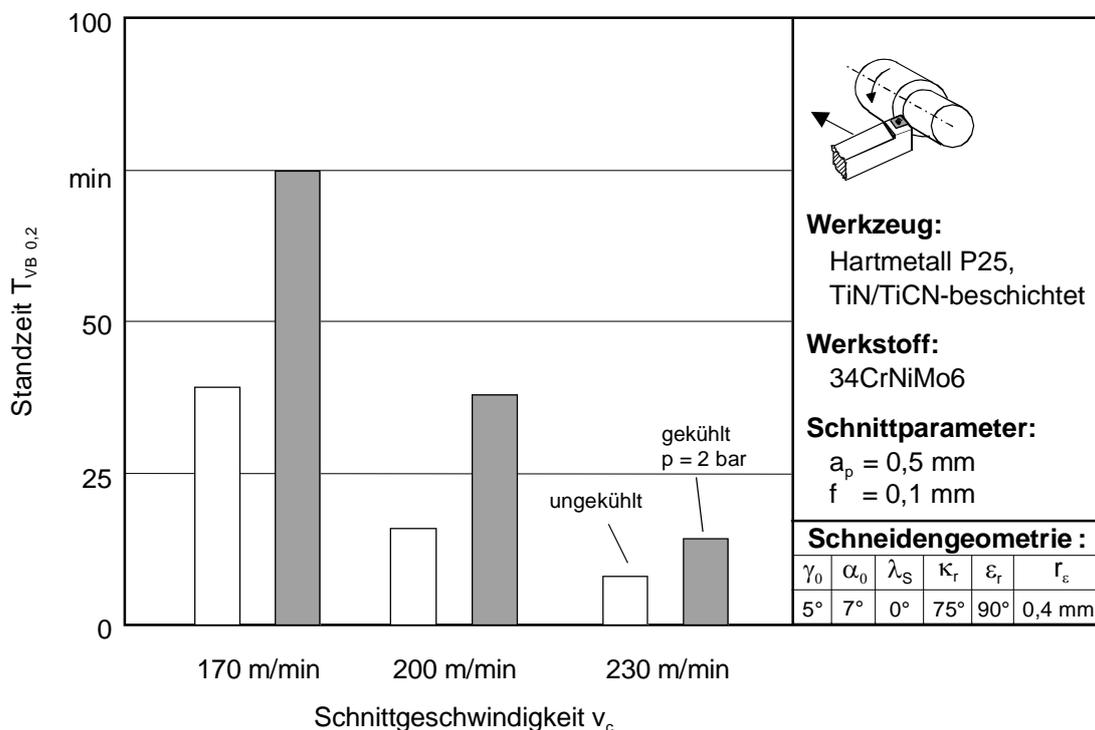


**Bild 5.4:** Verschleißmarkenbreite VB in Abhängigkeit von der Schnittzeit für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall unter Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems

Grundsätzlich kann zunächst auch beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem ein ähnlicher dreiphasiger Verlauf der Verschleißmarkenbreite über der Schnittzeit für die drei dargestellten Schnittgeschwindigkeiten festgestellt werden. Eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit führt zu einem schnelleren Verschleiß und somit zu einer Verkürzung der Standzeit. Beim Vergleich des jeweiligen Verschleißfortschrittes bei der reinen Trockenbearbeitung mit dem Verschleißfortschritt bei der Trockenbearbeitung mit geschlossenem Innenkühlsystem zeigt sich, dass der Verschleiß bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems wesentlich langsamer voranschreitet. Die Standzeit wird somit durch das geschlossene Innenkühlsystem verlängert.

### 5.1.2 Standzeiten beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem

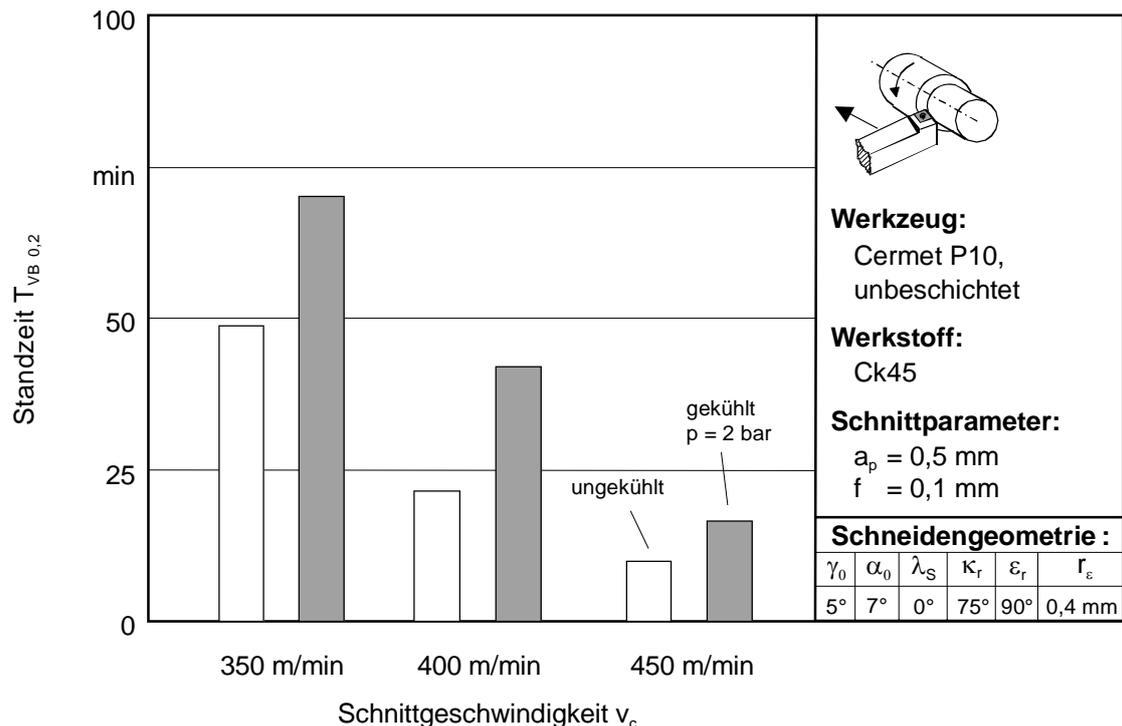
Die Erhöhung der Standzeiten bei der Trockenbearbeitung mit geschlossenem Innenkühlsystem wurde innerhalb des untersuchten Bereiches der Einstellparameter bestätigt. Um eine bessere Übersichtlichkeit und Veranschaulichung der Ergebnisse zu gewährleisten, sind in den **Bildern 5.5, 5.6** und **5.7** hierzu exemplarisch für verschiedene Schneidstoff/Werkstoff-Kombinationen die jeweiligen Standzeiten für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten vergleichend gegenübergestellt.



**Bild 5.5:** Standzeit  $T_{VB 0,2}$  in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichtetem Hartmetall mit und ohne Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems

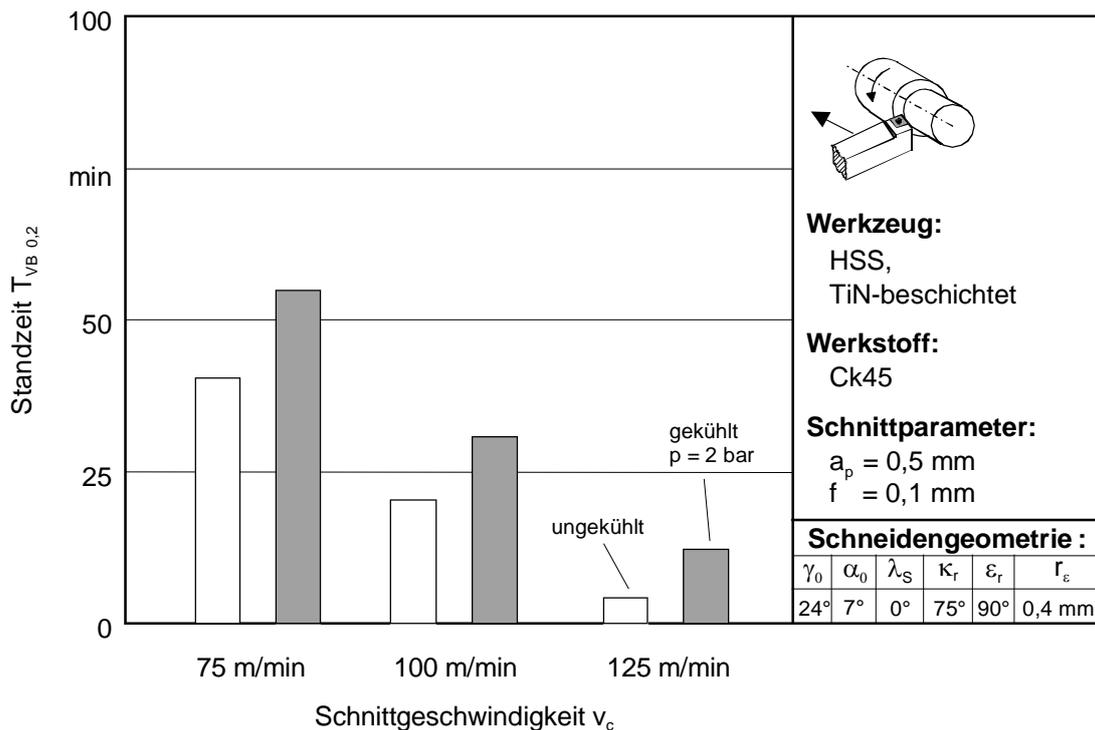
In **Bild 5.5** sind die Standzeiten beim Drehen von 34CrNiMo6 mit dem TiN/TiCN-beschichtetem Hartmetall mit und ohne geschlossenem Innenkühlsystem dargestellt. Wie bei den anderen Verschleiß- und Standzeituntersuchungen wurde auch hier eine Verschleißmarkenbreite von  $VB = 0,2 \text{ mm}$  als Standzeitkriterium gewählt. Unabhängig von der Schnittgeschwindigkeit ist mit Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems, eine deutlich längere Standzeit zu verzeichnen. Die Verlängerung der Standzeit gegenüber der

konventionellen Trockenbearbeitung ohne Kühlung beträgt bei dieser Untersuchung bis zu 100 %. Die Möglichkeit der Verlängerung der Standzeit und der Reduzierung des Werkzeugverschleißes bei der Trockenbearbeitung mit einem geschlossenen Innenkühlsystem kann damit bestätigt werden. In den **Bildern 5.6** und **5.7** zeigen weitere Untersuchungsergebnisse die Übertragbarkeit der Reduzierung des Werkzeugverschleißes auf andere Schneidstoff/Werkstoff-Kombinationen.



**Bild 5.6:** Standzeit  $T_{VB 0,2}$  in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim Drehen von Ck45 mit einem unbeschichteten Cermet mit und ohne Einsatz eines geschlossenen Innenkühl-systems

Wie bei der Zerspanung mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall, konnte auch beim Drehen von Ck45 mit einem unbeschichteten Cermet eine deutliche Standzeitverlängerung durch das geschlossene Innenkühlsystem festgestellt werden, siehe **Bild 5.6**. Die Standzeiten konnten auch hier bis zu 100 % verlängert werden. **Bild 5.7** zeigt, dass beim Drehen von Ck45 mit einem TiN-beschichteten HSS ebenso wesentlich höhere Standzeiten gemessen worden sind. Für die Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 125 \text{ m/min}$  konnte die Standzeit auf etwa 286 % erhöht werden. Insgesamt kann somit die Standzeit eines Werkzeuges beim Drehen durch die Verwendung eines geschlossenen Innenkühlsystems verlängert werden [SPU00].



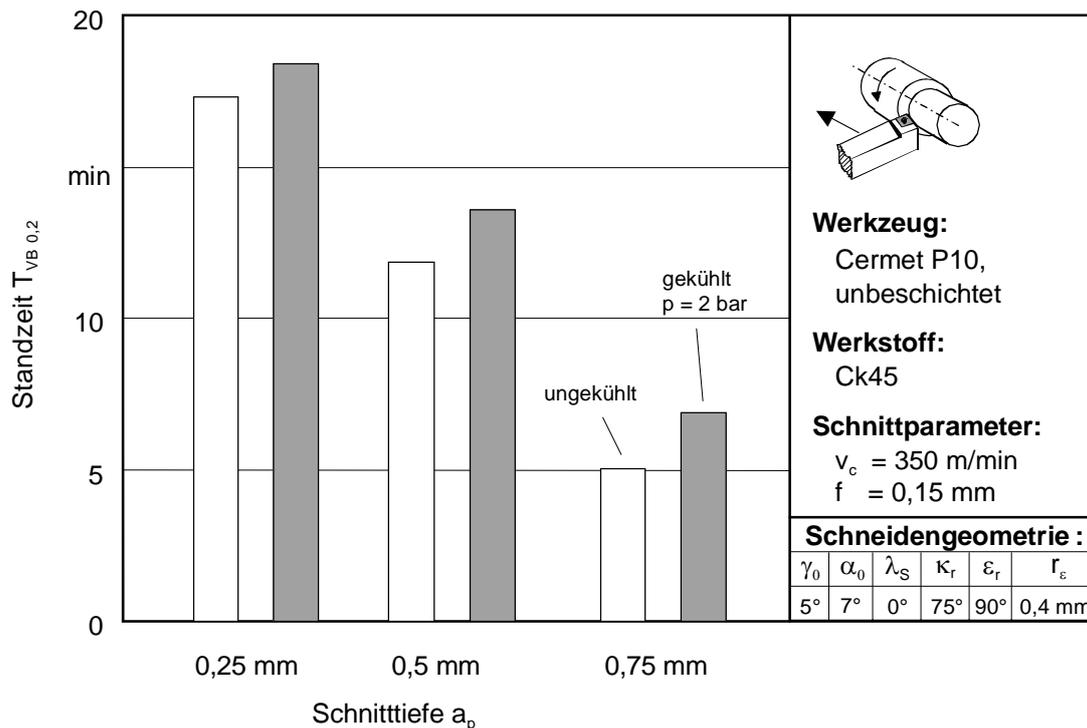
**Bild 5.7:** Standzeit  $T_{VB 0,2}$  in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim Drehen von Ck45 mit einem TiN-beschichteten HSS mit und ohne Einsatz eines geschlossenen Innenkühl-systems

Als Ursache für die Standzeiterhöhung wird eine Reduzierung der Werkzeugtemperatur gesehen. Inwieweit die Werkzeugtemperatur tatsächlich durch das geschlossene Innenkühlsystem beeinflusst oder reduziert werden kann, wird in Kapitel 5.2 durch die Messung der Temperaturen auf der Spanfläche sowie an der Schneidenspitze untersucht.

Neben der hohen Schnittgeschwindigkeit sind für den Verschleiß und die Werkzeugbelastung noch zwei weitere Einstellparameter von Bedeutung, die innerhalb dieser Untersuchungen betrachtet wurden. Es handelt sich um den Vorschub und die Schnitttiefe. Eine Erhöhung beider Parameter führt zu einer Erhöhung der Zerspankraft und deren Komponenten [KÖN90]. Somit kommt es zu einer höheren mechanischen Belastung des Werkzeugs. Die genauen Werte für den Kraftanstieg werden in Kapitel 5.4 detaillierter dargestellt.

Ausgehend von der Untersuchung der Einstellparameter Vorschub und Schnitttiefe konnten Aussagen bezüglich des Einsatzbereiches des untersuchten geschlossenen Innenkühl-systems

getroffen werden. Hierzu wurde das Verschleißverhalten bei höheren Vorschüben und Schnitttiefen untersucht. Für den Vorschub wurden Werte von  $f > 0,10$  mm und der Schnitttiefe von  $a_p > 0,5$  mm verwendet. Die bei den vorhergehenden Untersuchungen erzielten Verlängerungen der Standzeit durch den Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems konnten hier nicht in der Größenordnung erzielt werden. Dies bestätigen unter anderem die in **Bild 5.8** dargestellten Standzeiten beim Drehen von Ck45 mit einem unbeschichteten Cermet.

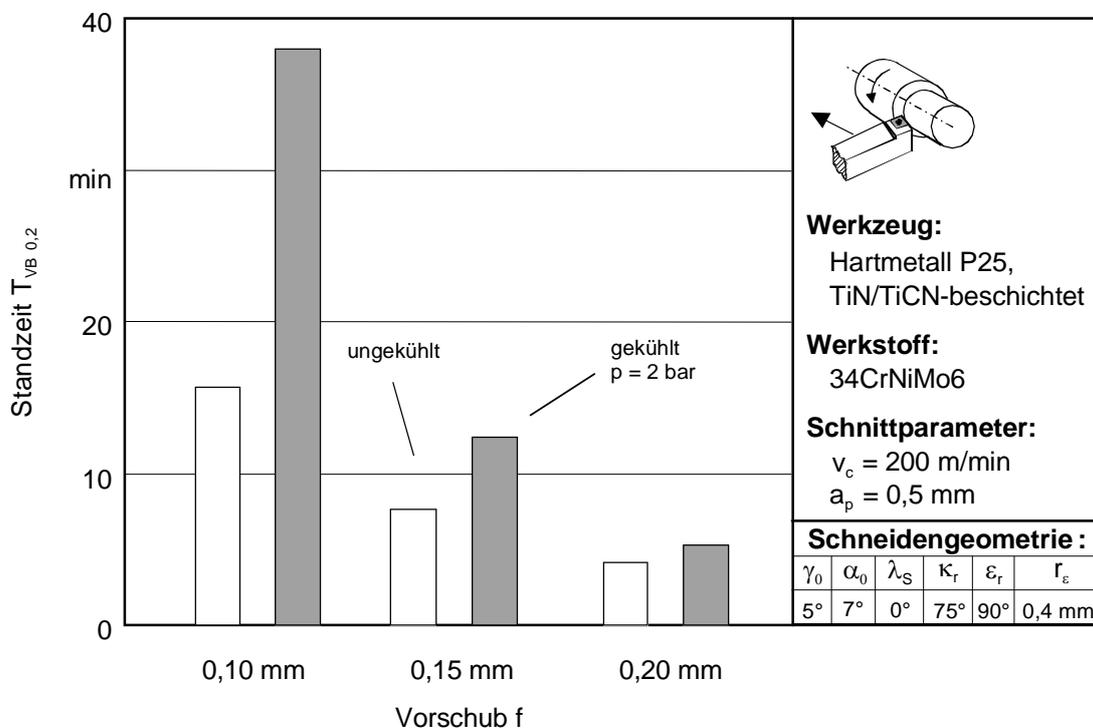


**Bild 5.8:** Standzeit  $T_{VB,0,2}$  in Abhängigkeit von der Schnitttiefe  $a_p$  beim Drehen von Ck45 mit einem unbeschichteten Cermet mit und ohne Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems

Bei dem in **Bild 5.8** dargestellten Untersuchungsergebnis ist die Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 350$  m/min konstant gehalten worden. Der Vorschub betrug  $f = 0,15$  mm und die Schnitttiefe wurde zwischen  $a_p = 0,25$  mm und  $a_p = 0,75$  mm variiert. Mit zunehmender Schnitttiefe nimmt der Verschleiß zu und die Standzeit von  $T_{VB,0,2} = 17$  min auf  $T_{VB,0,2} = 5$  min bei der Trockenbearbeitung ohne Kühlung ab. Mit geschlossenem Innenkühlssystem konnte die Standzeit auch hier gesteigert werden. Der prozentuale Anstieg der Standzeit im Vergleich zur Trockenbearbeitung ohne Kühlung beträgt lediglich 6 bis maximal 40 %. Damit wurden nicht mehr die hohen Steigerungen der Standzeit von über 100 % erreicht, wie bei den vorhergehenden Untersuchungen. Es kann davon ausgegangen

werden, dass die Wirksamkeit des geschlossenen Innenkühlsystems bezüglich einer Steigerung der Standzeit bei hohen mechanischen Belastungen eingeschränkt wird. Der Schneidstoff wird dann mechanisch so hoch beansprucht, dass sich eine Absenkung der Temperaturen durch das geschlossene Innenkühlsystem im Werkzeug nicht mehr signifikant auswirken kann.

Untersuchungen bei denen die Variation des Vorschubs  $f$  im Vordergrund stand bestätigten diese Ergebnisse, siehe **Bild 5.9**. Hier dargestellt ist die Standzeit  $T_{VB,0,2}$  in Abhängigkeit des Vorschubs  $f$  bei der Zerspanung von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall. Von wesentlicher Bedeutung ist für die drei dargestellten Vorschübe jeweils die Relation der Standzeit mit und ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems.



**Bild 5.9:** Standzeit  $T_{VB,0,2}$  in Abhängigkeit vom Vorschub  $f$  beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall mit und ohne Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems

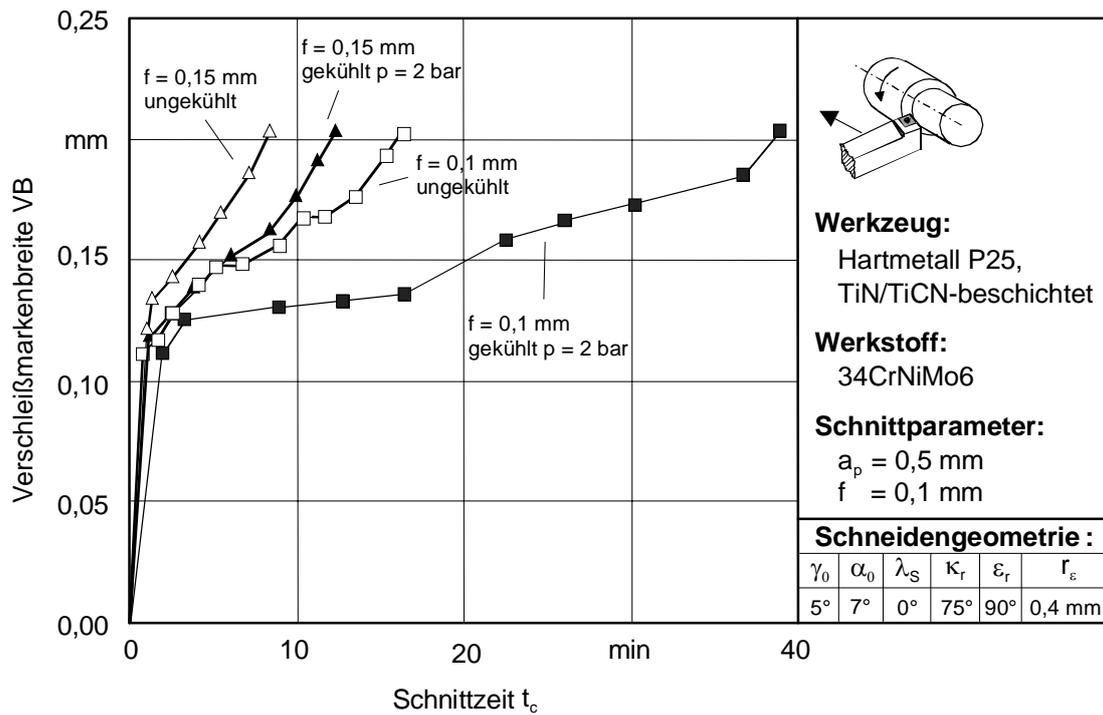
Bei dem Vorschub von  $f = 0,1$  mm zeigt sich, dass die Standzeit durch die Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems um etwa 240 % gesteigert werden konnte. Mit der Steigerung des Vorschub von  $f = 0,1$  mm bis  $f = 0,2$  mm wird die relative Standzeitverlängerung kontinuierlich kleiner. Für den Vorschub von  $f = 0,2$  mm beträgt die Steigerung

der Standzeit nur noch etwa 25 %. Die zuvor getroffenen Aussagen, basierend auf den Untersuchungen bei der Zerspanung von Ck45, siehe **Bild 5.9**, können somit auch hier bestätigt werden. Die gesteigerte mechanische Belastung durch eine Erhöhung des Vorschubs kann nicht durch das geschlossene Innenkühlsystem kompensiert werden. Eine deutliche Temperaturreduzierung konnte bei diesem Versuch, wie in Kapitel 5.2.4 gezeigt wird, jedoch ebenso nachgewiesen werden.

Eine wichtige Aussage in diesem Zusammenhang ist, ob es bei den höher gewählten Vorschüben zu einer mechanischen Überbeanspruchung kommt oder der Verschleiß kontinuierlich zunimmt. Bei einer mechanischen Überbeanspruchung würde es zu einem plötzlichen Werkzeugversagen kommen mit dem Auftreten von Ausbrüchen auf der Schneidkante. Bei einer kontinuierlichen Verschleißentwicklung zeigt sich in Abhängigkeit der Schnittzeit  $t_c$  der bekannte dreiphasige Verlauf der Verschleißmarkenbreite. Zur Beantwortung dieser Fragestellung ist in **Bild 5.10** die Verschleißmarkenbreite VB bei der Bearbeitung von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall in Abhängigkeit des Vorschubs mit und ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems dargestellt.

Alle vier dargestellten Verschleißkurven zeigen den bekannten Verlauf der Verschleißmarkenbreite über der Schnittzeit. Dies gilt somit auch für den Vorschub  $f = 0,15$  mm. Sowohl mit als auch ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems nimmt die Verschleißmarkenbreite kontinuierlich mit der Schnittzeit zu. Es wurde kein plötzliches Werkzeugversagen durch Ausbrüche während der Untersuchungen festgestellt. Dies bestätigt, wie auch die Ergebnisse in Kapitel 5.2.3 zeigen werden, dass eine kontinuierliche Wärmeabfuhr realisiert werden konnte. Diese reichte allerdings bei größeren Vorschüben von  $f = 0,15$  mm und  $f = 0,20$  mm nicht aus, um eine vergleichbare Steigerung der Standzeit von über 100 % wie bei kleineren Vorschüben von  $f < 0,10$  mm zu realisieren.

Die Ergebnisse dieser Untersuchungen haben für den Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems in der industriellen Praxis Auswirkungen. Für die jeweilige Schneidstoff/Werkstoff-Kombination ist experimentell zu bestimmen, wo sich der Grenzbereich befindet, bis zu dem eine Nutzung des geschlossenen Innenkühlsystems wirtschaftlich sinnvoll ist und zu der gewünschten Erhöhung der Standzeit führt. Der Einsatzbereich der hier untersuchten Schneidstoff/Werkstoff-Kombinationen ist im Bereich der Feinbearbeitung zu sehen.



**Bild 5.10:** Verschleißmarkenbreite VB in Abhängigkeit von der Schnittzeit für verschiedene Vorschübe  $f$  beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall mit und ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass innerhalb des untersuchten, bereits dargelegten Parameterfeldes für die untersuchten Schneidstoff/Werkstoff-Kombination durchgehend eine Erhöhung der Standzeit bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems festgestellt wurde.

## 5.2 Temperaturen

### 5.2.1 Temperaturmessung beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem

Für den Zerspanprozess ist die Kenntnis über die auftretenden Temperaturen von entscheidender Bedeutung. Neben den mechanischen und chemischen Beanspruchungen bestimmen die thermischen Beanspruchungen das Verschleißverhalten des Schneidstoffs [LAC97]. Für das Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem ist neben der Messung der Standzeiten die Messung der Werkzeugtemperaturen die wichtigste Untersuchungsmethode, um das Potenzial des geschlossenen Innenkühlsystems zu verifizieren. Wie bereits in Kapitel 5.1 gezeigt wurde, konnten die Standzeiten beim Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems im Vergleich zur konventionellen Trockenbearbeitung ohne Verwendung einer Werkzeugkühlung erhöht werden. Der Grund hierfür wird in einer Senkung der Werkzeugtemperaturen durch die kühlende Wirkung des geschlossenen Innenkühlsystems gesehen. Im Folgenden werden daher die Zerspantemperaturen bei der konventionellen Trockenbearbeitung und der Trockenbearbeitung mit geschlossenem Innenkühlsystem gemessen und die Ergebnisse vergleichend gegenübergestellt.

Neben der Messung der Temperaturen mit Thermoelementen wurde für die experimentellen Untersuchungen die Thermographie verwendet. Es handelt sich hierbei um ein Verfahren, dem im Gegensatz zur Messung mit Thermoelementen nicht die Wärmeleitung sondern die Wärmestrahlung zugrunde liegt. Das Verfahrensprinzip beruht auf der Messung der thermischen Eigenstrahlung des zu untersuchenden Objektes, welche oberhalb des absoluten Temperaturnullpunktes von  $\vartheta = 0 \text{ K}$  in allen Aggregatzuständen emittiert werden kann.

Die Vorteile bei der Anwendung von Verfahren zur Temperaturmessung, die auf der Wärmestrahlung beruhen, sind:

- Veränderung des zu untersuchenden Objektes ist nicht notwendig,
- Berührungslose und rückwirkungsfreie Temperaturmessung,
- Messung von Temperaturen an bewegten und flächigen Bauteilen und
- Ermittlung von Wärmeströmen in einem großen Temperaturbereich.

Als Voraussetzung für das Anwenden der Thermographie ist sicherzustellen, dass der Bereich des zu untersuchenden Objektes in dem die Temperatur gemessen werden soll, optisch zugänglich ist. Darüber hinaus ist zu beachten, dass mit der Thermographie keine wahren Temperaturen gemessen werden können, sondern lediglich die auf einen schwarzen Strahler bezogenen [SIE88, LAC97].

### 5.2.2 Messung der Emissionskoeffizienten

Nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz kann nur bei einem idealen Strahler, dem sogenannten schwarzen Strahler, von der ausgestrahlten Energie auf die absolute Temperatur geschlossen werden [BOL84]. Bei einem schwarzen Strahler handelt es sich um einen Körper, der die gesamte Strahlung, die auf ihn trifft, unabhängig von deren Wellenlänge absorbiert. Um die Temperatur von realen Strahlern zu bestimmen, muss der Emissionskoeffizient  $\varepsilon_\lambda$  berücksichtigt werden. Dieser bestimmt die Abweichung vom Verhalten eines idealen schwarzen Strahlers.

Die Auswertung der gemessenen Thermographiedaten muss daher unter Berücksichtigung der Grundgleichungen der Strahlungslehre erfolgen. Die Verhältnisse zwischen der auftretenden Wärmestrahldichte  $L$  zu der transmittierten Strahldichte  $L_{tr}$ , der absorbierten Strahldichte  $L_a$  und der reflektierten Strahldichte  $L_r$  werden durch die Koeffizienten  $\tau_{tr}$ ,  $\alpha_a$  und  $\rho_r$  dargestellt. Aus dem Energieerhaltungssatz folgt, dass die Summe der drei Koeffizienten gleich eins ist [HEL47].

$$\frac{L_a}{L} + \frac{L_{tr}}{L} + \frac{L_r}{L} = \alpha_a + \tau_{tr} + \rho_r = 1 \quad (5.1)$$

Der Emissionskoeffizient  $\varepsilon_\lambda$  ist das Verhältnis zwischen der spektralen Wärmestrahldichte  $L$  eines Temperaturstrahlers zur Wärmestrahldichte  $L_S$  eines schwarzen Körpers. Der Absorptionsgrad eines schwarzen Körpers ist  $\alpha_a = 1$ , der Reflexionsgrad ist  $\rho_r = 0$ . Nach dem Gesetz von KIRCHHOFF emittiert ein schwarzer Strahler bei einer bestimmten Temperatur unter allen Körpern die höchste Strahlungsenergie. Für die Gesamtstrahlungsdichte  $L_m$ , die dabei von der Oberfläche abgestrahlt wird, gilt über alle Wellenlängen integriert nach dem Gesetz von STEFAN-BOLTZMANN [BOL84]:

$$L_m = \frac{\sigma_s}{\pi\Omega} \vartheta^4 \quad (5.2)$$

Die Gesamtstrahlungsdichte  $L_m$  setzt sich dabei aus der Eigenstrahlung  $L_w$  und der reflektierten und transmittierten Umgebungsstrahlung  $L_u$  zusammen, die von den Faktoren  $\varepsilon_\lambda$ ,  $\alpha_a$  und  $\tau_{tr}$  beeinflusst werden. Nach dem Gesetz von KIRCHHOFF ist das Emissionsvermögen  $\varepsilon_\lambda$  eines realen Körpers gleich seinem Absorptionsvermögen  $\alpha_a$  einer in gleicher Richtung einfallenden Strahlung, die allein von der Temperatur abhängig ist. Wenn keine Transmissionsanteile  $\tau_{tr} = 0$  vorliegen, wie allgemein bei metallischen Oberflächen, so vereinfacht sich die Gleichung unter den Bedingungen:

$$\varepsilon_\lambda = \alpha_a \quad \text{zu} \quad \varepsilon_\lambda + \rho_r = 1 \quad \text{bzw.} \quad \rho_r = 1 - \varepsilon_\lambda. \quad (5.3)$$

Damit wird aus der universell gültigen Gleichung für die Empfängerstrahlung bei der berührungslosen Temperaturmessung von metallischen Bauteilen die Gleichung 5.5:

$$L_m = \varepsilon_\lambda \cdot L_w + \rho_r \cdot L_u + \tau_{tr} \cdot L_u, \quad (5.4)$$

$$L_m = \varepsilon_\lambda \cdot L_w + (1 - \varepsilon_\lambda) \cdot L_u \quad \text{bzw.} \quad 1 = \varepsilon_\lambda \cdot \frac{L_w}{L_m} + (1 - \varepsilon_\lambda) \cdot \frac{L_u}{L_m} \quad (5.5)$$

Setzt man nun Gleichung 5.2 in die Gleichung 5.5 ein und löst sie nach  $\vartheta_w$  auf, so ergeben sich die in der Gleichung 5.6 dargestellten Zusammenhänge:

$$\varepsilon_\lambda \cdot \left( \frac{\vartheta_w}{\vartheta_{IR}} \right)^4 = \left[ 1 - (1 - \varepsilon_\lambda) \cdot \left( \frac{\vartheta_u}{\vartheta_{IR}} \right)^4 \right] \quad \text{bzw.}$$

$$\vartheta_w^4 = \frac{\vartheta_{IR}^4}{\varepsilon_\lambda} \cdot \left[ 1 - (1 - \varepsilon_\lambda) \cdot \left( \frac{\vartheta_u}{\vartheta_{IR}} \right)^4 \right] \quad (5.6)$$

Somit kann der Emissionskoeffizient  $\varepsilon_\lambda$  der Oberfläche ausgehend von der gleichzeitigen Messung dreier Temperaturwerte berechnet werden.

$$\vartheta_w = \frac{\vartheta_{IR}}{\sqrt[4]{\varepsilon_\lambda}} \cdot \sqrt[4]{1 - (1 - \varepsilon_\lambda) \cdot \left(\frac{\vartheta_u}{\vartheta_{IR}}\right)^4} \quad (5.7)$$

- mit:  $\vartheta_w$  : wahre Messtemperatur des Thermoelements,  
 $\vartheta_{IR}$  : Strahlungstemperatur der IR-Thermographiekamera,  
 $\vartheta_u$  : Umgebungstemperatur und  
 $\varepsilon_\lambda$  : Emissionskoeffizient der Oberfläche.

Nach ULLMANN sind bei Gleichung 5.5 die folgenden Anmerkungen zu beachten [ULL92]:

- Die Voraussetzung ist, dass die Umgebungsstrahlung in erster Näherung eine schwarze Strahlung ist.
- Der Einfluss der Umgebungstemperatur wird umso größer, je kleiner die Differenz zwischen Objekt- und Umgebungstemperatur ist.
- Die wahre Temperatur stimmt bei wachsendem Emissionskoeffizienten mit der gemessenen überein.
- Die Umgebungstemperatur kann vernachlässigt werden, wenn das Verhältnis der Umgebungstemperatur zur Strahlungstemperatur der Thermographiekamera sehr klein ist.

Bei der Bestimmung des Emissionskoeffizienten ist zu berücksichtigen, dass dieser abhängig ist von

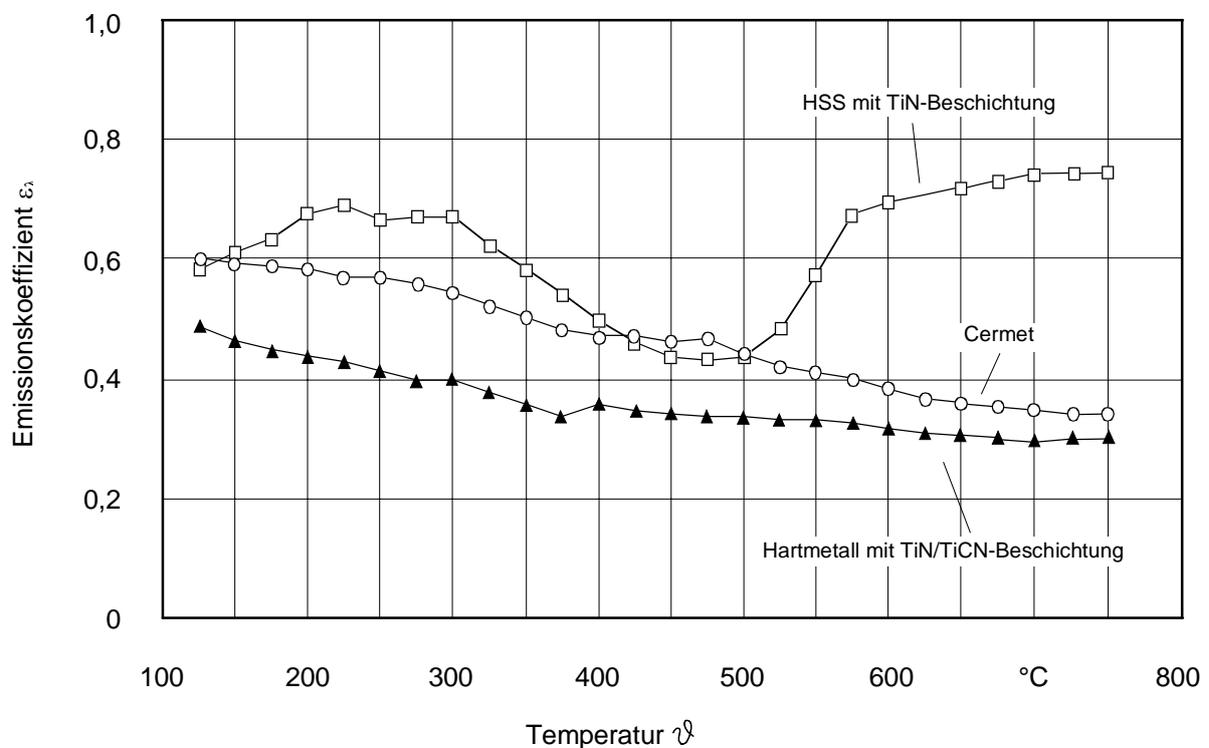
- der Strahlaustrittsrichtung,
- der Wellenlänge,
- der Oberflächenbeschaffenheit und
- der Temperatur des strahlenden Körpers.

Darüber hinaus besteht bei Metallen die Möglichkeit, dass der Emissionskoeffizient bei hohen Temperaturen durch die Änderung des Gefüges oder durch Oxidation beeinflusst werden kann. Den größten Einfluss auf den Emissionskoeffizienten haben jedoch die Oberflächenbeschaffenheit und die Temperatur. Aufgrund der dargelegten Beeinflussung des Emissions-

koeffizienten sind bei dessen Bestimmung die folgenden Randbedingungen konstant zu halten [LAC97, GER98]:

- Kipp- und Neigungswinkel der Thermographiekamera,
- Stellung der Objektfläche im rechten Winkel zur optischen Achse des Messsystems,
- Arbeitsbereich und
- Temperaturmessbereich.

Zur Bestimmung des Emissionskoeffizienten wurden wie in Kapitel 4.6 dargestellt, die Umgebungstemperatur, die Messtemperatur des Thermoelementes und die Strahlungstemperatur der IR-Thermographiekamera gemessen. Es wurden hierbei pro Werkstoff 2 Messreihen mit jeweils 10 Einzelmessungen ausgewertet. Ausgehend von Gleichung 5.7 ließen sich die Emissionskoeffizienten für die während der Untersuchungen eingesetzten Schneidstoffe berechnen. In **Bild 5.11** sind die Emissionskoeffizienten als Funktion der Temperatur dargestellt.



**Bild 5.11:** Emissionskoeffizienten in Abhängigkeit von der Temperatur für verschiedene Schneidstoffe

Die Emissionskoeffizienten des TiN/TiCN-beschichteten Hartmetalls sowie des Cermets fallen in Abhängigkeit von den Temperaturen zwischen  $\vartheta = 125\text{ °C}$  und  $\vartheta = 750\text{ °C}$  kontinuierlich und nehmen dabei Werte von  $\varepsilon_\lambda = 0,6$  bis zu  $\varepsilon_\lambda = 0,25$  an. Die Standardabweichungen liegen bei Cermet bei  $s = 0,0055$ , bei Hartmetall  $s = 0,0050$  und bei HSS bei  $s = 0,0065$ . Bei dem TiN-beschichteten HSS kommt es zunächst nach einer kurzen Anstiegsphase des Emissionskoeffizienten bei  $\vartheta = 250\text{ °C}$  zu einem Tief bei  $\vartheta = 500\text{ °C}$ . Der Emissionskoeffizient beträgt hier  $\varepsilon_\lambda = 0,43$ . Anschließend steigt der Emissionskoeffizient relativ schnell in Abhängigkeit von der Temperatur. Ab etwa  $\vartheta = 675\text{ °C}$  bleibt der Emissionskoeffizient für den TiN-beschichteten HSS nahezu konstant und liegt bei  $\varepsilon_\lambda = 0,78$ . Die Ursache für den veränderten Verlauf des Emissionskoeffizienten ab etwa  $\vartheta = 500\text{ °C}$  ist vermutlich auf eine thermisch bedingte Veränderung im Gefüge des HSS-Schneidstoffes zurückzuführen.

Ausgehend von den hier ermittelten Emissionskoeffizienten und den Thermographiebildern ist eine reale Darstellung der Wärmeverteilungsbilder auf der Spanfläche der Wendeschneidplatten möglich. Hierzu muss bei der Auswertung der Thermographieaufnahmen jeweils der Emissionskoeffizient entsprechend der Gleichung 5.7 berücksichtigt werden.

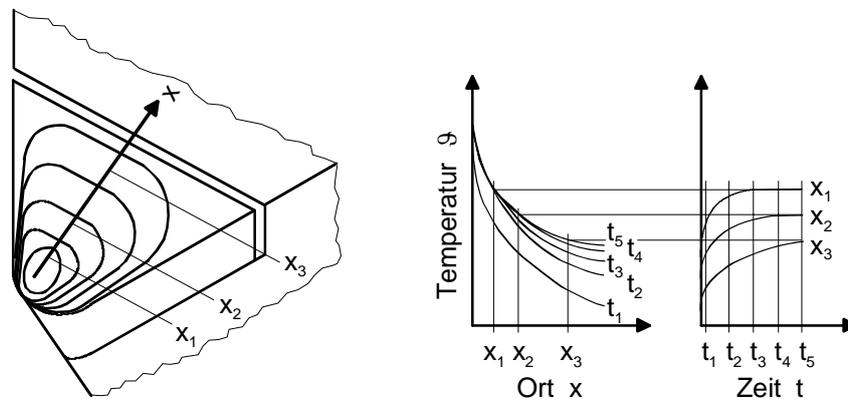
### **5.2.3 Temperaturen beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem**

Die Messung der Temperaturen mit der Thermographie beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem kann nicht im kontinuierlichen Schnitt sondern nur im unterbrochenen Schnitt erfolgen. Dies hängt damit zusammen, dass das Werkzeug beim Drehen während des kontinuierlichen Schnittes ununterbrochen im Eingriff ist und die Spanfläche teilweise durch den ablaufenden Span verdeckt wird. Somit ist eine Messung der Spanflächentemperaturen mit der Thermographie nicht möglich, da eine uneingeschränkte optische Zugangsmöglichkeit eine Voraussetzung für die Anwendbarkeit des Verfahrens ist. Daher kann zur Bestimmung der Spanflächentemperaturen nur der unterbrochene Schnitt angewendet werden. Die Messung der Spanflächentemperaturen muss dabei in dem Moment erfolgen in dem das Werkzeug aus der Längsnut des Werkstücks tritt. Zur Sicherstellung der Reproduzierbarkeit der gemessenen Temperaturen ist es erforderlich, die Messungen mehrfach zu wiederholen.

Von besonderer Bedeutung beim Drehen im unterbrochenen Schnitt ist die Eingriffszeit  $t_E$  des Werkzeugs, welche, bezogen auf die Untersuchungen, durch eine entsprechende Wahl der Größe der Längsnut variiert werden kann. Im Gegensatz zum kontinuierlichen Schnitt bei dem die Eingriffszeit  $t_E$  gleich der Gesamtzeit  $t_G$  für eine Werkstückumdrehung ist, setzt sich beim unterbrochenen Schnitt die Gesamtzeit  $t_G$  für eine Werkstückumdrehung aus einem Zeitanteil für den Materialeingriff  $t_E$  und einer Außereingriffszeit  $t_A$  zusammen. Es gilt somit

$$t_G = t_E + t_A \quad (5.8)$$

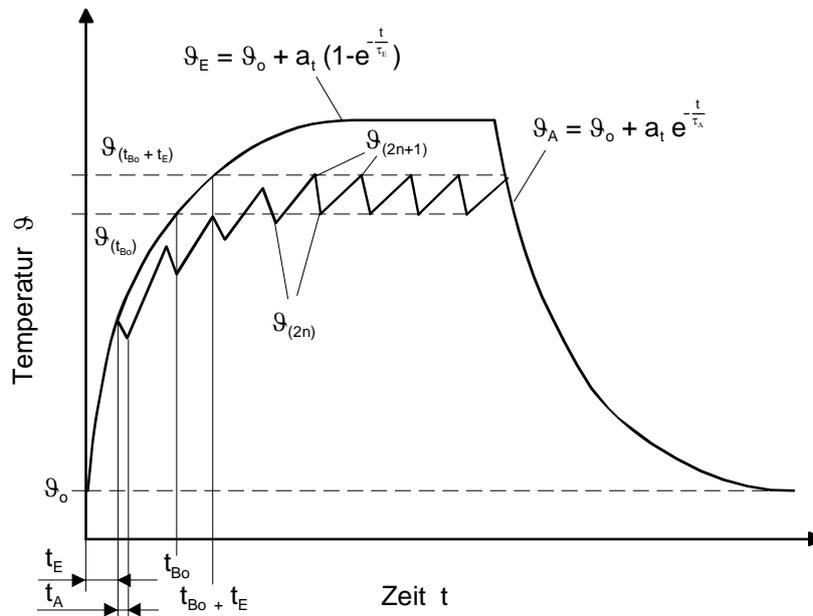
Es konnte bereits von ULLMANN gezeigt werden, dass die Werkzeugtemperaturen im unterbrochenen Schnitt wesentlich von der Eingriffszeit und somit auch vom Eingriffsverhältnis abhängig sind [ULL92]. Betrachtet man den kontinuierlichen Schnitt, so stellt sich nach der Zeit  $t_5$ , bezugnehmend auf **Bild 5.12**, ein Beharrungszustand ein, bei dem sich eine Stabilisierung der Wärmeflüsse an der Schneidenecke einstellt. Es handelt sich hierbei um ein Gleichgewicht der zu- und abgeführten Wärmeflüsse. Man spricht in diesem Zusammenhang auch von quasi-stationären Temperaturverhältnissen am Werkzeug.



**Bild 5.12:** Temperaturverlauf auf der Spanfläche [ULL92]

Die Geschwindigkeit, mit der dieser Zustand über Wärmekonvektion und Wärmeemission erreicht wird, ist sowohl von der Masse, der Wärmekapazität und der Wärmeleitfähigkeit der Schneide als auch den herrschenden Temperaturgradienten zur Umgebung abhängig. Wie in **Bild 5.12** dargestellt, steigt in Abhängigkeit von der Wirkzeit  $t_w$  die Temperatur exponentiell an. Die Entfernung der Messstelle vom Ort der Wärmeentstehung ist somit für die erreichte Maximaltemperatur maßgeblich.

Im Vergleich zum kontinuierlichen Schnitt verlaufen im unterbrochenen Schnitt die Temperaturen bzw. die maximale Temperatur auf der Spanfläche nicht exponentiell sondern wie eine exponentiell steigende Sägezahnfunktion, bei der ein Maximalwert unterhalb der Temperatur des kontinuierlichen Schnitts erreicht wird, siehe **Bild 5.13**.



**Bild 5.13:** Verlauf der Maximaltemperatur beim kontinuierlichen und beim unterbrochenen Schnitt [ULL92]

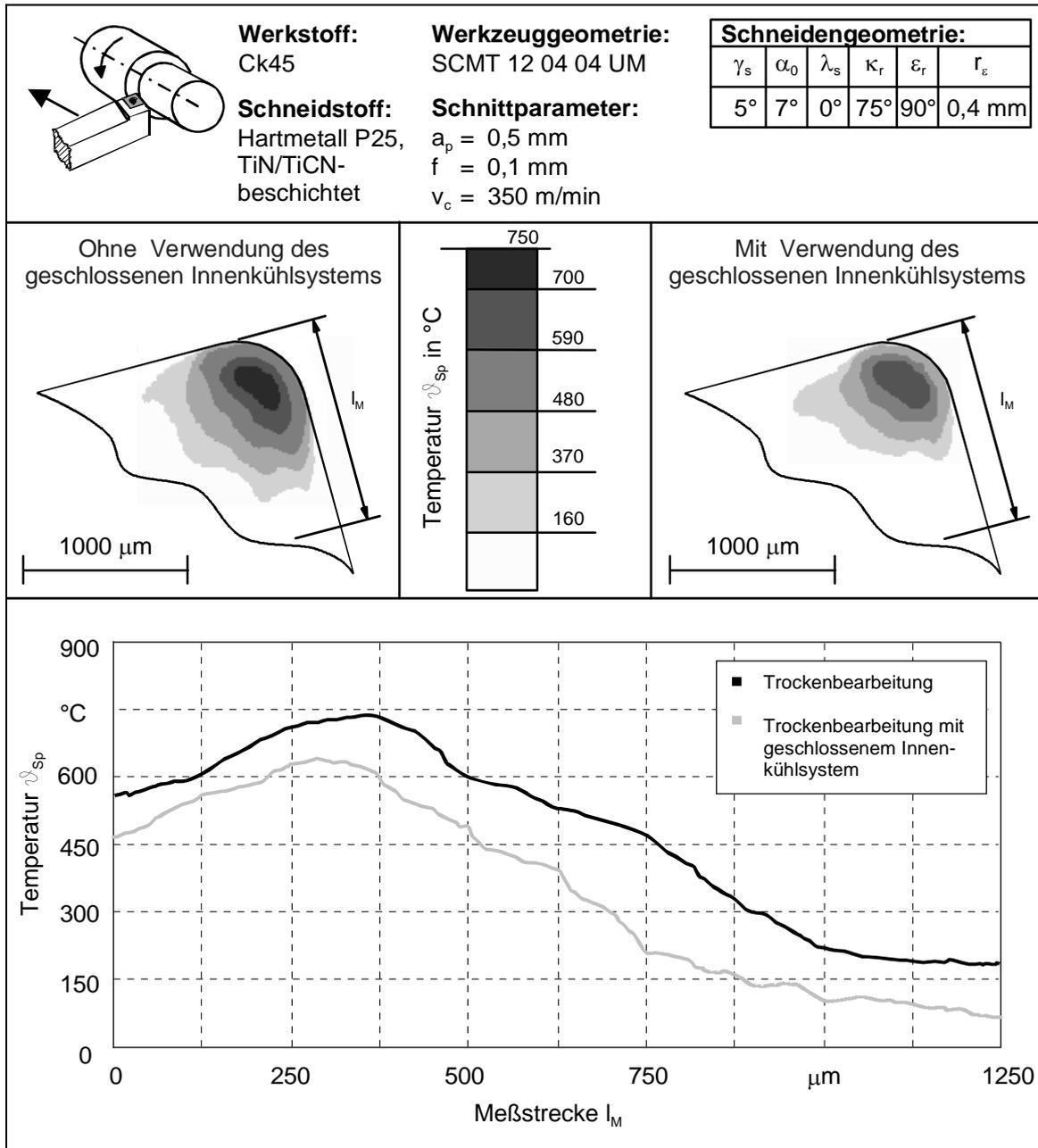
Die maximale Temperatur beim Drehen auf der Spanfläche im unterbrochenen Schnitt entspricht somit nicht der Temperatur beim kontinuierlichen Schnitt. Die Differenz der Maximaltemperaturen ist dabei maßgeblich vom Eingriffsverhältnis abhängig. Je größer das Eingriffsverhältnis ist, umso geringer wird die Differenz bei den maximalen Temperaturen. Ein Modell zur Ermittlung der maximal erreichbaren Temperaturen im kontinuierlichen Schnitt aus den experimentell bestimmten Werten des unterbrochenen Schnittes wurde von ULLMANN entwickelt. Anhand seiner Ausführungen konnte gezeigt werden, dass sich die Temperaturen bei Kenntnis der zeitlichen, kinematischen und thermophysikalischen Randbedingungen für den kontinuierlichen Schnitt extrapolieren lassen.

Die Messung der Temperaturen mit Hilfe der Thermographie wurde in Anlehnung an Kapitel 4.6 durchgeführt. Um die Differenz zwischen den Temperaturen im kontinuierlichen Schnitt und dem unterbrochenen Schnitt so gering wie möglich zu halten, wurde für die experimentellen Untersuchungen eine Eingriffsrate von 90 % gewählt. Somit kann davon

ausgegangen werden, dass bei der gewählten Eingriffsrate die Temperaturen im unterbrochenen Schnitt nahezu denen im kontinuierlichen Schnitt entsprechen.

In den **Bildern 5.14, 5.15** und **5.16** sind exemplarisch die Ergebnisse der Messungen der Thermographie für drei verschiedene Schneidstoff/Werkstoff-Kombinationen dargestellt. Zur besseren Veranschaulichung der Temperaturen, wurde eine Darstellung mit Isothermen gewählt. Im unteren Bereich der Bilder ist jeweils der genaue Temperaturverlauf entlang der Messstrecke  $l_M$  dargestellt. Hierbei wurden die Temperaturen auf der Spanfläche erfasst. Es wird jeweils zwischen den Ergebnissen der reinen Trockenbearbeitung ohne Kühlung sowie den Ergebnissen mit geschlossenem Innenkühlsystem unterschieden.

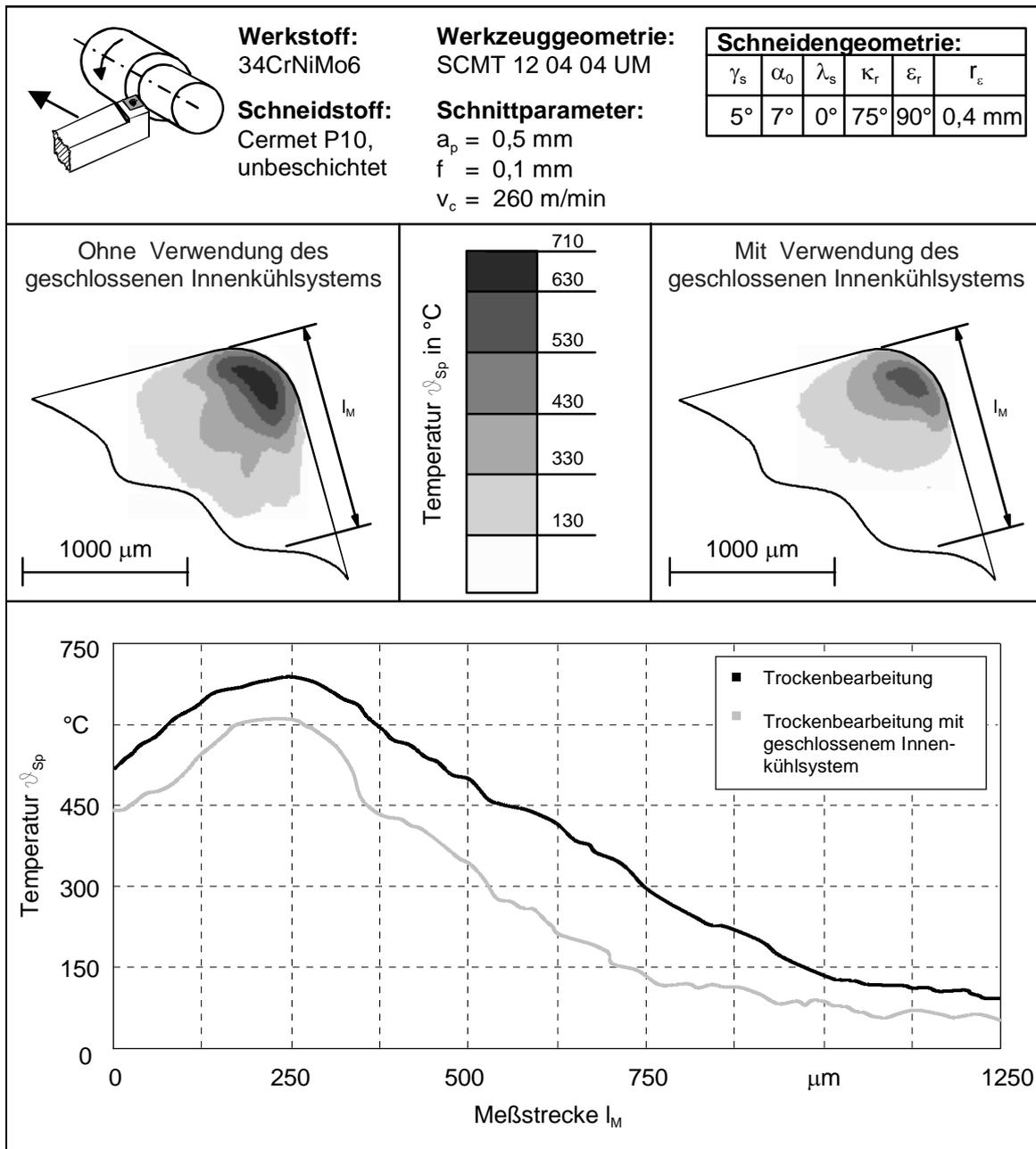
**Bild 5.14** zeigt den Temperaturverlauf auf der Spanfläche beim Außenlängs-Runddrehen von Ck45 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall. Die Schnittgeschwindigkeit betrug bei diesem Versuch  $v_c = 350$  m/min, der Vorschub  $f = 0,1$  mm und die Schnitttiefe  $a_p = 0,5$  mm. Bei der Trockenbearbeitung ohne Kühlung wird eine maximale Temperatur auf der Spanfläche von  $\vartheta_{Sp,max} = 749$  °C erreicht. Im Vergleich hierzu beträgt die maximale Temperatur auf der Spanfläche bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems  $\vartheta_{Sp,max} = 625$  °C. Das geschlossene Innenkühlsystem führte somit zu einer Senkung der maximalen Spanflächentemperatur um etwa 17 %. Darüber hinaus wurde nicht nur die maximale Temperatur auf der Spanfläche beeinflusst, sondern das gesamte Temperaturniveau auf der Spanfläche. Wie zu erkennen ist, wurde auch die Temperatur an der Schneide gesenkt. Dies bestätigt die bisherige Annahme, dass die Reduzierung des Verschleißes auf die Reduzierung der Werkzeugtemperaturen durch das geschlossene Innenkühlsystem zurückzuführen ist. Eine Bestätigung der Wirksamkeit des geschlossenen Innenkühlsystems bezüglich des gesamten Temperaturniveaus des Werkzeugs während des Bearbeitungsprozesses ist auch in den Darstellungen der Ergebnisse in den **Bildern 5.15** und **5.16** zu finden.



**Bild 5.14:** Verlauf der Temperaturen auf der Spanfläche beim Außenlängs-Runddrehen von Ck45 mit einem TiN/TiCN-beschichtetem Hartmetall

**Bild 5.15** zeigt den Temperaturverlauf auf der Spanfläche beim Außenlängs-Runddrehen von 34CrNiMo6 mit einem unbeschichteten Cermet. Bei diesem Versuch wurde eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 260 \text{ m/min}$ , ein Vorschub von  $f = 0,1 \text{ mm}$  und eine Schnitttiefe von  $a_p = 0,5 \text{ mm}$  gewählt. Die maximale Temperatur auf der Spanfläche ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems beträgt  $\vartheta_{sp,max} = 704 \text{ °C}$ , bei Verwendung

des geschlossenen Innenkühlsystems  $\vartheta_{Sp,max} = 607 \text{ }^\circ\text{C}$ . Die Absenkung der maximalen Temperatur auf der Spanfläche beträgt somit etwa 14 %..

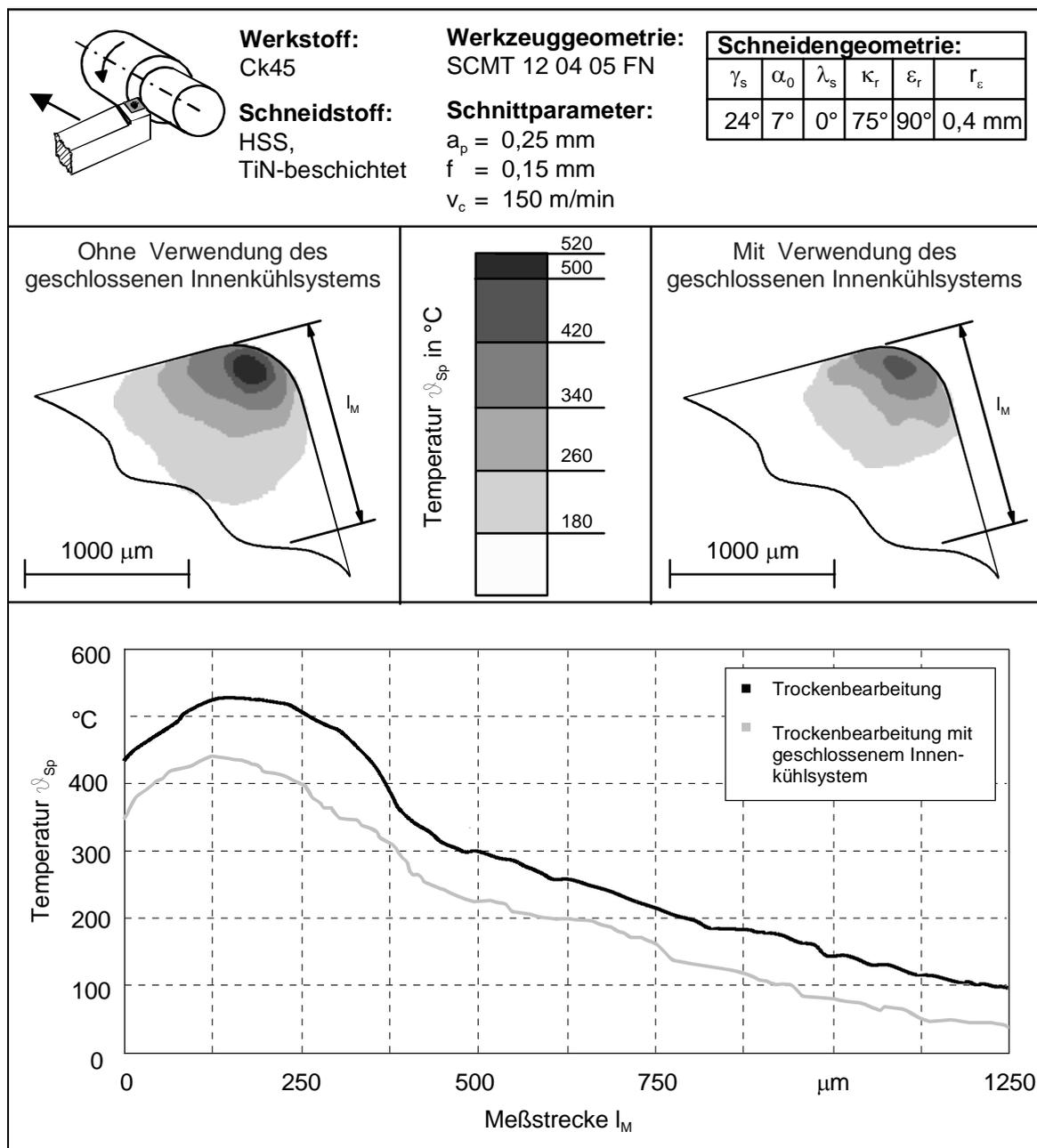


**Bild 5.15:** Verlauf der Temperaturen auf der Spanfläche beim Außenlängs-Runddrehen von 34CrNiMo6 mit einem unbeschichteten Cermet

Ebenso zeigt sich bei Betrachtung des Temperaturverlaufes entlang der gewählten Messtrecke, dass das Temperaturniveau bei Verwendung des geschlossenen Innenkühl-systems niedriger ist als bei der Trockenbearbeitung. Vergleicht man hierzu die beiden

Temperaturverläufe, so zeigt sich das diese sehr ähnlich sind. Das geschlossene Innenkühl-system führte hier zu einer Senkung des gesamten Temperaturniveaus auf der Spanfläche.

In **Bild 5.16** ist der Temperaturverlauf auf der Spanfläche beim Außenlängs-Runddrehen von Ck45 mit einem TiN-beschichteten HSS dargestellt. Die Schnittgeschwindigkeit beträgt bei diesem Versuch  $v_c = 150$  m/min, der Vorschub  $f = 0,15$  mm und die Schnitttiefe  $a_p = 0,25$  mm.



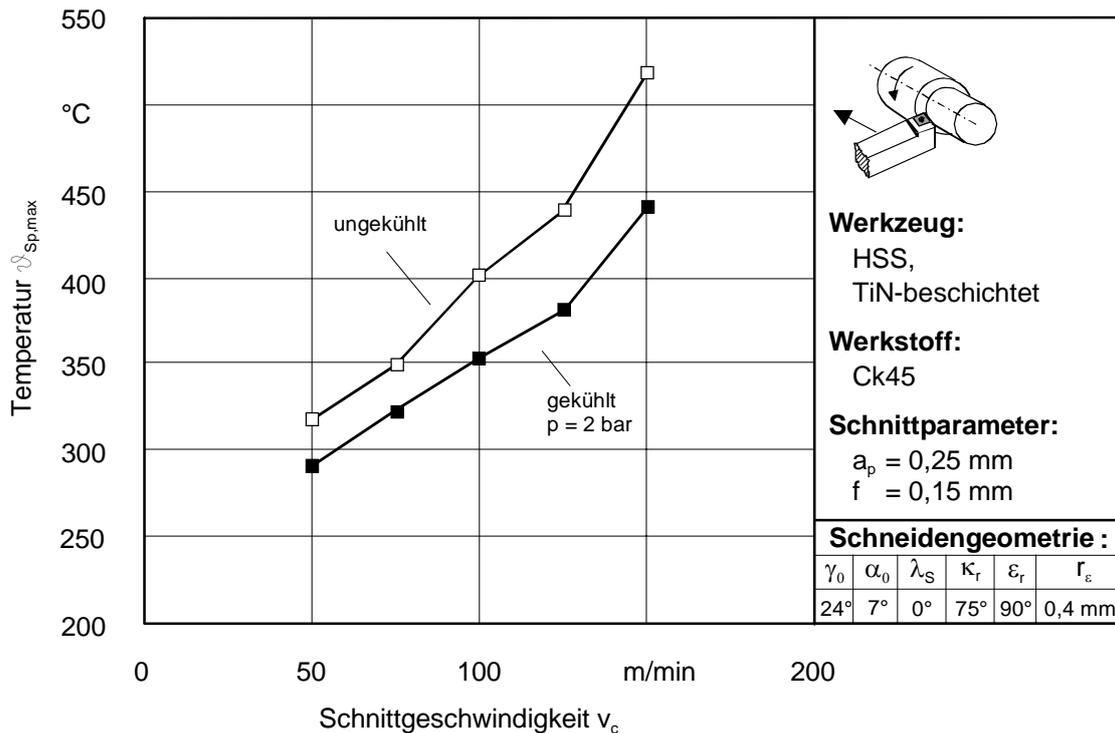
**Bild 5.16:** Verlauf der Temperaturen auf der Spanfläche beim Außenlängs-Runddrehen von Ck45 mit einem TiN-beschichteten HSS

Auch hier wurde mit dem geschlossenen Innenkühlsystem eine deutliche Absenkung des Temperaturniveaus auf der Spanfläche erzielt. Im Vergleich zur Trockenbearbeitung bei der eine maximale Spanflächentemperatur von  $\vartheta_{\text{Sp,max}} = 520 \text{ °C}$  gemessen wurde, betrug die maximale Spanflächentemperatur bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems  $\vartheta_{\text{Sp,max}} = 443 \text{ °C}$ . Die Temperatur wurde somit um 15 % reduziert.

Neben der Erkenntnis, dass mit Hilfe des geschlossenen Innenkühlsystems die Werkzeugtemperaturen wesentlich reduziert werden, wurde bestimmt, inwieweit die Werkzeugtemperatur und der Kühleffekt des geschlossenen Innenkühlsystems von den Einstellparametern abhängen. Der Schwerpunkt der Untersuchungen wurde dabei auf die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  gelegt. Der Grund hierfür ist, dass bei einer signifikanten Zunahme der Schnitttiefe  $a_p$  und des Vorschubs  $f$  die mechanische Belastung der Wendeschneidplatte wesentlich größer wird. Das geschlossene Innenkühlsystem führt unter diesen Bedingungen nur zu einer geringen Steigerung der Standzeiten. Von wesentlicher Bedeutung ist daher die Abhängigkeit der Absenkung der Werkzeugtemperatur von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ . Dieser Bereich ist insbesondere für das Schlichten von Bedeutung.

In **Bild 5.17** ist die maximale Temperatur auf der Spanfläche in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit beim Außenlängs-Runddrehen von Ck45 mit einem TiN-beschichteten HSS mit und ohne geschlossenem Innenkühlsystem dargestellt. Die maximalen Temperaturen auf der Spanfläche wurden mit der Thermographie gemessen. Die Schnitttiefe  $a_p$  und der Vorschub  $f$  wurden konstant gehalten, während die Schnittgeschwindigkeit in einem Bereich von  $v_c = 50 \text{ m/min}$  bis maximal  $v_c = 150 \text{ m/min}$  variiert wurde.

Wie **Bild 5.17** zu entnehmen ist, ist die maximale Temperatur auf der Spanfläche nahezu linear abhängig von der Schnittgeschwindigkeit. Dies gilt für beide Bearbeitungsvarianten, d. h. sowohl für die Bearbeitung mit geschlossenem Innenkühlsystem als auch ohne. Die Kühlung des Werkzeuges konnte für alle Schnittgeschwindigkeiten festgestellt werden. Bei den etwas höheren Schnittgeschwindigkeiten ab etwa  $v_c = 100 \text{ m/min}$  existiert ein leichter Trend dahingehend, dass die Differenz zwischen der maximalen Temperatur auf der Spanfläche mit und ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems etwas größer wurde. Prozentual betrachtet erreichte die Senkung der maximalen Temperatur auf der Spanfläche Werte bis zu 15 %.

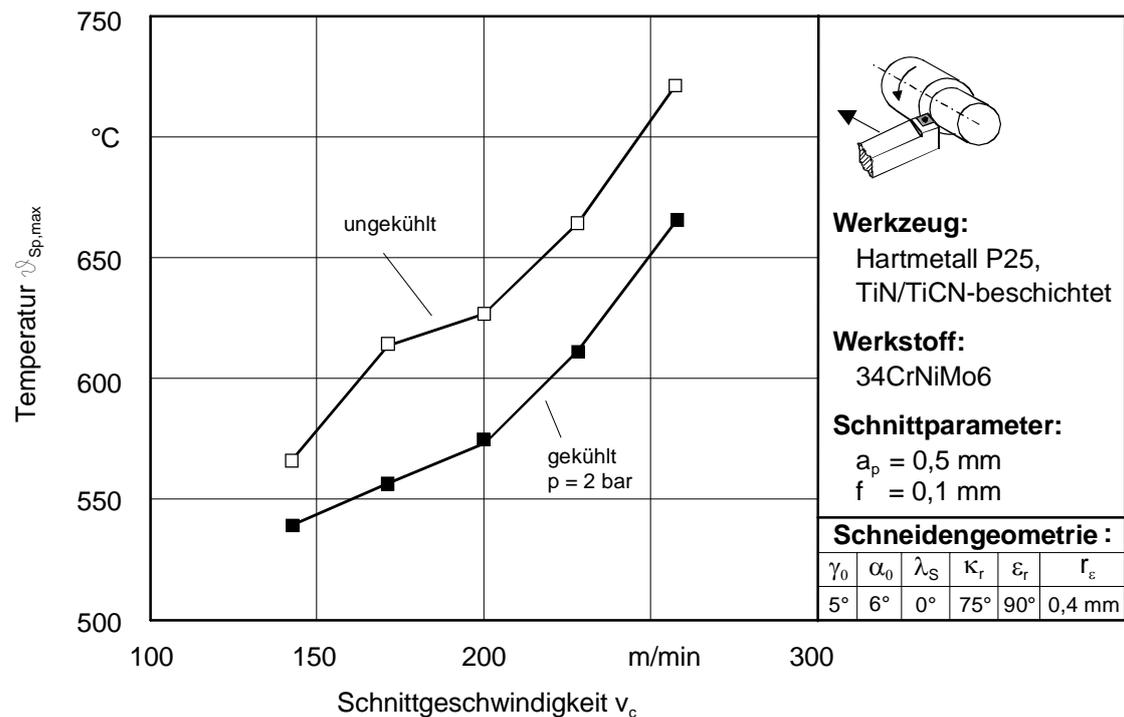


**Bild 5.17:** Temperatur  $\vartheta_{Sp,max}$  in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim Drehen von Ck45 mit einem TiN-beschichteten HSS mit und ohne Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems

Auch bei weiteren Untersuchungsergebnissen konnte die Schnittgeschwindigkeit als signifikante Einflussgröße auf die Temperaturen bei der Zerspanung herausgestellt werden.

**Bild 5.18** stellt hierzu die maximale Temperatur auf der Spanfläche in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit beim Außenlängs-Runddrehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall mit und ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems dar.

Bei dieser Schneidstoff/Werkstoff-Kombination zeigt sich eine nahezu lineare Abhängigkeit der Temperatur von der Schnittgeschwindigkeit. Über den gesamten untersuchten Schnittgeschwindigkeitsbereich ist eine fast gleichbleibende Absenkung des Temperaturniveaus durch das geschlossene Innenkühlsystem zu verzeichnen. Auch bei hohen Zerspan-temperaturen von bis zu  $\vartheta_{Sp,max} = 721 \text{ °C}$ , die sich bei diesen Untersuchungen bei maximalen Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 260 \text{ m/min}$  einstellten, war eine Kühlung des Werkzeuges durch das geschlossene Innenkühlsystem gewährleistet. Die Senkung der maximalen Temperaturen liegt in einem Bereich um etwa 11 %.

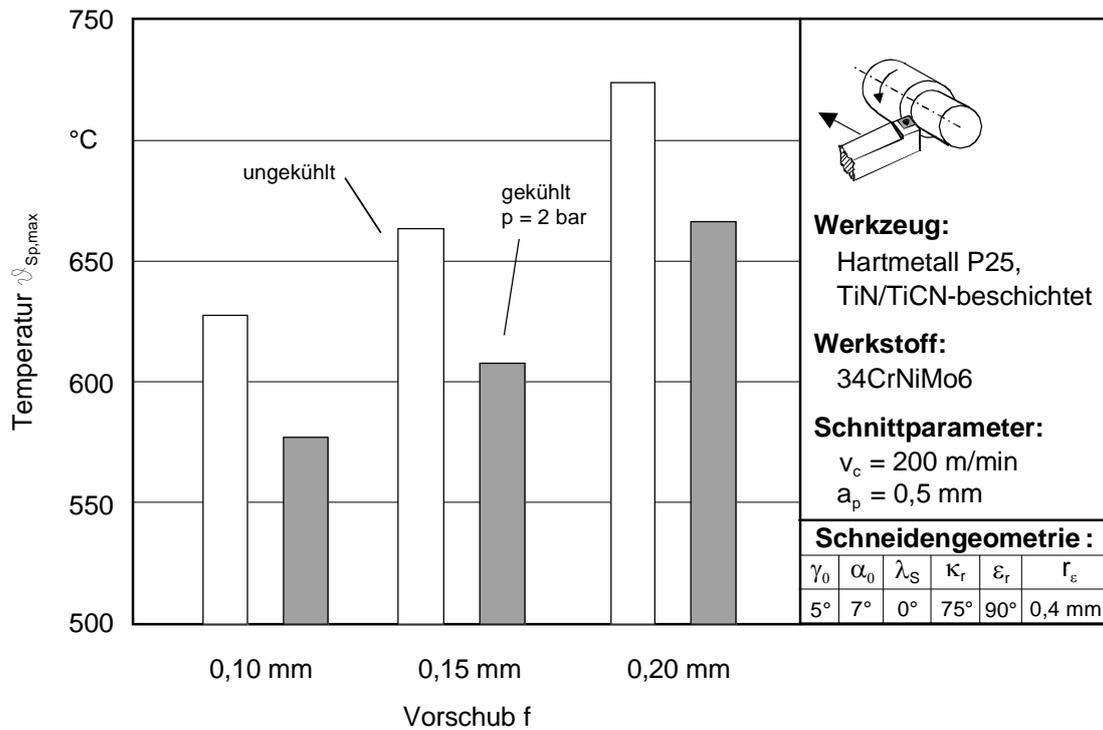


**Bild 5.18:** Temperatur  $\vartheta_{Sp,max}$  in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichtetem Hartmetall mit und ohne Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems

Neben der Schnittgeschwindigkeit wurden auch die Einstellparameter Schnitttiefe und Vorschub untersucht. Im vorhergehenden Kapitel wurde experimentell bestätigt, dass die Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems bei großen Schnitttiefen oder Vorschüben keine signifikante Verlängerung der Standzeit ermöglicht. An dieser Stelle wird zur Ergänzung der bereits getroffenen Aussagen im vorhergehenden Kapitel die Temperaturabsenkung bei Steigerung des Vorschubs dargestellt. Hierzu werden in **Bild 5.19** die maximalen Temperaturen auf der Spanfläche beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichtetem Hartmetall in Abhängigkeit des Vorschubs mit und ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems dargestellt.

Als Ergebnis dieser Untersuchungen ergibt sich erwartungsgemäß, dass die Temperatur mit steigendem Vorschub und somit auch die thermische Belastung des Werkzeugs zunimmt. Deutlich wird nachgewiesen, dass durch das geschlossene Innenkühlsystem für alle dargestellten Vorschübe eine Reduzierung der Temperaturen auf der Spanfläche erreicht wird. Die wesentlich größere mechanische Belastung des Werkzeugs bei sehr großen Vorschüben als auch bei großen Schnitttiefen konnte jedoch nicht kompensiert werden. Somit ergibt sich,

wie im vorhergehenden Kapitel deutlich gezeigt wurde, eine geringere Erhöhung der Standzeiten als bei den geringer gewählten Schnitttiefen von bis zu  $f = 0,1$  mm. Ein wichtiges Ergebnis ist daher, dass der Einsatzbereich des geschlossenen Innenkühlsystems insbesondere bei der Feinbearbeitung mit hohen Schnittgeschwindigkeiten ist.

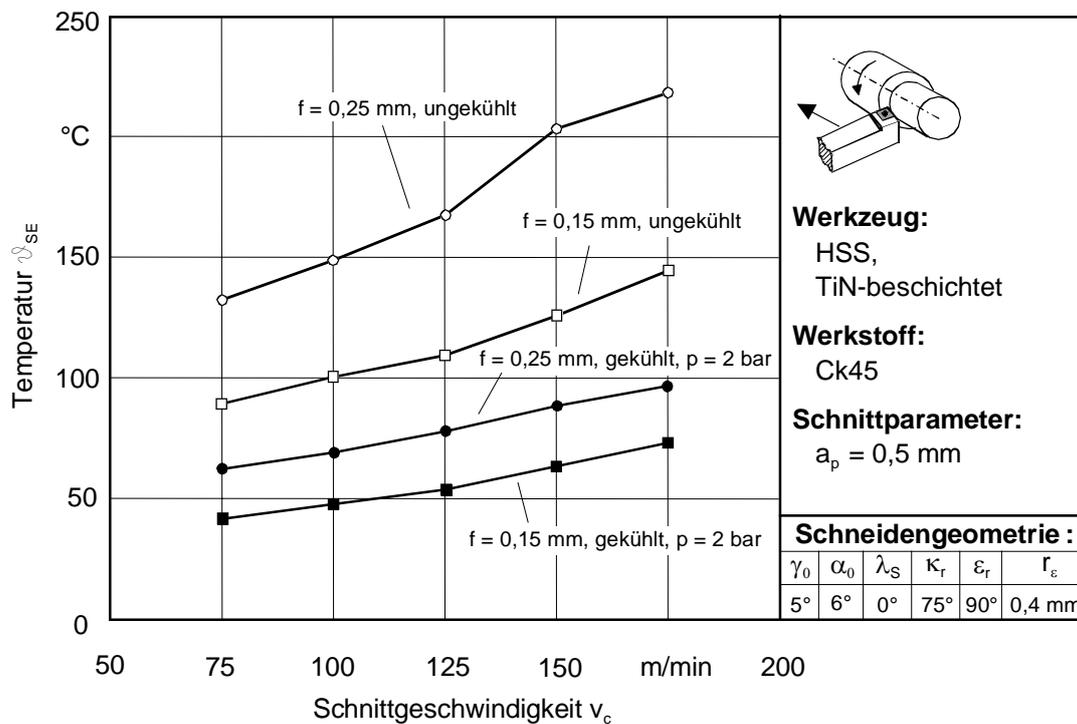


**Bild 5.19:** Temperatur  $\vartheta_{Sp,max}$  in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall mit und ohne Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems

Neben den Temperaturmessungen mit Hilfe der Thermographie wurden auch Messungen mit Thermoelementen durchgeführt. Diese ergänzen die Ergebnisse der Thermographieaufnahmen hinsichtlich der Wirksamkeit des geschlossenen Innenkühlsystems. In **Bild 5.20** sind die Ergebnisse der Thermoelementmessung beim Außenlängs-Runddrehen von Ck45 mit einem TiN-beschichteten HSS mit und ohne einem geschlossenen Innenkühlsystem in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit für verschiedene Vorschübe dargestellt. Die Positionierung des Thermoelementes erfolgte bei den Untersuchungen innerhalb einer erodierten Bohrung unterhalb der Schneidenspitze.

Ebenso wie bei den thermographischen Untersuchungen der Spanfläche konnte durch Messungen mit Thermoelementen an der Schneidenspitze eine deutliche Senkung des

Temperaturniveaus festgestellt werden. Es ist daher auch hier von einer wesentlichen Reduzierung der thermischen Beanspruchung der Wendeschneidplatte auszugehen. Im Vergleich zu den bisherigen Messungen, die lediglich die Temperaturen an der Oberfläche der Wendeschneidplatten berücksichtigten, wurden an dieser Stelle auch die Temperaturen im Substrat unterhalb der Beschichtungen untersucht.



**Bild 5.20:** Temperatur  $\vartheta_{SE}$  in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  für verschiedene Vorschübe beim Drehen von Ck45 mit einem TiN-beschichteten HSS mit und ohne Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems

Die Temperaturabsenkung bei Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems ist unterhalb der Beschichtung wesentlich größer. Es wurde eine Absenkung der Temperaturen in diesem Bereich im Vergleich zu den gemessenen Temperaturen auf der Spanfläche und somit auf der Beschichtung von bis zu 52 % erreicht. Dies ist darauf zurückzuführen, dass sich das Thermoelement unterhalb der Beschichtung an der Schneide befindet. Da in diesem Bereich die Beschichtung nicht mehr wie eine thermische Barriere wirkt, kommt es zu einem erhöhten Wärmeübergang aufgrund der Wirkung des geschlossenen Innenkühlsystems und somit zu einer weiteren Senkung des Temperaturniveaus verglichen mit den Ergebnissen der Thermographieuntersuchungen. Ein Vergleich der Wärmeleitfähigkeit des HSS-Substrats mit

der Wärmeleitfähigkeit der Beschichtung bestätigt diese Erkenntnis. Das Substrat hat eine fast doppelt so große Wärmeleitfähigkeit [UHL01a].

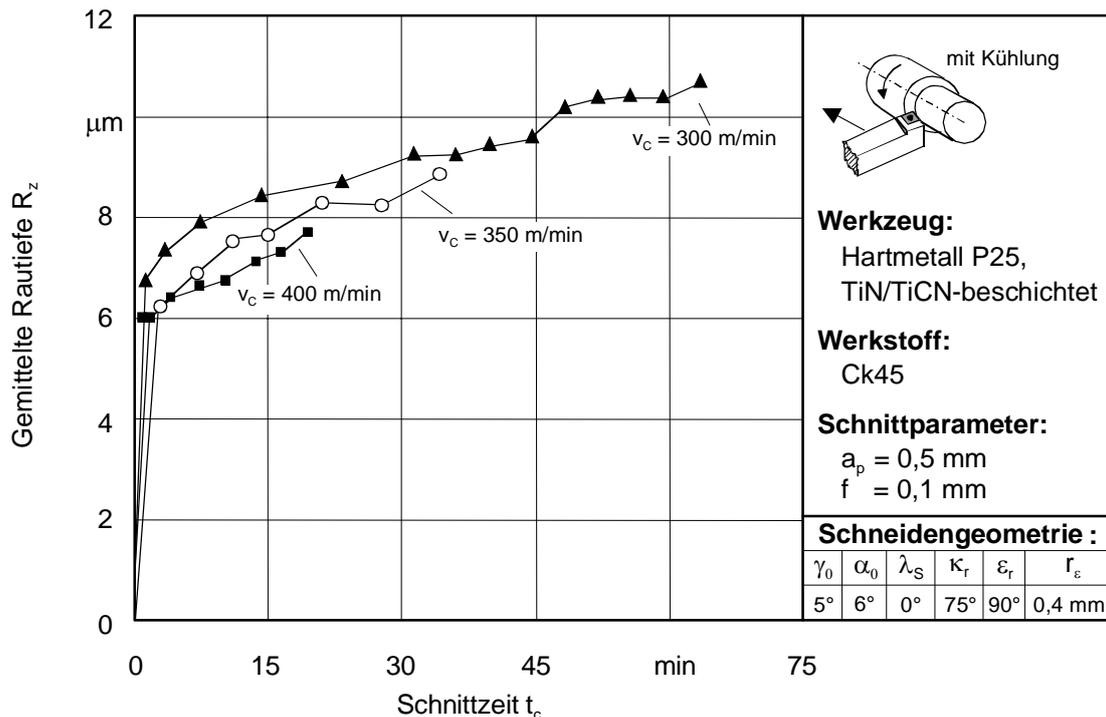
### 5.3 Oberflächenbeschaffenheit

#### 5.3.1 Oberflächenrauheiten beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem

Eine Voraussetzung für die Umsetzung und die Nutzung des geschlossenen Innenkühlsystems in der industriellen Praxis ist nicht nur eine Erhöhung der Standzeit bei der Trockenbearbeitung. Im Hinblick auf die Fertigungsqualität ist entscheidend, inwieweit der Zerspanprozess die Oberflächengüte der Werkstücke beeinflusst. Zu diesem Zweck wurden die Oberflächenrauheiten sowie die Oberflächentopographien untersucht. Es wurde jeweils ein Vergleich zwischen den Ergebnissen der Trockenbearbeitung und der Trockenbearbeitung unter Verwendung eines geschlossenen Innenkühlsystems durchgeführt.

Im ersten Ansatz wurde die Veränderung der Oberflächenrauheit in Abhängigkeit von der Schnittzeit untersucht. In **Bild 5.21** ist für die Bearbeitung von Ck45 mit dem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall bei Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems die gemittelte Rautiefe  $R_z$  über der Schnittzeit bis zum Erreichen der Standzeit aufgetragen.

Mit steigender Schnittzeit wird bei dieser Untersuchung der Betrag der gemittelten Rautiefe  $R_z$  zunehmend größer. Die Ursache hierfür liegt in dem mit der Schnittzeit zunehmenden Verschleiß der Wendeschneidplatte. Das gleiche Verhalten des Werkzeugs kann auch bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems festgestellt werden. Auch der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die gemittelte Rautiefe verhält sich wie bei der konventionellen Trockenbearbeitung. Die gemittelte Rautiefe ist bei größeren Schnittgeschwindigkeiten im Allgemeinen kleiner als bei kleineren Schnittgeschwindigkeiten. Dies zeigen auch die in **Bild 5.21** dargestellten Ergebnisse. Die Beträge der gemittelten Rautiefe  $R_z$  bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 400$  m/min liegen jeweils unter den Beträgen bei  $v_c = 300$  m/min.

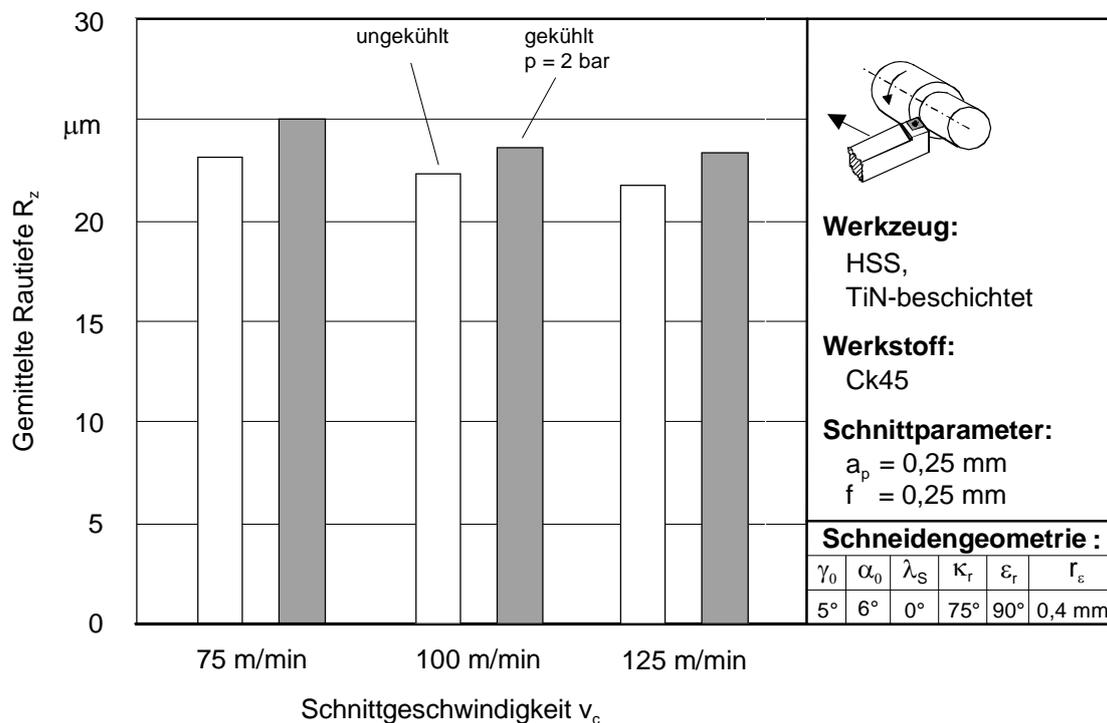


**Bild 5.21:** Gemittelte Rautiefe  $R_z$  in Abhängigkeit von der Schnittzeit  $t_c$  für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  beim Drehen von Ck45 mit einem TiN/TiCN-beschichtetem Hartmetall bei Verwendung eines geschlossenen Innenkühlsystems

Weitere Zerspanuntersuchungen zeigten, dass die Oberflächenrauheit bei der Trockenbearbeitung mit geschlossenem Innenkühlsystem vom Vorschub  $f$  auf die gleiche Weise abhängig ist wie bei der Trockenbearbeitung ohne Kühlung. So konnte bei der Erhöhung des Vorschubs eine signifikante Verschlechterung der Oberflächengüte festgestellt werden. Dieses Ergebnis entspricht dem Stand der Technik und soll an dieser Stelle nicht weiter ausgeführt werden. Eine weitere wichtige Größe in diesem Zusammenhang ist die Schneidengeometrie, insbesondere der Eckenradius der Schneidenecke. Dieser wurde bei den Untersuchungen konstant gehalten.

Ergänzend zur separaten Betrachtung der Oberflächengüten bei der Trockenbearbeitung mit einem geschlossenen Innenkühlsystem ist es insbesondere erforderlich, die gemessenen Oberflächengüten denen gegenüberzustellen, die beim konventionellen Prozess der Trockenbearbeitung erzielt wurden. Hierzu erfolgten Vergleichsmessungen mit gleichen Einstellparametern für das Drehen mit und ohne geschlossenem Innenkühlsystem. Um den Einfluss des Verschleißes auf die Messergebnisse zu eliminieren, kamen für die Untersuchungen jeweils arbeitsscharfe Schneiden zum Einsatz.

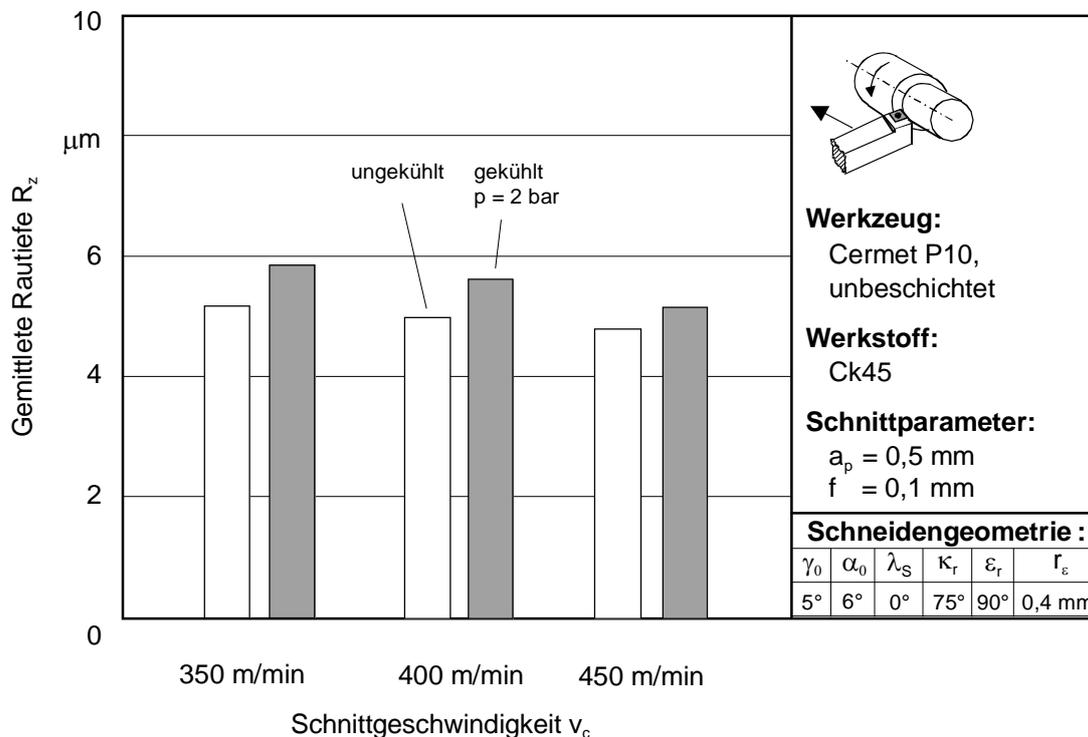
In den **Bildern 5.22** und **5.23** sind hierzu exemplarisch die Ergebnisse anhand von zwei verschiedenen Schneidstoff/Werkstoff-Kombinationen dargestellt. **Bild 5.22** zeigt einen Vergleich der Oberflächenrauheiten mit und ohne geschlossenem Innenkühlsystem beim Drehen von Ck45 mit einem TiN-beschichteten HSS verschiedene Schnittgeschwindigkeiten. **Bild 5.23** zeigt einen Vergleich der Oberflächenrauheiten mit und ohne geschlossenem Innenkühlsystem beim Drehen von Ck45 mit einem unbeschichteten Cermet für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten.



**Bild 5.22:** Gemittelte Rautiefe  $R_z$  in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim Drehen von Ck45 mit TiN-beschichtetem HSS mit und ohne Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems

Die dargestellten Ergebnisse in den **Bildern 5.22** und **5.23** stehen stellvertretend für die bei weiteren Untersuchungen festgestellten Ergebnisse. Es wurde bei dem überwiegenden Teil der Untersuchungen ein geringer Einfluss des geschlossenen Innenkühlsystems auf die Oberflächengüte festgestellt. Es zeigte sich, dass die Oberflächengüten bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems geringfügig schlechter waren als bei der Trockenbearbeitung ohne Kühlung. Die Erklärung hierfür ist in der Wärmeabfuhr im Werkzeug aufgrund des geschlossenen Innenkühlsystems zu sehen. So ist davon auszugehen, dass dem Werkstück über den Kontakt zur Schneide Wärme entzogen wird. Aufgrund der etwas geringeren

Werkstücktemperatur sind die Oberflächenrauheiten beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem geringfügig größer.



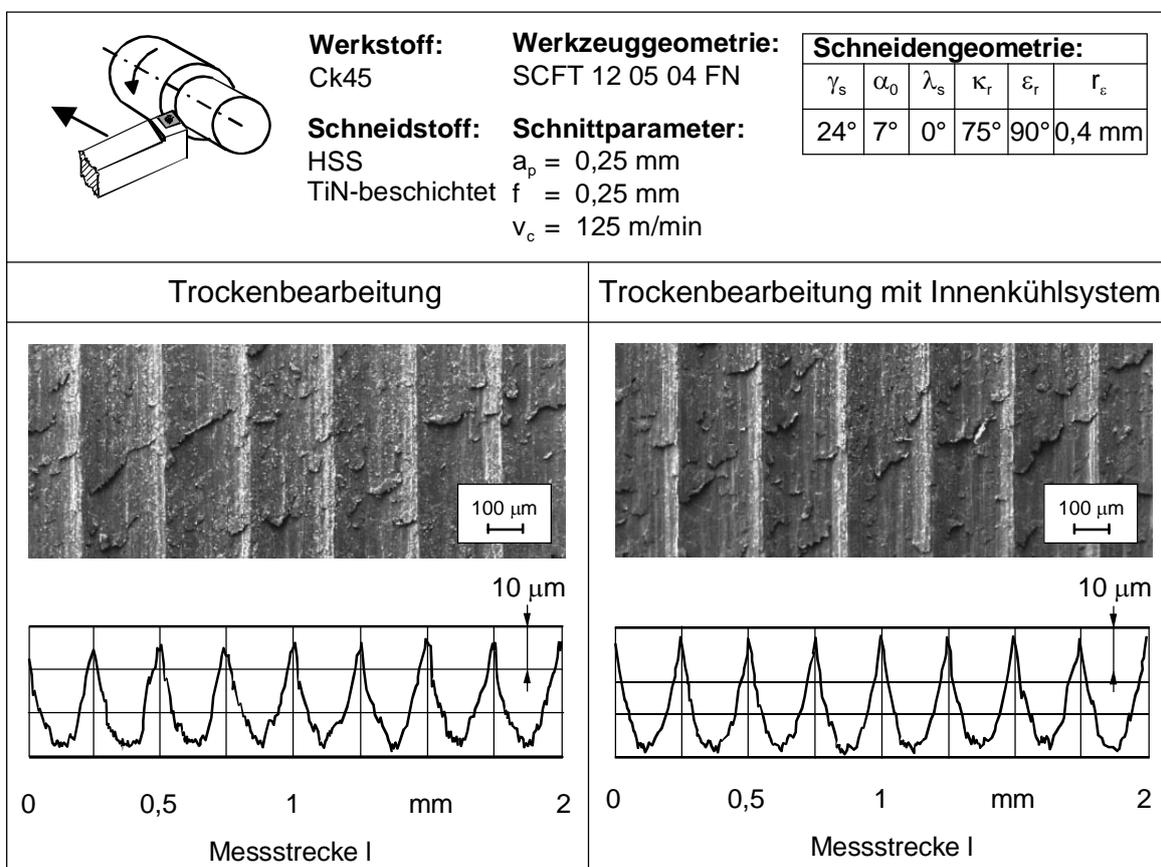
**Bild 5.23:** Gemittelte Rautiefe  $R_z$  in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim Drehen von Ck45 mit unbeschichtetem Cermet mit und ohne Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems

### 5.3.2 Oberflächenprofile und -topographien beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem

Neben der Oberflächerauheiten wurden Oberflächentopographien und Tastschnittprofile der bearbeiteten Werkstücke untersucht. Zur Messung der Oberflächenprofile für die zu untersuchenden Werkstücke kam das bereits in Kapitel 4.5 beschriebene Oberflächenmessgerät „Form Talysurf 120L“ der Firma RANK TAYLOR HOBSON, Wiesbaden zum Einsatz. Die Analyse der Oberflächentopographien erfolgte mit einem Rasterelektronenmikroskop des Typs Zeiss DSM 950 der Firma CARL ZEISS, Oberkochen. Eine Darstellung der Ergebnisse für drei verschiedene Schneidstoff/Werkstoff-Kombinationen ist in den **Bildern 5.24, 5.25 und 5.26** zu finden. Es werden jeweils die Oberflächenprofile sowie die

Oberflächentopographien mit und ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems für drei verschiedene Schneidstoff/Werkstoff-Kombinationen dargestellt.

**Bild 5.24** zeigt die Oberflächenprofile und die Oberflächentopographien beim Drehen von Ck45 mit einer TiN-beschichteten HSS-Wendeschneidplatte. Bei diesem Versuch wurde eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 125$  m/min, ein Vorschub von  $f = 0,25$  mm und eine Schnitttiefe von  $a_p = 0,25$  mm gewählt. Die linke Darstellung zeigt jeweils die Ergebnisse der Trockenbearbeitung ohne Kühlung, die rechte die Ergebnisse mit geschlossenem Innenkühlsystem.

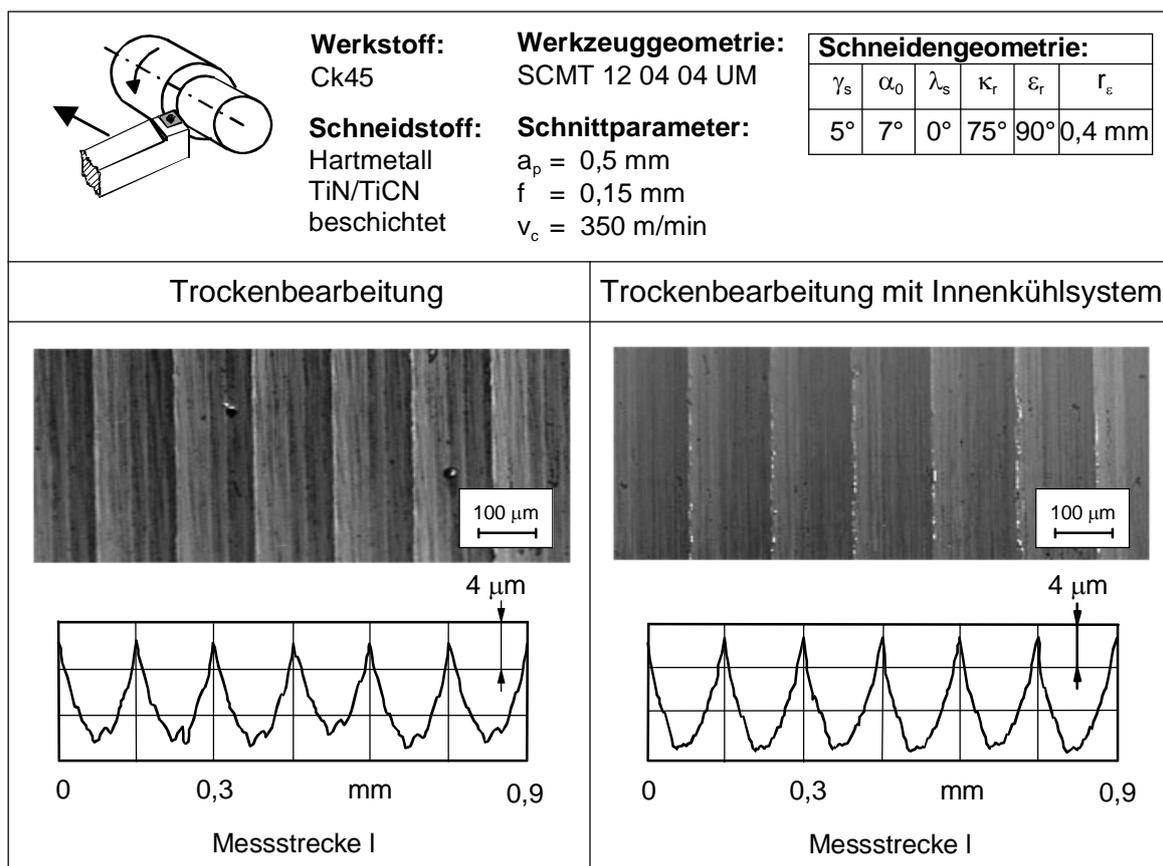


**Bild 5.24:** Oberflächenprofile sowie Oberflächentopographien mit und ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems beim Drehen von Ck45 mit TiN-beschichtetem HSS

Vergleicht man die Oberflächentopographien des Werkstücks so sind zunächst keine wesentlichen Unterschiede feststellbar. Die Bearbeitungsspuren sind annähernd gleich. Sowohl die Verteilung als auch die Anzahl der Defekte auf der Oberfläche des Werkstücks zeigen keine signifikanten Unterschiede. Erst bei der Betrachtung der Profilschnitte sind

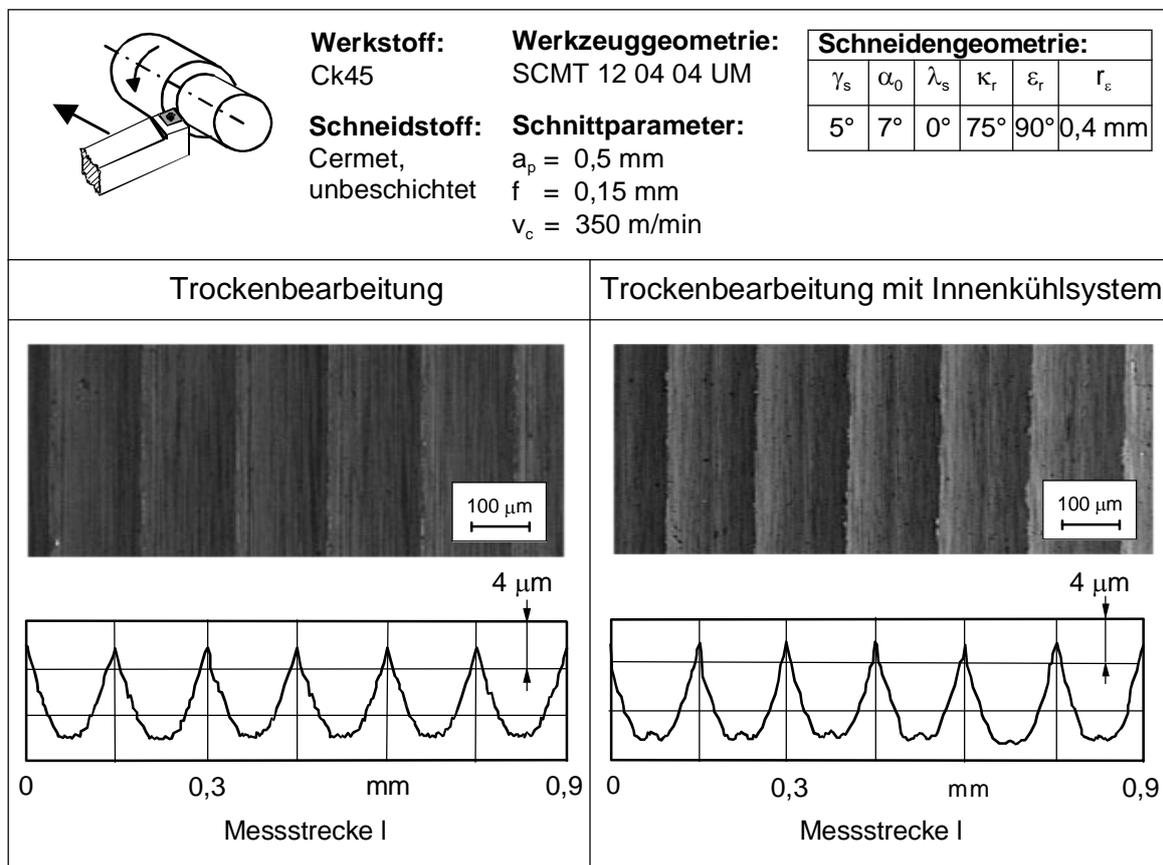
geringe Unterschiede festzustellen. Diese sind anhand der Rauheitsspitzen zu erkennen. Die Rautiefen bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems sind jeweils geringfügig größer als bei der Trockenbearbeitung ohne Kühlung. Die Unterschiede der Rauhtiefe betragen bis zu  $R_t = 2 \mu\text{m}$ . Durch Wiederholungen der Messungen konnten diese geringen Unterschiede bestätigt werden.

Eine Bestätigung der geringfügig größeren Oberflächenrauheit des Werkstückes bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems wurde bei weiteren Schneidstoff/Werkstoff-Kombinationen festgestellt. Hierzu sind in **Bild 5.25** und **5.26** weitere experimentelle Untersuchungsergebnisse dargestellt. **Bild 5.25** zeigt die Oberflächenprofile und die Oberflächentopographien beim Drehen von Ck45 mit einem TiN/TiCN-beschichtetem Hartmetall, **Bild 5.26** beim Drehen von Ck45 mit einem unbeschichtetem Cermet.



**Bild 5.25:** Oberflächenprofile sowie Oberflächentopographien mit und ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems beim Drehen von Ck45 mit TiN/TiCN-beschichtetem Hartmetall

Die Ergebnisse dieser beiden Untersuchungen entsprechen den bereits zuvor getroffenen Aussagen. Anhand der REM-Aufnahmen ist zunächst zu erkennen, dass die Ausprägung der Oberflächentopographie jeweils nahezu identisch ist. Ebenso sind Verteilung und Anzahl der Defekte auf der Oberfläche des Werkstückes vergleichbar. Auch hier zeigen sich sowohl in **Bild 5.25** als auch in **Bild 5.26** geringe Unterschiede in der Höhe der Rauheitsspitzen. Die Unterschiede der Rauhtiefe betragen bis zu etwa  $R_t = 1 \mu\text{m}$ . Somit konnten anhand der Profilschnitte die bereits getroffenen Aussagen bei der Untersuchung der Oberflächenrauheiten bestätigt werden. Insgesamt sind die Oberflächengüten bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems geringfügig schlechter als bei der konventionellen Trockenbearbeitung.



**Bild 5.26:** Oberflächenprofile sowie Oberflächentopographien mit und ohne Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems beim Drehen von Ck45 mit einem unbeschichteten Cermet

Bei dem im Rahmen dieser Arbeit untersuchtem geschlossenen Innenkühlsystem sind die Unterschiede zur konventionellen Trockenbearbeitung hinsichtlich der Oberflächenrauheiten nur gering. Die Untersuchung der Oberflächenrauheiten ist jedoch für die zukünftige

Entwicklung von geschlossenen Innenkühlsystemen von wesentlicher Bedeutung. Sollte es gelingen die Kühlleistung eines geschlossenen Innenkühlsystems signifikant zu steigern, so ist aufgrund des dann höheren Temperaturgradienten von der Schneidenspitze zum Werkstück mit einer ausgeprägteren Beeinflussung der Oberflächenqualität des Werkstücks zu rechnen. Es muss dann eine Abwägung zwischen der gewünschten Steigerung der Kühlleistung und der Verschlechterung der Oberflächengüte erfolgen.

#### 5.4 Zerspankraftkomponenten beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem

Die Messung der Zerspankraftkomponenten innerhalb dieser Arbeit ist für die durchgeführten CFD- und FEM-Simulationen von Bedeutung. Ausgehend von den gemessenen Komponenten der Zerspankraft kann die Wirkarbeit und somit die bei der Zerspanung freigesetzte Wärmemenge berechnet werden. Diese kann neben der Messung der Zerspantemperaturen zur Bestimmung der thermischen Belastung der Wendeschneidplatte herangezogen werden. Als Randbedingung für die CFD-Simulation ist diese von Bedeutung. Darüber hinaus ist die Kenntnis der Zerspankraftkomponenten als Randbedingung für die mechanischen Belastungen bei der FEM-Simulation notwendig.

Nach DIN 6584 ist die Energie bzw. die Arbeit beim Zerspanen das Produkt aus den zurückgelegten oder zurückzulegenden Wegen und den in ihrer Richtung wirkenden Komponenten der Zerspankraft. Die entsprechenden Leistungen sind dementsprechend das Produkt aus den Geschwindigkeitskomponenten und den in ihrer Richtung wirkenden Komponenten der Zerspankraft.

$$W_c = F_c \cdot l_c \quad (5.11)$$

$$P_c = F_c \cdot v_c \quad (5.12)$$

Entsprechend lassen sich die Vorschubarbeit und die Vorschubleistung berechnen:

$$W_f = F_f \cdot l_f \quad (5.13)$$

$$P_f = F_f \cdot v_f \quad (5.14)$$

Zur Bestimmung der aufgewendeten mechanischen Wirkarbeit, die fast vollständig in Wärmeenergie übertragen wird, muss die Summe aus der entsprechenden Schnittarbeit und der Vorschubarbeit berechnet werden [KÖN90].

$$W_e = W_c + W_f \quad (5.15)$$

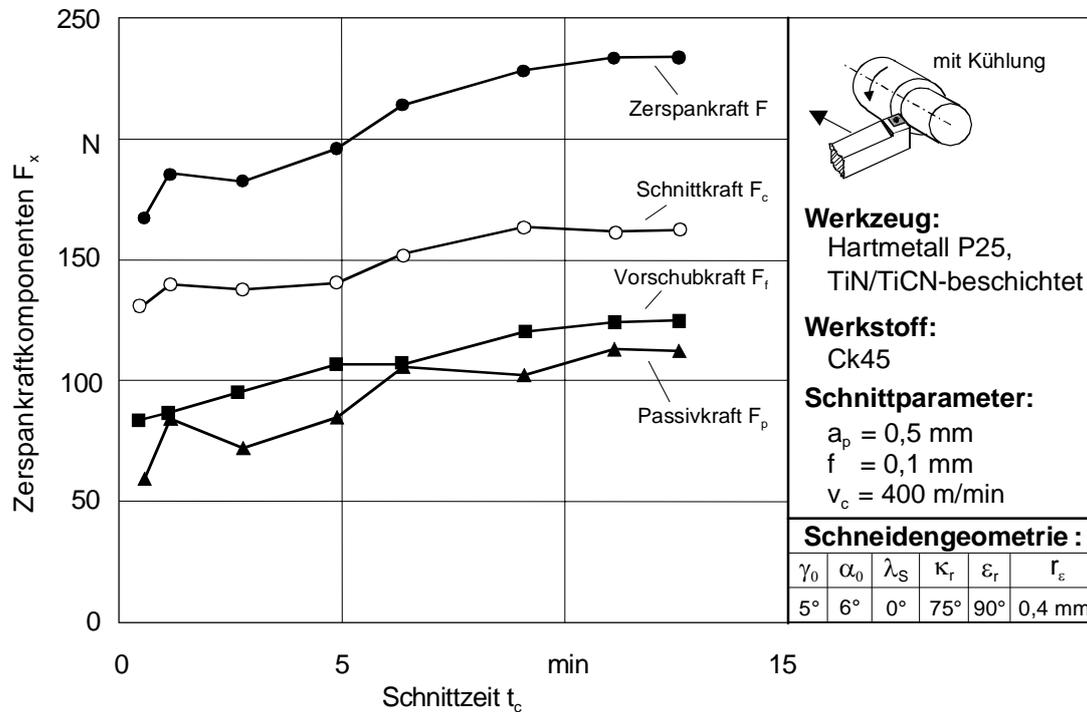
$$P_e = P_c + P_f \quad (5.16)$$

Für die Auswertung der experimentellen Untersuchungen ist insbesondere diejenige Wärmemenge von Bedeutung, die zu einer Erhöhung der Werkzeugtemperatur und damit auch zu einem höheren Werkzeugverschleiß führt. Nach KRONENBERG werden ca. 75 % der bei der Zerspaltung entstehenden Wärmemenge vom Span abgeführt. Lediglich 18 % werden in das Werkzeug geleitet und führen dort insbesondere zu einer Erhöhung der Temperatur an der Schneide und der Spanfläche. Der Wärmestrom in das Werkzeug entspricht unter dieser Annahme 18 % der zuvor definierten Wirkleistung  $P_e$ . Somit können, ausgehend von der gemessenen Schnittkraft die für die CFD-Simulation notwendigen Wärmeströme berechnet werden [KRO63].

Die Messung der Zerspankraftkomponenten erfolgte mit Hilfe des im Kapitel 4.3 beschriebenen 3-Komponenten-Kraftmeßsystems. Zur Veranschaulichung eines typischen Verlaufes der Zerspankraftkomponenten über der Schnittzeit ist in **Bild 5.27** der zeitliche Verlauf der Zerspankraft sowie deren Komponenten beim Drehen von Ck45 mit TiN/TiCN-beschichtetem Hartmetall beim Außenlängs-Runddrehen dargestellt. Die Schnittgeschwindigkeit betrug  $v_c = 400$  m/min, der Vorschub  $f = 0,1$  mm und die Schnitttiefe  $a_p = 0,5$  mm. Die dargestellten Beträge der Zerspankraft wurden jeweils durch Vektoraddition aus den drei Zerspankraftkomponenten berechnet, die senkrecht zueinander stehen.

Die Schnittkraft hat den größten Anteil an der Zerspankraft. Die Passivkraft und die Vorschubkraft haben geringere Bedeutung. Mit zunehmender Schnittzeit kommt es zu einem Anstieg der Zerspankraft. Die Ursache hierfür ist, wie in Kapitel 5.1 dargestellt, der zunehmende Verschleiß der Wendeschneidplatte. Bei weiteren Messungen der Zerspankraftkomponenten wurden für die untersuchten Schneidstoff/Werkstoff-Kombinationen Kraftverläufe gemessen, die qualitativ mit den in **Bild 5.27** dargestellten Kraftverläufen

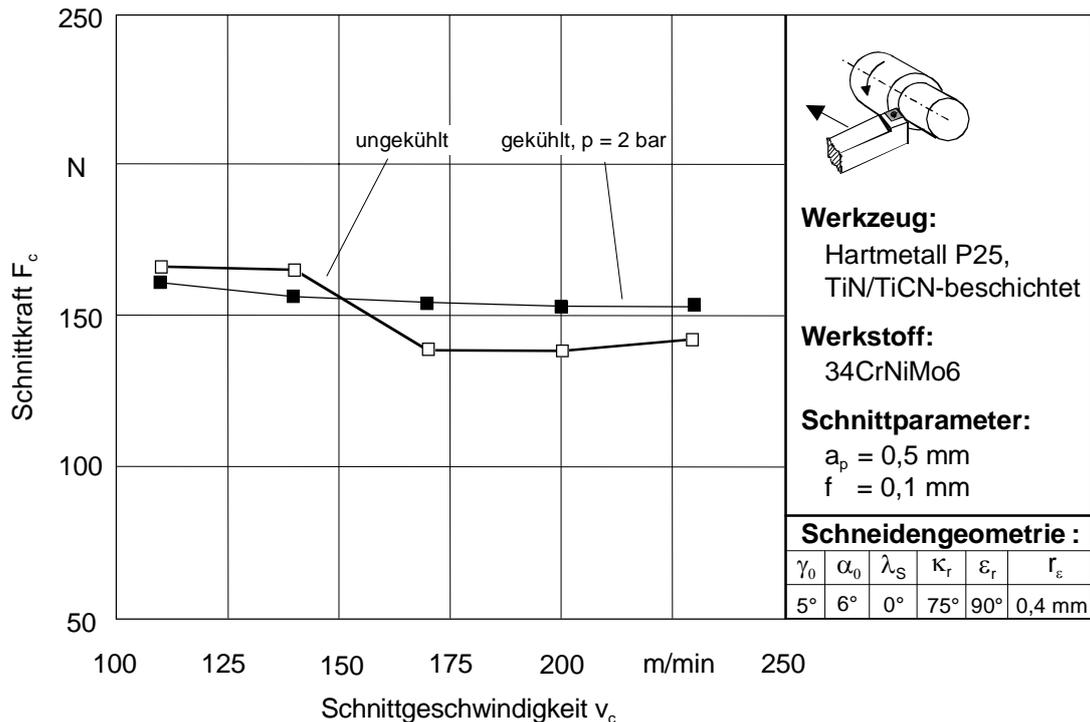
übereinstimmen. Es wird daher bei den weiteren Darstellungen lediglich die Schnittkraft als zu vergleichende Größe abgebildet.



**Bild 5.27:** Zerspankraftkomponenten in Abhängigkeit von der Schnittzeit  $t_c$  beim Drehen von Ck45 mit TiN/TiCN-beschichtetem Hartmetall

Neben der Messung der Zerspankraftkomponenten als Randbedingungen für die Modellierung und Simulation des geschlossenen Innenkühlsystems ist die Kenntnis über die Einwirkung des geschlossenen Innenkühlsystems auf den Zerspanprozess und die dabei auftretenden Kräfte von Bedeutung. Daher wurden die gemessenen Zerspankraftkomponenten beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem dem konventionellen Prozess der Trockenbearbeitung ohne Kühlung gegenübergestellt. Es wurden Vergleichsmessungen durchgeführt bei denen die Einstellparameter konstant gehalten wurden und die einzige Variation im Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems bestand. Um den Einfluss des Verschleißes auf die Messergebnisse zu eliminieren, wurden für die Untersuchungen jeweils arbeitsscharfe Schneiden eingesetzt.

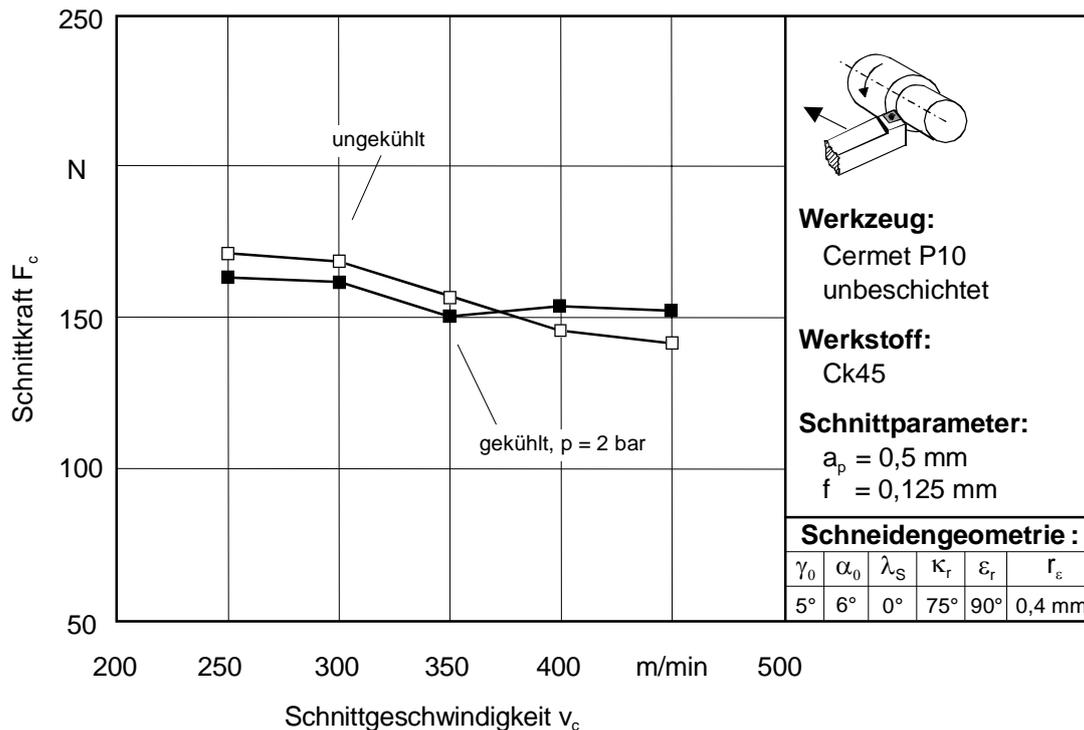
Einen Vergleich der Schnittkraft beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichtetem Hartmetall unter Variation der Schnittgeschwindigkeit zeigt **Bild 5.28**.



**Bild 5.28:** Schnittkraft  $F_c$  in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall mit und ohne Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems

Die Schnittkraft nimmt bei dieser Untersuchung mit steigender Schnittgeschwindigkeit kontinuierlich ab. Dies gilt sowohl für das Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem als auch ohne. Vom Betrag her liegt die Schnittkraft bei dieser Untersuchung für diese Werkstoff-/Schneidstoffkombination in einem Bereich zwischen  $F_c = 140 \text{ N}$  und  $F_c = 170 \text{ N}$ . Für Schnittgeschwindigkeiten  $v_c < 150 \text{ m/min}$  ist die Differenz der Schnittkraft mit und ohne geschlossenem Innenkühlsystem gering und beträgt bis zu  $\Delta F_c = 5 \text{ N}$ . Für Schnittgeschwindigkeiten  $v_c > 150 \text{ m/min}$  ergeben sich Differenzen bei der Schnittkraft von bis zu  $\Delta F_c = 15 \text{ N}$ . Die Schnittkräfte bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems sind hier größer als bei der Trockenbearbeitung ohne Kühlung.

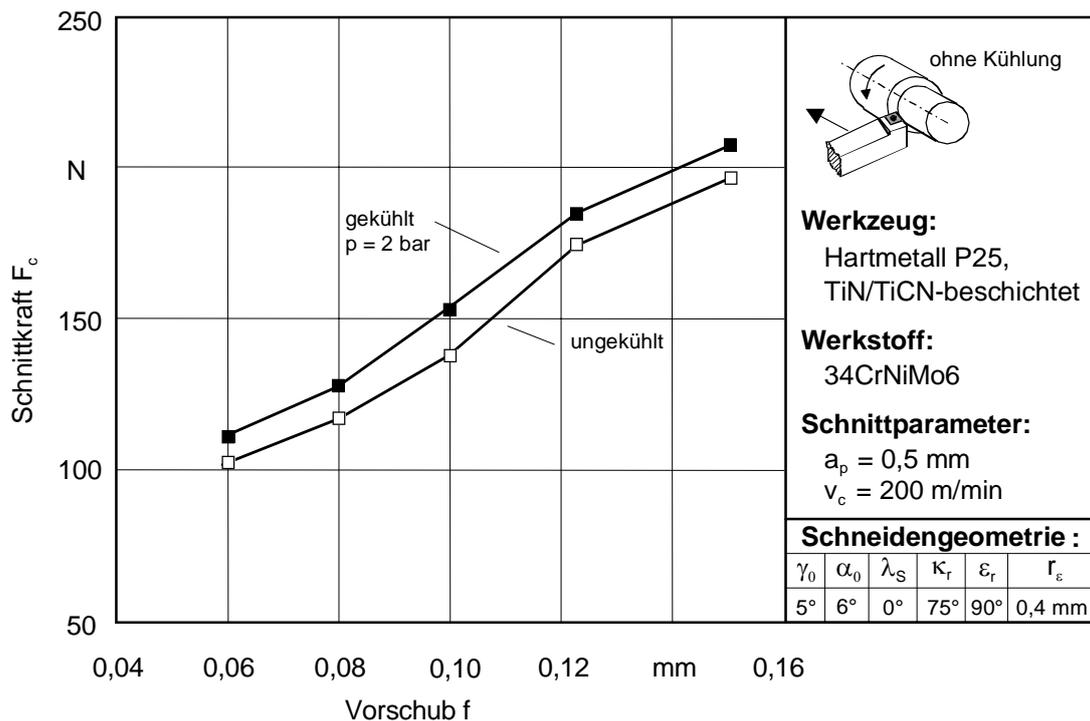
Bei anderen Schneidstoff/Werkstoff-Kombinationen zeigten sich ähnliche experimentelle Ergebnisse. In **Bild 5.29** ist die Schnittkraft beim Drehen von Ck45 mit einem Cermet mit und ohne geschlossenem Innenkühlsystem für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten dargestellt.



**Bild 5.29:** Schnittkraft  $F_c$  in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim Drehen von Ck45 mit einem Cermet mit und ohne Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems

Tendenziell zeigt sich auch bei diesen Versuchsergebnissen eine Abnahme der Schnittkraft bei steigender Schnittgeschwindigkeit. Wie bei den zuvor dargestellten Versuchsergebnissen sind die Differenzen der Schnittkräfte zwischen der Trockenbearbeitung mit geschlossenem Innenkühlsystem und der Trockenbearbeitung ohne Kühlung relativ gering und betragen maximal  $\Delta F_c = 13 \text{ N}$ . Bei Schnittgeschwindigkeiten  $v_c > 380 \text{ m/min}$  sind die Schnittkräfte bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems größer als bei der Trockenbearbeitung ohne Kühlung.

Bei der Untersuchung der verschiedenen Werkstoff-/Schneidstoffkombination zeigte sich, dass bei der Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems größere Schnittkräfte bei höheren Schnittgeschwindigkeiten auftreten. Dies zeigt auch das in **Bild 5.30** dargestellte Ergebnis der Messung der Zerspankraftkomponenten beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichtetem Hartmetall unter Variation des Vorschubs. Vergleichend hierzu soll noch einmal erwähnt werden, dass es auch bei den Untersuchungen der Oberflächenrauheiten bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems zu leicht erhöhten Werten kam.



**Bild 5.30:** Schnittkraft  $F_c$  in Abhängigkeit vom Vorschub  $f$  beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall mit und ohne Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems

Zunächst ist in **Bild 5.30** die lineare Abhängigkeit der Schnittkraft vom Vorschub eindeutig zu erkennen. Dies gilt für die Zerspaltung ohne geschlossenem Innenkühlsystem als auch mit. Von größerer Bedeutung ist jedoch die Tatsache, dass die Schnittkraft bei Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems immer etwas größer ist als die Schnittkraft bei der Trockenbearbeitung ohne Kühlung. Die Differenz der Schnittkräfte beträgt bis zu  $\Delta F_c = 6 \text{ N}$ . Bei Versuchen mit Variation der Schnitttiefe  $a_p$  zeigte sich ein ähnliches Ergebnis. Auch hier sind die Schnittkräfte für verschiedene Schnitttiefen bei konstanter Schnittgeschwindigkeit und konstantem Vorschub bei Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems jeweils geringfügig höher. Die Erklärung hierfür ist, wie bereits bei der Untersuchung der Oberflächenrauheiten erwähnt, in der Wärmeabfuhr im Werkzeug aufgrund des geschlossenen Innenkühlsystems zu sehen. Es ist davon auszugehen, dass dem Werkstück über den Kontakt zur Schneide Wärme entzogen wird. Aufgrund der geringeren Werkstücktemperatur sind die Zerspankraftkomponenten beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem geringfügig größer.

Die Unterschiede der auftretenden Schnittkräfte sind zwischen der Trockenbearbeitung mit und ohne geschlossenem Innenkühlsystem für das untersuchte Parameterfeld relativ gering. Vergleichbar mit den Ergebnissen der Untersuchung der Oberflächenrauheiten der Werkstücke, ist für die zukünftige Entwicklung von geschlossenen Innenkühlsystemen mit einer Zunahme der Schnittkräfte bei Steigerung der Kühlleistung zu rechnen.

## **6 ANALYSE UND SIMULATION DER STRÖMUNGSTECHNISCHEN UND THERMODYNAMISCHEN PROZESSE**

### **6.1 Vorgehensweise bei der Analyse und Simulation der strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse**

Bei der Untersuchung des geschlossenen Innenkühlsystems konnte, wie in Kapitel 5 dargestellt, experimentell bestätigt werden, dass der Einsatz dieses Systems beim Drehen eine signifikante Steigerung der Werkzeugstandzeit bewirkt. Die Ursache dafür liegt in der Absenkung des Temperaturniveaus beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem gegenüber der konventionellen Trockenbearbeitung ohne Kühlung. Das wurde durch Messung der Zerspanntemperaturen bestätigt. Bisher liegen jedoch keine Erkenntnisse über die komplexen strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse vor, die zu einer Reduktion des Temperaturniveaus führen und somit die Standzeit des Werkzeuges steigern.

Ausgehend von den experimentell ermittelten Kenntnissen wird daher im Folgenden eine Analyse, eine Modellierung sowie eine Simulation der strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse für das untersuchte geschlossene Innenkühlsystem erfolgen. Zum Einen soll dadurch ein besseres Verständnis des Prozesses und der damit verbundenen komplexen thermodynamischen und strömungstechnischen Vorgänge geschaffen werden, zum Anderen soll das zu entwickelnde Prozessmodell die Grundlage bilden für die weitere Entwicklung von geschlossenen Innenkühlssystemen für die Zerspannung mit geometrisch bestimmter Schneide. Mit Hilfe des Modells wird bei der Neuentwicklung bzw. Weiterentwicklung von geschlossenen Innenkühlssystemen die Anzahl der aufwendigen experimentellen Untersuchungen reduziert. Die Wirksamkeit hinsichtlich der Absenkung des Temperaturniveaus eines Werkzeuges bei der Zerspannung mit einem geschlossenen Innenkühlsystem soll mit Hilfe der Simulation bereits bei der Entwicklung und Konstruktion quantifiziert werden können.

Die Analyse, Modellierung und Simulation der thermodynamischen und strömungstechnischen Prozesse beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem erfolgt dabei in vier Schritten:

1. Für die Modellierung der strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse ist es erforderlich, sich mit der auftretenden Wärme beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem auseinander zu setzen. Daher wird zunächst betrachtet, wie es zur Wärmeentstehung kommt und wo sich die Quellen der Wärmeentwicklung befinden.
2. Einen wesentlichen Einfluss auf die Wärmeabfuhr durch das geschlossene Innenkühlsystem hat die Kühlfluidströmung innerhalb des Systems. Daher soll diese analysiert und modelliert werden. Von besonderem Interesse sind dabei der sich im Kühlsystem einstellende Strömungszustand und die sich im Kühlkanal einstellende Strömungsgeschwindigkeit des Fluids.
3. Basierend auf der Analyse der Strömung erfolgt im Anschluss die Analyse und Modellierung des Wärmetransports bis hin zum Wärmeübergang durch das Fluid im Kühlkanal. In Abhängigkeit der sich einstellenden Strömung ist dabei der Wärmeübergang ausschlaggebend für die Wärmeabfuhr durch das Kühlfluid.
4. Aufbauend auf den analytischen Ansätzen und experimentellen Ergebnissen wird zur Darstellung und Simulation der realen thermodynamischen und strömungstechnischen Prozesse eine CFD-Simulation durchgeführt. Hiermit werden sowohl die Strömungsverhältnisse und -geschwindigkeiten im Kühlkanal der Wendeschneidplatte als auch die Temperaturverteilungen in der Wendeschneidplatte und im Fluid simuliert.

## **6.2 Thermische Rahmenbedingungen beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem**

Bei der Zerspanung findet eine nahezu vollständige Umwandlung der aufgewandten Energie in Form der Rotations- und Translationsenergie in thermische Energie statt. Es kommt dabei zu einer Erwärmung der angehörigen Komponenten des Systems. Der Prozess der Energieumwandlung erfolgt nicht auf direktem Weg, sondern über verschiedene Energieumwandlungsprozesse. Nach dem Energieerhaltungssatz der Thermodynamik geht dabei keine Energie verloren. Ein Teil der Energie wird für die Spanbildung verbraucht, ein anderer Teil für weitere an der Oberfläche und im Inneren des Werkstücks stattfindende Prozesse wie

- Plastische Verformung als Resultat einer Kalt- oder Warmumformung,
- Gefügeumwandlung,
- Rissbildung,
- Spannungsbildung in den neu geschaffenen Oberflächen,
- Phasenübergänge,
- chemische Absorption durch Oxidationsvorgänge und
- Kristallisationsvorgänge [BYR92].

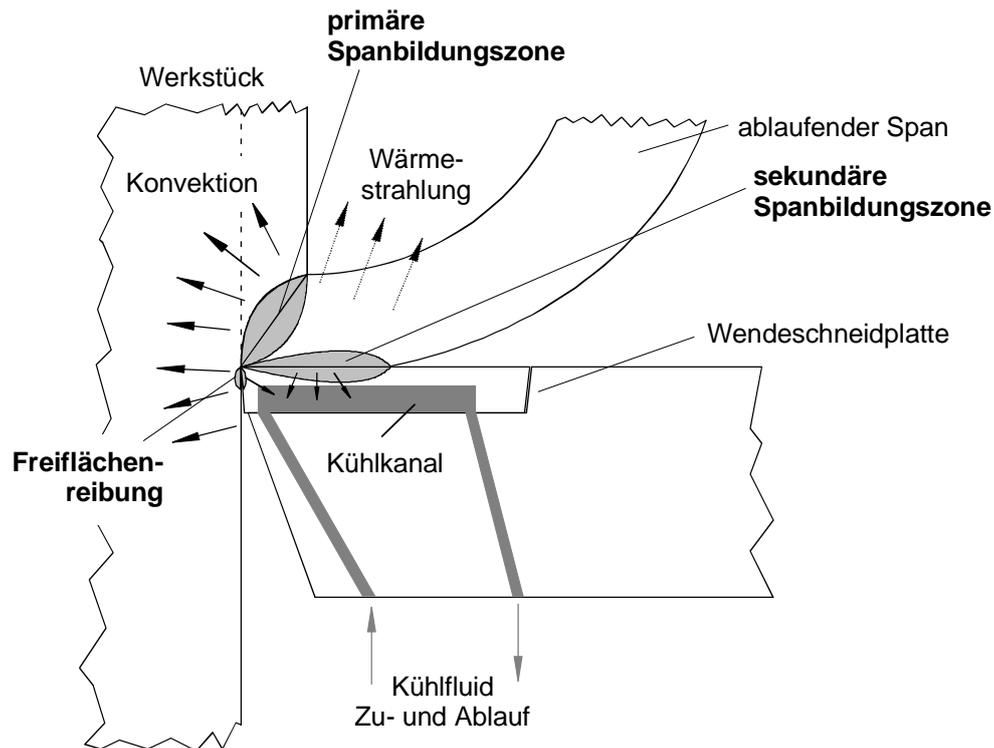
Bei der Trockenbearbeitung wird die gesamte Zerspanleistung unter Vernachlässigung der Wärmeabfuhr über die Konvektion mit der Umgebungsluft und dem Wärmestrahlungsaustausch mit der Umgebung energetisch auf das Werkstück, das Werkzeug und den Span aufgeteilt. Dies unterscheidet die Trockenbearbeitung von der konventionellen Zerspannung mit einer Vollstrahlkühlung, bei der ein Teil der Wärme über das Kühlschmiermittel abgeführt wird. Im vorliegenden Fall, der Trockenbearbeitung mit Verwendung eines geschlossenen Innenkühlsystems, steht das Kühlfluid nicht im direkten Kontakt mit der Spanbildungszone, d. h. der Kontaktstelle zwischen Werkstück, Werkzeug und Span. Die Kühlwirkung erfolgt daher nur indirekt über das im Kühlkanal der Wendeschneidplatte fließende Kühlfluid.

#### *Wärmequellen*

Von besonderer Bedeutung für die analytische Betrachtung und Simulation der thermodynamischen und strömungstechnischen Prozesse beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem sind die Wärmequellen beim Zerspanprozess. Es wird dabei unterschieden zwischen

- Primärer Spanbildungszone,
- Sekundärer Spanbildungszone und dem
- Bereich der Freiflächenreibung,

siehe hierzu auch **Bild 6.1**.



**Bild 6.1:** Wärmequellen und Wärmetransport beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem

In der primären Spanbildungszone befindet sich die Hauptquelle der Wärmeentstehung beim Zerspanprozess. Dies ist auf die dort stattfindenden Reibungs- und Umformungsvorgänge zurückzuführen, die das Abtrennen des Spans vom Werkstück und die Reibung zwischen Span und Werkzeug umfassen. Eine quantitative Beschreibung der in der primären Spanbildungszone stattfindenden komplexen Energieumwandlungsprozesse scheitert oftmals aufgrund deren Komplexität. Es wird daher eine Ersatzgröße für deren Beschreibung verwendet. Hierbei wird als wesentliche werkstofftechnische Größe für den Energiebedarf des Zerspanens die bei der elastisch-plastischen Verformung des Werkstoffs geleistete Arbeit herangezogen. Durch die Wegnahme der externen Belastung des Werkstücks durch das Werkzeug wird die für die plastische Umformung benötigte Energie nach Erreichen des energiearmen Endzustands frei. Dieser Prozess wird auch durch die sogenannte Dissipationsleistung beschrieben [GER98, GER89, WEB86].

Eine weitere Wärmequelle befindet sich im Bereich der sekundären Spanbildungszone. In diesem Bereich wirken bei der Trockenbearbeitung auf der Spanfläche zwei Reibungsphänomene. Bis zu einem gewissen Punkt von der Schneidenecke aus herrscht eine konstante Schubspannung vor, die durch die Haftreibung des Spans an der Schneide

verursacht wird. Ab diesem Punkt sinkt die Schubspannung aufgrund der reduzierten Gleitreibung nach dem Coulombschen Gesetz bis zur Ablösung des Spans von der Schneide [BUR94]. In einigen Veröffentlichungen wird von einer Dreiteilung des Reibungsbereiches gesprochen, bei der in einem Übergangsbereich zusätzliche Reibungsprozesse stattfinden. Die Reibungswerte zwischen dem Span und dem Werkzeug hängen vor allem von der Schnittgeschwindigkeit, dem Vorschub und dem Spanwinkel ab [KOP95]. Von wesentlicher Bedeutung für die Modellierung und Simulation der strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse innerhalb des geschlossenen Innenkühlsystems ist, dass in der sekundären Spanbildungszone ergänzend zu der freigesetzten Wärme aus der primären Spanbildungszone eine zusätzliche Wärmequelle Berücksichtigung finden muss. Die Kontaktfläche zwischen Span und Spanfläche des Werkzeugs wird dabei in der Simulation als Ausgangspunkt für eine lokale Verteilung der Wärmemenge gesehen. Die dritte Wärmequelle bei der Zerspanung, die Reibung des Werkstücks an der Freifläche des Werkzeugs soll für die Analyse und spätere Simulation vernachlässigt werden, da bei den Untersuchungen jeweils von arbeitsscharfen Schneiden ausgegangen werden soll .

Insgesamt liegt der Wärmeentstehung bei der Zerspanung eine Vielzahl von komplexen Energieumwandlungsvorgängen zugrunde. Zur Modellierung der Temperaturverteilung im Werkzeug und somit auch der thermischen Belastung des Werkzeugs ist es unabdingbar, vereinfachte Modellvorstellungen zu verwenden. Dies umfasst auch eine entsprechende Wahl der Systemgrenzen mit definierten, realitätsnahen Übergangs- und Randbedingungen.

### *Wärmetransport*

Der Wärmetransport beim Drehen kann zeitlich in drei verschiedene Stufen eingeteilt werden. Zu Beginn des Drehprozesses wird in der ersten Stufe Wärme in den zuvor dargelegten Quellen der Wärmeentstehung bei der Zerspanung erzeugt. In den Zonen der Wärmeentstehung kommt es direkt zu einer sehr schnellen, lokal eingegrenzten Erwärmung. In der zweiten Stufe des Wärmetransports wird die Enthalpie erhöht d. h. die Energie wird lokal gespeichert und die Wärme durch die Wärmeleitung in die direkt angrenzenden Bereiche des Werkzeuges transportiert. In der dritten Stufe des Wärmetransports nähert sich die Temperaturverteilung asymptotisch einem stabilem Endzustand. Die Wärmezufuhr über die Zerspanzone und die Wärmeabfuhr durch die Späne, das Werkzeug, das Werkstück, die Umgebungsluft, die Wärmestrahlung und Kühlflüssigkeiten befinden sich im Gleichgewicht

mit der entstehenden Wärmemenge. Es wird keine weitere Energie innerhalb der Systemgrenzen gespeichert, der Prozess verläuft stationär [ULL92]. Die Modellierung und Simulation des Prozesses der Wärmeabfuhr bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems soll den stationären Zustand betrachten.

Ausgehend von den beschriebenen Quellen des Wärmetransports, gibt es zwei Ansätze, um die auftretenden thermischen Energien bzw. Temperaturen in das Modell als Randbedingung zu integrieren. Einen möglichen Ansatz zur Energiebetrachtung der Spannbildung liefert eine Analyse der über einen 3-Komponenten-Dynamometer gemessenen Komponenten der Zerspankraft. In Kombination mit den Geschwindigkeiten liefern diese einen einfachen Energieansatz, siehe hierzu auch Kapitel 5.4. Die Summe aus der Schnittleistung sowie der Vorschubleistung ergibt die Gesamtenergie, die in den Zerspanprozess eingeleitet wird.

Einen weiteren Ansatz zur Bestimmung der thermischen Randbedingungen für die Modellierung bietet die Möglichkeit der Messung der Temperaturen auf der Spanfläche mit Hilfe der Thermographie. Darüber hinaus ist es möglich, mit Hilfe von Thermoelementen neben der Messung eines Temperaturfeldes auch punktuelle Temperaturen zu messen. Der zweite Ansatz über die Messung der Temperaturen bei der Zerspannung fand bereits in verschiedenen Veröffentlichungen Anwendung [BYR89, BEY72, GER98, ULL92].

Zu beachten ist bei der Messung der Temperaturen mit der Thermographie, dass die Messwerte hierbei im unterbrochenen Schnitt aufgenommen werden. Die Temperaturverteilung, die auf der Wendeschneidplatte mit Hilfe der Thermographie gemessen wird, ist aufgrund des unterbrochenen Schnitts eine andere als die im kontinuierlichen Schnitt gemessene. Es wurden jedoch bereits Modelle für die Extrapolation der gemessenen Temperaturen zur Bestimmung der Temperaturverteilung während des Eingriffs im unterbrochenen Schnitt und für die reale Temperaturverteilung im kontinuierlichen Schnitt entwickelt. Der Einfluss verschiedener Beschichtungen und Substratwerkstoffe wurde dabei durch experimentelle Messungen berücksichtigt. Anhand dieser Werte ist eine Bestimmung der Temperaturverteilung auf der Spanfläche im kontinuierlichem Schnitt möglich [ULL92]. Siehe hierzu auch weitere Details in Kapitel 5.3.

## 6.3 Analyse und Modellierung der Strömung im geschlossenen Innenkühlsystem

### 6.3.1 Fluidbewegung und Energietransport

Die Kühlfluidströmung im geschlossenen Innenkühlsystem hat einen wesentlichen Einfluss auf die Wärmeabfuhr und soll daher im Folgenden im Vordergrund stehen. Die Zielsetzung ist zum Einen die Beschreibung des vorliegenden Strömungszustandes und zum Anderen die Berechnung der Strömungsgeschwindigkeitsverteilung des Kühlfluids.

Zur analytischen Modellbildung der Strömungsverhältnisse der Kühlmittelzu- und -abfuhr in den einzelnen Komponenten des Kühlsystems sowie des Wärmeaustausches werden Ansätze aus der Strömungslehre und der Thermodynamik verwendet. Um die bewegten, laminaren und turbulenten Strömungen mit inhomogener Temperaturverteilung sowie die Wärmequellen und -senken, wie sie beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem auftreten, eindeutig zu beschreiben, werden drei partielle Differentialgleichungen benötigt:

- die Massenerhaltsgleichungen,
- die Bewegungsgleichungen und
- die Energiegleichungen.

Für ein raumfestes Volumenelement  $dV = dx \, dy \, dz$ , welches sich in einer instationären Strömung befindet gilt dann zur Zeit  $t$  [SIE00]:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v_y)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho v_z)}{\partial z} = 0 \quad (6.1)$$

Als Kühlfluid wird für das geschlossene Innenkühlsystem Wasser eingesetzt. Unter der Voraussetzung, dass das eingesetzte Wasser nicht in die Dampfphase übergeht, handelt es sich somit um ein inkompressibles Fluid. Es ist daher die folgende Vereinfachung für die Anwendung zulässig:

$$\operatorname{div} \mathbf{v} = \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0 \quad (6.2)$$

Für die Aufstellung der Bewegungsgleichungen, die auch als Impulsgleichungen bezeichnet werden, wird zunächst vorausgesetzt, dass es sich um ein inkompressibles Newton-Fluid handelt. Unter einem Newton-Fluid wird ein Fluid verstanden für die der Newton-Schubspannungsansatz gilt:

$$\tau = \eta \frac{dv_x}{dy} \quad (6.3)$$

Bei einem Newton-Fluid ist die Schubspannung  $\tau$  linear mit dem Geschwindigkeitsquergradienten  $dv_x/dy$  verknüpft. Fluide, die dieses Verhalten nicht aufweisen, werden innerhalb der Rheologie behandelt. Das bei den Untersuchungen eingesetzte Fluid Wasser erfüllt die Voraussetzungen eines inkompressiblen Newton-Fluids. Daher können die Bewegungsgleichungen von Navier-Stokes in der folgenden Form angegeben werden [BAE96]:

$$\frac{dv_x}{dt} = f_x + \frac{1}{\rho} \left( \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} \right) \quad (6.4)$$

$$\frac{dv_y}{dt} = f_y + \frac{1}{\rho} \left( \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} \right) \quad (6.5)$$

$$\frac{dv_z}{dt} = f_z + \frac{1}{\rho} \left( \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} \right) \quad (6.6)$$

Mit Hilfe dieser dargestellten Gleichungen kann der Strömungszustand im Kühlkanal eindeutig beschrieben werden. Von wesentlichem Interesse ist jedoch der Wärmetransport. Es muss daher noch eine Gleichung für die Energiebewegung in dem Fluid angegeben werden. Hierzu wird die Fouriersche Differenzialgleichung herangezogen.

$$\frac{d\vartheta}{dt} = a \left( \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \right) \quad (6.7)$$

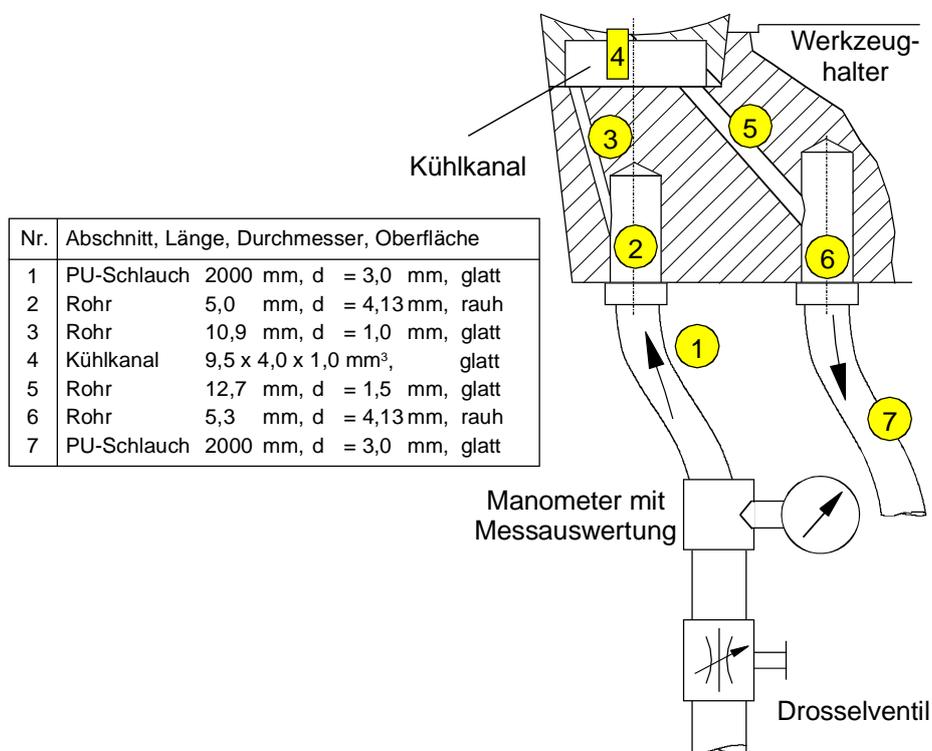
Zur eindeutigen Festlegung des Wärmetransports in einer laminaren und einer turbulenten Strömung ergibt sich somit ein System aus drei partiellen Differentialgleichungen. Eine Integration ist für die überwiegende Anzahl der auftretenden Wärmeübergangsprobleme nicht

möglich, da die Geometrie und die Rand- und Anfangsbedingungen zu nicht mehr geschlossen lösaren Differentialgleichungen führen [ELS88]. Daher soll die weitere Analyse des Strömungszustandes sowie die Berechnung der auftretenden Strömungsgeschwindigkeitsverteilung anhand von Ähnlichkeitsgesetzen erfolgen. Eine auf Basis des Differentialgleichungssystems numerische Berechnung der Strömung erfolgt in Kapitel 6.5 mit Hilfe der CFD-Simulation.

Für weitere Berechnungen wird das geschlossene Innenkühlsystem als Gesamtsystem in drei Teilbereiche gegliedert:

- den Zulauf,
- den Kühlkanal in der Wendeschneidplatte und
- den Ablauf.

Diese werden jeweils mit ihren speziellen Randbedingungen getrennt betrachtet. Eine genaue Unterteilung der Teilbereiche mit ihren jeweiligen Komponenten zeigt **Bild 6.2**.



**Bild 6.2:** Einteilung der strömungstechnischen Bereiche

Ausgehend von dieser Aufteilung ergeben sich für die Modellierung der drei Bereiche die folgenden Zielsetzungen:

- Zulauf: Modellierung des Strömungsgeschwindigkeitsprofils als Randbedingung für den Einlauf der Strömung in den Kühlkanal der Wendeschneidplatte.
- Kühlkanal: Modellierung der Strömungsverhältnisse sowie des Wärmeübergangs von der Wendeschneidplatte in das Kühlfluid.
- Ablauf: Modellierung der Ablaufströmung aus dem Kühlkanal.

Zunächst ist die Modellierung der Strömung innerhalb des Zulaufs von Bedeutung, da diese eine wichtige Randbedingung für den Wärmeübergang im Kühlkanal ist. Das Profil der Strömungsgeschwindigkeit für den Einlauf der Strömung in den Kühlkanal der Wendeschneidplatte soll in Abhängigkeit des Druckes und des Volumenstromes des Kühlfluids berechnet werden. Als Randbedingung findet bei den Abschnitten des Zu- und Ablaufs 1 - 3 und 5 - 7 per Definition kein Wärmeaustausch mit dem Werkzeughalter, den Schläuchen, den Rohren und den Kupplungen statt. Der Wärmeaustausch wird auf den Bereich des Kühlkanals in der Wendeschneidplatte beschränkt. Hierbei soll der hohe Temperaturgradient zu den Wandflächen Berücksichtigung finden. Zur Abschätzung der durch das Kühlfluid transportierten Wärmemenge kann in erster Näherung der Wärmestrom aus der Temperaturdifferenz zwischen der Einlauf- und Auslauftemperatur, dem Volumenstrom und aus der spezifischen Wärmekapazität des Fluids berechnet werden:

$$\dot{Q}_{\text{Kühl}} = (\vartheta_{\text{Fluid, Einlauf}} - \vartheta_{\text{Fluid, Auslauf}}) \cdot c_p \cdot \dot{V} \cdot \rho \quad (6.8)$$

Ausgehend von Gleichung 6.8 für den Wärmestrom kann an dieser Stelle begründet werden, warum für das geschlossene Innenkühlsystem Wasser als Kühlfluid eingesetzt wurde. Neben der problemlosen Verfügbarkeit sowie Aspekten des Umwelt- und Gesundheitsschutzes waren die physikalischen Eigenschaften entscheidend. Wasser besitzt neben einer sehr hohen Wärmekapazität eine sehr hohe Wärmeleitfähigkeit. Beides sind wichtige Eigenschaften und Voraussetzungen für ein Kühlfluid, das in einem geschlossenen Innenkühlsystem bei der Zerspannung eingesetzt werden soll.

Die für die Analyse notwendigen spezifischen Daten des Wassers als Kühlfluid sind in der **Tabelle 6.1** für den Temperaturbereich zwischen 0 °C und 100 °C auszugsweise dargestellt.

**Tabelle 6.1: Spezifische Stoffeigenschaften für Wasser bei 1,013 bar [BEI97, BOH89, VDI97]**

Temperatur	Dichte	Spez. Wärmekapazität	Dynamische Viskosität	Kinemat. Viskosität	Wärmeleitkoeffizient	Temperaturleitkoeffizient	Prandtl Zahl
$\vartheta$	$\rho$	$c_p$	$\eta$	$\nu$	$\lambda$	$a$	Pr
°C	kg m <sup>-3</sup>	J kg/K	10 <sup>-6</sup> Pa s	10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup>	W / m K	10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup>	
0	999,8	4220	1788,0	1,789	0,549	0,130	13,749
20	998,2	4183	1004,2	1,006	0,598	0,143	7,024
40	992,1	4178	652,8	0,658	0,627	0,151	4,350
60	983,0	4191	469,9	0,478	0,651	0,158	3,025
80	972,0	4199	353,6	0,364	0,669	0,164	2,221
100	958,0	4216	281,7	0,294	0,681	0,169	1,744

Eine Anpassung der spezifischen Daten an die unterschiedlichen Arbeitsdrücke zwischen 0,5 und 6 bar ist nicht notwendig, da die Druckabhängigkeit dieser Daten in diesem Bereich sehr klein ist [BOH89, TRU92, VDI97].

### 6.3.2 Strömungsgeschwindigkeit des Kühlfluids

Da die Geometrie sowie die Rand- und Anfangsbedingungen zu nicht mehr geschlossenen löslichen Differentialgleichungen führen, werden zur Modellierung des Strömungsgeschwindigkeitsprofils Ähnlichkeitsbetrachtungen bei der Strömung inkompressibler Fluide genutzt. Bei der Anwendung der Ähnlichkeitsgesetze der Strömungslehre sind vor allem die Übertragungsgesetze hinsichtlich der Geschwindigkeiten, Abmessungen, Kraftwirkungen und Stoffeigenschaften wie Dichte und Zähigkeit zu überprüfen. Das heißt, die geometrischen und physikalischen Verhältnisse zweier zu vergleichender Strömungsvorgänge müssen ähnlich sein. Die Verknüpfung dieser Größen der zu vergleichenden Strömungen geschieht üblicherweise mittels dimensionsloser Kennzahlen.

Die Berücksichtigung von Reibungs- und Druckverlusten in den Einbauten erfolgt mit dem folgenden Verlustterm [BOH89]:

$$\Delta p = \overbrace{\left( \lambda \cdot \frac{1}{d} \right) \frac{\rho \cdot v^2}{2}}^{\text{Reibungsverluste}} + \overbrace{\sum \zeta \cdot \frac{v^2}{2}}^{\text{Verluste an Einbauten}} \quad (6.9)$$

Für die Modellierung ist die vorliegende Art der Strömung von entscheidender Bedeutung. Grundsätzlich kann zwischen einer laminaren und einer turbulenten Strömung unterschieden werden. Für die gewählten Strömungsabschnitte liegt dabei jeweils die Modellvorstellung einer Rohrströmung zugrunde. Bei einer laminaren Rohrströmung bewegen sich die Fluidteilchen auf zur Rohrachse parallelen Stromlinien, die sich nicht untereinander vermischen. Bei stationärer laminarer Strömung sind örtliche Geschwindigkeiten zeitlich absolut konstant. Benachbarte Fluidteilchen bewegen sich in parallelen Bahnen. Bei stationärer turbulenter Strömung sind örtliche Geschwindigkeiten zeitlich schnellen Schwankungen unterworfen und nur der örtliche zeitliche Mittelwert ist dabei konstant. Die Fluidteilchen führen ungeordnete, schnelle Bewegungen quer zum zeitlich gemittelten Strömungsgeschwindigkeitsvektor aus, die den Impuls- und Wärmeaustausch in radialer Richtung wesentlich beeinflussen. Daher kommt es bei turbulenten Strömungen zu einer besseren Durchmischung und damit zu einer besseren Wärmeverteilung über den gesamten Strömungsquerschnitt, während bei der laminaren Strömung der Wärmetransport quer zur Strömungsrichtung nur über die Konvektion geschieht. Dies ist insbesondere bei dem hier verwendeten Kühlkanal von Bedeutung, da eine optimale Verteilung und Weiterleitung der Wärme gewährleistet werden soll.

Ob es sich um eine laminare oder um eine turbulente Strömung handelt, hängt von der Reynolds-Zahl sowie der Rauheit der Oberfläche ab. Die Reynolds-Zahl  $Re$  ist der Quotient aus dem Produkt von Geschwindigkeit, einer charakteristischen Länge und der kinematischen Zähigkeit:

$$Re = \frac{v \cdot L_{\text{char}}}{\nu} \quad (6.10)$$

Bei der Rohrströmung liegt das Übergangsgebiet von der laminaren zur turbulenten Rohrströmung im Bereich der Reynolds-Zahl von  $2320 > Re_{krit} > 8000$ . Bei technischen Rohrleitungen, die für die Modellierung zugrunde gelegt werden, kann im Allgemeinen davon ausgegangen werden, dass oberhalb von  $Re = 2320$  eine turbulente Strömung vorherrscht [BOH89].

Zur Beurteilung inwieweit die Strömung innerhalb des Kühlsystems laminar oder turbulent ist, wurde der Volumenstrom in Abhängigkeit des Zuleitungsdrucks gemessen. Mit Hilfe von Gleichung 6.10 wurden anschließend die Reynolds-Zahlen für die einzelnen Abschnitte des Kühlsystems berechnet. Für eine gemessene Zulaufstemperatur des Wassers von  $20^\circ\text{C}$  ergab sich daraus je nach Kühlabschnitt eine Reynolds-Zahl zwischen 440 und 14038. Die Ergebnisse der Berechnung der Reynolds-Zahlen sind in **Tabelle 6.2** dargestellt. Hierbei wurde der Bereich der turbulenten Strömung, für eine Reynolds-Zahl größer als 2300, grau unterlegt.

**Tabelle 6.2:** Reynolds-Zahlen  $Re$  der Kühlabschnitte bei  $20^\circ\text{C}$  und einer kinematischen Viskosität  $\nu$  von  $1,006 \cdot 10^{-6}$ .

Kühlabschnitt	Reynolds-Zahlen						
	Volumenstrom in l/min						
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7
1	667	1335	2002	2669	3337	4004	4671
2	484	969	1453	1937	2421	2906	3390
3	2002	4004	6006	8008	10010	12012	14014
4	1251	2502	3754	5005	6256	7507	8759
5	1335	2669	4004	5339	6673	8008	9342,4
6	484	969	1453	1937	2421	2906	3390
7	667	1335	2002	2669	3337	4004	4671

Wie anhand der berechneten Reynolds-Zahlen in **Tabelle 6.2** zu erkennen ist, ist der überwiegende Teil der Strömungen in den einzelnen Abschnitten turbulent. Lediglich für den Fall eines Volumenstroms von  $0,1\text{ l/min}$  ist die gesamte Strömung laminar. Danach kommt es in Abhängigkeit des Volumenstroms zu einem Umschlagen der Strömungsverhältnisse in den Zu- und Abläufen. Von besonderer Bedeutung ist das Vorhandensein einer turbulenten Strömung in Abschnitt 4, dem Kühlkanal in der Wendeschneidplatte. Hier ist eine hohe Turbulenz gefordert, um einen möglichst guten Wärmeübergang von den Wänden des

Kühlkanals in das Kühlfluid zu gewährleisten. Damit sich die gesamte Strömung im Bereich der Turbulenz befindet, wird für die Modellierung der weiteren Strömungsverhältnisse ein Zulauf-Volumenstrom von 0,5 l/min gewählt, bei dem ein experimentell ermittelter Einlaufdruck von 5 bar herrscht. Dies führt zu einem Massenstrom von 8,32 g/s bei einer Dichte von 0,998 g/ml<sup>3</sup>. Damit ist eine turbulente Strömung im Einlauf des Kühlkanals gewährleistet. Die Reynolds-Zahl ist für diesen Fall größer als 10000.

Anhand der Reynolds-Zahl konnte bestimmt werden, in welchem Bereich eine laminare bzw. turbulente Strömung vorliegt. Im Folgenden soll ausgehend vom Geschwindigkeitsprofil in laminaren Strömungen durch kreisförmige Querschnitte die Geschwindigkeitsverteilung in turbulenten Strömungen in kreisförmigen Querschnitten als auch in Rechteckquerschnitten und bei Querschnittsänderungen modelliert werden. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass bei einer nicht idealen Strömung die Verteilung der Strömungsgeschwindigkeit über dem Querschnitt nicht homogen ist.

Dies beruht auf der Viskosität des Fluids. Bei dem für die Untersuchungen eingesetztem Fluid Wasser handelt es sich um ein normalviskoses Fluid, auch Newtonsches-Fluid genannt. Eine charakteristische Eigenschaft von Newtonschen-Fluiden ist, dass die Tangentialkraft proportional zur Strömungsgeschwindigkeit ist. Darüber hinaus weisen diese Fluide nur einen geringen Widerstand gegen eine Formänderung auf. Aufgrund der Viskosität kommt es zu einem hohen Geschwindigkeitsgefälle innerhalb des Strömungsprofils. In der Mitte der Strömung befinden sich die höchsten Strömungsgeschwindigkeiten. Am Rand der Strömung, d. h. am Rand der definierten Strömungsabschnitte im Zulauf und im Ablauf, fällt die Strömungsgeschwindigkeit bis auf Null. Man kann in diesem Zusammenhang von der sogenannten Haftbedingung an der Wand sprechen, die auch als Randbedingung für die nachfolgende Modellierung und Simulation verwendet wird. Es gilt somit:

$$r = R : v = 0$$

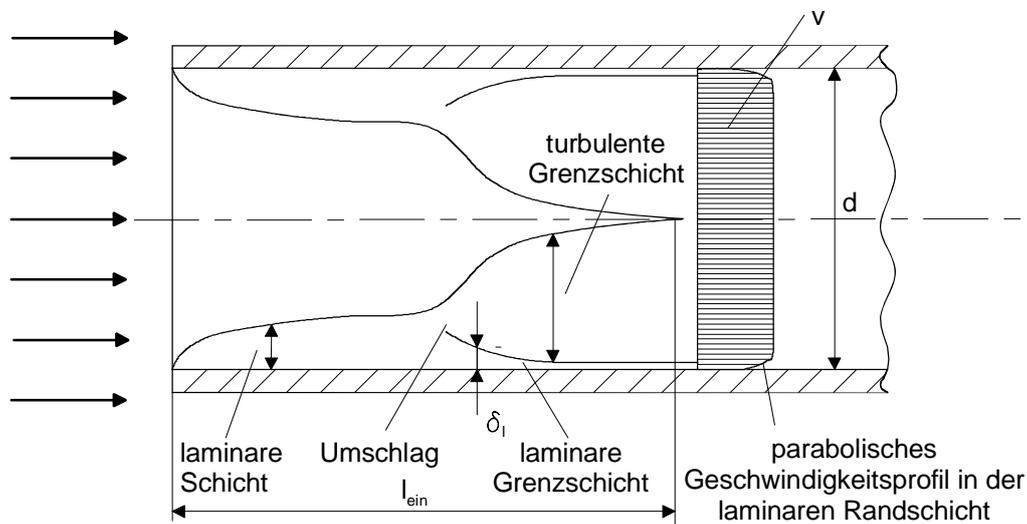
$$r = 0 : v = v_{\max}$$

Für die laminare Strömung lässt sich die Geschwindigkeitsverteilung in kreisförmigen Querschnitten nach dem Stokesschen Gesetz berechnen [BOH89]:

$$v(r) = \frac{\Delta p}{4 \cdot \eta \cdot l} \cdot (R^2 - r^2) \quad (6.11)$$

Die Geschwindigkeitsverteilung in einer laminaren Strömung ist, wie anhand der Funktionsgleichung zu erkennen ist, parabolisch.

Bei der turbulenten Strömung liegen andere Verhältnisse vor. Ausgehend von der Wand, dem Übergangsbereich zwischen dem Festkörper und dem Fluid, stellt sich bei der turbulenten Strömung zunächst auch eine quasi-laminare Strömungsschicht ein, siehe **Bild 6.3**.



**Bild 6.3:** Ausbildung einer turbulenten Strömung aus einer laminaren Einlaufströmung

Wie auch bei der vollständigen laminaren Strömung hat diese Schicht ein parabolisches Geschwindigkeitsprofil. Die Dicke dieser Grenzschicht ist allerdings relativ gering und lässt sich anhand der folgenden Gleichung berechnen [BOH89, SIE00]:

$$\delta_1 \approx \frac{34,2}{(0,5 \cdot \text{Re})^{0,875}} \cdot d \quad (6.12)$$

Die Dicke der Grenzschicht hängt somit von der Viskosität, der mittleren Strömungsgeschwindigkeit und der Oberfläche des Fluids ab. Je größer die Reynolds-Zahl, umso flacher ist die Geschwindigkeitsverteilung im Kern der Strömung. Die Abhängigkeit des Strömungsprofils bei der turbulenten Strömung ist ein Unterscheidungsmerkmal zur

laminaren Strömung, bei der die Reynolds-Zahl keinen Einfluss auf das Strömungsprofil hat. Dies zeigt sich auch bei der Interpolationsformel für das Strömungsprofil einer turbulenten Strömung nach Prandtl:

$$\frac{v}{v_{\max}} = \left(1 - \frac{r}{R}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (6.13)$$

Hierbei ist  $R$  der Radius und  $r$  der Abstand von der Mitte mit der dort herrschenden Strömungsgeschwindigkeit  $v$ . Der Exponent  $1/n$  ist eine Funktion der Reynolds-Zahl und der Wandrauhigkeit. Bei einer Reynoldszahl  $Re$  um 10000 wurde von Prandtl für den Exponenten  $n$  der Wert  $n=7$  nach dem Blasiusgesetz abgeleitet. Für den Bereich der Reynoldszahl um 4000 liegt dieser Wert etwa bei  $n=6$ . Für glatte Oberflächen können die Werte für den Exponenten  $n$  in Abhängigkeit der Reynolds-Zahl nach NIKURADSE aus Tabellenwerken entnommen werden [BOH89].

Zur Bestimmung des Geschwindigkeitsprofils und somit der Geschwindigkeit  $v$  in Abhängigkeit des Abstandes von der Mitte der Strömung  $r$  fehlt an dieser Stelle noch eine Möglichkeit, die maximale Geschwindigkeit  $v_{\max}$  zu berechnen. Allgemein lässt sich die mittlere Strömungsgeschwindigkeit folgendermaßen formulieren:

$$\bar{v} = \frac{\dot{V}}{A} = \frac{2}{R^2} \int_0^R v(r) \, dr \quad (6.14)$$

Durch das Einsetzen von Gleichung (6.13) in die Gleichung (6.14) erhält man für die das Verhältnis der mittleren maximalen Strömungsgeschwindigkeit zur maximalen Strömungsgeschwindigkeit die folgende Gleichung:

$$\frac{\bar{v}}{v_{\max}} = \frac{2 \cdot n^2}{(n+1) \cdot (2n+1)} \quad (6.15)$$

Im Abschnitt 3, der Zulaufströmung für den Einlauf des Kühlkanals in die Wendeschneidplatte ergibt sich bei einer Reynoldszahl  $Re$  von 10009 und einem Wert  $n=6,4$  aus der Literatur eine maximale Strömungsgeschwindigkeit im ausgebildeten, stationären und turbulenten Bereich von 13,61 m/s bei einer mittleren Strömungsgeschwindigkeit von

10,62 m/s. Für das Geschwindigkeitsprofil der Zulaufströmung resultiert die folgende Gleichung, als eine Randbedingung für die später folgende Modellierung und Simulation mit CFD:

$$v(r) = 13,61 \cdot \left(1 - \frac{r}{0,05 \text{ mm}}\right)^{\frac{1}{6,4}} \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad (6.16)$$

Wie bisher dargestellt ist die Strömungsgeschwindigkeit an der Wand auch für diesen Fall Null. Die Isotachen liegen kreisförmig um die Mittellinie. Die Strömungsgeschwindigkeitsprofile der anderen Abschnitte des Innenkühlsystems können nach Gleichung 6.15 und den Werten aus **Tabelle 6.3** berechnet werden.

**Tabelle 6.3: Maximalgeschwindigkeiten in den turbulenten Zu und Ablaufströmungen bei ausgebildetem Strömungsprofil und Grenzschichtdicken**

Abschnitt	d mm	$\bar{v}$ m/s	Re -	n -	$v_{\max}$ m/s	$\delta_l$ mm	l mm	$l_a$ mm
1	3,0	1,18	3337	5,3	1,53	0,16	2000,0	13,7
2	4,1	0,62	2421	5,2	0,81	0,28	5,0	17,4
3	1,0	10,62	10010	6,4	13,61	0,02	10,9	6,0
4	1,6	4,14	6256	6,0	5,24	0,05	9,5	8,5
5	1,5	4,72	6673	6,0	5,96	0,04	12,7	8,1
6	4,1	0,62	2421	5,2	0,81	0,28	5,3	17,4
7	3,0	1,18	3337	5,3	1,53	0,16	2000,0	13,7

Die bisher getroffenen Aussagen und Gleichungen für die turbulente Strömung gelten für voll ausgebildete turbulente Strömungen. Es handelt sich dabei um Geschwindigkeitsprofile, die sich in ihrem weiteren Verlauf in einem der betrachteten Abschnitte nicht mehr ändern. Zur Ausbildung des vollständigen Geschwindigkeitsprofils innerhalb der turbulenten Strömung ist eine bestimmte Länge der Strömung notwendig, die sogenannte Anlaufstrecke  $l_a$ . Nach Prandtl wird die Anlaufstrecke als die Länge definiert, nach der sich das Strömungsgeschwindigkeitsprofil um weniger als 1 % vom endgültigen Profil unterscheidet. Dabei gilt [TRU92]:

$$l_a \approx a_{st} \cdot \text{Re}^{b_{st}} \cdot d \quad (6.17)$$

Als Richtwerte für die Faktoren  $a_{St}$  und  $b_{St}$  in Gleichung 6.17 werden in der Literatur die folgenden Werte angegeben:  $a_{St} \approx 0,6$  und  $b_{St} \approx 0,25$  für turbulente Strömungen im kreisförmigem Querschnitt [TRU92]. Bezogen auf die definierten Abschnitte des Innenkühlsystems resultiert für den Zulauf und den Ablauf in den Abschnitten 3 und 5 eine Anlaufstrecke von etwa 6 bis 8 mm, in den übrigen Strecken von 13 bis 17 mm. Insbesondere für den Abschnitt 3 ist die Ausbildung der turbulenten Strömung von entscheidender Bedeutung. Die Strömungsgeschwindigkeitsverteilung am Ende des Abschnitts 3 wird als Eingangsgröße für die nachfolgende CFD-Simulation verwendet. Da die Länge des Abschnittes 3 10,9 mm beträgt, ist davon auszugehen, dass die turbulente Strömung am Übergang zum Abschnitt 4 voll ausgebildet ist.

Nach der mathematischen Beschreibung des Strömungsgeschwindigkeitsprofils werden an dieser Stelle die für die Berechnung zu berücksichtigenden Reibungsverluste sowie Verluste durch Einbauten, wie z. B. Querschnittsänderungen beschrieben, die bereits in Gleichung 6.9 Berücksichtigung fanden.

Es ergibt sich bei laminarer Strömung ein Druckverlust von [SIE00]:

$$\Delta p = -\frac{4 \cdot \eta \cdot l \cdot v_{Fl,max}}{r^2} = -\frac{8 \cdot \eta \cdot l \cdot \bar{v}}{r^2} = \frac{64}{Re} \cdot \frac{l}{d} \cdot \frac{\rho \cdot v^2}{2} = \lambda_r \cdot \frac{l}{d} \cdot \frac{\rho \cdot v^2}{2} \quad (6.18)$$

Für die Rohrreibungszahl  $\lambda_r$  gilt für stationäre laminare Strömungen in Rohren mit Kreisquerschnitt [SIE00]

$$\lambda_r = \frac{64}{Re} \quad (6.19)$$

Im Vergleich zur laminaren Strömung müssen bei der turbulenten Strömung noch weitere Faktoren berücksichtigt werden. Bei der laminaren Rohrströmung werden die Reibungsverluste auf die Newtonschen-Schubspannungen zurückgeführt. Bei der turbulenten Strömung müssen, zusätzlich zu den Reibungsverlusten in der laminaren Grenzschicht an der Wand, noch weitere Verluste aufgrund der mit der Turbulenz der Strömung verbundenen Geschwindigkeitsschwankungen berücksichtigt werden. Dies hat einen wesentlichen Einfluss auf die Berechnung der Rohrreibungszahl  $\lambda_r$ . Bei der turbulenten Strömung muss vor allem der Oberflächenzustand beachtet werden. Anders als bei der laminaren Strömung spielt dieser auf

die Ausbildung der strömungstechnischen Grenzschicht zwischen der Fluidströmung und der Wand eine entscheidende Rolle. Grundsätzlich kann zwischen hydraulisch glatten und rauhen Oberflächen differenziert werden. Die Rauigkeit wird dabei über den Rauigkeitskennwert  $k$  angegeben. Für die einzelnen Abschnitte innerhalb des Innenkühlsystems sind die  $k$ -Werte in der **Tabelle 6.4** dargestellt.

**Tabelle 6.4:**  $k$ -Werte für die Oberflächen [TRU92, BOH89, BEI90]

Bereich	Beschreibung des Abschnitts	Wandbeschaffenheit	$k$ -Wert mm
1, 7	PU Schlauch, neuwertig	besonders glatt	0,002
2, 6	Rohr mit Innengewinde für die Befestigung der Schlauchkupplung, Gewinde M5	rau	0,433
3	Einlaufkanal, Durchmesser 1 mm, erodiert	technisch glatt	0,008
4	Kühlkanal in der Wendeschneidplatte	technisch glatt	0,005
5	Auslaufkanal, Durchmesser 1,5 mm, erodiert	technisch glatt	0,008

Die hier aufgeführten Werte sind direkt über die Oberflächenrauigkeit  $R_z$  der Flächen experimentell bestimmt worden. Für den Zufluss über das M5 Innengewinde wurde die Gewindetiefe  $H_1 = 0,433$  mm als Rauheitskennwert verwendet.

Ausgehend von gemessenen Werten für den Rauigkeitskennwert  $k$  kann die Rohrreibungszahl  $\alpha_r$  für die turbulente Strömung berechnet werden. Hierzu werden in der Literatur drei unterschiedlichen Bereichen zur Berechnung der Rohrreibungszahl unterschieden:

- Hydraulisch glatte Oberflächen,
- Hydraulisch raue Oberflächen und
- Oberflächen im Übergangsbereich.

In welchem dieser drei Bereiche sich die betrachtete Strömung befindet, kann in Abhängigkeit von der Reynolds-Zahl, den Rauigkeitskennwert und den Durchmesser bestimmt werden. Innerhalb jedes Bereiches existieren Formeln zur Berechnung der Rohrreibungszahl  $\alpha_r$ . Diese sind Stand der Technik und in der Literatur zu finden [BOH89, SIE00, TRU92]. Daher wird an dieser Stelle auf ihre Darstellung verzichtet. Eine Übersicht der berechneten Ergebnisse der betrachteten Strömung ist in **Tabelle 6.5** zu finden.

**Tabelle 6.5:** Druckverluste und Druckverlauf in den Abschnitten des Innenkühlsystems

Abschnitt	d <sub>hyd</sub> mm	l mm	v m/s	Re bei 0,5 l/min -	k-Wert mm	Re k /d -	λ <sub>r</sub> -	Δp <sub>v</sub> bar	ζ <sub>i</sub> -	Δp <sub>v</sub> bar	p bar
1	3,0	2000	1,2	3336,6	0,002	2,2	0,042	0,19			4,81
1-2									0,87	0,00	4,80
2	4,1	5,0	0,6	2421,3	0,433	253,6	0,026	0,00			4,80
2-3									0,67	0,37	4,44
3	1,0	10,9	10,6	10009,7	0,008	80,1	0,028	0,17			4,27
3-4									4,67	0,39	3,87
4	1,6	9,5	4,1	6256,1	0,005	19,6	0,036	0,02			3,86
4-5									1,65	0,18	3,66
5	1,0	12,7	4,7	6673,2	0,008	35,6	0,035	0,03			3,64
5-6									43,32	0,08	3,56
6	4,1	5,3	0,6	2421,3	0,433	253,6	0,026	0,00			3,56
6-7									0,29	0,00	3,56
7	3,0	2000,0	1,2	3336,6	0,002	2,2	0,041	0,19			3,37

Neben den bisher berücksichtigten Reibungsverlusten aufgrund der Rauigkeit der Wand müssen darüber hinaus noch Druckverluste zwischen den einzelnen Abschnitten innerhalb des geschlossenen Innenkühlsystems berücksichtigt werden. Für die Berechnung werden die spezifischen strömungstechnischen Eigenschaften von Einbauteilen wie Krümmern, Diffusoren, Düsen herangezogen. Diese haben die Eigenschaft den Durchmesser oder die Richtung der Strömung durch ihre entsprechende Geometrie zu ändern. Für die Einbauteile existieren Tabellenwerke in denen Formeln für die Berechnung der Widerstandszahl  $\xi$  angegeben werden oder die Widerstandszahl  $\xi$  direkt als Wert für den entsprechenden Strömungsabschnitt angegeben ist. Grundsätzlich kann für den Druckabfall in den einzelnen Abschnitten des Innenkühlsystems die folgende Gleichung angegeben werden [BOH89, SCH80, SIE00, TRU92, VDI97].:

$$\Delta p_v = \zeta_i \cdot \frac{\rho}{2} \cdot \bar{v}^2 \quad (6.20)$$

Die Druckverluste im Gesamtsystem und in den einzelnen Abschnitten des Innenkühlsystems beinhaltet **Tabelle 6.5**.

### 6.3.3 Strömung im Kühlkanal

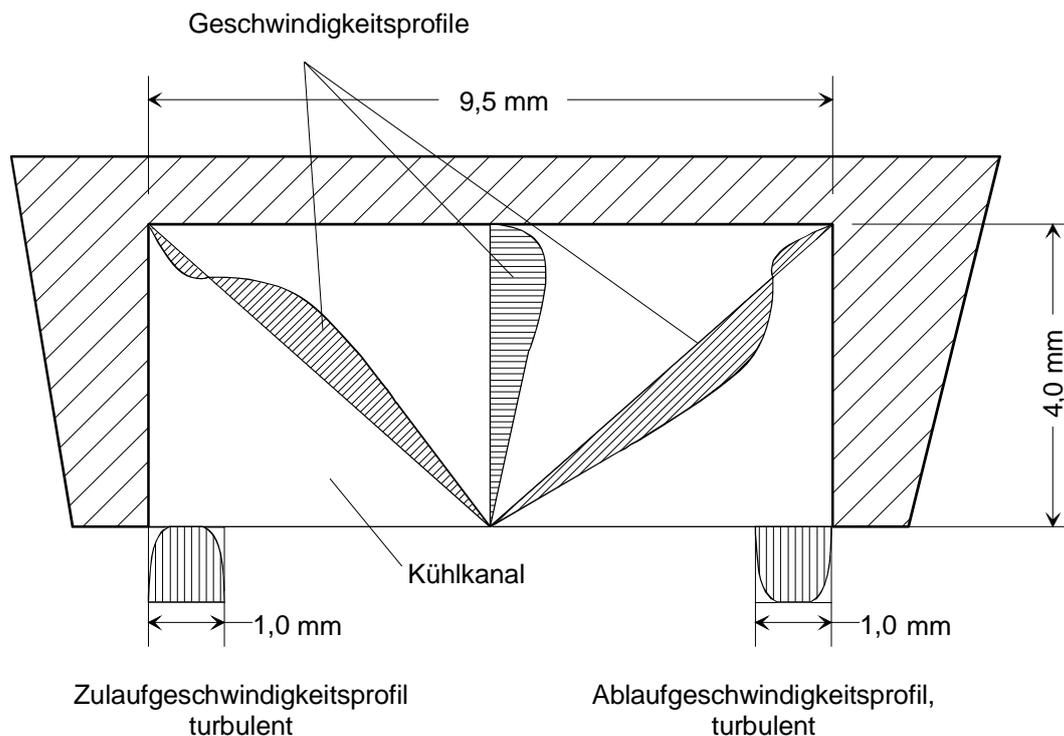
Das berechnete Einlaufgeschwindigkeitsprofil sowie der Einlaufdruck im Kühlkanal werden als Eingangsgrößen für die Berechnung des Strömungszustandes im Kühlkanal verwendet. Auf dem rein analytischen Weg ist eine exakte Berechnung der Strömung im Kühlkanal nicht möglich. Hierzu müssten wie in Kapitel 6.3.1 beschrieben die Massenerhaltung-, die Bewegungs- und die Energiegleichung gelöst werden. Geschlossen ist dieses Gleichungssystem unter den im Kühlkanal herrschenden Bedingungen nicht lösbar. Daher soll als ein numerisches Näherungsverfahren die CFD-Simulation zur Beschreibung des Strömungszustandes eingesetzt werden. Zuvor sind jedoch unter strömungstechnischen Gesichtspunkten einige Eigenschaften des Strömungszustandes qualitativ beschreibbar. Diese können bei der Simulation zur qualitativen Verifizierung des Ergebnisses verwendet werden.

Geht man von der berechneten turbulenten Eingangströmung aus, so kommt es aus strömungstechnischer Sicht aufgrund der massiven Richtungs-, Profil- und Querschnittsänderungen zu einer Strömungsablösung in den Ecken des Kühlkanals. Dabei ist mit einer Ausbildung von Sekundärströmungen zu rechnen, deren Geschwindigkeitsvektoren gegen die Hauptströmungsrichtung zeigen, siehe hierzu auch **Bild 6.4**. In den Ecken des Kühlkanals kommt es zur Ausbildung einer zirkularen Rotationsströmung, welche durch die Reibung an der Hauptströmung beschleunigt wird. Dadurch bildet sich ein Totwassergebiet in den Ecken des Kühlkanals. Dieses wird zu einem späteren Zeitpunkt mit Hilfe der CFD-Simulation bestätigt. Aus Sicht der Strömungstechnik wird daher in den Ecken des Kühlkanals der Wärmeübergang in die Kühlfluidströmung aufgrund des reduzierten Wärmeaustausches zur Hauptströmung verhindert.

Als weiterer strömungstechnischer Effekt folgt nach dem Einlauf der Strömung in den Kühlkanal die sofortige Umlenkung der Strömung um 90°. Hier kommt es aufgrund der Impulsänderung zu einer Änderung des Geschwindigkeitsprofils. Durch die Wirkung der Zentrifugalkräfte wird längs der gekrümmten Stromlinie aufgrund der Querdruckgleichung

$$\frac{\partial p}{\partial n_k} = -\rho \frac{v^2}{r_k} \quad (6.21)$$

ein radialer Druckanstieg von der Innenseite der Strömung zur Außenseite hervorgerufen. Dies kann auf der Außenseite im Einlauf zu einem so hohem lokalen Gegendruck führen, dass sich dort die Strömung ablöst. Im Inneren der Strömungsumlenkung dagegen kommt es im Einlauf zu einer Beschleunigung der Strömung. Neben der Ausbildung von zwei Totwassergebieten in den Ecken des Kühlkanals ist davon auszugehen, dass es im unteren Teil des Kühlkanals zwischen dem Einlauf und dem Auslauf ebenso zur Ausbildung eines weiteren Totwassergebietes kommt. Während die Hauptströmung im oberen Bereich des Kühlkanals entlang fließt, bilden sich im unteren Bereich Sekundärströmungen aus, die sich ebenso in Form einer Rotationsströmung ausprägen. Das Resultat ist eine kleinere Strömungsgeschwindigkeit im Profil. Eine aus strömungstechnischer Sicht angenommene Ausprägung der Strömung mit den Geschwindigkeitsprofilen im Kühlkanal ist in **Bild 6.4** dargestellt.



**Bild 6.4:** Aus strömungstechnischer Sicht erwartete Geschwindigkeitsprofile im Kühlkanal und im Ein- und Auslauf

Eine der Realität angenäherte Darstellung der Strömungsrichtung mit dem entsprechenden Geschwindigkeitsprofil erfolgt mit der CFD-Simulation.

## 6.4 Analyse und Modellierung des Wärmeübergangs

### 6.4.1 Wärmetransport im geschlossenen Innenkühlsystem

Neben den strömungstechnischen Rahmenbedingungen innerhalb des geschlossenen Innenkühlsystems müssen auch thermodynamische Aspekte berücksichtigt werden, um die Wärmeabfuhr durch das geschlossene Innenkühlsystem modellieren zu können und sie dann im Anschluss in die CFD-Simulation zu überführen. Bei der Modellierung des Wärmetransports muss der Anteil der Zerspanenergie berücksichtigt werden, der über die Wendeschneidplatte abgeführt wird. Die Zerspanenergie geht in die Modellierung und Simulation als Randbedingung mit ein.

Beim Wärmetransport kann grundsätzlich unterschieden werden zwischen dem Wärmetransport zwischen der Beschichtung und dem Substrat, dem Wärmetransport innerhalb des Substrats sowie zwischen dem Wärmetransport zwischen dem Substrat und dem Fluid im Kühlkanal. Als entscheidende Kriterien für den Wärmetransport werden die Wärmeleitfähigkeit des jeweiligen Materials, die Wärmeeindringzahl, die als einfache Vergleichsgröße zur Unterscheidung des Wärmeübergangs zwischen dem Span und verschiedenen Schicht- und Substratkombinationen dient, und der Wärmeübergangskoeffizient beim Wärmetransport in das Kühlfluid angesehen. Insgesamt ist der Wärmetransport bzw. die Wärmeleitung in und durch das Werkzeug durch den Temperaturgradienten zwischen Spanfläche und Kühlkanal und die thermophysikalischen Größen der Werkstoffe gekennzeichnet.

Als zunächst vereinfachten Ansatz für die Wärmeleitung kann das Fouriersche Gesetz angewendet werden. Es beschreibt den stationären, eindimensionalen Wärmeübergang durch eine ebene Wand. Hiernach ist die Wärmestromdichte an einer beliebigen Stelle innerhalb eines Temperaturfeldes proportional zum Temperaturgradienten an dieser Stelle. Es gilt:

$$\dot{q} = -\lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \quad (6.22)$$

Das negative Vorzeichen ist dabei so zu interpretieren, dass die Wärme in Richtung abnehmender Temperatur transportiert wird. Ausgehend von Gleichung 6.24 kann unter der

Voraussetzung, dass eine große Ausdehnung in y- und z-Richtung vorliegt, für den Wärmestrom die folgende Gleichung angeben werden:

$$\dot{Q} = \dot{q} \cdot A = \frac{\lambda}{d} (T_1 - T_2) A \quad (6.23)$$

### *Einflussgrößen auf den Wärmetransport*

Anhand der vereinfachten Gleichungen für den Wärmetransport können für das geschlossene Innenkühlsystem grundsätzliche Aussagen formuliert werden. Wie insbesondere Gleichung 6.23 zeigt, ist eine Steigerung der Wärmeabfuhr nur über eine Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit, der Temperaturdifferenz bzw. des Temperaturgradienten  $\partial\vartheta/\partial x$ , der Wärmeübergangsfläche oder durch eine Reduzierung des Abstandes möglich.

Das Ziel, die Wärmeabfuhr aus der Schneidenecke des Werkzeugs zu erhöhen, kann bei gegebener Geometrie und gegebenen Werkstoffkennwerten demzufolge nur durch einen hohen Temperaturgradienten, der entweder durch einen geringen Abstand zwischen Wärmequelle und Wärmesenke oder durch eine niedrige Fluidtemperatur entsteht, ermöglicht werden. Bei der Verringerung des Abstands zwischen Kühlkanal und Schneidenecke ist zu beachten, dass dieser Abstand nicht unbegrenzt reduziert werden kann. Ein Mindestabstand muss eingehalten werden, damit es nicht zu einer kritischen mechanischen Schwächung der Struktur der Wendeschneidplatte kommt. Dieses hätte dann ein frühzeitiges Versagen des Werkzeuges und somit auch nur eine geringe Standzeit zur Folge. Um die mechanische Schwächung der Wendeschneidplatte bewerten zu können, wird in Kapitel 7 ein FEM-Modell entwickelt, das es ermöglicht, die in der Wendeschneidplatte entstehenden mechanischen Spannungen vergleichsweise zu berechnen.

Eine weitere Ansatzmöglichkeit neben der Erhöhung des Temperaturgradienten ergibt sich darüber hinaus aus werkstofftechnischer Sicht, die Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs. Bisher werden konventionelle Schneidstoffe wegen ihrer primären Funktion des Schneidens und den damit verbundenen mechanischen und thermischen Belastungen auf eine möglichst geringe Wärmeleitfähigkeit ausgelegt. Damit soll der Wärmestrom in das Werkzeug und in den Halter bzw. in den Revolver minimiert und thermische induzierte Dehnungen der Werkzeugmaschine vermieden werden. Der Wärmestrom soll konventionell

über die Späne und das Kühlschmiermittel aus der Schneidzone gebracht werden. Bei der Anwendung eines geschlossenen Innenkühlsystems liegen jedoch andere Anforderungen vor. Hier sollte die Wärmeleitfähigkeit des Werkzeugs und somit auch der Wärmestrom durch das Werkzeug maximiert werden. Die Wärmeabfuhr durch das geschlossene Innenkühlsystem lässt sich dadurch erhöhen.

Neben der Wärmeleitfähigkeit ist eine weitere Größe bei der Modellierung des Wärmeübergangs zu berücksichtigen, die Wärmeeindringzahl  $b_E$ . Die aus den Stoffgrößen Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Dichte abgeleitete komplexe Größe  $b_E$  ergibt sich wie folgt:

$$b_E = \sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c} \quad (6.24)$$

Im Bereich der Fertigungstechnik ist diese Größe für die Berechnung der Temperaturverteilung noch nicht allgemein anerkannt. Daher fehlen für die meisten Schneidstoffe noch die entsprechenden Messwerte. Aufgrund einer Vielzahl von Variationsmöglichkeiten bezüglich der Vielzahl der Schneidstoffe und deren Fertigungsmethoden sowie deren variantenreichen Beschichtungsarten erfordert die experimentelle Bestimmung der unterschiedlichen Wärmeeindringzahlen einen hohen messtechnischen Aufwand.

In **Tabelle 6.6** sind die experimentellen Ergebnisse von BOSSE und DETERS bei der Bestimmung der Wärmeeindringzahlen von Cermet, HSS und Hartmetall als Schneidwerkstoffe mit verschiedenen Hartstoffschichtsystemen dargestellt. Diese Untersuchungen zeigten, dass die Wärmeeindringzahlen für Massivwerkstoffe durch die bekannten Literaturwerte berechnet werden können [BOS96, LUG97].

Nach KAMMERMEIER und BOSSE spielt die Wärmeeindringzahl bei hartstoffbeschichteten Zerspanwerkzeugen bezüglich der Wärmeübergänge eine wichtige Rolle. Die Wärmeeindringzahl hat einen wesentlichen Einfluss auf den Wärmefluss vom Span zum Werkzeug und damit auf die Kontaktzonentemperatur. Für den Zerspanprozess bedeutet diese Kenngröße, dass Werkzeuge bzw. Schichtsysteme mit geringen Wärmeeindringzahlen die Kontaktzonentemperatur erhöhen und jene mit hohen Wärmeeindringzahlen diese verringern.

Je nach Größe der Wärmeeindringzahl können kleine oder große Wärmemengen durch das Substrat abgeleitet werden [BOS96, KAM92, KÖN91].

**Tabelle 6.6: Wärmeeindringzahlen  $b_E$  für verschiedene Substrat/Schicht-Kombinationen [BOS96]**

Beschichtung	$b_{\text{Cermet}}$ $\text{W}\cdot\text{s}^{0,5}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$	$b_{\text{Hartmetall}}$ $\text{W}\cdot\text{s}^{0,5}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$	$b_{\text{HSS}}$ $\text{W}\cdot\text{s}^{0,5}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$
unbeschichtet	7300	8300	10800
TiN Arc	6300	12100	6200
TiN Sputter	9800	8500	18000
TiCN Arc	6000	8800	8000
TiCN Sputter	7900	18000	16200
TiAlN Arc	4100	11500	9200
TiAlN Sputter	5200	9800	10500
TiAlCN Sputter	8430	19320	15270

Bei Reibuntersuchungen mit TiN-, TiCN- und TiAlN-beschichtetem Substratmaterial wurde der Einfluss unterschiedlicher Beschichtungen und unterschiedlicher Schichtdicken auf den Temperaturanstieg bei Kurzzeitreibversuchen ermittelt. Dabei wurde nachgewiesen, dass die gewählten Schichten im Vergleich zu einem Substrat ohne Beschichtung den Wärmeübergang behindern. Die Schichtdicke hatte dabei keinen wesentlichen Einfluss auf die erreichte Temperatur [KAM92].

Die Berücksichtigung der Wärmeeindringzahlen für ein geschlossenes Innenkühlsystem bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide führt zu dem Ergebnis, dass Beschichtungen des Werkzeugs nicht den Wärmetransport durch das Werkzeug behindern sollten, wie es bei der konventionellen Zerspanung ohne einem geschlossenen Innenkühlsystem gefordert ist. Stattdessen sollten bei der Beschichtung der Werkzeuge Werkstoffe zum Einsatz kommen, die einen erhöhten Wärmetransport fördern. Eine Möglichkeit ist beispielsweise die Verwendung von Diamantschichten. Mit einer Diamantschicht als Wärmeleitschicht könnte eine wesentliche Reduzierung des Temperaturmaximums erreicht werden. So könnte eine entsprechend dicke Diamantschicht unterhalb der Werkzeugbeschichtung die Wärmeabfuhr von der Schneidenecke in den Bereich des Kühlkanals erheblich verbessern.

### *Mehrdimensionaler Ansatz zur Berechnung der Wärmeleitung*

Mit dem bisherigem Ansatz und den daraus resultierenden Gleichungen 6.22 und 6.23 kann der Wärmestrom vereinfacht berechnet werden. Die hierbei erzielbaren Ergebnisse können zunächst für eine Abschätzung des realen Wärmestroms verwendet werden. Um jedoch den realen Wärmestrom ausgehend von der Spanfläche abbilden zu können, muss von einem mehrdimensionalen instationären Temperaturfeld ausgegangen werden. Geht man vom ersten Hauptsatz der Thermodynamik aus und wendet das Fouriersche Gesetz nach Gleichung 6.22 an, so erhält man die Fouriersche Wärmeleitungsgleichung in der folgenden Form:

$$\rho \cdot c_p \left( \frac{\partial \vartheta}{\partial t} \right) = \lambda \left( \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \right) + \dot{q}_i \quad (6.25)$$

Innerhalb dieser Gleichung steht der linke Teil für die im Volumenelement gespeicherte Wärmemenge, der rechte Teil ist ein Maß für den zu- bzw. abfließenden Wärmestrom. Dabei wird mit  $\dot{q}_i$  eine Wärmequelle bzw. Senke eines Volumenelements repräsentiert. Durch die entsprechende Wahl der Randbedingungen können somit die im Zerspanprozess mit geschlossenem Innenkühlsystem vorliegenden Wärmequellen und -senken berücksichtigt werden.

Gleichung 6.25 bildet die Basis für die numerische Berechnung der Wärmeleitung mit Hilfe von CFD. Hierzu ist jedoch die Wahl der Randbedingungen entscheidend für die Modellbildung sowie für die Ergebnisse der Simulation. Bei der Wahl der Randbedingungen für die Wärmeeinleitung können grundsätzlich drei verschiedene Möglichkeiten unterschieden werden:

1. Als Eingangsgröße und Randbedingung wird die Temperatur als Funktion des Ortes und der Zeit vorgeschrieben. Als Randbedingung werden in diesem Fall die mit Hilfe der Thermographie gemessenen Temperaturen auf der Spanfläche verwendet.
2. Als Eingangsgröße und Randbedingung wird die Wärmestromdichte normal zur Oberfläche als Funktion der Zeit und des Ortes angegeben. Es gilt:

$$-\lambda \left. \frac{\partial \vartheta}{\partial n} \right|_w = \dot{q}_w \quad (6.26)$$

Zur Quantifizierung der Wärmestromdichte als Randbedingung auf der Spanfläche wird die nach Kapitel 5.4 berechnete Leistung bei der Zerspanung angesetzt.

3. Eine weitere Randbedingung kann für das geschlossene Innenkühlsystem beim Wärmeübergang zwischen der Kühlkanalwand und dem Kühlfluid definiert werden. Die Wärme, die ausgehend vom Zerspanprozess in die Wendeschneidplatte eingebracht wird, wird an der Kühlkanalwand vom Kühlfluid durch Konvektion von der Wendeschneidplatte weggeleitet. An der Wand des Kühlkanals gilt daher als Randbedingung:

$$-\lambda \left. \frac{\partial \vartheta}{\partial n} \right|_w = \alpha (\vartheta_w - \vartheta_f) \quad (6.27)$$

Entscheidend für den Wärmeübergang nach Gleichung 6.26 ist der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$ . Dessen Bestimmung ist eine der wesentlichen Aufgaben zur Berechnung des Wärmeübergangs zwischen Kühlkanal und Fluid.

#### 6.4.2 Wärmeübergang zwischen Kühlkanal und -fluid

Der Wärmestrom und somit der Wärmeübergang von der Kühlkanalwand zum Fluid lässt sich mit der folgenden Gleichung darstellen:

$$\dot{Q} = \alpha \cdot A \cdot (\vartheta_w - \vartheta_f) \quad (6.28)$$

Für die Wärmestromdichte ergibt sich daraus:

$$\dot{q} = \frac{\alpha}{\vartheta_w - \vartheta_f} \quad (6.29)$$

Der Wärmestrom ist somit direkt proportional zur Wärmeübergangsfläche  $A$ , zum Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  und zur Temperaturdifferenz zwischen Wand und Fluid. Diese

Abhängigkeit zeigt die Möglichkeiten auf, das geschlossene Innenkühlsystem hinsichtlich einer erhöhten Wärmeübertragung und somit einer weiteren Senkung der thermischen Belastung des Zerspanwerkzeugs zu optimieren. Eine Erhöhung der Wärmeübergangsfläche ist durch konstruktive Maßnahmen zu realisieren. Denkbar ist beispielsweise eine Integration von Kühlrippen innerhalb des Kühlkanals. Die Temperaturdifferenz zwischen Wand und Fluid kann durch eine Senkung der Einlasstemperatur des Fluids ermöglicht werden. Darüber hinaus kann der Wärmeübergangskoeffizient erhöht werden. Dieser kann von einer Vielzahl von Einflussfaktoren abhängen [BAE89, BAE96, BER89]:

- Strömungsgeschwindigkeit,
- Temperatur,
- Wärmeleitfähigkeit,
- Dichte des Fluids,
- Spezifische Wärmekapazität,
- Dynamische Viskosität und
- Geometrie.

Der Wärmeübergangskoeffizient kann mit Hilfe des Fourierschen Gesetzes berechnet werden. Unmittelbar an der Kühlkanalwand ( $y \rightarrow 0$ ) ist nach der Prandltschen Grenzschichttheorie die Fluidgeschwindigkeit gleich 0. Es liegt somit nur reine Wärmeleitung vor. Es ergibt sich somit für die Wärmestromdichte  $\dot{q}_w$  an der Kühlkanalwand:

$$\dot{q}_w = -\lambda_F(\vartheta_w) \left( \frac{\partial \vartheta}{\partial y} \right)_w, \text{ für } (y \rightarrow 0) \quad (6.30)$$

Die Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des Fluids von der Temperatur wird dabei durch  $\lambda_F(\vartheta_w)$  berücksichtigt. Durch das Gleichsetzen von Gleichung 6.28 mit Gleichung 6.29 kann der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  berechnet werden. Dabei zeigt sich, dass der Wärmeübergangskoeffizient vom Temperaturfeld des Fluids abhängig ist, das wiederum von dessen Geschwindigkeitsfeld abhängt. Die exakte Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten ist daher nur über die Kenntnis der exakten Strömungs- und Wärmeleitungsvorgänge möglich. Dies führt zu der bereits angeführten mathematischen Beschreibung des Strömungszustandes und des Energietransports über das Differentialgleichungssystem, das sich aus den

Massenerhaltungsgleichungen, den Bewegungsgleichungen und den Energiegleichungen zusammensetzt.

Eine örtlich aufgelöste Lösung des Wärmeübergangs ist bei einem nicht exakt bekannten Strömungszustand nicht möglich. Daher soll die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten und die Modellierung des Wärmeübergangs zunächst anhand der Ähnlichkeitstheorie beim Wärmeübergang erfolgen. Der Wärmeübergangskoeffizient kann bei strömungstechnisch und geometrisch ähnlichen Strömungen aus der Nusseltschen Kennzahl  $Nu$  berechnet werden.

$$\alpha = Nu \cdot \frac{\lambda}{d_{\text{hyd}}} \quad (6.31)$$

Im geschlossenen Innenkühlsystem liegt der Fall einer erzwungenen Konvektion über das Kühlfluid innerhalb des Kühlkanals vor. Daher ist die Nusselt-Zahl lediglich von der Reynolds-Zahl und der Prandtl-Zahl abhängig, welche bereits im Kapitel 6.3.2 bestimmt wurden.

Zur Berechnung der Nusselt-Zahl existiert eine Vielzahl an empirisch ermittelten Gleichungen, die für die jeweils vorliegenden Strömungsbedingungen ihre Gültigkeit haben. Zunächst soll lediglich die Strömung in dem jeweils geraden Abschnitt des Kühlkanals betrachtet werden. Die im Kühlkanal vorliegende Krümmung der Strömung wird im Anschluss betrachtet.

Zur Berechnung der Nusselt-Zahl sind die folgenden Gleichungen aus der Literatur relevant [BAE89, BAE96, CER02, ELS88, VDI97]:

Ansatz nach GNIELINSKI:

$$Nu = 0,012 \cdot (\text{Re}^{0,87} - 280) \cdot \text{Pr}^{0,4} \cdot \left[ 1 + \left( \frac{d}{l} \right)^{2/3} \right], \quad (6.32)$$

für  $1,5 < \text{Pr} < 500$ ,  $2320 < \text{Re} < 10^6$ ,  $l/d > 1$

Ansatz nach KRAUSSOLD:

$$\text{Nu} = 0,032 \cdot \text{Re}^{0,8} \cdot \text{Pr}^{0,37} \cdot \left(\frac{d}{l}\right)^{0,054}, \quad (6.33)$$

für  $\text{Re} > 10^4$  und einer Temperaturdifferenz Fluid/Wand  $< 30^\circ \text{K}$ ,

Ansatz nach HAUSEN:

$$\text{Nu} = 0,0235 \cdot (\text{Re}^{0,8} - 230) \cdot (1,8 \cdot \text{Pr}^{0,3} - 0,8) \cdot \left(1 + \left(\frac{d}{l}\right)^{\frac{2}{3}}\right) \cdot \left(\frac{\eta_{\text{Fluid}}}{\eta_{\text{Wand}}}\right)^{0,14} \quad (6.34)$$

Verkürzter Ansatz nach HAUSEN:

$$\text{Nu} = 0,024 \cdot \text{Re}^{0,8} \cdot \text{Pr}^{0,33} \cdot \left[1 + \left(\frac{d}{l}\right)^{\frac{2}{3}}\right], \quad (6.35)$$

für  $1 < \text{Pr} < 500$ ,  $7000 < \text{Re} < 10^6$ ,  $l/d = 1 \dots \infty$

Ein weiterer Ansatz zur Ermittlung der dimensionslosen Nusselt-Kennzahl ergibt sich aus der Grenzschichttheorie für die erzwungene Konvektion in einem turbulent fließenden Fluid [VDI97]:

$$\text{Nu} = 0,03965 \cdot \frac{\text{Re}^{0,75} \cdot \text{Pr}}{(1 + 0,35 \cdot (\text{Pr} - 1))}, \quad (6.36)$$

Mit Hilfe der dargestellten Ansätze wurden die in **Tabelle 6.7** dargestellten Werte im Kühlkanal bei der dort vorliegenden Reynolds-Zahl von 6289,3 berechnet.

Ausgehend von den berechneten Nusselt-Zahlen in **Tabelle 6.7** lassen sich die Wärmeübergangskoeffizienten in den geraden Abschnitten des Kühlkanals berechnen. Im gekrümmten Bereich des Kühlkanals kommt es durch die bessere Durchmischung der Strömung zu einem besseren Wärmeaustausch und somit zu einer Erhöhung des Wärmeübergangskoeffizienten  $\bar{\alpha}$  um einen Formfaktor und Reynoldszahlabhängigen Term. Der hieraus resultierend Wärmeübergangskoeffizient wird mit  $\bar{\alpha}_{\text{Kr}}$  bezeichnet [BEI97].

$$\alpha_{Kr} = \left[ 1 + \left( \frac{21}{Re^{0,14}} \right) \cdot \frac{d_{hyd}}{d_{Kr}} \right] \cdot \alpha \quad (6.37)$$

Dieser Ansatz stimmt mit den erwarteten Strömungsverhältnissen gut überein, da in den Kanalecken eine kleine kreisförmige, turbulente Sekundärströmung erwartet wird, die nur einen geringen Massenaustausch mit der Primärströmung aufweist und somit mit einer Krümmung verglichen werden kann. Als Krümmungsdurchmesser  $d_{Kr}$  wird das Doppelte vom Radius des Abstands der Strömungsmitte im mittleren Teil des Kühlkanals zum Werkzeughalter der Zu- und Abläufe verwendet.

**Tabelle 6.7: Nusselt-Zahlen des Kühlkanals ohne Krümmungsfaktor bei verschiedenen Prandtl-Zahlen für einen Temperaturbereich zwischen 0° C und 100° C**

Prandtl-Zahl Pr	Temperatur in °C	Nu					
		nach Gnielinski	nach Kraussold	nach Haussen	nach Haussen	Grenzschicht	Mittelwert
13,749	0	77,618	83,830	96,597	81,341	70,483	81,974
7,024	20	59,332	65,385	74,494	65,171	63,274	65,531
4,35	40	48,983	54,762	61,236	55,639	56,067	55,338
3,025	60	42,359	47,875	52,382	49,354	49,571	48,308
2,221	80	37,435	42,704	45,574	44,570	43,571	42,771
1,744	100	33,984	39,049	40,670	41,152	38,745	38,720

Mit den berechneten Nusseltzahlen des Wärmeübergangs vom Festkörper in das Fluid und den daraus resultierenden Wärmeübergangskoeffizienten, kann der Wärmeübergang auf den einzelnen Teilstrecken der Strömung im Kühlkanal berechnet werden. Es ist in diesem Zusammenhang anzumerken, dass die Wandtemperatur  $\vartheta_w$  bei der Berechnung als konstant definiert wurde. Dies stimmt jedoch mit der Realität nicht überein. Es ist stattdessen erforderlich, mit der mittleren logarithmischen Wandtemperatur  $\Delta\vartheta_{ln}$  zu rechnen [BEI97]:

$$\Delta\vartheta_{ln} = \frac{(\vartheta_w - \vartheta_{Fluid, Einlauf}) - (\vartheta_w - \vartheta_{Fluid, Auslauf})}{\ln \frac{\vartheta_w - \vartheta_{Fluid, Einlauf}}{\vartheta_w - \vartheta_{Fluid, Auslauf}}} \quad (6.38)$$

Für den übertragenen Wärmestrom ergibt sich dann:

$$\dot{Q} = \alpha \cdot A \cdot \Delta\vartheta_{ln} \quad (6.39)$$

Je nachdem, ob es sich bei dem zu berechnenden Wärmestrom um einen Wärmestrom in einem geraden oder gekrümmten Abschnitt des Kühlkanals handelt, muss in Gleichung 6.39 der entsprechende Wärmeübergangskoeffizient eingesetzt werden.

Ausgehend von den analytischen Berechnungen für den Wärmeübergangskoeffizienten und den Wärmeübergang, gibt es verschiedene geometrische Möglichkeiten, den Wärmeübergang zu vergrößern. So hat der Krümmungsfaktor einen wesentlichen Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten. In Abhängigkeit des Verhältnisses von  $d_{\text{hyd}}/d_{\text{Kr}}$  variierte der Wärmeübergangskoeffizient um den Faktor 2 bis 6. Dies kann als Ansatzpunkt für eine zukünftige Optimierung des geschlossenen Innenkühlsystems gesehen werden. Der Krümmungsdurchmesser  $d_{\text{Kr}}$  könnte bei gleicher Kanalgeometrie vergrößert werden, indem der Zulauf weiter in den Kühlkanal zur Schneidenecke gelegt wird. Zu erwartende Auswirkungen dieser Maßnahme sind eine Erhöhung der Turbulenz sowie eine bessere Durchströmung der bisher zirkular durchströmten Ecke.

Neben der genannten Verringerung des Abstandes des Kühlkanals zur Quelle der Wärmeentstehung gibt es hinsichtlich einer geometrischen Optimierung noch weitere Ansatzpunkte. Diese sind auf die Vergrößerung der Wärmeübergangsfläche in Gleichung 6.39 zurückzuführen. Der Wärmestrom ist linear abhängig von der Wärmeübergangsfläche. Unter Betrachtung der mechanischen und geometrischen Randbedingungen bieten sich aus strömungstechnischer Sicht folgende Ansätze zur Vergrößerung der Wärmeübergangsfläche an:

Die erste Möglichkeit ergibt sich durch eine Erhöhung der Oberflächenrauigkeit im Kühlkanal. Diese kann durch eine entsprechende Wahl der Einstellparameter bei der Fertigung erhöht werden. Außerdem besteht die Möglichkeit der Beschichtung des Kühlkanals. Hierbei ist denkbar, wärmeleitfähige Pulver mit einer rauen Oberflächenstruktur einzusetzen. Um die Wirksamkeit einer höheren Oberflächenrauigkeit zu erhöhen, muss ermöglicht werden, dass die gesamte Oberfläche des Kühlkanals von der Strömung erfasst wird.

Eine zusätzliche Möglichkeit zur Erhöhung des Wärmestroms bietet die Fertigung von Rippen auf den Wärmeübergangsflächen. Durch die Integration von in Strömungsrichtung stehenden

Rippen mit verschiedenen geometrischen Profilen kann bei kompletter Umströmung bis zum Rippengrund die Wärmeübergangsfläche und somit der Wärmefluss erheblich gesteigert werden. Dabei sollten die Rippenstrukturen unter strömungstechnischen Gesichtspunkten betrachtet werden, um eine möglichst hohe Turbulenz innerhalb des Kühlkanals zu realisieren.

Neben der Realisierung von Rippenstrukturen besteht ein weiterer Ansatz in der Erhöhung der Wandtemperatur. Berechnungen zeigen, dass eine Erhöhung der Wandtemperatur bis zur Siedetemperatur die abtransportierte Wärmemenge wesentlich vergrößert, da diese über die logarithmische Temperaturdifferenz  $\Delta \vartheta_{\ln}$  in die Wärmemenge eingeht. Um die Wandtemperatur zu erhöhen existieren im Wesentlichen zwei Ansatzpunkte. Erstens ist eine geometrische Annäherung der Kühlkanalecke an die Schneidenecke denkbar, zweitens kann ein Substratwerkstoff mit einer höheren Wärmeleitfähigkeit eingesetzt werden.

Bei der bisherigen Betrachtung der strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse innerhalb des geschlossenen Innenkühlsystems erfolgte die Analyse und Modellierung anhand von Ähnlichkeitsgesetzen sowie teilweisen Vereinfachungen der geometrischen, strömungstechnischen und thermischen Verhältnisse. Das war erforderlich, da sowohl das Strömungsgeschwindigkeitsprofil als auch das Temperaturprofil im Kühlkanal nicht exakt analytisch zu berechnen sind. Um eine exakte Lösung zu erhalten, bleibt bis auf die numerische Simulation lediglich der Weg über Ansätze, die mit empirischen Daten gewonnen werden müssen. Die CFD-Simulation bietet hier durch die Möglichkeit der Variation der Randbedingungen, der Visualisierung der Ergebnisse und des Vergleichs mit den Versuchsergebnissen auf der Basis einer Vielzahl der in die CFD-Software integrierten Strömungs- und Wärmeübergangsmodelle eine wesentlich schnellere und praktikablere Möglichkeit. Die bisherigen analytischen und experimentellen Erkenntnisse werden in die numerische CFD-Simulation als Randbedingungen übernommen bzw. dienen zur Verifikation der Simulationsergebnisse.

## **6.5 CFD-Simulation der thermischen Belastung des Werkzeugs**

### **6.5.1 Grundlagen der CFD-Simulation**

Im Allgemeinen wird CFD zur Simulation von strömungstechnischen, thermodynamischen und chemischen Effekten und deren Wechselwirkungen eingesetzt. Die CFD-Analyse geht

dabei von Gleichungen aus, die nahezu exakt die realen beschriebenen physikalischen Phänomene aus den Kapiteln 6.3 und 6.4 wiedergeben. Die meisten dieser physikalischen Phänomene werden durch nicht lineare partielle Differentialgleichungen beschrieben. Um diese zu lösen, verwendet CFD verschiedene numerische Lösungsmethoden. Es gibt dabei vier verschiedene Arten von Lösungsansätzen:

- Finite Differenzen Methode,
- Finite Volumen Methode,
- Finite Elemente Methode und
- Spektrale Methoden.

Generell kann man sagen, dass alle diese numerischen Lösungsmethoden in zwei Stufen arbeiten. Als erstes werden die vollen Differentialgleichungen in algebraische Gleichungen umgewandelt, welche dann den Lösungsbereich für die abhängigen Variablen eingrenzen. In der zweiten Stufe werden dann die algebraischen Gleichungen mit geeigneten Berechnungsalgorithmen gelöst. Da die Finite Volumen Methode für CFD die größte Bedeutung hat, soll auf sie im folgenden Abschnitt näher eingegangen werden.

Die Geometrie des darzustellenden Körpers wird innerhalb der Finiten Volumen Methode aus Zellen gebildet, welche ein zusammenhängendes Gitter bilden. Die am meisten verbreiteten Geometrien der Zellen sind Hexaeder und Tetraeder. Allerdings kann die Finite Volumen Methode gegebenenfalls auch mit pyramiden-, prisma- und polyederförmigen Zellen durchgeführt werden. Die Auswahl der Zellenform hängt dabei von der zu erzeugenden Gesamtgeometrie ab.

Während der Simulation werden die Flüsse durch eine Zelle berechnet, wobei der einströmende Fluss und die Auswirkung der Zellenmitte auf den Fluss bekannt sein müssen. Es werden dabei die Flüsse durch die Flächen der Zelle in ein Verhältnis zueinander gesetzt. Dieses Verhältnis kann durch verschiedene Algorithmen berechnet werden. Das ist der Unterschied zur Finiten Elemente Methode, bei der mit Punkten anstatt mit Flächen gerechnet wird. Der Einfluss der Zellenmitte wird über die zuvor im Kapitel 6.3 dargestellten Differentialgleichungen berechnet und wird weiterhin durch bekannte Randbedingungen beeinflusst. Dabei kann es sich beispielsweise um strömungstechnische Größen wie den

Druck, die Strömungsgeschwindigkeit oder aber auch um thermodynamische Größen wie die Temperatur oder den Wärmestrom handeln. Als Ergebnis daraus ergibt sich der ausströmende Fluss, welcher wiederum der einströmende Fluss für die nächste Zelle ist. Dieses Prinzip setzt sich zwischen allen Zellen des geometrischen Modells fort, so dass der gesamte Fluss durch den Körper berechnet wird.

Zur Durchführung der Simulation müssen zunächst alle notwendigen Rand- und Übergangsbedingungen bekannt sein bzw. analytisch oder experimentell bestimmt werden. Diese Bedingungen können einerseits bekannte Werte sein oder Gleichungen, die zwei Variablen der Berechnung in eine feste Beziehung zueinander setzen. Um die thermodynamischen und strömungstechnischen Effekte in der Wendeschneidplatte zu simulieren, wurden die notwendigen Rand- und Übergangsbedingungen in den vorhergehenden Kapiteln experimentell oder analytisch bestimmt.

Die Leistungsfähigkeit und die Genauigkeit der CFD-Simulation sind im Wesentlichen von der zur Verfügung stehenden Rechenleistung abhängig. Insgesamt hat die CFD-Analyse bzw. die am häufigsten angewendete Finite-Volumen-Methode zwei Fehlerquellen. Einer der Fehler ergibt sich bei der Berechnung und der Annäherung an die Lösung der Differentialgleichungen, welche die physikalischen Phänomene beschreiben. Der so entstehende Fehler ist allerdings gegenüber dem geometrischen Fehler sehr gering. Dieser Fehler entsteht durch das Darstellen des zu modellierenden Körpers als ein Gitternetz. Bei komplizierten Geometrien spielt er eine besonders große Rolle. Um den geometrischen Fehler so gering wie möglich zu halten, müssen die Zellen innerhalb der geometrischen Modellierung so klein wie möglich gewählt werden. Dadurch steigt allerdings die Anzahl der notwendigen Zellen und somit auch die Anzahl der durchzuführenden Rechenschritte. Die Anzahl der Zellen wird dabei von der zur Verfügung stehenden Rechenleistung begrenzt. Es ist daher ein Optimum zu wählen zwischen der notwendigen Genauigkeit sowie der notwendigen Rechenzeit. Bei der Generierung des geometrischen Modells wurden die Maße der Wendeschneidplatte zugrunde gelegt.

## 6.5.2 Modellierung und Randbedingungen

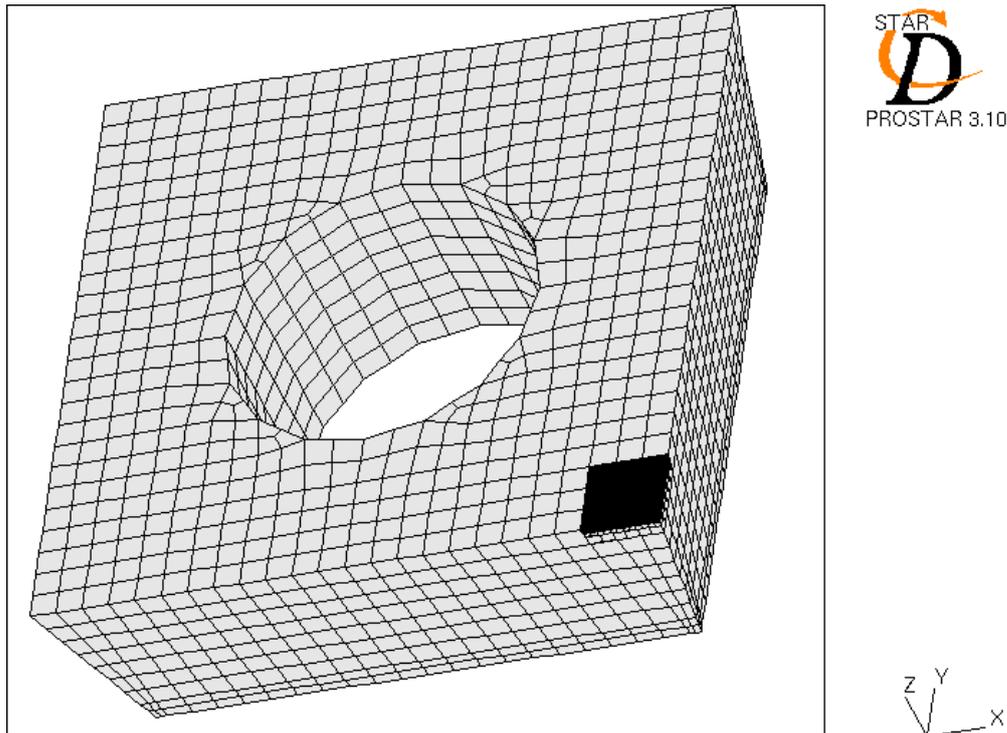
Die CFD-Simulation der thermischen und strömungstechnischen Prozesse innerhalb der Wendeschneidplatte des geschlossenen Innenkühlsystems erfolgt mit der Software STAR-CD, CD adapco Group, USA. Mit Hilfe von STAR-CD wird die Kombination der strömungstechnischen und thermodynamischen Gleichungen, die sich auf analytischem Wege nicht berechnen ließ, numerisch gelöst.

Vor dem Beginn der eigentlichen Simulation werden innerhalb der Modellierung die bisherigen analytischen und experimentellen Erkenntnisse unter Berücksichtigung der notwendigen Randbedingungen zu einem CFD-Modell zusammengeführt. Die Modellierung und Simulation mit der CFD-Software STAR-CD erfolgt in vier Schritten:

1. Ausarbeiten einer Modellierungsstrategie,
2. Modellierung eines CFD-Modells unter Berücksichtigung der Randbedingungen,
3. CFD-Simulation der thermischen und strömungstechnischen Prozesse und
4. Auswertung der Simulationsergebnisse.

Im ersten Schritt erfolgen die Formulierung der physikalischen Problemstellung und die Abgrenzung des zu untersuchenden Systems. Hierbei ist es erforderlich, die grundsätzlichen physikalischen Prozesse zu analysieren und die für die Modellierung und Simulation notwendigen physikalischen spezifischen Eigenschaften zu bestimmen. Wichtig in diesem Zusammenhang ist es, die Komplexität des Gesamtprozesses auf ein für die Modellierung notwendiges Maß zu beschränken. Die wesentlichen und erforderlichen Einflussgrößen dürfen dabei nicht vernachlässigt werden. Für die Modellierung des geschlossenen Innenkühlsystems sind diese Betrachtungen bereits in den Kapiteln 6.2, 6.3 und 6.4 erfolgt. Das zu modellierende System ist auf die Wendeschneidplatte mit dem Kühlkanal reduziert worden. Die relevanten Randbedingungen und Schnittstellen zu weiteren Komponenten des geschlossenen Innenkühlsystems wurden auf analytischem oder experimentellem Weg ermittelt. Die stattfindenden thermischen Prozesse der Wärmeleitung und des Wärmeübergangs in das Kühlfluid wurden auf den Bereich der Wendeschneidplatte eingegrenzt. Zur Modellierung des dreidimensionalen CFD-Modells wird die Software PROSTAR verwendet. Die Abmaße der Wendeschneidplatte werden hierbei zugrunde gelegt.

Als Grundkörper für das dreidimensionale CFD-Modell werden Oktaeder verwendet. In **Bild 6.5** ist das in PROSTAR erstellte CFD-Modell der Wendeschneidplatte dargestellt. Im Bereich der Schneidenspitze ist eine sehr hohe Verfeinerung des Netzes vorgenommen worden. Das ermöglicht eine genaue Einlastung der Temperaturen auf der Spanfläche. In **Bild 6.5** erscheint daher der Bereich, in dem das Netz eine sehr hohe Feinheit aufweist, als schwarze Fläche.



**Bild 6.5: Dreidimensionales CFD-Modell der Wendeschneidplatte mit integriertem Kühlkanal**

Nach der geometrischen Modellierung erfolgt die Berücksichtigung der Randbedingungen innerhalb des Modells. Dies umfasst sowohl die Integration der Randbedingungen ausgehend vom Prozess des Drehens mit geschlossenem Innenkühlsystem und als auch die Wahl des vorliegenden Turbulenzmodells und des numerischen Lösungsalgorithmus.

Die Wahl der Randbedingungen ist für die CFD-Simulation von übergeordneter Bedeutung. Hierbei müssen alle relevanten Einflüsse von außen auf die Wendeschneidplatte Berücksichtigung finden. Neben den allgemeinen Umgebungsbedingungen, wie beispielsweise Raumtemperatur oder Strömungsgeschwindigkeit der umgebenden Luft, sind im Wesentlichen die Randbedingungen zur Wärmequelle sowie die zum Kühlmedium hin

relevant. Die Berücksichtigung der Randbedingung zur Wärmequelle auf der Spanfläche erfolgte bereits im Kapitel 6.2 bei der Beschreibung der Wärmeentstehung bei der Zerspannung. Das Modell für die CFD-Simulation vereint die Wärmequellen zu einer gemeinsamen Wärmequelle auf der Spanfläche. Dies ist für die Auslegungsrechnung der Kühlkanäle nicht von Bedeutung. Entscheidend ist hier die Wärmemenge und ihre räumliche Verteilung auf der Spanfläche. Zur Quantifizierung der Wärme auf der Spanfläche werden in das CFD-Modell die mit Hilfe der Thermographie gemessenen Temperaturen als Randbedingung herangezogen. Die Rand- und Übergangsbedingungen zum Kühlkanal wurden durch das Modell der Wärmeabfuhr durch das Fluid im Kühlkanal in Kapitel 6.3 beschrieben. Weitere Rand- und Übergangsbedingungen ergeben sich aufgrund geometrischer Bedingungen, oder es handelt sich dabei um spezifische thermodynamische Kennwerte für die verschiedenen Schneidstoffe und das Kühlfluid.

Als Turbulenzmodell wurde für die CFD-Simulation das  $k$ - $\varepsilon$ -Modell verwendet. Innerhalb der kommerziellen CFD-Software handelt es sich dabei um das am weitesten verbreitete Turbulenzmodell. Der Grund hierfür ist das bei diesem Modell günstige Kosten-Nutzen-Verhältnis. Unter den Kostengesichtspunkten sind die Rechenzeit und die damit verbundenen Hardwareanforderungen zu sehen. Der besondere Nutzen dieses Modells ist die hohe Qualität bezüglich der Rechenergebnisse. Die grundlegenden Gleichungen sollen an dieser Stelle nicht aufgeführt werden. Eine detaillierte Darstellung ist bei LAUDNER und SPALDING zu finden, auf deren Ausführungen das Modell beruht [LAU72]. Die Grundlage des Modells basiert auf der Lösung von zwei Transportgleichungen für die turbulente kinetische Energie und deren Dissipation. Die Voraussetzung zur Anwendung des Modells ist eine voll ausgebildete turbulente Strömung.

Grundsätzlich werden Turbulenzmodelle neben der direkten Lösung der Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie verwendet. Da die direkte Lösung der Erhaltungsgleichungen zum Teil von der verfügbaren Rechenleistung beschränkt wird, kommen Turbulenzmodelle zum Einsatz. Die Turbulenzmodellierung ermöglicht eine gröbere Problemdiskretisierung und somit die Berechnung technischer Strömungsprobleme mit den heutigen Ressourcen an Rechnerhardware.

Der Grundgedanke der Turbulenzmodellierung ist, dass es bei einer technisch turbulenten Strömung nicht auf die genaue Auflösung der Strömung in Ort und Zeit ankommt. Stattdessen ist das zeitliche Mittel innerhalb der Strömung entscheidend. Zur Modellierung werden die Strömungsgrößen aufgeteilt in einen zeitlichen Mittelwert und eine dazugehörige Schwankungsgröße. Diese Aufspaltung liegt dem Postulat von REYNOLDS zugrunde. Ausgehend von dieser Aufspaltung lässt sich das Gleichungssystem, das sich aus den Energieerhaltungsgleichungen ergibt, mitteln. Als zusätzliche Unbekannte tritt lediglich der als Reynoldsspannungstensor bezeichnete Korrelationsfaktor auf. Dieser Schwankungswert erhält die Information, die durch die zeitliche Mittelung den Momentanwerten entzogen wurde [LAU72, KIS00]. Zur Modellierung dieses Tensors existieren verschiedene Ansätze, zu denen auch das hier verwendete  $k$ - $\epsilon$ -Modell zählt.

Neben dem Turbulenzmodell ist eine Auswahl des numerischen Lösungsalgorithmus erforderlich. Dies beruht darauf, dass innerhalb der Navier-Stokes-Gleichungen keine eigene Gleichung für den Druck existiert. Dessen Ableitung ist jedoch Bestandteil des Gleichungssystems, das sich aus den Erhaltungssätzen für Masse, Impuls und Energie zusammensetzt. Die Lösung dieses Gleichungssystems wird somit erschwert [WUR01]. Für das vorliegende geschlossene Innenkühlsystem wird Wasser und somit ein inkompressibles Fluid als Kühlmittel verwendet. Für inkompressible Fluide besteht im Gegensatz zu kompressiblen Fluiden keine Abhängigkeit von Druck und Dichte. Somit liefert auch die Kontinuitätsgleichung keine Informationen über das vorliegende Druckfeld.

Um innerhalb der numerischen Berechnung eine Bestimmung des Druckes durchzuführen, wird zur Lösung der Problemstellung ein sogenanntes Druckkorrekturverfahren verwendet. Der grundsätzliche Ansatz ist hierbei, im ersten Schritt die Geschwindigkeitskomponenten aus den Impulsgleichungen zu berechnen. Zusammen mit dem Druck werden diese dann über eine Druckkorrektur unter Einhaltung der Kontinuitätsgleichung korrigiert. Insgesamt handelt es sich um einen iterativen Prozess bis zur Erfüllung der Kontinuitätsgleichung und der Impulsgleichungen. Bei STAR-CD stehen zur Durchführung dieses iterativen Prozesses drei verschiedene numerische Lösungsalgorithmen zur Verfügung:

- SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations),
- PISO (Pressure Implicit with Splitting of Operators) und
- SIMPISO.

Der SIMPLE-Algorithmus nach PATANKAR arbeitet nach den soeben bereits kurz erläuterten Arbeitsschritten [PAT80]. Der PISO-Algorithmus ist eine Weiterentwicklung des SIMPLE-Algorithmus. Ein Nachteil des SIMPLE-Algorithmus ist, dass nach dem einmaligen Lösen der Druckkorrekturgleichung die Impulsbilanz noch nicht erfüllt ist. Zur effizienteren Durchführung des Iterationsprozesses werden beim PISO-Algorithmus zwei weitere Korrekturen eingeführt, die Neighbor Correction und die Skewness Correction. Weitere Details zum PISO-Algorithmus sowie den eingesetzten Korrekturverfahren sind bei FERZIGER erläutert und sollen an dieser Stelle nicht ausgeführt werden. Der SIMPISO- Algorithmus stellt eine Kombination aus den beiden genannten Algorithmen dar [FER97, ISS85].

Nach der vollständigen Erstellung des CFD-Modells unter Berücksichtigung der relevanten Randbedingungen und Auswahl der Simulationsoptionen erfolgt die numerische Berechnung und Simulation mit Hilfe der Software STAR. Die Modelldaten werden dabei direkt aus der Modellierungsebene von der Software PROSTAR übernommen. Die anschließende Auswertung und Interpretation der Ergebnisse erfolgt ebenso mit der Software PROSTAR.

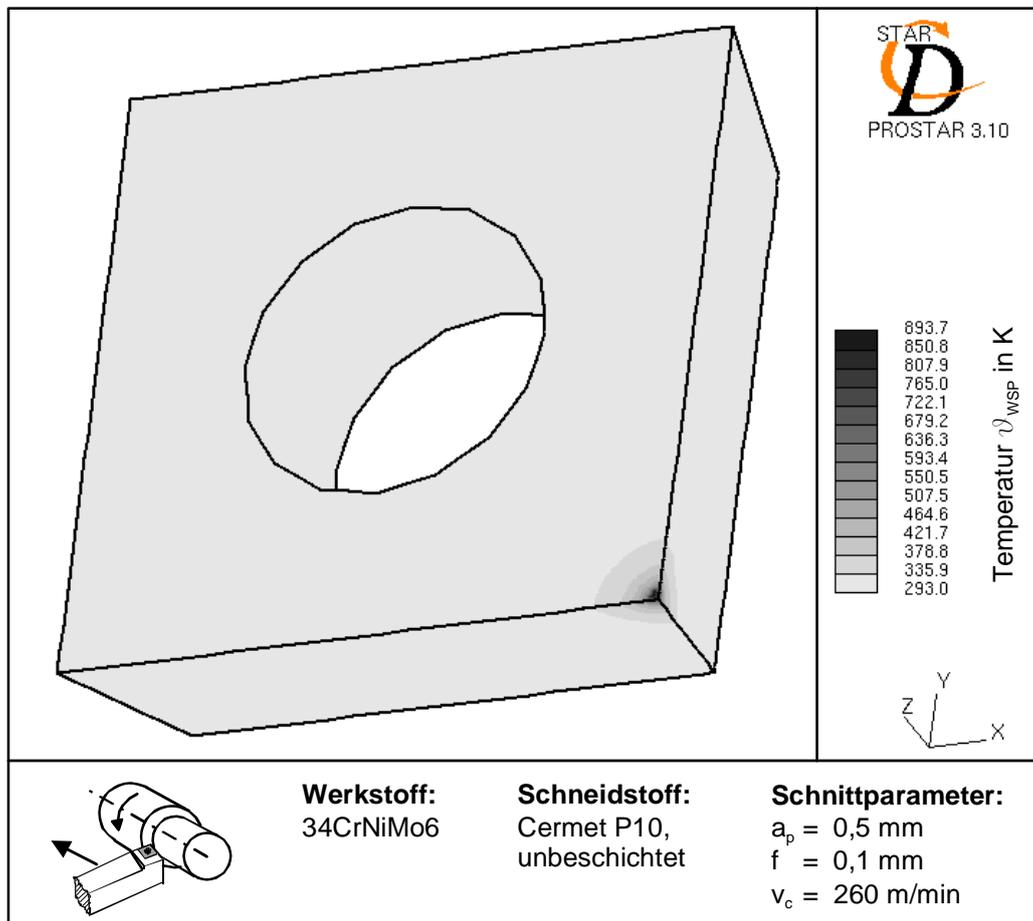
### **6.5.3 Analyse und Simulation der strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse im Kühlkanal**

Die Basis für die dreidimensionale CFD-Simulation unter Berücksichtigung der vorliegenden Randbedingungen bildet das zuvor beschriebene dreidimensionale CFD-Modell der Wendeschneidplatte. Zur Verifizierung des Modells werden die Simulationsergebnisse mit den aus den vorhergehenden Kapiteln experimentell und analytisch gewonnenen Erkenntnissen herangezogen. Der Schwerpunkt bei der Anwendung des dreidimensionalen CFD-Modells wurde auf die Simulation der folgenden Phänomene gelegt:

- Kühlwirkung durch den Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems,
- Strömungsverhältnisse innerhalb des Kühlkanals,
- Wärmeübergang zwischen Fluid und Substrat und
- Wärmeübergang zwischen Beschichtung und Substrat.

Die Ergebnisse der CFD-Simulation werden im Folgenden anhand exemplarisch ausgewählter Bilder für zwei verschiedene Werkstoff/Schneidstoff-Kombinationen dargestellt. Für die

Simulationen auf denen die **Bilder 6.6 bis 6.10** beruhen wurde Cermet als Schneidstoff und 34CrNiMo6 als Werkstoff verwendet. Bei dem zugrundeliegenden Zerspanexperiment wurden eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 260$  m/min, ein Vorschub von  $f = 0,1$  mm und eine Schnitttiefe von  $a_p = 0,5$  mm gewählt.

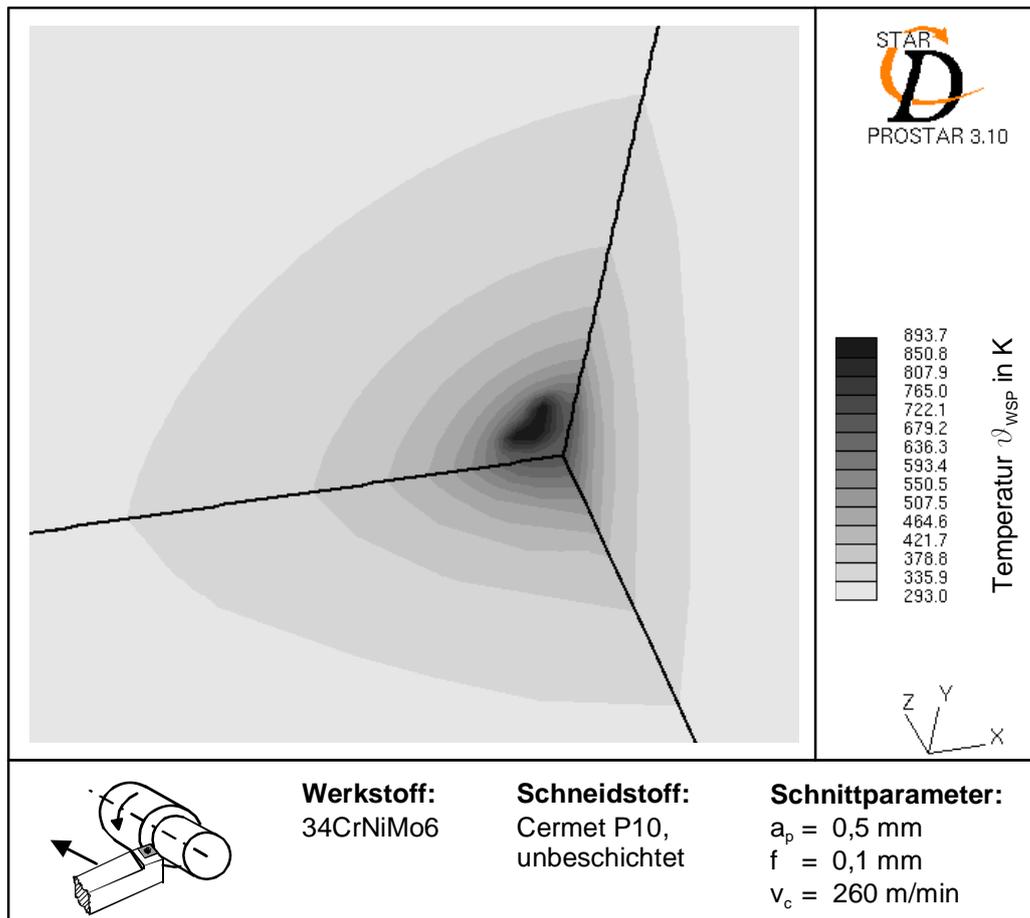


**Bild 6.6:** Simulierte Temperaturverteilung bei einem unbeschichteten Cermet bei Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems

Vergleichend zu den experimentellen Ergebnissen kann auch bei der CFD-Simulation beim Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem eine signifikante Senkung der Werkzeugtemperaturen festgestellt werden. Dies zeigt in **Bild 6.6** die CFD-Simulation unter Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems bei der Zerspanung von 34CrNiMo6 unter Verwendung eines unbeschichteten Cermets.

Im **Bild 6.6** ist im Bereich der Schneidenspitze ein deutlicher Abfall der Temperaturen zu erkennen. Ein großer Teil der Wendeschneidplatte hat eine Temperatur zwischen  $20$  °C und

63 °C. Lediglich der Bereich um die Schneidenspitze weist höhere Temperaturen auf. In **Bild 6.7** ist zur besseren Veranschaulichung der Simulationsergebnisse eine Ausschnittsvergrößerung dargestellt.

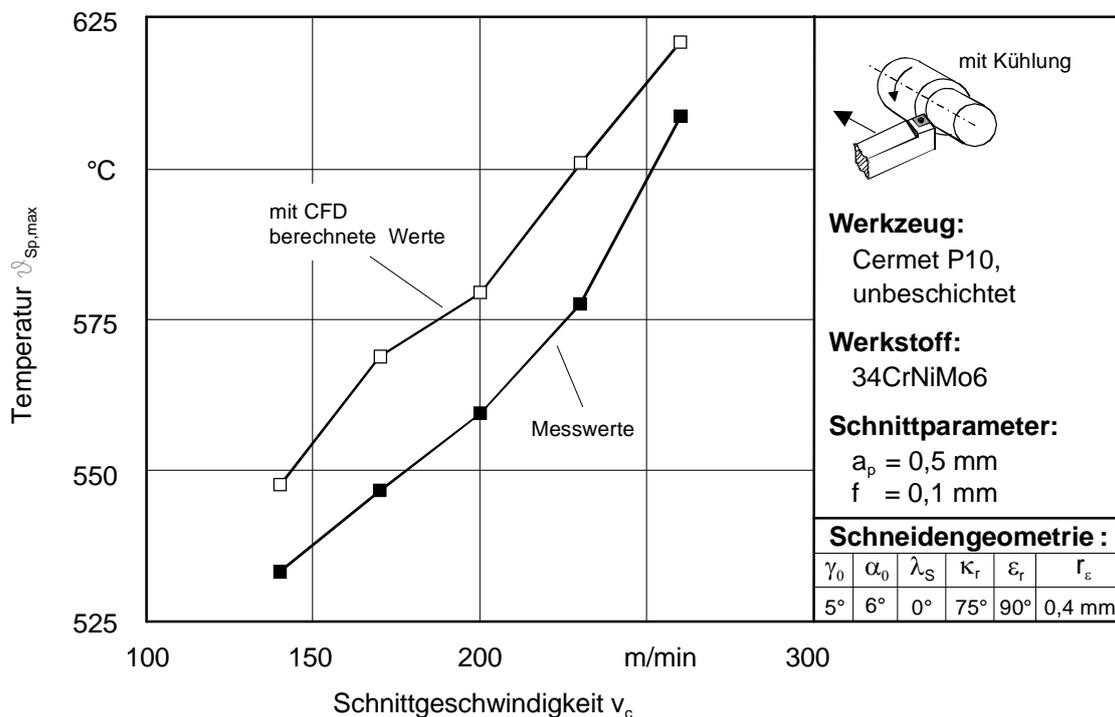


**Bild 6.7:** Simulierte Temperaturverteilung bei einem unbeschichteten Cermet bei Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems (Ausschnittsvergrößerung)

Im Vergleich zur ungekühlten Trockenbearbeitung, bei der eine maximale Spanflächentemperatur von 704 °C gemessen wurde, kann bei der Simulation des Drehens mit geschlossenem Innenkühlsystem eine Senkung der maximalen Spanflächentemperatur auf 621 °C verzeichnet werden. Die simulierte maximale Temperatur auf der Spanfläche entspricht nahezu der gemessenen Temperatur von 607 °C. Die Abweichung der mit Hilfe der CFD berechneten Temperatur beträgt somit etwa 3 %. Darüber hinaus konnte auch bei der CFD-Simulation eine Absenkung des gesamten Temperaturniveaus der Wendeschneidplatte

bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems festgestellt werden. Dies entspricht den Ergebnissen der Messungen im Kapitel 5.2.

Zur Verifikation des verwendeten CFD-Modells und der damit berechneten Simulationsergebnisse werden die simulierten Temperaturen den gemessenen Temperaturen gegenübergestellt. Hierzu erfolgt in **Bild 6.8** ein direkter Vergleich zwischen den gemessenen maximalen Temperaturen auf der Spanfläche und den mit der CFD-Simulation berechneten Temperaturen für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten.

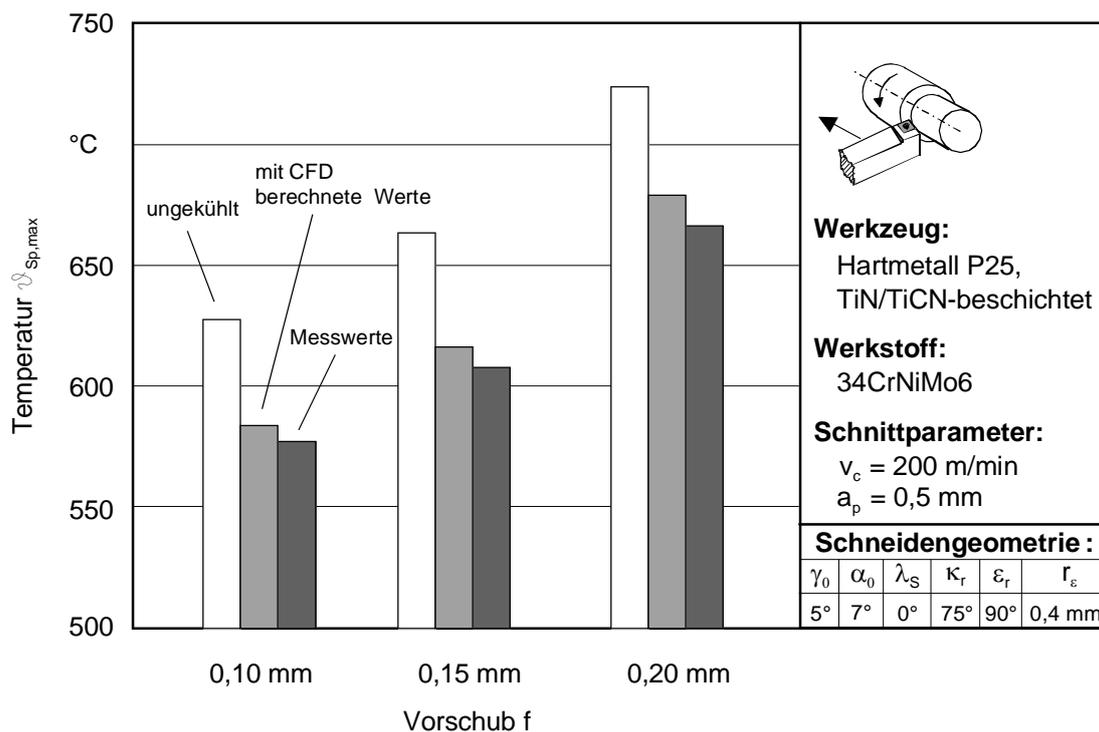


**Bild 6.8:** Vergleich zwischen den gemessenen Temperaturen und den Temperaturen aus der CFD-Simulation anhand des Drehens von 34CrNiMo6 mit einem unbeschichteten Cermet

Der Vergleich der mit Hilfe der CFD berechneten und den gemessenen Maximaltemperaturen auf der Spanfläche zeigt, dass insgesamt die berechneten Werte etwas größer sind. Die Abweichung der CFD-Ergebnisse liegt bei den Untersuchungen bei maximal 5 % von den gemessenen. Das verwendete CFD-Modell ist daher für die Simulation der Reduzierung der Werkzeugtemperaturen aufgrund des geschlossenen Innenkühlsystems sehr gut geeignet. Die im Vergleich zu den Messwerten etwas höheren Werte bei der Simulation resultieren aus der Formulierung der Randbedingungen. Die geringe Wärmeabfuhr über den Werkzeughalter wurde dabei nicht betrachtet. Dies kann einen geringen Einfluss auf das Simulationsergebnis

ausüben, da somit in der Realität eine etwas höhere Wärmeabfuhr vorliegt als in dem CFD-Modell. Bei allen Untersuchungen konnten keine Ergebnisse erzielt werden, bei denen die gemessenen Werte über den berechneten Werten lagen. Dies bestätigt diese Annahme.

Für weitere im Rahmen dieser Arbeit untersuchte Schneidstoff/Werkstoff-Kombination konnte die Güte des erarbeiteten Modells für die Temperatursimulation bestätigt werden. Dies zeigt exemplarisch **Bild 6.9**.



**Bild 6.9:** Vergleich zwischen den gemessenen Temperaturen und den Temperaturen aus der CFD-Simulation mit und ohne geschlossenem Innenkühlsystem anhand des Drehens von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall

Dargestellt sind hier die maximalen Temperaturen auf der Spanfläche beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall für drei verschiedene Vorschübe. Für jeden Vorschub ist jeweils die maximale Temperatur auf der Spanfläche ohne und mit Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems abgebildet. Bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems wird eine Unterscheidung zwischen den gemessenen Werten und den mit Hilfe der CFD berechneten Werten vorgenommen. Die Unterschiede zwischen den gemessenen maximalen Temperaturen auf der Spanfläche und den mit CFD simulierten Werten sind sehr gering und liegen bei max. 3,5 %. Die Ergebnisse bestätigen die zuvor

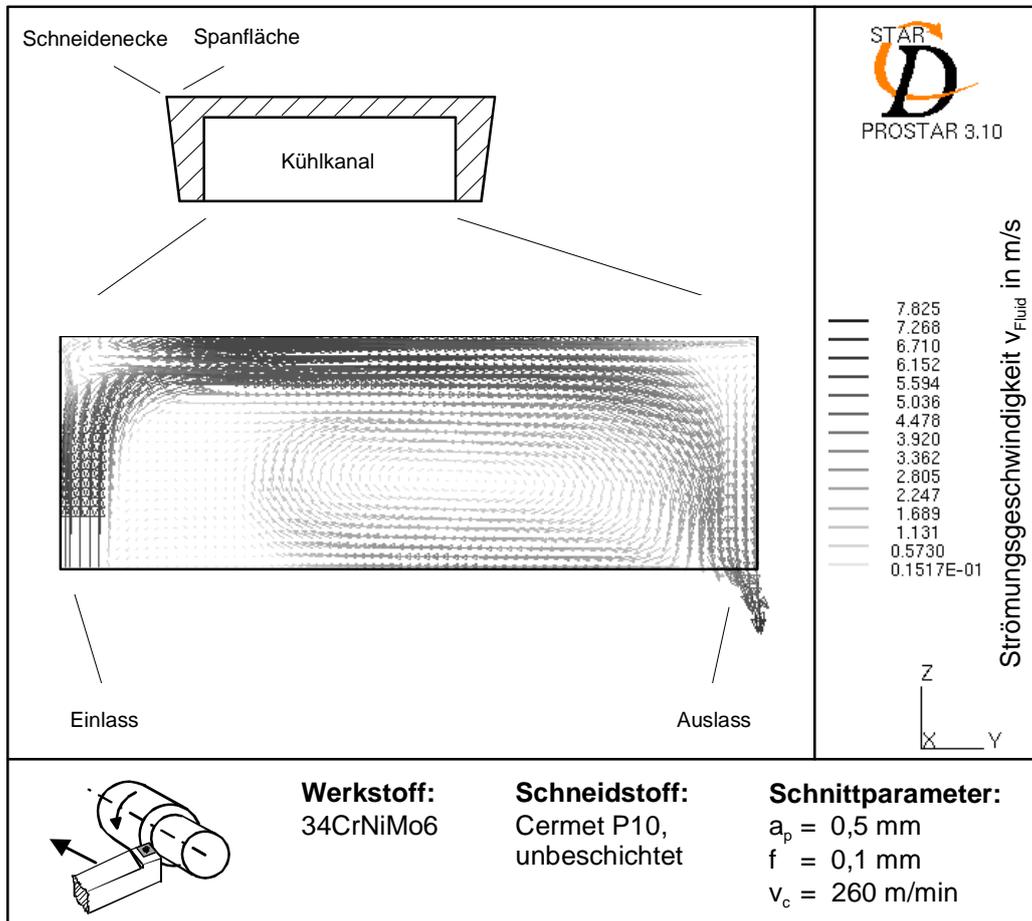
getroffene Aussage, dass die Messwerte bei allen Untersuchungen basierend auf den genannten Gründen unterhalb der mit CFD simulierten Werte liegen. Insbesondere die Gegenüberstellung der maximalen Temperatur auf der Spanfläche ohne Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems mit den Messergebnissen und den simulierten Ergebnissen bei Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems zeigt die Genauigkeit des im Rahmen dieser Arbeit erstellten CFD-Modells.

Neben der Betrachtung der Werkzeugtemperaturen ist vor allem die Strömung des Kühlfluids im Kühlkanal von Interesse, da diese einen entscheidenden Einfluss auf den Wärmeübergang zur Kühlkanalwand und somit auch auf die gesamte Wärmeabfuhr über das Kühlfluid hat. Hierzu ist **Bild 6.10** als Simulationsergebnis die Kühlfluidströmung in einem Schnitt in der Mitte des Kühlkanals dargestellt. Die Strömungsgeschwindigkeit des Kühlfluids ist dabei in Form von Strömungsgeschwindigkeitsvektoren dargestellt.

Bei der simulierten Strömungsgeschwindigkeitsverteilung ist deutlich die Ausbildung von drei Sekundärströmungen und einer Hauptströmung zu erkennen. Bei den Sekundärströmungen handelt es sich jeweils um Rotationsströmungen, die von der Hauptströmung beschleunigt werden. Für den Wärmeübergang sind die Sekundärströmungen nicht von Vorteil. Bei der großen Sekundärströmung in der Mitte des Kühlkanals und in der Sekundärströmung, die nicht zur Schneidenecke hin gerichtet ist, gehen die Strömungsgeschwindigkeiten bis unter 0,1 m/s zurück. Es kommt zur Ausbildung von Totwassergebieten, in denen kaum noch eine Fluidbewegung feststellbar ist. Der Wärmeübergang an diesen Stellen ist sehr gering.

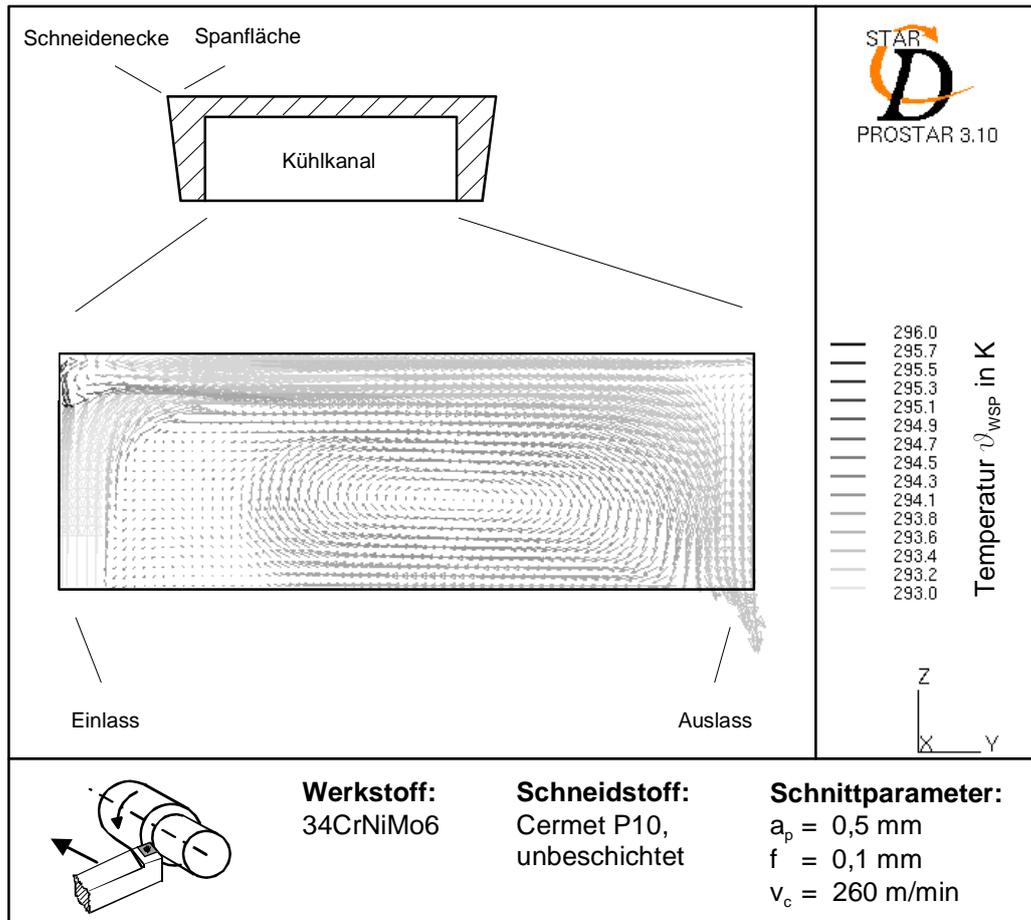
Ähnlich verhält es sich bei der zur Schneidenecke hin liegenden Ecke des Kühlkanals. Hier ist besonders deutlich die Ausprägung der Sekundärströmung zu erkennen. Aufgrund der Rotation der Strömung wirkt diese sogar teilweise entgegengesetzt zur Hauptströmung. Dies verursacht eine Absenkung der dort vorliegenden Strömungsgeschwindigkeit des Kühlfluids. Während die Strömungsgeschwindigkeit des Kühlfluids in der Nähe der Kühlkanalwand auf 20 % der Eingangsströmungsgeschwindigkeit reduziert wird, geht die Strömungsgeschwindigkeit in der Mitte dieser Sekundärströmung auf nahezu Null zurück. Unter strömungstechnischen Gesichtspunkten wird der Wärmeaustausch von der Kühlkanalwand bis hin zur Hauptströmung stark reduziert. Ausgehend von dieser Variante eines Kühlkanals besteht daher ein Optimierungsbedarf hinsichtlich der Geometrie des Kühlkanals und somit der

gerichteten Führung der Strömung. Weitere Ansatzpunkte ergeben sich aus der bereits diskutierten Beeinflussung des Wärmeübergangskoeffizienten in Kapitel 6.4.



**Bild 6.10:** Simulierte Strömungsgeschwindigkeitsverteilung des Fluids im Querschnitt des Kühlkanals einer Wendschneidplatte aus Cermet

Die in **Bild 6.10** dargestellte Strömungsgeschwindigkeitsverteilung hat einen wesentlichen Einfluss auf den Wärmeübergang von der Kühlkanalwand zum Kühlfluid. In Abhängigkeit vom Wärmeübergang kommt es zur Ausbildung einer daraus resultierenden Temperaturverteilung innerhalb der Strömung des Kühlfluids, siehe **Bild 6.11**. Auch hier sind die Geschwindigkeitsvektoren der Strömung wie in **Bild 6.10** dargestellt. Jedoch sind an dieser Stelle anstatt der Geschwindigkeitsbeträge die Temperaturen im Kühlfluid berechnet worden.



**Bild 6.11:** Simulierte Temperaturverteilung im Fluid im Querschnitt des Kühlkanals einer Wendeschneidplatte aus Cermet

Für **Bild 6.11** wurde ein TiN-beschichteter HSS als Schneidstoff und Ck45 als Werkstoff verwendet. Die Schnittgeschwindigkeit betrug bei dem zugrundeliegenden Versuch  $v_c = 150 \text{ m/min}$ , der Vorschub  $f = 0,15 \text{ mm}$  und die Schnitttiefe  $a_p = 0,25 \text{ mm}$ . Für beide Werkstoff/Schneidstoff-Kombinationen wurde ein Wasserdruck von 2 bar gewählt. Innerhalb der Bilder konnten die Temperaturen der Wendeschneidplatte und des Kühlfluids von der Software nicht gemeinsam dargestellt werden. Dies beruht darauf, dass die auftretenden Temperaturen der Wendeschneidplatte und des Kühlfluids zu große Differenzen aufweisen. Die Software kann daher diese Bereiche von der farblichen Darstellung her nicht genau genug auflösen. Die Temperaturen der Wendeschneidplatte und des Kühlfluids müssen daher separat dargestellt werden.

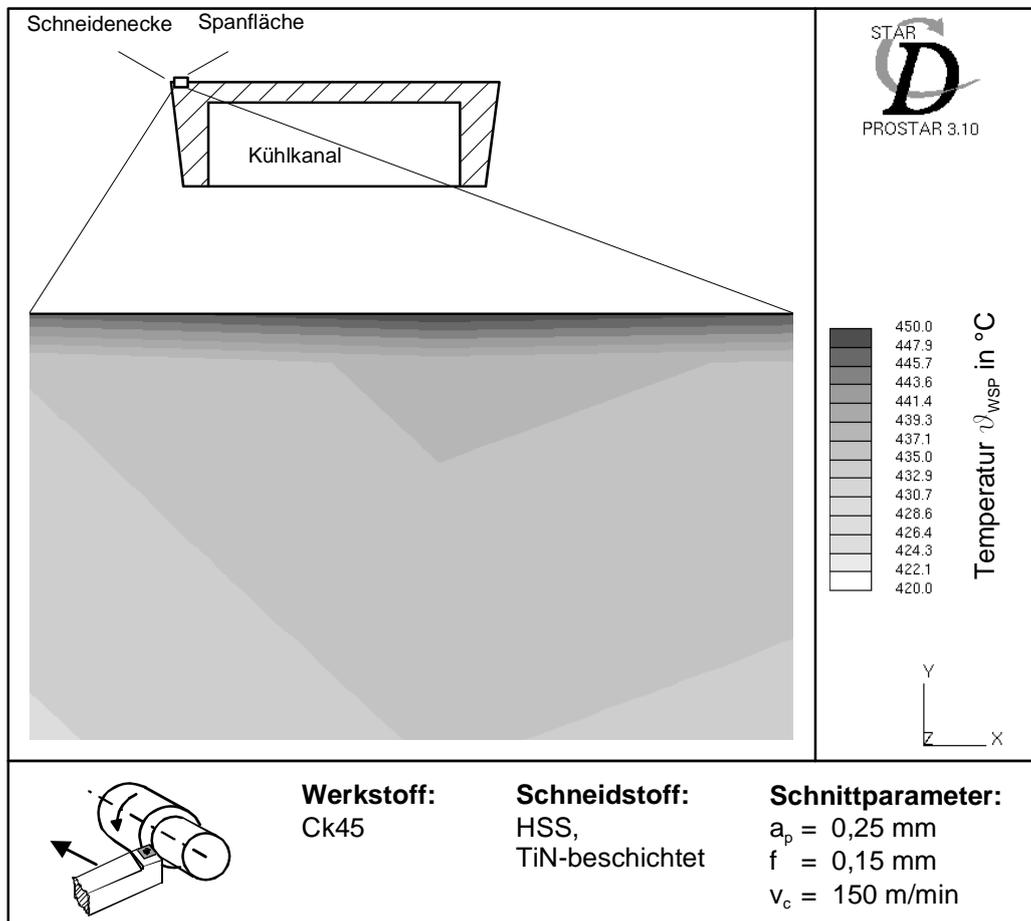
Zwei Bereiche sind innerhalb dieses Simulationsergebnisses von besonderem Interesse, einerseits das große Totwassergebiet in der Mitte des Kühlkanals und zum anderen die Sekundärströmung in der zur Schneidenecke hin gewandten Ecke des Kühlkanals. In der Mitte des Kühlkanals kommt es innerhalb des Bereiches der Sekundärströmung zur Anstauung der Wärme. Dies wird dadurch verursacht, dass zwar ausgehend von dem unteren Teil der Hauptströmung Wärme in den Bereich der Kühlkanalmitte übertragen wird, diese aber aufgrund der geringen Strömungsgeschwindigkeiten in der Mitte des Kühlkanals nur erschwert wieder abgeleitet werden kann. Die Temperaturen des Kühlfluids erreichen dabei Werte von bis zu 23 °C.

Die höchsten Temperaturen innerhalb des Kühlfluids werden in dem Bereich des Kühlkanals erreicht, der der Schneidenecke zugewandt ist. Die Temperaturen des Kühlfluids erreichen hier die bereits genannten maximalen Werte bis zu 23 °C. Obwohl auch hier ein starker Abfall der Strömungsgeschwindigkeit aufgrund der Ausprägung einer Sekundärströmung vorliegt, erreichen die Strömungsgeschwindigkeiten Werte von zu 1,0 m/s. Dies ist ausreichend, um den vorliegenden Wärmeübergang zu gewährleisten, der zu einer signifikanten Senkung der Werkzeugtemperaturen beiträgt.

Neben der Ausbildung der Strömung innerhalb des Kühlkanals existiert ein weiterer wesentlicher Einfluss auf die Wärmeabfuhr. Hierbei ist die Beschichtung der neben dem Cermet untersuchten beschichteten Schneidstoffe entscheidend. Zur Darstellung des Einflusses der Beschichtung wurden CFD-Simulationen unter Berücksichtigung der Beschichtung der Schneidstoffe durchgeführt. In **Bild 6.12** ist hierzu das Simulationsergebnis für einen TiN-beschichteten HSS in einer Ausschnittvergrößerung zur besseren Darstellung der Beschichtung dargestellt.

Besonders deutlich ist in **Bild 6.12** der unterschiedliche Temperaturgradient innerhalb der Beschichtung und dem Substratmaterial zu erkennen. Die TiN-Beschichtung hat eine wesentlich geringere Wärmeleitfähigkeit als das HSS-Substrat. Die Temperaturen werden daher im Vergleich zum Substrat auf einem relativ hohen Niveau gehalten. Die bisher getroffene Annahme, dass die Beschichtung wie eine thermische Barriere wirkt, kann an dieser Stelle mit Hilfe der CFD-Simulation bestätigt werden. Die Wärmeleitung wird zum Kühlkanal hin aufgrund der Beschichtung behindert. Erst unterhalb der Beschichtung ist

innerhalb des Substrats ein deutlicher Abfall der Temperaturen, der durch die verbesserte Wärmeleitung begünstigt wird, zu verzeichnen.



**Bild 6.12:** Simulierte Temperaturverteilung im Querschnitt einer Wendeschneidplatte aus HSS mit TiN-Beschichtung (Ausschnittsvergrößerung)

Sowohl die Ergebnisse der CFD-Simulation als auch die experimentellen Ergebnisse zeigen, dass bei den untersuchten Schneidstoffen trotz der Beschichtung eine Reduzierung der Werkzeugtemperaturen durch das geschlossene Innenkühlsystem realisiert werden kann. Allerdings bietet die Beschichtung an dieser Stelle ein erhebliches Optimierungspotenzial. Das Ziel dabei sollte sein, Beschichtungen einzusetzen, die eine wesentlich höhere Wärmeleitfähigkeit als die hier verwendeten besitzen. Eine andere Möglichkeit ist der vollständige Verzicht auf eine Werkzeugbeschichtung. Kombiniert mit dieser Maßnahme ist es erforderlich, das geschlossene Innenkühlsystem hinsichtlich einer Optimierung der Strömung im Kühlkanal sowie eines verbesserten Wärmeübergangs weiterzuentwickeln. Die

zur Verfügung stehenden Möglichkeiten wurden bereits in den Kapiteln 6.3 und 6.4 ausreichend diskutiert. Eine Kombination der dargelegten unterschiedlichen Optimierungsvorschläge sowie der Einsatz des dreidimensionalen CFD-Modells für das geschlossene Innenkühlsystem bilden die Basis zur Optimierung des hier untersuchten Systems wie auch für weitere geschlossene Innenkühlssysteme für die Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide.

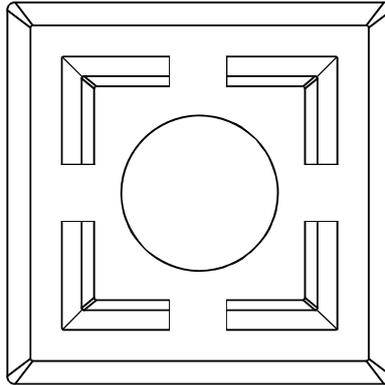
## **6.6 Optimierung des geschlossenen Innenkühlsystems**

Die technologischen Untersuchungen bestätigten, dass der Einsatz eines geschlossenen Innenkühlsystems beim Drehen zu einer signifikanten Steigerung der Standzeit gegenüber der reinen Trockenbearbeitung führt. Als Ursache konnte die Senkung des Temperaturniveaus im Werkzeug aufgezeigt werden. Die Analyse der Strömung und des Wärmeübergangs innerhalb des geschlossenen Innenkühlsystems zusammen mit den Ergebnissen der CFD-Simulation wiesen jedoch für das untersuchte geschlossene Innenkühlsystem Verbesserungspotenziale auf.

Um die Wärmeabfuhr zu steigern und somit eine noch längere Standzeit des Werkzeuges zu realisieren, wurden verschiedene Konstruktionsvarianten des bereits vorliegenden geschlossenen Innenkühlsystems betrachtet. Der Focus der Konstruktionsvarianten lag auf der Optimierung der Strömung in Verbindung mit dem Wärmeübergang innerhalb des geschlossenen Innenkühlsystems.

Hinsichtlich der Strömung innerhalb des Kühlkanals wurde mit Hilfe der CFD bei dem vorliegenden geschlossenen Innenkühlsystem gezeigt, dass es bei der zur Schneidenecke hin liegenden Ecke des Kühlkanals deutlich zur Ausprägung einer Sekundärströmung kommt. Diese verursacht aufgrund ihrer entgegen zur Hauptströmung ausgeprägten Rotation eine Absenkung der dort vorliegenden Strömungsgeschwindigkeit des Kühlfluids und eine reduzierte Turbulenz. Die Strömungsgeschwindigkeit in der Mitte dieser Sekundärströmung geht auf nahezu Null zurück. Das führt zu einer Reduzierung des Wärmeaustausches von der Kühlkanalwand bis hin zur Hauptströmung und somit zu einem Optimierungsbedarf.

Eine Optimierung des geschlossenen Innenkühlsystems hinsichtlich des dargestellten Potenzials kann durch eine strömungsoptimierte Veränderung der Geometrie des Kühlkanals in der Wendeschneidplatte erfolgen. Die besten Erfolge bei den durchgeführten CFD-Simulationen wurden mit der in **Bild 6.13** dargestellten Wendeschneidplatte mit Kühlkanälen erzielt. Bei dieser Variante wird der Kühlkanal im Vergleich zum bisher untersuchten geschlossenen Innenkühlsystem um die Schneidenecke herumgeführt.

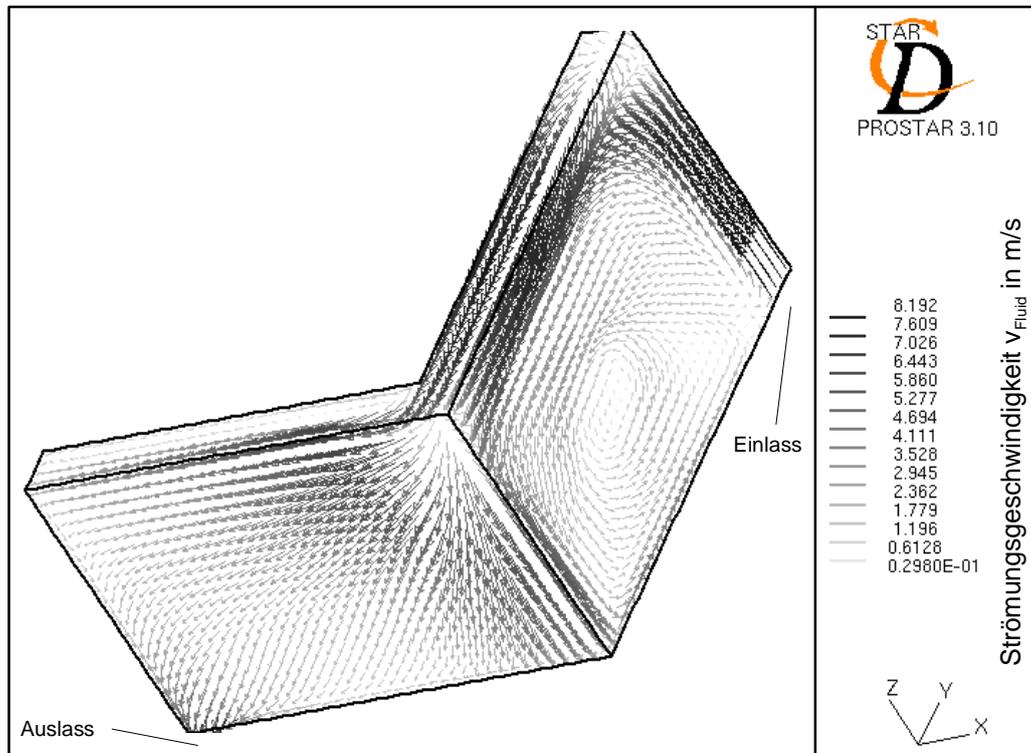


**Bild 6.13:** Variante einer Wendeschneidplatte mit vier Kühlkanälen

Diese Variante hat den entscheidenden Vorteil, dass anstatt der bisher zwei nutzbaren Schneidecken nun vier Schneidecken für den Einsatz in der Zerspanung genutzt werden können. Der Zufluss als auch der Abfluss der Kühlflüssigkeit erfolgt jeweils an den entsprechenden Enden des Kühlkanals. Die Nähe zur Wärmequelle ist bei dieser Variante ebenso gegeben wie bei dem bisher untersuchten geschlossenen Innenkühlsystem. Insgesamt wird der Anteil der Wärmeübergangsfläche, der sich bei der Wärmequelle befindet, vergrößert, da der Kühlkanal hier um die Schneidenecke herumgeführt wird. Dies führt zu einer erhöhten Wärmeabfuhr im Bereich der Schneidenecke. Die experimentellen Ergebnisse sowie die Simulationsergebnisse werden dies im Folgenden bestätigen. Zur Verifizierung werden sowohl die experimentellen Ergebnisse als auch die Simulationsergebnisse dem zuvor untersuchten geschlossenen Innenkühlsystem gegenübergestellt.

Das Ergebnis der Strömungssimulation für das optimierte geschlossene Innenkühlsystem zeigt **Bild 6.14**. Um die Vergleichbarkeit zu den bisher in dieser Arbeit gezeigten Ergebnissen zu gewährleisten, werden für die Darstellung der hier durchgeführten Untersuchung die Ergebnisse mit dem Werkstoff 34CrNiMo6 und dem Schneidstoff Cermet herangezogen. Bei dem zugrunde liegenden Zerspanexperiment wurde eine Schnittgeschwindigkeit von

260 m/min, ein Vorschub von 0,1 mm und eine Schnitttiefe von 0,5 mm sowie ein Kühlfluidruck von 2 bar gewählt.

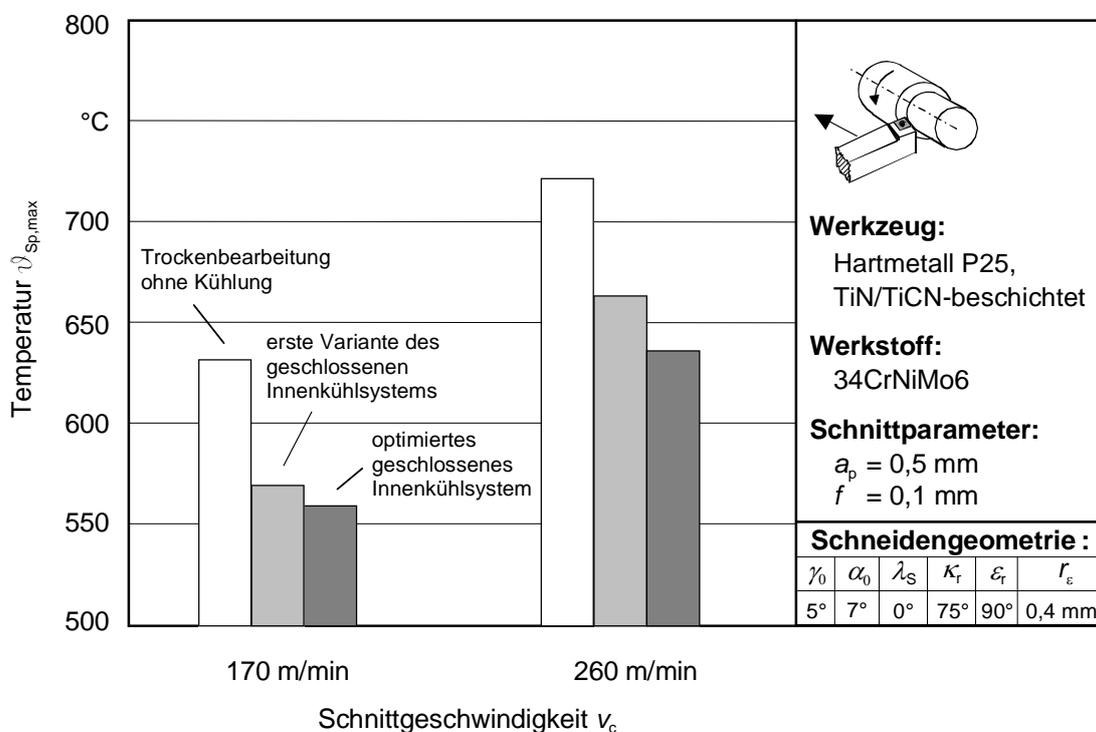


**Bild 6.14:** Simulierte Strömungsgeschwindigkeitsverteilung im optimierten Kühlkanal (Hohlraumdarstellung)

Der sich einstellende Strömungszustand weicht deutlich von dem des bisher untersuchten geschlossenen Innenkühlsystems ab. Im ersten Teil des Kühlkanals kommt es zur Ausbildung der Hauptströmung. Diese wird am oberen Rand des Kühlkanals direkt in den Bereich der Schneidenecke und somit an die Wärmequelle geführt. Hier erfolgt eine Umlenkung der Strömung um  $90^\circ$ . Dies führt dazu, dass sich im zweiten Teil des Kühlkanals die Hauptströmung auflöst. Im zweiten Teil des Kühlkanals entsteht damit eine nahezu homogene Verteilung der Strömung. Dies wird durch die dargestellten Strömungsgeschwindigkeitsvektoren bestätigt. Die Ausprägung einer Sekundärströmung ist in diesem Bereich nicht festzustellen. Lediglich im ersten Teil des Kühlkanals erfolgt bei der Strömungsumlenkung um  $90^\circ$  die Ausbildung einer Sekundärströmung, die zu einem Totwassergebiet in der Mitte des ersten Teils des Kühlkanals führt.

Entscheidend bei dieser Variante des Kühlkanals sind die resultierenden Strömungsgeschwindigkeiten. So zeigt sich, dass die maximale Strömungsgeschwindigkeit bei dieser Variante 6 % größer ist als bei dem zuerst betrachteten geschlossenen Innenkühlsystem. Ebenso ist die Strömungsgeschwindigkeit in der Ecke, die sich in der Nähe der Wärmequelle befindet, wesentlich größer. Dies ist entscheidend für den Wärmeübergang in diesem Bereich, siehe hierzu auch Kapitel 6.4. Direkt bei der Ecke beträgt die Strömungsgeschwindigkeit etwa  $v_{\text{Fluid}} = 2,5 \text{ m/s}$  bis  $v_{\text{Fluid}} = 3,0 \text{ m/s}$  und damit deutlich über der Strömungsgeschwindigkeit in diesem Bereich des ersten geschlossenen Innenkühlsystems. Das Ergebnis der optimierten Kühlfluidströmung ist eine weitere Reduzierung der Werkzeugtemperatur.

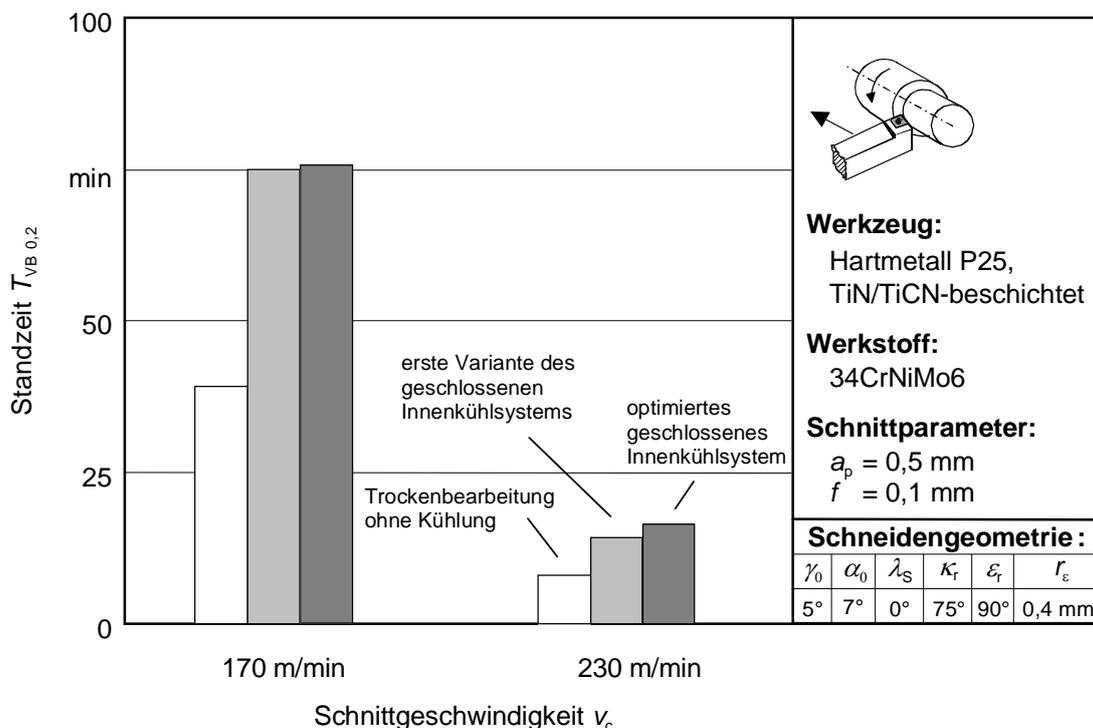
Um dies zu bestätigen wurden mit dem optimierten geschlossenen Innenkühlsystem Zerspanexperimente durchgeführt bei denen jeweils die Temperatur mit der Thermographie gemessen wurde. Exemplarisch sind in **Bild 6.15** die Ergebnisse beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem Hartmetall dargestellt. Zur besseren Quantifizierung der Versuchsergebnisse sind die hierbei gemessenen maximalen Temperaturen auf der Spanfläche den Ergebnissen ohne Verwendung eines geschlossenen Innenkühlsystems und den Ergebnissen des anfangs untersuchten geschlossenen Innenkühlsystems gegenübergestellt worden.



**Bild 6.15:** Temperatur  $\vartheta_{\text{Sp,max}}$  in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichtetem Hartmetall

Zunächst zeigt sich für beide geschlossene Innenkühlssysteme eine signifikante Reduzierung der maximalen Temperatur auf der Spanfläche. Dies gilt sowohl für die Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 170$  m/min als auch für  $v_c = 260$  m/min. Allerdings zeigt sich bei der optimierten Variante des geschlossenen Innenkühlsystems eine gegenüber dem ersten Innenkühlssystem eine weitere Reduzierung der maximalen Temperatur auf der Spanfläche von 2 bis 4 %. Die Erklärung hierfür ist die Optimierung der Strömung innerhalb des Kühlkanals und der damit verbundene verbesserte Wärmeaustausch. Die weitere Senkung der Werkzeugtemperatur durch das geschlossene Innenkühlssystem hat ebenso einen Einfluss auf die Standzeit. Dies zeigt sich bei der Gegenüberstellung der Standzeiten in **Bild 6.16**.

Bei beiden Schnittgeschwindigkeiten konnten die Standzeiten im Vergleich zur Trockenbearbeitung ohne Kühlung signifikant gesteigert werden. Die Standzeiten bei deren Untersuchung das optimierte geschlossene Innenkühlssystem verwendet wurde sind für beide Schnittgeschwindigkeiten etwas höher im Vergleich zu dem Basiskühlsystem. Bei der Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 170$  m/min zeigt sich nur eine geringe Steigerung der Standzeit, während die prozentuale Steigerung der Standzeit bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 230$  m/min etwa 12 % beträgt.



**Bild 6.16:** Standzeit  $T_{VB 0,2}$  beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall

Insgesamt konnte gezeigt werden, dass die Optimierung der Strömung innerhalb des Kühlkanals des bisherigen geschlossenen Innenkühlsystems hinsichtlich der Standzeitverlängerung erfolgreich ist. Für die untersuchten Werkstoff-/Schneidstoffkombinationen konnte gegenüber dem bisherigen geschlossenen Innenkühlsystem eine erneute Steigerung der Standzeit von bis zu 12 % realisiert werden. Für zukünftige geschlossene Innenkühlsysteme für die Zerspanung wird daher empfohlen, eine strömungstechnische und thermodynamische Optimierung durchzuführen. Die vorliegende Arbeit liefert hierzu die entscheidenden Grundlagen bis hin zur CFD-Modellierung.

## **7 ANALYSE UND SIMULATION DER MECHANISCHEN BEANSPRUCHUNGEN**

### **7.1 Zielsetzung der FEM-Analyse**

Für das untersuchte geschlossene Innenkühlsystem konnten beim Drehen bisher mit Hilfe der CFD die Strömung innerhalb der Wendeschneidplatte und die thermische Belastung der Wendeschneidplatte simuliert werden. Darüber hinaus ist es erforderlich, die mechanischen Beanspruchungen infolge der mechanischen und thermischen Belastungen zu berücksichtigen. Bei der Integration der Kühlkanäle in die Wendeschneidplatte ist davon auszugehen, dass diese zu einer Beeinflussung der mechanischen Stabilität der Wendeschneidplatte führen. Die hieraus resultierende mechanische Schwächung der Wendeschneidplatte darf nicht zu einem Werkzeugversagen führen. Als Grenzwerte müssen die mechanischen Festigkeitswerte herangezogen werden. Diese Betrachtung ist nicht nur für das bei den experimentellen Untersuchungen bereits verwendete geschlossene Innenkühlsystem von Interesse. Es ist vor allem von Bedeutung für die Entwicklung weiterer geschlossener Innenkühlsysteme, die auf den Grundlagen dieser Arbeit basieren.

Eine experimentelle Bestimmung der mechanischen Beanspruchungen des Werkzeugs während des Zerspanprozesses ist nicht realisierbar. Aufgrund der Komplexität des Bauteils und wegen des gleichzeitigen Einwirkens von thermischen und mechanischen Belastungen bietet sich ein numerisches Verfahren zur Lösung dieser Problematik an. Die Finite-Elemente-Methode (FEM) soll dabei zum Einsatz kommen.

Das Ziel der Modellierung ist ein statisches dreidimensionales FEM-Modell, das es ermöglicht, die mechanischen Beanspruchungen der Wendeschneidplatte mit und ohne Kühlkanäle zu berechnen. Ausgangspunkt sind die mechanischen und thermischen Belastungen. Zum Einen wird mit Hilfe des FEM-Modells eine Beurteilung der mechanischen Beeinflussung der Wendeschneidplatte aufgrund der Integration der Kühlkanäle bei dem bereits vorliegenden geschlossenen Innenkühlsystem ermöglicht. Zum Anderen soll das FEM-Modell als Grundlage der geometrischen Dimensionierung weiterer Konstruktionsvarianten auf dem Gebiet geschlossener Innenkühlsysteme für das Drehen dienen. Bei den darauf basierenden nachfolgenden Entwicklungen kann in Kombination mit dem Einsatz des CFD-Modells ein Optimum bei der Entwicklung eines geschlossenen Innenkühlsystems hinsichtlich einer

erhöhten Wärmeabfuhr und einer ausreichenden mechanischen Festigkeit der Wendeschneidplatte erzielt werden. Hierdurch können aufwendige experimentelle Untersuchungen reduziert werden.

Die Grundlage zur Generierung des FEM-Modells ist die Analyse des Drehprozesses und im speziellen Fall des Drehens mit geschlossenem Innenkühlsystem. Im Vordergrund steht dabei die Ermittlung der auftretenden thermischen und mechanischen Belastungen. Dies ist bereits im Kapitel 5 der vorliegenden Arbeit erfolgt. Die thermischen und mechanischen Belastungen werden zur Formulierung der Randbedingungen verwendet. Nach der geometrischen Modellierung der Wendeschneidplatte, werden diese in das FEM-Modell integriert. Die Realisierung der dreidimensionalen Geometriemodelle erfolgt mit dem Programm ProEngineer 2000i, PARAMETRIC TECHNOLOGY CORPORATION (PTC), USA. Zur Durchführung der FEM-Berechnung wird die Software ProMechanica 2000i, PARAMETRIC TECHNOLOGY CORPORATION (PTC), USA verwendet.

Insgesamt ergeben sich aus der Zielsetzung die folgenden Arbeitsschritte:

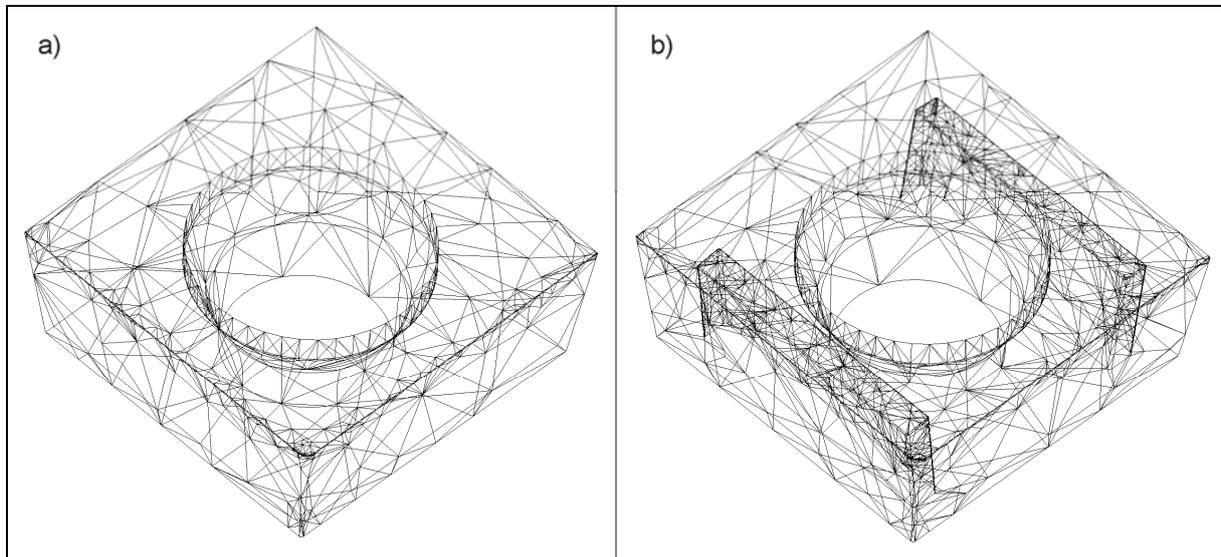
- Erstellung eines Geometriemodells einer Wendeschneidplatte ohne und mit integrierten Kühlkanal durch das CAD-Programm ProEngineer 2000i,
- Definition und Analyse der an dem Zerspanwerkzeug wirkenden thermischen und mechanischen Lasten,
- Definition von Randbedingungen für die FE-Modelle und
- Durchführung der Finite-Elemente-Analyse mit Hilfe der Software ProMechanica 2000i.

## **7.2 FEM-Modellierung des geschlossenen Innenkühlsystems**

### **7.2.1 Generierung des dreidimensionalen FEM-Berechnungsmodells**

Die Grundlage für die Generierung des FEM-Berechnungsmodells ist die Erstellung von CAD-Modellen der Wendeschneidplatten mit und ohne Kühlkanal. Hierzu wird die Software ProEngineer eingesetzt. Anschließend werden die CAD-Modelle in die FEM-Software ProMechanica übertragen. Ausgehend von den geometrischen Daten wird in ProMechanica

mit Hilfe von finiten Elementen die Bauteilgeometrie nachgebildet. Das vernetzte Modell der Wendeschneidplatte mit und ohne Kühlkanal ist in **Bild 7.1** dargestellt. Den Elementen müssen im Anschluss die relevanten Werkstoffeigenschaften zugewiesen werden.

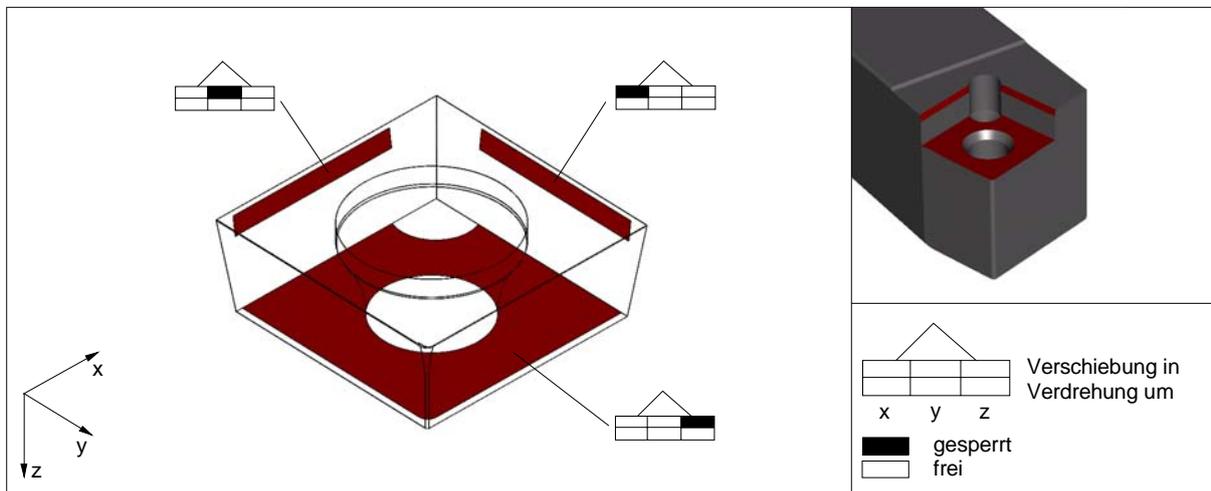


**Bild 7.1:** Vernetztes Modell der Wendeschneidplatte a) ohne und b) mit Kühlkanal

Neben der reinen Modellierung der Wendeschneidplatte hinsichtlich ihrer Geometrie sowie der spezifischen Werkstoffeigenschaften ist es für die Modellierung des FEM-Modells erforderlich, als Randbedingung die Lagerbedingungen in das Modell zu integrieren. Hierunter ist zu verstehen, dass sich das zu berechnende Bauteil je nach eingebrachten Lasten abstützen muss. Das Abstützen kann dabei an Lagerungen, Auflagen, Gegenkörpern und anderen Objekten erfolgen. Darüber hinaus ist die Kenntnis von wesentlicher Bedeutung, in welche Richtung sich das zu berechnende Bauteil aufgrund der eingebrachten Lasten und der daraus resultierenden Verschiebungen bewegen kann. Das FEM-Modell soll daher die Lagerungen möglichst realitätsnah abbilden. Für den dreidimensionalen Raum sind mindestens drei Verschiebungen und drei Verdrehungen festzulegen [FRÖ95].

Die Lagerung der Wendeschneidplatte auf dem Werkzeughalter ist durch die Verschraubung und durch die jeweilige Auflage- bzw. Kontaktfläche der Wendeschneidplatte festgelegt. Hieraus resultieren die entsprechenden möglichen Verschiebungen und Verdrehungen der Wendeschneidplatte. Zur Verhinderung der Verdrehungen und Verschiebungen in x-, y- und z-Richtung werden die am Halter anliegenden Freiflächen der Modelle in den

Verschiebungsrichtungen  $x$ ,  $y$  und  $z$  gesperrt. Dabei wird eine Freifläche in  $x$  und die andere in  $y$  fixiert. Darüber hinaus ist es erforderlich, die Verschiebung der Wendeschneidplatte an der unteren Auflagefläche in  $z$ -Richtung zum Werkzeughalter hin zu sperren. In **Bild 7.2** sind die definierten Lagerbedingungen dargestellt.



**Bild 7.2:** Lagerbedingungen

## 7.2.2 Bestimmung der mechanischen Lasten

Bei der FEM-Modellierung sind die folgenden Lasten zu berücksichtigen:

- Komponenten der Zerspankraft,
- Vorspannkraft der Schraubverbindung und
- Kühlwasserdruck im Kühlkanal.

### *Komponenten der Zerspankraft*

Hinsichtlich der Krafteinleitung in das FEM-Modell werden die Kraftkomponenten der Zerspankraft als wesentliche Größen herangezogen. Diese wurden entsprechend den beschriebenen Messungen im Kapitel 4.3 bereits im Vorfeld mit Hilfe eines Dreikomponenten-Kraftmesssystems gemessen und können an dieser Stelle als gegeben angenommen werden. In den nachfolgenden Ausführungen ist die FEM-Berechnung an der Cermet-Wendeschneidplatte bei der Zerspannung von 34CrNiMo6 erfolgt. Die Schnitt-

geschwindigkeit betrug 260 m/min, der Vorschub 0,1 mm und die Schnitttiefe 0,5 mm. Die Messung der Schnittkräfte ergab die folgenden Werte: Vorschubkraft 99,6 N, Passivkraft 86,5 N und Schnittkraft 148,0 N.

Da es sich bei dem zu generierenden FEM-Modell um ein statisches Modell handelt, erfolgt ebenso die Krafteinleitung in das FEM-Modell als statisch wirkend. Als Eingriffsfläche wird dabei die sich aus den Einstellparametern ergebende Kontaktzone herangezogen. Dies ist in Kombination mit dem bereits vorliegenden CFD-Modell ausreichend für die vergleichende geometrische Dimensionierung der Kühlkanäle innerhalb der modellierten Wendeschneidplatte. Wie sich später zeigen wird, klingen die Spannungen an der Lasteinleitungsstelle sehr schnell ab, so dass sie keine weiteren Auswirkungen mehr auf das Gesamtmodell haben. Das Prinzip von St. Venant, nach dem die durch die Art der Lasteinleitung verursachten Beanspruchungen nach einem ausreichenden Abstand von der Einleitungsstelle abklingen, bestätigt diese Aussage [DAN94]. Sollte eine weitergehende Analyse der mechanischen Spannungen in der Krafteinleitungszone erforderlich sein, so existieren hierzu grundlegende Krafteinleitungstheorien von ZHOU und BOUZAKIS [BOU99, ZHO97].

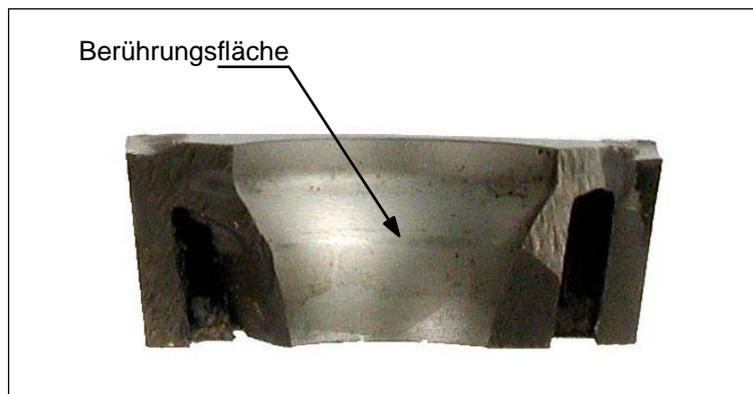
#### *Vorspannkraft der Schraubverbindung*

Neben den Zerspankraftkomponenten wird die Wendeschneidplatte aufgrund der Schraubverbindung, die zur Fixierung dieser auf dem Werkzeughalter dient, mit einer Vorspannkraft belastet. Die Vorspannkraft lässt sich nach der Gleichung 7.1 berechnen [BEI97]:

$$F_V = \frac{M_A}{0,159 \cdot P_G + \mu_G \cdot 0,577 \cdot d_2 + \frac{D_{km}}{2} \cdot \mu_K} \quad (7.1)$$

Zur Messung des Anzugsmomentes  $M_A$  wird die Wendeschneidplattenschraube unter zu Hilfenahme eines Torsiometers verschraubt. Es wurde ein Anzugsmoment  $M_A$  von 3 Nm gemessen. Die Schraube des Werkzeughalters der Fa. Stellram besitzt ein ISO-Gewinde, dessen Eigenschaften sich aus Tabellenwerken bestimmen lassen [KRI97]. Der wirksame Reibungsdurchmesser  $D_{km}$  kann ausgehend von den Geometriedaten der Schraube sowie der Bohrung der Wendeschneidplatte geometrisch bestimmt werden. Für die Schraubverbindung ergibt sich hiernach eine Vorspannkraft von 3671 N.

Neben dem Betrag der Vorspannkraft ist für die Erstellung des FEM-Modells der Bereich der Lasteinleitung entscheidend. Hierzu ist die Berührungsfläche zwischen der Wendschneidplatte und der Schraube des Werkzeughalters zu bestimmen. Durch die elastische und plastische Verformung der Schraube erfolgt die Berührung entlang des gesamten Umfanges der Bohrung bzw. der Schraube, siehe hierzu **Bild 7.3**. Die folgende Berechnung der Berührungsfläche erfolgt unter der Voraussetzung, dass es sich um den idealen Montagefall handelt.



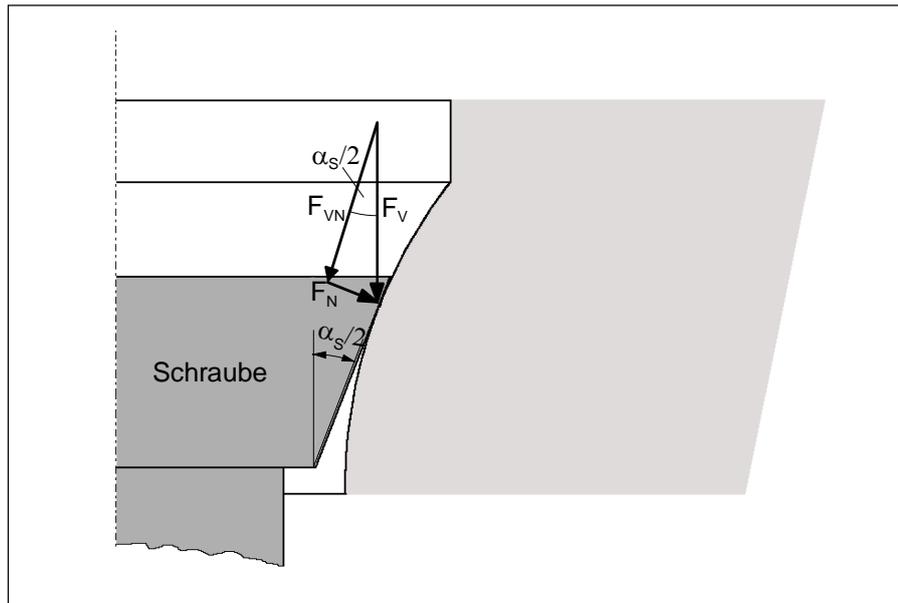
**Bild 7.3:** Schnitt durch eine zuvor verschraubte Wendschneidplatte

Als Ansatz zur Berechnung der Berührungsfläche wird die Theorie der Hertz'schen Pressung angewendet. Hiermit lassen sich Verformungen punkt- oder linienförmig berührender Körper unter dem Einfluss von Druckkräften bestimmen. Für den hier vorliegenden Fall kann die modellhafte Betrachtung *Kugel gegen Ebene* verwendet werden [BEI97]:

$$b = \sqrt[3]{\frac{3F_N(1-\nu_Q^2) \cdot d_1}{4E}} \quad (7.2)$$

Die Normalkraft, die eine Verformung des Schraubenkopfes bewirkt, lässt sich ausgehend von der geometrischen Beziehung in **Bild 7.4** folgendermaßen berechnen:

$$F_N = F_V \cdot \sin \frac{\alpha_S}{2} = 1345 \text{ N} \quad (7.3)$$



**Bild 7.4: Kraftzerlegung der Vorspannkraft**

Nach Gleichung 7.2 ist darüber hinaus die unterschiedliche Werkstoffpaarung zu berücksichtigen [BEI97]:

$$\frac{1-\nu^2}{E} = \frac{1}{2} \left( \frac{1-\nu_1^2}{E_w} + \frac{1-\nu_2^2}{E_s} \right) \quad (7.4)$$

Für den dargestellten Fall ergibt sich folgende Breite für die Berührungsfläche:  $b = 0,34 \text{ mm}$ . Diese wird in das FEM-Modell ausgehend von dem wirksamen Reibungsdurchmesser  $D_{km}$  integriert. Die Vorspannkraft wird anschließend gleichmäßig über die Berührungsfläche verteilt in die modellierte Wendschneidplatte eingeleitet.

#### *Kühlwasserdruck im Kühlkanal*

Ein weiterer Aspekt, der bei den mechanischen Lasten zu berücksichtigen ist, ist der im Kühlkanal vorherrschende Druck des Kühlfluids gegen die Kühlkanalwände. Bei der FEM-Analyse zeigte sich, dass dieser für die Ergebnisse nahezu keine Auswirkungen hat. Somit wird der Kühlwasserdruck bei der Modellierung vernachlässigt.

### 7.2.3 Bestimmung der thermischen Lasten

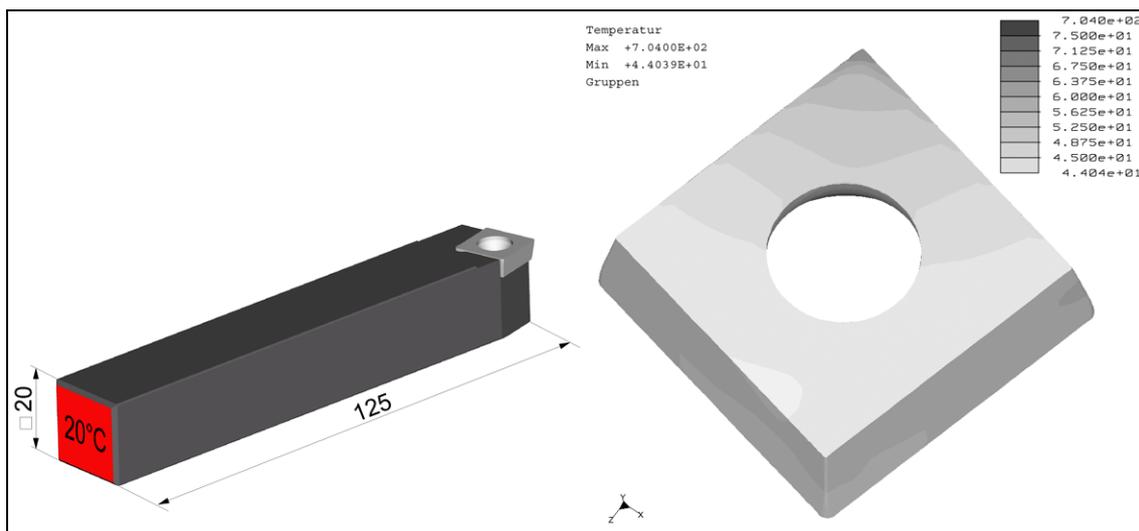
Grundsätzlich hat die Erwärmung eines Körpers eine Ausdehnung dessen zur Folge. Die Größe der Dehnung ist bei den meisten Werkstoffen proportional zur Temperatur. Sofern ein Körper hinsichtlich seiner Möglichkeiten zur Ausdehnungen frei und ungehindert ist, erfolgt eine gleichmäßige Dehnung in alle Richtungen. Ist eine freie räumliche Ausdehnung nicht möglich, kommt es zu inneren Spannungen. Darüber hinaus entstehen Spannungen, wenn in einem Körper ein Temperaturgradient vorliegt oder zwei Körper mit unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten miteinander verbunden sind [LIN02].

Die aus den thermisch hervorgerufenen Dehnungen resultierenden Spannungen können mit Hilfe der FEM berechnet werden. Dafür stehen Temperaturfeldberechnungen in der FEM zur Verfügung, mit denen unter Berücksichtigung von Wärmeübergang, -leitung und -strahlung Temperaturverläufe in Strukturen ermittelt werden können. Diese Temperaturverläufe können in die Strukturmechanik implementiert werden, so dass sich Spannungen infolge mechanischer und thermischer Lasten berechnen lassen.

Die Wärmezufuhr erfolgt beim Drehen bzw. beim Drehen mit geschlossenem Innenkühl-system durch die entstehende Wärme in der Zerspanzone. Dies wurde bereits detailliert in Kapitel 6.2 erläutert. In der Wendeschneidplatte werden dadurch thermisch induzierte Spannungen verursacht. Diese treten durch die Behinderung der Ausdehnung auf Grund der Einspannung und wegen des resultierenden Temperaturgradienten durch die kältere Umgebung auf. Bei der Generierung des FEM-Modells werden diese durch den thermischen Einfluss hervorgerufenen Spannungen und Deformationen berücksichtigt. Unter Verwendung der zuvor erstellten Strukturmodelle wird eine thermische Untersuchung in dem Modul *thermal* durchgeführt. Als Eingangsgröße für dieses Modul dienen die Messergebnisse der Thermographie. Die Ergebnisse der Analyse in dem Modul *thermal* werden als thermische Last in die Strukturanalyse übertragen. Die Betrachtungen der Temperaturlasten erfolgen stationär.

Bei der thermischen Analyse in dem Modul *thermal* werden die Wärmestrahlung, die natürliche Konvektion und die durch den Drehprozess erzeugte Konvektion vernachlässigt. Diese haben nur eine geringe Kühlwirkung. Zwei weitere thermische Lasten sollten jedoch Berücksichtigung finden: Die Wärmeabfuhr innerhalb des Kühlkanals aufgrund des

geschlossenen Innenkühlsystems und die Wärmeabfuhr durch die Festkörperwärmeleitung des Halters. Bei der Wendeschneidplatte mit Kühlkanal werden daher als Randbedingung die mit Hilfe des CFD-Modells berechneten Temperaturen im Kühlkanal in das FEM-Modell integriert. Zur Bestimmung der Temperaturen bei der Wendeschneidplatte ohne Kühlkanäle wird eine zusätzliche thermische FEM-Analyse durchgeführt. Hierzu wird in ProEngineer der Werkzeughalter modelliert und eine Baugruppe mit der jeweiligen Wendeschneidplatte erzeugt. Die erzeugten Baugruppen werden für die Temperaturanalyse in das Modul *thermal* von ProMechanica übertragen. Für die einzelnen Wendeschneidplatten werden die Temperaturlasten ausgehend von der Thermographie genutzt. An der Endfläche vom Schaft des Werkzeughalters wird Raumtemperatur angenommen. Eine Darstellung der Baugruppe ist in **Bild 7.5** zu finden. Ebenso sind in **Bild 7.5** die ausgehend von der Festkörperwärmeleitung resultierenden Temperaturen an der Unterseite der Wendeschneidplatte dargestellt. Diese werden als Randbedingung in das FEM-Modell übernommen.

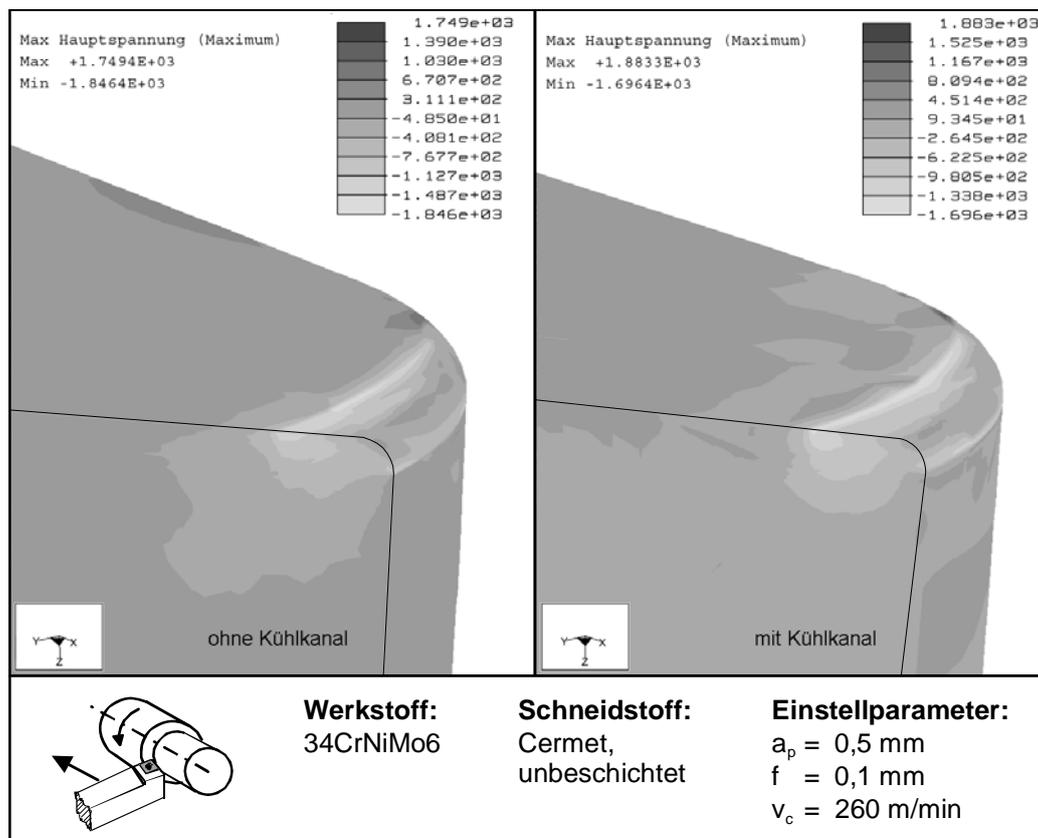


**Bild 7.5:** Modellierter Werkzeughalter und berechnete Temperaturen in °C an der Unterseite der Wendeschneidplatte

#### 7.4 Ergebnisse der FEM-Analyse

Bei der Auswertung der Ergebnisse der FEM-Berechnungen werden sowohl die mechanischen als auch die thermischen Belastungen berücksichtigt. Im Vordergrund beim Vergleich der resultierenden mechanischen Spannungen steht die mechanische Beeinflussung

der Gesamtstruktur der Wendeschneidplatte. Vorrangig werden dabei die Bereiche des Kühlkanals und der Bohrung der Wendeschneidplatte betrachtet. Ein Bereich innerhalb dessen die mechanischen Spannungen mit dem vorliegenden Modell nicht quantitativ beurteilt werden können, ist der Bereich der Einleitung der Zerspankraftkomponenten. Dies beruht auf dem hier verwendeten Lastansatz. Außerhalb dieses Bereiches klingen die Spannungen sehr schnell ab. Dies zeigt die Darstellung der maximalen Hauptspannungen in diesem Bereich in **Bild 7.6**. Somit kann für die restliche Geometrie, wie bereits erwähnt nach dem Prinzip von St. Venant, ein detaillierter quantitativer Vergleich der mechanischen Spannungen erfolgen.



**Bild 7.6:** Maximale Hauptspannungen in  $\text{N/mm}^2$  in der Schnittdarstellung der Kräfteinleitungszone

Bei den betrachteten Schneidstoffen handelt es sich insgesamt um spröde Werkstoffe. In diesem Fall ist die maximale Hauptspannung  $\sigma_1$  maßgebend für das Werkstoffversagen. Diese wird mit den maximal zulässigen Werkstoffkennwerten verglichen. Positive Hauptspannungen entsprechen dabei Zugspannungen und negative Hauptspannungen entsprechen Druckspannungen.

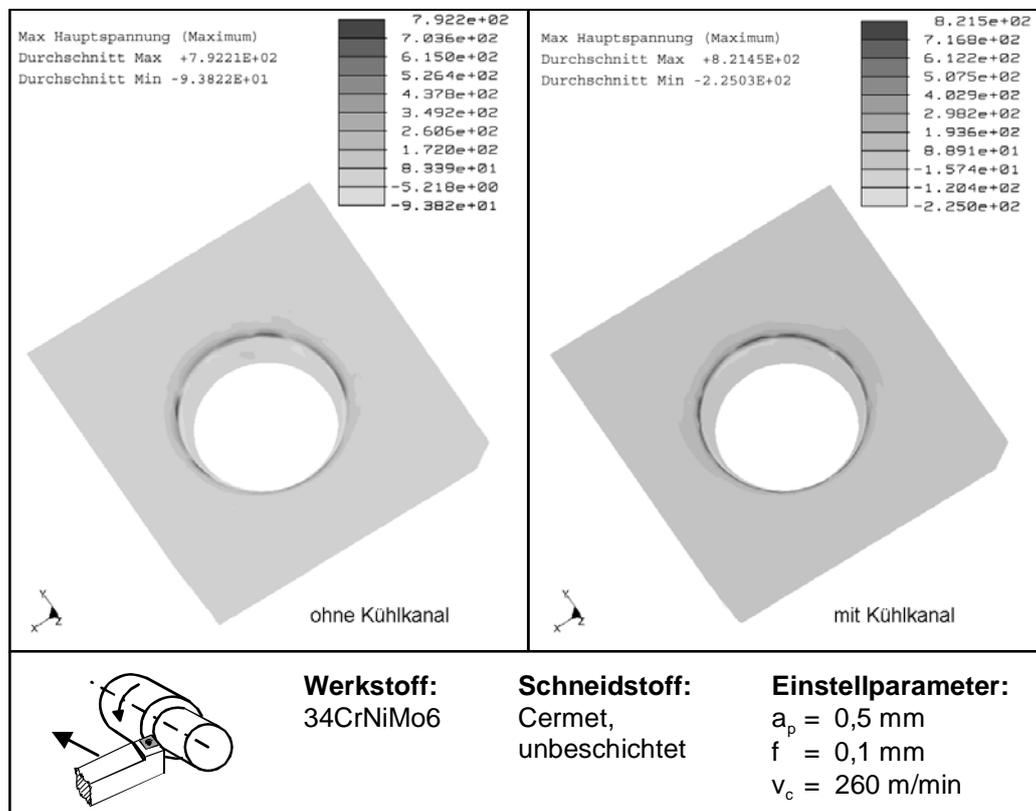
Bei spröden Werkstoffen ist die Bruchfestigkeit als Werkstoffkennwert zur Ermittlung der zulässigen Spannung heranzuziehen. Für den hier exemplarisch gewählten Werkstoff Cermet entsprechen die Festigkeitswerte bis zu einem Temperaturbereich von 600 °C bis 800 °C weitgehend denen bei Raumtemperatur. Für den eingesetzten Cermet ergibt sich eine Druckfestigkeitswert  $\sigma_{\delta B}$  von 4700 N/mm<sup>2</sup> und eine Zugfestigkeitswert  $R_m$  von 1560 N/mm<sup>2</sup> [GER98a]. Darüber hinaus werden Inhomogenitäten des Werkstoffs und Betriebsbedingungen mit einem Sicherheitswert von 1,5 berücksichtigt [MAT95]. Somit ergeben sich die folgenden zulässigen Spannungen:

$$\sigma_{\text{zul(Druck)}} = 3130 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \text{und} \quad \sigma_{\text{zul(Zug)}} = 1040 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}.$$

Neben dem Bereich der Krafteinleitung der Zerspankraftkomponenten befindet sich der am höchsten beanspruchte Bereich der Wendeschneidplatte in der Bohrung der Wendeschneidplatte. Es handelt sich hierbei um den Bereich der Schraubenauflagefläche. Zur Veranschaulichung ist in **Bild 7.7** die Wendeschneidplatte ohne und mit Kühlkanal in einer Ansicht von oben dargestellt.

In dieser Darstellung sind die höchsten Zugspannungen deutlich zu erkennen. Sie befinden sich im Bereich der Schraubenauflagefläche. Bei der Wendeschneidplatte ohne Kühlkanal liegt das Spannungsmaximum bei 792 N/mm<sup>2</sup>, bei der Wendeschneidplatte mit Kühlkanal bei 821 N/mm<sup>2</sup>. Der Kühlkanal führt somit in diesem Bereich zu einer Erhöhung der mechanischen Spannungen. Die Struktur der Wendeschneidplatte wird nur unwesentlich beeinflusst. Der vorliegende Spannungswert liegt immer noch deutlich unterhalb des zulässigen Werkstoffkennwerts von 1040 N/mm<sup>2</sup>. Die höchsten Druckspannungen hingegen treten auf der Unterseite der Wendeschneidplatte auf. Die höchste Druckspannung ergibt sich an der Ecke der unteren Auflagefläche des Halters zur Schneide. Die Ausprägung dieses Extremwertes der Druckspannung ist im Wesentlichen auf die Wirkung der Zerspankraft an der Schneide zurückzuführen. An der Wendeschneidplatte ohne Kühlkanal beträgt die höchste Druckspannung der Struktur 93,8 N/mm<sup>2</sup>, während die Wendeschneidplatte mit Kühlkanal eine maximale Druckspannung von 225 N/mm<sup>2</sup> aufweist. Somit zeigt sich auch bei den Druckspannungen eine Zunahme der mechanischen Beanspruchung durch die Integration der Kühlkanäle in die Wendeschneidplatte. In bezug auf die maximal zulässige Druckspannung

liegen beide Werte, d. h. sowohl die Druckspannungen bei der Wendeschneidplatte ohne als auch mit einem integrierten Kühlkanal, in einem nicht kritischen Bereich. Alle in der Struktur auftretenden Druckspannungen liegen unterhalb des zulässigen Werkstoffkennwertes von  $3130 \text{ N/mm}^2$ .

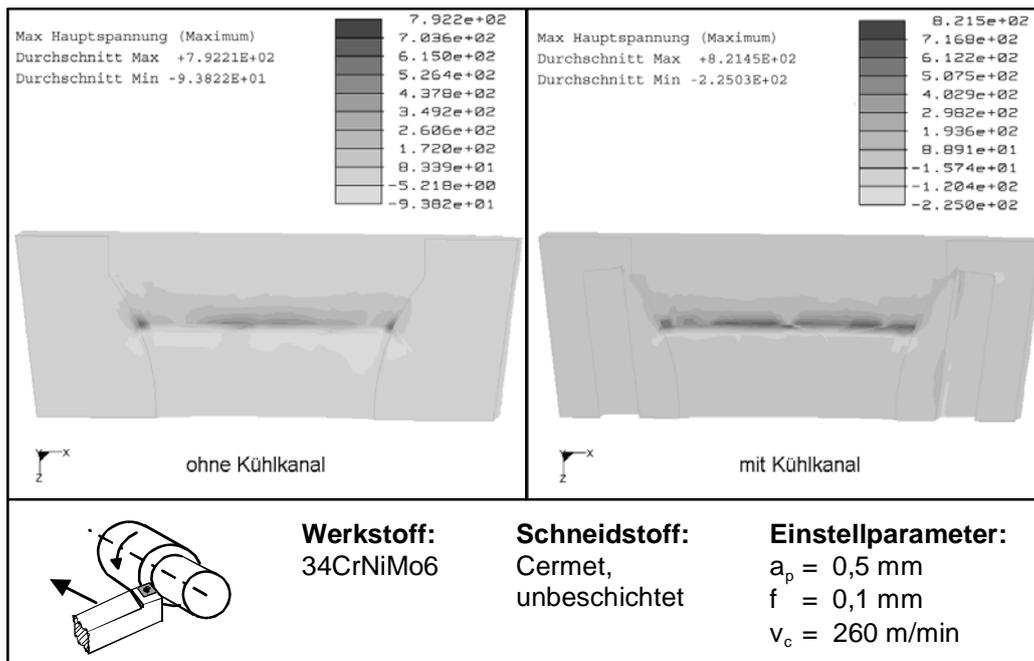


**Bild 7.7:** Maximale Hauptspannungen in  $\text{N/mm}^2$  bei einer Ansicht auf die Spanfläche der Wendeschneidplatte ohne und mit Kühlkanal

Für die zu untersuchenden Spannungen innerhalb der Struktur der Wendeschneidplatte ist ein weiterer Bereich von wesentlicher Bedeutung, der Bereich der direkt an den Kühlkanal grenzt. Zur Analyse dieses Bereiches ist in **Bild 7.8** die Wendeschneidplatte im Schnitt dargestellt. Zum Vergleich befindet sich im linken Teil der Abbildung die Wendeschneidplatte ohne Kühlkanal, während sich im rechten Teil die Wendeschneidplatte mit Kühlkanal befindet.

Zunächst sind in **Bild 7.8** die sich deutlich absetzenden hohen mechanischen Spannungen an der Schraubenkopfauflagefläche und somit der Einleitungsstelle der Vorspannkraft der Schraubverbindung erkennbar. Die Zugspannungen steigen in diesem Bereich von  $792 \text{ N/mm}^2$  bei der Wendeschneidplatte ohne Kühlkanal auf  $821 \text{ N/mm}^2$  bei der mit Kühlkanal

an. Diese hohen Spannungen, die durch die Vorspannkraft an der Schraubenkopfaufschlagfläche entstehen, nehmen jedoch sehr schnell wieder ab. Der Kühlkanal wird somit nur unwesentlich von diesen Spannungen beeinflusst. Es ist daher denkbar, den Kühlkanal zu vergrößern. Um dann die Stabilität der Wendeschneidplatte zu gewährleisten, sollte eine vorhergehende Simulation der dann auftretenden Spannungen erfolgen.

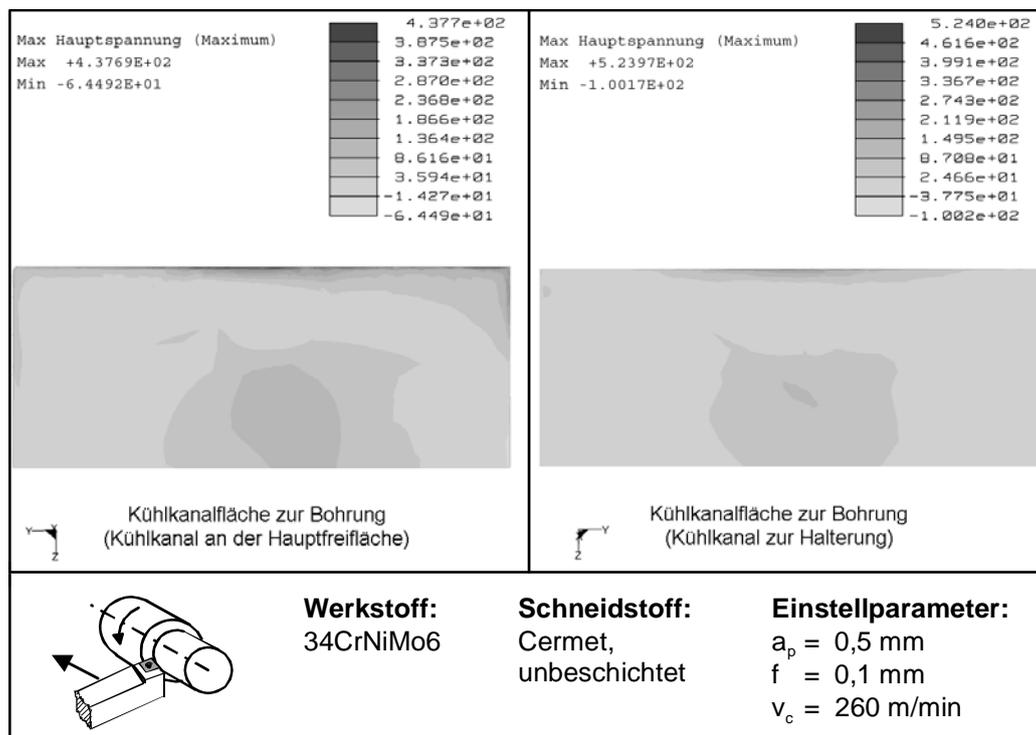


**Bild 7.8:** Halbschnitt der Wendeschneidplatte ohne und mit Kühlkanal

Darüber hinaus sind in **Bild 7.8** lokale Spannungsspitzen in den Ecken des Kühlkanals feststellbar. Insbesondere bei dem Kühlkanal, der zur Hauptfreifläche hin geneigt ist, kann das festgestellt werden. Dort erfolgt lokal die höchste Beanspruchung der Struktur innerhalb der beiden Kühlkanäle. Zur besseren Beurteilung der Spannungen in den Kühlkanalwänden werden in **Bild 7.9** die beiden zur Bohrung der Wendeschneidplatte anliegenden Kühlkanalflächen dargestellt. Dort herrschen innerhalb des jeweiligen Kühlkanals die höchsten mechanischen Spannungen.

Die Darstellungen in **Bild 7.9** zeigen, dass die Kühlkanalfläche zur Bohrung des Kühlkanals an der Hauptfreifläche am höchsten beansprucht wird. Zu berücksichtigen ist bei dieser Darstellung, dass sich die höchsten hier numerisch ausgewiesenen Spannungen nicht im Kühlkanal befinden, sondern in der Bohrung. Die Ursache liegt in der Darstellungsweise von

ProMechanica. Es werden hier sowohl Elemente der Kühlkanalstruktur als auch der Bohrungsstruktur einbezogen. Diese Elemente weisen die hohen Spannungen an der Bohrungsseite auf und lassen sich bei der Betrachtung des Kühlkanals nicht ausschließen. Insgesamt wird der Kühlkanal höher durch Zug- als durch Druckbelastungen beansprucht. Die höchsten Spannungen treten an der Oberkante der Kühlkanäle auf. Insbesondere bei dem Kühlkanal, der sich bei der Hauptfreifläche befindet, sind die höchsten Spannungen zu verzeichnen. Hier konzentrieren sich die Spannungen zur derjenigen Ecke hin, die zur Schneide orientiert ist. Es werden Zugspannungen von etwa 400 N/mm<sup>2</sup> erreicht. Eine ausreichende Sicherheit, bezogen auf die maximal zulässigen Zugspannungen, ist gegeben. Eine weitere Reduzierung der Spannungen kann durch größere Radien realisiert werden. Zusätzlich sind bei der Untersuchung der Kühlkanäle die mittleren Bereiche der Kühlkanalwände zu berücksichtigen. In der Mitte der abgebildeten Kühlkanalflächen treten jeweils höhere Spannungen auf. Bei einer Optimierung des Kühlkanals darf daher die Wandstärke zwischen Kühlkanal und Bohrung nicht so klein werden, dass die maximal zulässigen Spannungen überschritten werden.



**Bild 7.9:** Längsschnitt der zur Bohrung und zur Hauptfreifläche anliegenden Kühlkanalflächen

Insgesamt konnte mit Hilfe der FEM ein Modell erstellt werden, das es ermöglicht, die mechanische Beanspruchung der Wendeschneidplatte zu untersuchen. Es konnte bestätigt werden, dass die Integration von Kühlkanälen in die Wendeschneidplatte insgesamt zu einer Schwächung der Struktur führt. Die auftretenden mechanischen Spannungen sind bei der Wendeschneidplatte mit Kühlkanälen höher als bei der ohne Kühlkanäle. Als kritische Bereiche wurden die Kontaktfläche der Schraube, die Schneidenspitze, die Ecken der Kühlkanäle und die Wand zwischen Kühlkanal und Bohrung sowie die Wand zwischen Kühlkanal und Hauptfreifläche identifiziert. Insgesamt lagen die erhöhten mechanischen Spannungen bei dem untersuchten geschlossenen Innenkühlsystem unter den maximal zulässigen Grenzwerten. Dies konnte auch bei der Durchführung der experimentellen Untersuchungen bestätigt werden. Bei keiner Wendeschneidplatte kam es zu einem vorzeitigen Werkzeugversagen, das auf eine mechanische Strukturschwächung aufgrund des geschlossenen Innenkühlsystems hätte zurückgeführt werden können. Die Einhaltung der maximal zulässigen Grenzwerte sollte bei der weiteren Auslegung und Optimierung des geschlossenen Innenkühlsystems berücksichtigt werden. Das hier vorliegende FEM-Modell bildet eine Grundlage hierzu.

## 8 ZUSAMMENFASSUNG

Im Rahmen dieser Arbeit wurde für die Trockenbearbeitung ein geschlossenes Innenkühlsystem für das Drehen im Hinblick auf die erzielbaren Standzeiten, die Oberflächenqualität der bearbeiteten Werkstücke, die Zerspankraftkomponenten und die Werkzeugtemperaturen untersucht. Darüber hinaus wurde eine Modellierung und Simulation der strömungstechnischen und thermodynamischen Prozesse sowie der mechanischen Beanspruchungen des Werkzeugs durchgeführt. Neben technologischen Erkenntnissen konnten Optimierungsmöglichkeiten aus den Analysen abgeleitet werden, die zu der Entwicklung einer optimierten Konstruktionsvariante des geschlossenen Innenkühlsystems führten.

Basierend auf den technologischen Untersuchungen wurden die folgenden Ergebnisse erarbeitet: Das geschlossene Innenkühlsystem führt beim Drehen zu einer Reduzierung des Verschleißes der Wendeschneidplatten im Vergleich zur konventionellen Trockenbearbeitung. Die Standzeiten werden durch das geschlossene Innenkühlsystem verdoppelt. Das wurde experimentell unter anderem beim Drehen von 34CrNiMo6 mit einem TiN/TiCN-beschichteten Hartmetall gezeigt.

Eine Standzeiterhöhung von bis zu 100% kann allerdings nur dann erzielt werden, wenn die mechanische Belastung des Werkzeugs durch kleine Schnitttiefen und Vorschübe,  $a_p = 0,5$  mm und  $f = 0,1$  mm, gering gehalten wird. Bei einer Erhöhung der Vorschübe auf bis zu  $f = 0,2$  mm oder der Schnitttiefe auf bis zu  $a_p = 0,75$  mm wurde bei den verwendeten Schneidstoff/Werkzeugkombination nur eine Steigerung der Standzeit zwischen 6 % und 40 % festgestellt. Der Schneidstoff wird dann mechanisch so hoch beansprucht, dass die Absenkung der Temperaturen durch das geschlossene Innenkühlsystem dieses nicht mehr kompensieren kann. Der optimale Anwendungsbereich des geschlossenen Innenkühlsystems liegt daher für die untersuchten Schneidstoff/Werkzeugkombination im Bereich der Feinbearbeitung.

Als Ursache für die Steigerung der Standzeiten durch das geschlossene Innenkühlsystem konnte eine Absenkung der Werkzeugtemperaturen identifiziert werden. Hierbei kam es zu einer Absenkung der Temperaturen über das gesamte Werkzeug, wie Messerergebnisse

bestätigten. Im Vergleich zur konventionellen Trockenbearbeitung ohne Kühlung konnten die maximalen Temperaturen im Bereich auf der Spanfläche bis zu 17 % reduziert werden.

Bei der Untersuchung der Oberflächentopographie beim Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems im Vergleich zur Trockenbearbeitung ohne Kühlung sind keine wesentlichen Unterschiede feststellbar. Sowohl die Verteilung als auch die Anzahl der Defekte auf der Oberfläche des Werkstücks zeigen keine signifikanten Unterschiede. Die Oberflächenrauheit zeigte einen leichten Trend zu höheren Rautiefen beim Einsatz des geschlossenen Innenkühlsystems auf. Bei der Betrachtung der Profilschnitte konnte dies bestätigt werden. Die Rautiefen bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems sind jeweils geringfügig größer und betragen bis zu  $R_t = 2 \mu\text{m}$ . Die Ursache hierfür ist die Wärmeabfuhr im Werkstück über den Kontakt zur Schneide. Eine geringere Werkstücktemperatur ist auch die Ursache für einen leichten Trend zu höheren Schnittkräften bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems. Diese konnten bei den Untersuchungen insbesondere bei höheren Schnittgeschwindigkeiten für die jeweilige Werkstoff/Schneidstoff-Kombination festgestellt werden.

Die verwendeten Ansätze der analytischen Modellbildung zur Beschreibung der Strömung basieren auf einem System von partiellen Differentialgleichungen: Massenerhaltungsgleichungen, Bewegungsgleichungen und Energiegleichungen. Damit lässt sich der Wärmetransport in einer laminaren und einer turbulenten Strömung in dem geschlossenen Innenkühlsystem eindeutig festlegen. Für das vorliegende Wärmeleitungsproblem war die analytische Lösung nicht möglich. Die Geometrie und die vorliegenden Rand- und Anfangsbedingungen führten zu nicht mehr geschlossen lösbaren Differentialgleichungen. Daher erfolgte eine numerische Lösung mit Hilfe der CFD. Die Berechnung der notwendigen Randbedingungen umfasste dabei unter anderem die Berechnung des Strömungszustandes im Kühlkanal und Optimierungsansätze bzgl. des Wärmetransports. Für die abgeführte Wärmemenge und somit die Leistungsfähigkeit des geschlossenen Innenkühlsystems ist der Wärmeübergang ausschlaggebend. Zur Erhöhung des Wärmeübergangs wurden verschiedene Lösungsansätze wie die Optimierung des Krümmungsfaktors, die Vergrößerung der Wärmeübergangsfläche durch Veränderung der Oberflächenbeschaffenheit im Kühlkanal, der Einsatz von optimierten Substratwerkstoffen und die Einbringung von Kühlrippen erwähnt.

Die CFD-Modellierung ermöglichte die Simulation der Temperaturen auf der Wendeschneidplatte. Die Verifikation der Simulationsergebnisse erfolgte dabei anhand eines Vergleichs mit den gemessenen Temperaturen. Die Simulationsergebnisse zeigten ebenso wie die experimentellen Ergebnisse eine deutliche Reduzierung der Werkzeugtemperatur bei Verwendung des geschlossenen Innenkühlsystems. Neben der Temperaturverteilung wurde mit Hilfe des CFD-Modells die Strömungsgeschwindigkeitsverteilung simuliert. Bereits bei der Analyse konnte dargelegt werden, dass diese einen entscheidenden Einfluss auf die Wärmeabfuhr über das Kühlfluid hat. Die Simulation ermöglichte die Beurteilung verschiedener Strömungsabschnitte innerhalb des Kühlkanals. Somit konnten direkte Auswirkungen auf den Wärmeübergang aufgezeigt und Optimierungsvorschläge abgeleitet werden. Auf dieser Basis wurde eine optimierte Variante des geschlossenen Innenkühlsystems entwickelt. Hierbei stand die Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit in der zu Schneidenecke hin gewandten Kühlkanalwand im Vordergrund. Sowohl die Simulationsergebnisse als auch die anschließend durchgeführten Experimente zeigten eine nochmalige Reduzierung der Werkzeugtemperatur, die zu einer Standzeiterhöhung von bis zu 12 % gegenüber der ersten Variante des geschlossenen Innenkühlsystems führte.

Die dreidimensionale FEM-Simulation zeigte, dass die Integration von Kühlkanälen in die Wendeschneidplatte zu einer Erhöhung der mechanischen Spannungen und somit zu einer Schwächung der Struktur führt. Die erhöhten mechanischen Spannungen lagen unter den maximal zulässigen Grenzwerten und waren daher nicht kritisch. Auch bei den Experimenten kam es nicht zu einem vorzeitigen Werkzeugausfall aufgrund der integrierten Kühlkanäle. Die FEM-Simulation wurde auch für die Optimierung des geschlossenen Innenkühlsystems verwendet, um hier eine mechanische Stabilität dieser Variante zu gewährleisten.

Insgesamt wurden im Rahmen dieser Arbeit technologische Erkenntnisse für das Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem erarbeitet. Es wurden ein CFD-Modell und ein FEM-Modell für das Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem entwickelt. Diese fanden Anwendung bei Realisierung einer optimierten Variante des geschlossenen Innenkühlsystems. Die Anwendbarkeit dieser Modelle ist nicht auf das Drehen beschränkt. Sie bilden insgesamt eine Basis für zukünftige Entwicklungen und Optimierungen auf dem Gebiet von geschlossenen Innenkühlsystemen für die Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide.

## 9 Literatur

- [ABE94] *Abel, R.:* Trockenbearbeitung mit Schneidkeramik. Dima 48 (1994) 4 S. 60 – 62.
- [BÄH94] *Bähre, D.:* Prozessbegleitende Zerspanbarkeitsanalyse beim Drehen von Stahl. Dissertation Universität Kaiserslautern, 1994.
- [BAE89] *Baehr, H. D.:* Thermodynamik. Berlin, Heidelberg, Springer Verlag, 1989.
- [BAE96] *Baehr, H. D.; Stephan, K.:* Wärme- und Stoffübertragung. Berlin, Heidelberg, New York, Springer-Verlag, 1996.
- [BAR96] *Bartl, R.:* Verbundvorhaben Trockenbearbeitung (Gefördert vom BMBF, Förderkennzeichen 02PM14041) - Zielsetzung und aktuelle Entwicklungsschwerpunkte. VDI-Bericht 1240, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1996.
- [BAW02] *N. N.:* Mineralöldaten für die Bundesrepublik Deutschland für das Jahr 2001. Bundesamt für Wirtschaft, Eschborn, 2002.
- [BEI97] *Beitz, W.; Grote, K.-H.:* Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau, 19. Auflage. Berlin, Heidelberg, New York, Springer-Verlag, 1997.
- [BER89] *Ber, A.; Goldblatt, M.:* The Influence of Temperature Gradient on Cutting Tool's Life. Annals of the CIRP, Vol. 38/1/1989, S. 69 - 73.
- [BEY72] *Beyer, H.:* Fernseh-Thermografie. Ein Beitrag zur Messung der Temperaturverteilung am Drehmeißel. Dissertation TU Berlin, 1972.
- [BGS93] *N. N.:* Kühlschmierstoffe. Maschinenbau- und Kleineisenindustrie (Hrsg.), Berufsgenossenschaft Düsseldorf, 1993.
- [BIL98] *Billatos, S. B.:* Apparatus for Environmentally Safe Cooling of Cutting Tools, United States Patent Nr.: 5,799,553, 1998.

- [BLA90] *Blanke, W.:* Realisierung der internationalen Temperaturskala von 1990 – Grundlagen der Temperaturmesstechnik. VDI-Lehrgang BW 36-11-16 Technische Temperaturmessung, Stuttgart 1990.
- [BOH89] *Bohl, W.:* Technische Strömungslehre: Stoffeigenschaften von Flüssigkeiten und Gasen, Hydrostatik, Aerostatik, inkompressible Strömungen, kompressible Strömungen, Strömungsmesstechnik Würzburg, Vogel Verlag, 1989.
- [BOL84] *Boltzmann, L.:* Ableitung des Stefan'schen Gesetzes, betreffend die Abhängigkeit der Wärmestrahlung von der Temperatur aus der elektromagnetischen Lichttheorie. Annalen der Physik und Chemie, 22 (1884), S. 291 - 294.
- [BOS96] *Bosse, H.; Deters, L.:* Wärmeeindringzahl von Hartstoffschichtsystemen - eine thermophysikalische Kenngröße zur Betrachtung des tribologischen Verhaltens von beschichteten Werkzeugen bei der Trockenbearbeitung. Tribology - Solving Friction and Wear Problems: 10<sup>th</sup> International Colloquium 1996, Band 1 Hrsg.: W. J. Barz, Techn. Akademie Esslingen 1996.
- [BOU99] *Bouzakis, K.-D., Michilidis, et al.:* Wear mechanisms of PVD coated tools in turning. 1st International Conference The Coatings in Manufacturing Engineering Proceedings, Thessaloniki-Greece, 1999, S. 77 - 89.
- [BRI96] *Brinksmeier, E.; Walter, A.:* Minimalschmiertechnik und Trockenbearbeitung in der spanenden Fertigung. Praxis Forum 21 (1996) S. 51 - 85.
- [BRÜ96] *Brücher, Th.:* Kühlschmierung beim Schleifen keramischer Werkstoffe. Dissertation TU Berlin, Hanser Verlag, 1996.
- [BUR94] *Buryta, D.; Sowerby, R.; Yellowley, I.:* Stress distributions on the rake face during orthogonal cutting. Int. Journal of Machine Tools and Manufacturing 34 (1994) S. 721 – 739.

- [BYR89] *Byrne, G.; Tarasinski, N.:* Zerspantemperaturen bei der Drehbearbeitung mittels Thermografie bestimmen. *Industrieanzeiger* 111 (1989) 51 S. 40 - 41.
- [BYR92] *Byrne, G.:* A New Approach to the Theoretical Analysis of Surface Generation Mechanisms in Machining. *Annals of the CIRP* Vol. 41/1 (1992) S. 67 - 70.
- [BYR94] *Byrne, G.:* Environmentally Clean Machining Process. *Proceedings of the 6<sup>th</sup> International Machine Tool Engineers Conference, Osaka, Japan, 1994,* S. 181 - 193.
- [CER02] *Cerbe, G.; Hoffmann, H.-J.:* Einführung in die Wärmelehre - von der Thermodynamik zur technischen Anwendung. München, Hanser Verlag, 2002.
- [CZI92] *Czichos, H.; Habig, K.H.:* Tribologie - Handbuch: Reibung und Verschleiß. Wiesbaden, Vieweg Verlag, 1992.
- [DAN94] *Dankert, H.; Dankert, J.:* Technische Mechanik. Stuttgart, Teubner Verlag, 1994.
- [DEG93] *Degner, W.; Lutze, H.; Smejkal, E.:* Spanende Formung: Theorie, Berechnung, Richtwerte. München, Hanser Verlag, 1993.
- [DÖP96] *Döpfer, W.; Fabry, J. u. a.:* Umweltverträgliche Zerspanung aus Sicht eines Werkzeugherstellers. VDI-Bericht 1240, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1996.
- [EIS00] *Eisenblätter, G.:* Trockenbohren mit Vollhartmetallwerkzeugen. Dissertation RWTH Aachen, Shaker Verlag, 2000.
- [ELS88] *Elsner, N.:* Grundlagen der Technischen Thermodynamik. Berlin, Akademie-Verlag, 1988.

- [FAY90] *Fay, E.*: Kalibrierung von Berührungsthermometern - Verfahren, Normale, Messeinrichtungen. VDI-Lehrgang BW 36-11-16 Technische Temperaturmessung, Stuttgart 1990.
- [FER97] *Ferziger, J. H.; Peric, M.*: Computational Methods for Fluid Dynamics. Berlin, Springer-Verlag, 1997.
- [FRE93] *Freitag, R.*: Ökologische Aspekte beim Einsatz von Kühlschmierstoffen. Tagungsband „Schmierstoffe in der Produktionstechnik“ der Gesellschaft für Tribologie, Koblenz, 1993.
- [FRI99] *Fries, E.*: Anwendung neuronaler Netzwerke zur Werkzeugverschleißerkennung beim Fräsen. Dissertation TU Berlin, 1999.
- [FRÖ95] *Fröhlich, P.*: FEM Leitfaden. Berlin , Heidelberg, Springer Verlag, 1995.
- [GER89] *Gerhardt, J.*: Numerische Simulation dreidimensionaler Umformvorgänge mit Einbezug des Temperaturverhaltens. Berlin u. a. Springer, 1989; zugl. Dissertation Universität Stuttgart, 1989.
- [GER98] *Gerloff, S.*: Analyse des Drehens duktiler Werkstoffe mit der Finite-Elemente-Methode. Dissertation TU Berlin, 1998.
- [GER98a] *Gerschwiller, K.*: Untersuchungen zum Verschleißverhalten von Cermets beim Drehen und Fräsen. Dissertation RWTH Aachen, Shaker Verlag 1998.
- [GOT25] *Gottwein, K.*: Die Messung der Schneidentemperatur beim Abdrehen von Flusseisen. Maschinenbau 4 (1925), S. 1129 - 1135, Maschinenbau 5 (1926) S. 503 - 507.
- [GRO93] *Grohmann, J.*: Umweltschutz in der Zerspanung - Probleme und Verbesserung der ökologischen Situation im Betrieb. Werkstattstechnik 93 (1993) 11/12, S. 60 - 63.

- [HAB80] *Habig, K. H.:* Verschleiß und Härte von Werkstoffen. München, Hanser Verlag, 1980.
- [HAN00] *Hanke, H.:* Analyse und Optimierung des Bohrprozesses von metallischen Schichtverbunden unter besonderer Berücksichtigung der Minimalmengenschmieretechnik. Dissertation Technische Universität Hamburg-Harburg, Shaker Verlag, 2000.
- [HEI93] *Heisel, U.; Lutz, M u. a.:* Probleme der umwelt- und humanverträglichen Fertigung am Beispiel der Kühlschmierstoffe, Teil 1 und 2. *dima* 47 (1993) 8/9 und 10, S. 81 - 83 und S. 35 - 40.
- [HEL47] *Helmholtz, H.:* Über die Erhaltung der Kraft. Eine physikalische Abhandlung; vorgetragen in der Sitzung der physikalischen Gesellschaft zu Berlin am 23sten Juli 1847. Berlin, Reimer, 1847.
- [HOC98] *Hockauf, W.; Pröll, H.; Bäuerle, R.; Eisenblätter, G.; Rehbein, W.:* Trockenbohren und -gewinden von hochlegierten Stählen und Aluminiumlegierungen - Übersicht sowie Stand und Probleme der Umsetzung in die Fertigung. VDI Bericht 1375, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1998.
- [HÖR97] *Hörner, D.:* Kühlschmierstoffe für die Minimalmengenschmierung. VDI-Bericht 1339. Düsseldorf; VDI-Verlag; 1997.
- [IGM90] *N. N.:* Giftcocktail Kühlschmierstoffe. Gefahrstoffinformation der IG Metall, Stuttgart, 1990.
- [ISS85] *Issa, R. I.:* Solution of the implicitly discretised fluid flow equations by operator splitting, *Journal of Computational Physics* 65 (1985), S. 40 – 65.
- [JEF74] *Jeffries, N., Marks, P.:* A new cooling method for metal cutting tools. US-Report-Nr.: NOSL-MT-018, 1974.

- [JOE89] *Joensson, D.:* Festigkeitsberechnung und Schwingungsanalyse mit dem FEM-Programm GITRA 3. Wissenschaftliche Schriftenreihe der Technischen Universität Karl-Marx-Stadt. VEB Kongress- und Werbedruck Oberlungwitz, 1989, S. 4 - 11.
- [KAM92] *Kammermeier, D.:* Charakterisierung von binären und ternären Hartstoffschichten anhand von Simulations- und Zerspanuntersuchungen. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 2 Nr. 271. Düsseldorf, VDI-Verlag, 1992.
- [KAS82] *Kaßbaum, G.; Löffler, N.:* Temperaturermittlung und Verschleißcharakterisierung spezieller Hartmetallwerkzeuge beim nicht unterbrochenen Schnitt. Dissertation TU Dresden, 1982.
- [KIE52] *Kienzle, O.:* Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. VDI-Z 94 (1952) 11/12, S. 299.
- [KIE92] *Kiechle, A.:* Zukunft des Kühlschmierstoffeinsatzes. Praxis Forum 20 (1992), S. 275 - 300.
- [KIE98] *Kiechle, A.:* Kostenanalyse beim Einsatz von Kühlschmierstoffen. Tagungsband "11<sup>th</sup> International Colloquium Industrial and Automotive Lubrication", Ostfildern, Technische Akademie Esslingen, 1998, S. 1255 – 1264.
- [KIM93] *Kim, J.-D.; Lee, Y.- B.:* Keramik mit tiefgekühlten Werkzeugen zerspanen. Werkstatt und Betrieb 126 (1993) 3, S. 159 - 162.
- [KIS00] *Kistner, B.:* Modellierung und numerische Simulation der Nachlaufstruktur von Turbomaschinen am Beispiel einer Axialturbinenstufe. Dissertation TU Darmstadt, 2000.
- [KLE94] *Klein, N.:* Technische Regeln für Gefahrstoffe: TRGS 102 - Technische Richtwertkonzentrationen (TRK) für gefährliche Stoffe. Landsberg, Ecomed-Verlag, 1994.

- [KLO96] *Klocke, F.; Schulz, A. u. a.:* Saubere Fertigungstechnologien, ein Wettbewerbsvorteil von morgen. Aachener Werkzeugmaschinen-Kolloquium, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1996.
- [KLO96a] *Klocke, F.; Lung, D.; Eisenblätter, G.:* Mindermengenkühlschmierung - Eine Alternative zur Nassbearbeitung. VDI-Bericht 1240. Düsseldorf; VDI-Verlag; 1996.
- [KLO96b] *Klocke, F.; Gerschwieler, K.:* Trockenbearbeitung - Grundlagen, Grenzen, Perspektiven. VDI-Bericht 1240 , Düsseldorf, VDI-Verlag 1996.
- [KLO99] *Klocke, F.; Eisenblätter, G.:* Systeme, Werkzeuge und Medien für die Minimalmenge. VDI-Bericht 1458, Düsseldorf; VDI-Verlag; 1999.
- [KNO99] *Knothe, K.; Wessels, H.:* Finite Elemente. Eine Einführung für Ingenieure. Heidelberg, New York, Springer Verlag, 1999.
- [KOM00] *Komanduri, R.; Hou, Z.B. :* Thermal modeling of the metal cutting process - Part I: Temperature rise distribution due to shear plane heat source. International Journal of Mechanical Sciences 42 (2000), S. 1715 - 1752.
- [KÖN90] *König, W.:* Fertigungsverfahren. Drehen, Fräsen, Bohren, Bd.1, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1990.
- [KÖN91] *König, W.; Kammermeier, D.:* Keep cool. Hartstoffschichten schützen Werkzeuge vor Temperatureinwirkung. Industrieanzeiger 113 (1991) 43, S. 80 - 82.
- [KÖN93] *König, W.; Osterhaus, K. u. a.:* Trocken zerspanen - Eine ökologische Herausforderung an die Fertigungstechnik. Aachener Werkzeugmaschinen-Kolloquium, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1993.

- [KOP95] *Kopalinsky, E.M.; Oxley, P. L. B.:* Explaining the mechanics of metallic sliding friction and wear in terms of slipline field models of asperity deformation. *Wear* 1995, S. 145 - 154.
- [KRI97] *Krieg, K. G.:* Einführung in die DIN-Normen. Stuttgart, Leipzig, Teubner Verlag; Berlin, Wien, Zürich, Beuth Verlag, 1997.
- [KRO54] *Kronenberg, M.:* Grundzüge der Zerspanungslehre: Theorie und Praxis für Bau und Betrieb von Werkzeugmaschinen, Band1: Einschneidige Zerspanung, Springer Verlag, Berlin, 1954.
- [KRO63] *Kronenberg, M.:* Grundzüge der Zerspanungslehre, Springer-Verlag, Berlin, Göttingen, Heidelberg, 1963.
- [LAC97] *Lachmund, U.:* Verschleißverhalten von polykristallinem Diamant bei instationärer Beanspruchung. Dissertation TU Berlin, Hanser Verlag, 1997.
- [LAU72] *Launder, B. E., Spalding, D. B.:* Lectures in Mathematical Models of Turbulence. London, Academic Press, 1972.
- [LIN02] *Link, M.:* Finite Elemente in der Statik und Dynamik. Stuttgart, Leipzig, Wiesbaden, Teubner Verlag, 2002.
- [LOW67] *Lowack, H.:* Temperaturen an Hartmetallwerkzeugen bei der Stahlzerspanung. Dissertation RWTH Aachen, Shaker Verlag, 1967.
- [LUG97] *Lugscheider, E.; Knotek, O.; Barimani, C.; Zimmermann, H.:* Arc PVD-coated cutting tools for modern machining applications. *Surface and Coatings Technology* 94-95 (1997), S. 641 – 646.
- [MAE89] *Maekawa, K.; Oshima, I.; Murata, R.:* Finite element analysis of temperature and stresses within an internally cooled cutting tool. *Bull. of the Japan Soc. of Precision Engineering.*, 23 (1989) 3, S. 243-246.

- [MAN79] *Mang, T.:* Wassermischbare Kühlschmierstoffe für die Zerspanung, Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen. Maschinenmarkt 85 (1979) 33, S. 644 - 647.
- [MAN93] *Mang, T.:* Die Schmierung in der Metallbearbeitung. Würzburg, Vogel-Buchverlag, 1993.
- [MAN98] *Mang, T.; Freiler, C.:* Anwendung moderner Kühlschmierstoffe. In: Ophrey, L.: Trockenbearbeitung - Bearbeitung metallischer Werkstoffe ohne Kühlschmierstoffe. Renningen-Malsheim, Expert Verlag, 1998, S. 47 - 72.
- [MAT95] *Matek, W.; Muhs, D.:* Maschinenelemente. Braunschweig, Wiesbaden, Vieweg Verlag, 1995.
- [MBG99] *N. N.:* Ursachen für Allergien bei Angestellten und Arbeitern in der metallverarbeitenden Industrie. Studie der Metall Berufs-Genossenschaft, 1999.
- [MEY63] *Meyer, K. F.:* Vorschub- und Rückkräfte beim Drehen mit Hartmetall-Werkzeugen. Dissertation, RWTH Aachen, Shaker Verlag, 1963.
- [MOM96] *Momper, F. J.:* Es geht auch trocken. SMM (1996) 25, S.32 - 34 .
- [MÜL82] *Müller, M:* Zerspankraft, Werkzeugbeanspruchung und Verschleiß beim Fräsen mit Hartmetall. Dissertation, Universität Karlsruhe, 1982.
- [MÜL99] *Müller, G.; Groth, C.:* FEM für Praktiker. Renningen - Malsheim, Expert-Verlag, 1999.
- [MÜL00] *Müller, G.; Groth, C.:* FEM für Praktiker, Temperaturfelder. Renningen - Malsheim, Expert-Verlag, 2000.
- [NIK33] *Nikuradse, J.:* Untersuchung über die Geschwindigkeitsverteilung in turbulenten Strömungen. VDI-Heft 281, 1933.

- [OPH98] *Ophey, L., u.a.:* Trockenbearbeitung. Kontakt und Studium, Band 548, Renningen - Malsheim, 1998.
- [OPI66] *Opitz, H.; Schaller, E.:* Untersuchung der Ursachen des Werkzeugverschleißes. Forschungsbericht des Landes Nordrhein-Westfalen Nr. 1147, Westdeutscher Verlag, 1966.
- [PAT80] *Patankar, S. V.:* Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. Hemisphere, Washington, D.C., 1980.
- [REI32] *Reichel, W.:* Abgekürztes Standzeitermittlungsverfahren für spanende Werkzeuge. Maschinenbau und Betrieb 11 (1932) 22, S. 473 - 476.
- [REZ87] *Reznikov, A. N.; Zhivoglyadov, N. I.:* Drehmeißel mit autonomem Kühlsystem (Titel russ.). Stanki i Instrument, 58 (1987) 2, S. 18.
- [RIN96] *Rinker, U.; Christoffel, K.:* Trockenbearbeitung entlastet die Umwelt. Werkstatt und Betrieb, 129 (1996) 6, S. 574 - 576.
- [ROT01] *Rothenstein, A.:* Untersuchung der Schmierstoffreduzierung bei der Komplettbearbeitung. Dissertation Universität Stuttgart, Medien Verlag Köhler, 2001.
- [SAH95] *Sahm, D; Schneider, T.:* Geht es auch ohne? Trockenbearbeitung in der Diskussion. Werkstatt und Betrieb 128 (1995) 1 - 2, S. 17 - 24.
- [SCH49] *Schmidt, A. O.:* Distribution of Heat Generated in Drilling. TRANS ASME 71 (1949), S. 245 - 252.
- [SCH66] *Schilling, W.:* Der Verschleiß an Drehwerkzeugen aus Schnellarbeitsstahl und seine Ursachen. Dissertation RWTH Aachen, Shaker Verlag, 1966.
- [SCH89] *Schade, H.; Kunz, E.:* Strömungslehre, Walter de Gruyter, Berlin 1989.

- [SCH97] *Schirsch, R.; Thmake, D.:* Ist die Trockenbearbeitung wirtschaftlich?, Daimler Benz AG Verfahrensentwicklung Zerspanen, Stuttgart, 1997.
- [SCH99] *Schulte, K.:* Wirtschaftlichkeitsbetrachtung zur Trockenbearbeitung. VDI Berichte Nr. 1458, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1999.
- [SIE88] *Siegel, R; Howell, J. R.; Lohrengel, J.:* Wärmeübertragung durch Strahlung. Teil 1: Grundlagen und Materialeigenschaften. Berlin, Springer-Verlag, 1988.
- [SIE91] *Siebert, J. N.:* Polykristalliner Diamant als Schneidstoff. Dissertation TU Berlin, Hanser Verlag, 1991.
- [SIE00] *Siekmann, H. E.:* Strömungslehre. Berlin, Heidelberg, New York, Springer-Verlag, 2000.
- [STA98] *N. N.:* Stahlschlüssel, Auflage 18. Marbach, Verlag Stahlschlüssel Wegst GmbH, 1998.
- [SPU79] *Spur, G.; Stöferle, Th.:* Handbuch der Fertigungstechnik - Band 3/1 Spanen. München, Hanser Verlag, 1979.
- [SPU95] *Spur, G.:* Umweltgerechte Produktion. Zwf 90 (1995) 6, S. 268-269.
- [SPU00] *Spur, G.; Uhlmann, E.; Frost, Th.:* Reducing the tool wear of lathe tools with an inner cooling system. Tagungsband: International Scientific Conference on Machining of Materials. Present State and Trends of Development, Part 1, 11./12.05.2000, Krakau, Polen, S. 257 - 263.
- [THA98] *Thamke, D.; Schirsch, R.; Zielasko, W.:* Wirtschaftlichkeit der Trockenbearbeitung. VDI-Bericht 1375, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1998.
- [THO98] *Thomas, D.:* Fräswerkzeuge für die Trockenbearbeitung. In: Ophrey, L.: Trockenbearbeitung - Bearbeitung metallischer Werkstoffe ohne Kühlschmierstoffe. Renningen-Malsheim, Expert Verlag, 1998, S. 90 - 104.

- [TÖN97] *Tönshoff, H. K.; Karpuschewski, B.; Mohlfeld, A.:* Umweltgerechte Fertigung. In: Weinert, K. (Hrsg.): Spanende Fertigung, Essen, Vulkan-Verlag, 1997.
- [TRA92] *N. N.:* Programmübersicht der Firma Traub, 1992.
- [TRU92] *Truckenbrodt, E.:* Fluidmechanik Band 1 Grundlagen und elementare Strömungsvorgänge dichtebeständiger Fluide. Berlin, Heidelberg, New York, Springer Verlag, 1992.
- [TRG96] *N. N.:* Technische Regeln für Gefahrstoffe. TRGS 900 - Grenzwerte für die Luft am Arbeitsplatz, Luftgrenzwerte MAK und TRK. Köln, Carl Heymann Verlag, 1996.
- [TSC88] *Tsättsch, H.:* Handbuch spanende Formgebung. München, Hanser Verlag, 1988.
- [ULL92] *Ullmann, F.:* Temperaturbestimmung beim Drehen. Dissertation TU Berlin, Hanser Verlag, 1992.
- [UHL93] *Uhlmann, E.:* Tiefschleifen hochfester keramischer Werkstoffe. Dissertation TU Berlin, Hanser Verlag, 1993.
- [UHL01] *Uhlmann, E.; Frost, Th.:* Cutting of Metals and other Materials. In: Buschow, K. H. J.; Cahn, R. W.: The Encyclopedia of Materials, Elsevier Science LTd., 2001.
- [UHL01a] *Uhlmann, E.; Frost, Th.:* Inner Cooling Systems - Wear Reduction For Dry Cutting. International Conference on Metal Cutting and High Speed Machining, Metz, 2001.
- [UHL01b] *Uhlmann, E.; Frost, Th.; u. a.:* Strömungssimulation von Bearbeitungsprozessen. Werkstattstechnik 91 (2001) H.6, S. 320 - 324.

- [VDI97] *N. N.:* VDI Wärmeatlas: Berechnungsblätter für den Wärmeübergang. Berlin, Springer Verlag, 1997.
- [VIE70] *Vierегge, G.:* Zerspanung der Eisenwerkstoffe. Düsseldorf, Verlag Stahleisen mbH, 1970.
- [VOG00] *Vogel, M.:* Pro/Engineer und Pro/Mechanica - Konstruieren, Berechnen und Optimieren. München; Wien, Carl Hanser Verlag, 2000.
- [WAL97] *Waller, A. u.a.:* Pro/Mechanica Arbeiten mit Struktur in Pro/Engineer. USA, Parametric Technology Corporation, 1997
- [WEB86] *Weber, H.; Loladze, T. N.:* Grundlagen des Spanens, 1. Aufl. Berlin: VEB Verlag Technik, 1986.
- [WEC96] *Weck, M.:* Probleme auf dem Weg zur ölfreien Werkzeugmaschine. VDI Bericht 1240, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1996.
- [WEI97] *Weinert, K.; Thamke, D.:* Kühlschmierung und Minimalmengen bei der Bohrungsbearbeitung. . In: Weinert, K. (Hrsg.): Spanende Fertigung, Essen, Vulkan-Verlag, 1997.
- [WEI98] *Weinert, K.; Adams, F.-J.; Thamke, D.:* Was kostet die Kühlschmierung? Technica, Band 44 (1995) 7, S. 19 - 23.
- [WEI99] *Weinert, K.:* Trockenbearbeitung und Minimalmengen Kühlschmierung. Berlin, Heidelberg, Springer-Verlag, 1999.
- [WIE90] *Wienand, D.:* Thermoelemente. VDI-Lehrgang BW 36-11-16 Technische Temperaturmessung, Stuttgart 1990.

- [WOL93] *Wolfram, H.:* Hautbelastung und Hautschutz beim Umgang mit Kühlschmierstoffen. Tagungsband „Schmierstoffe in der Produktionstechnik“, Gesellschaft für Tribologie, Koblenz, 1993.
- [WUR01] *Wursthorn, St.:* Numerische Untersuchung kavitierender Strömungen in einer Modellkreiselpumpe. Dissertation Universität Karlsruhe, 2001.
- [ZHO 97] *Zhou, M.; Andersson, M.; Stahl, J.:* Cutting tool fracture and strength evaluation by stress identification. Tools Manufact. Vol.37, Great Britain, Elsevier Science, 1997.

### ***Normen***

- DIN 4762 Oberflächenrauheit, Begriffe. Berlin, Beuth Verlag, 1989.
- DIN4768 Ermittlung der Rauheitskenngrößen  $R_a$ ,  $R_z$ ,  $R_{max}$  mit elektrischen Tastschnittgeräten. Berlin, Beuth Verlag, 1990.
- DIN 6584 Begriffe der Zerspantechnik. Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen. Berlin, Beuth Verlag, 1982.
- DIN 50320 Verschleiß - Begriffe, Systemanalyse und Verschleißvorgänge, Gliederung des Verschleißgebietes. Berlin, Beuth Verlag, 1979.