

# Einsatzverhalten und Leistungsbedarfe unterschiedlicher Kühlkonzepte beim Außen-Längs-Runddrehen

vorgelegt von  
M.Sc. Dipl.-Ing. (FH)  
Paul Günter Fürstmann  
geb. in Forst (Lausitz)

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. Jörg Krüger

Gutachter: Prof. Dr. h. c. Dr.-Ing. Eckart Uhlmann

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Dr. h. c. Dr. h. c. Fritz Klocke

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 8. August 2017

Berlin 2018



## Vorwort des Autors

Die vorliegende Dissertation ging aus dem Forschungsprojekt „Self-Learning Control of Tool Temperature in Cutting Processes“, gefördert von der Europäischen Union (EU), sowie dem Forschungsprojekt „Energy Efficient Cleaning and Dry Machining“ des Sonderforschungsbereichs 1026 „Sustainable Manufacturing“, gefördert durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG), hervor. Der EU und der DFG danke ich dafür sehr. Beide Forschungsprojekte sind von mir als Wissenschaftlichem Mitarbeiter am Institut für Werkzeugmaschinen und Fabrikbetrieb (IWF) der Technischen Universität Berlin bearbeitet worden.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr. h. c. Dr.-Ing. Eckart Uhlmann als Leiter des Fachgebiets Werkzeugmaschinen und Fabrikbetrieb am IWF der Technischen Universität Berlin und Leiter des Fraunhofer-Instituts für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik für die beständige Unterstützung, wohlwollende Förderung und das Schaffen der notwendigen technischen Rahmenbedingungen, um die Forschungsprojekte erfolgreich durchzuführen und die gestellten Forschungsfragen zu beantworten. Weiterhin möchte ich mich ganz herzlich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Dr. h. c. Dr. h. c. Fritz Klocke für das entgegengebrachte Interesse und die Hinweise zur Arbeit und der mit neun Wochen sehr kurzen Durchlaufzeit bedanken. Herrn Prof. Dr.-Ing. Krüger danke ich sehr für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Den ehemaligen Kollegen Dr.-Ing. Sebastian Richarz, Dr.-Ing. Stefan Gebhard, Dr.-Ing. Martin Roeder, Dr.-Ing. Robert Gerstenberger, Dr.-Ing. Fiona Sammler, Dr.-Ing. Nikolas Schröer und Dr.-Ing. Lukas Prasol danke für die administrative und fachliche Unterstützung. Ohne ihr Zutun wäre die Forschungsarbeit in dieser Form nie zustande gekommen.

Den Herren Martin Balder, Dirk Beer, Andreas Henning, Carsten Gartenschläger, Michael Kristen und Bernd Gottschlich danke ich für deren Rat und Tat bei der technischen Umsetzung. Des Weiteren danke ich Frau Marie Schallehn ganz herzlich für die Probenpräparation und Unterstützung bei den doch eher ungewöhnlichen Messaufbauten und -durchführungen.

Ganz besonders möchte ich meinen ehemaligen studentischen Mitarbeitern Robert Anger, Albert Beisel, Marcel Jackisch, Alexander Klose, Oliver Mairinger, Philipp Mantzke, Andreas Ochs und Nicolas Trippler danken. Deren Schaffen und Wirken bilden das Fundament dieser Arbeit.

Sarah, ich danke Dir dafür, dass Du mich in den vergangenen Jahren unterstützt und umsorgt hast. Mich hätte es hier nicht besser treffen können!

Templin, November 2017

Paul Günter Fürstmann



---

# Inhaltsverzeichnis

0	Formelzeichen und Abkürzungen .....	III
1	Einleitung.....	1
2	Stand der Technik.....	3
2.1	Energiewandlung im Bearbeitungsprozess und deren Einflussfaktoren .....	3
2.1.1	Wirkleistungen, Schnittkräfte und Wärme .....	3
2.1.2	Zerspanwerkzeug .....	7
2.1.3	Kühlschmiersysteme .....	11
2.2	Energieflüsse in Werkzeugmaschinen .....	14
2.3	Energieflüsse in Produktionsbetrieben .....	18
3	Zielsetzung und Vorgehensweise .....	21
4	Versuchsbedingungen und Messsysteme .....	25
5	Systementwicklung .....	29
5.1	Kühlmittelversorgungssystem .....	29
5.2	Echtzeitmessung der Wärme- und Energieflüsse.....	31
5.3	Drehwerkzeug mit geschlossenem Innenkühlsystem .....	32
5.3.1	Strukturoptimierter Werkzeughalter für tiefkalte Kühlmedien .....	32
5.3.2	Mikrokühlkörper .....	35
5.3.3	Zerspanwerkzeug .....	36
6	Außen-Längs-Runddrehen mit verschiedenen Kühlkonzepten.....	39
6.1	Charakterisierung der Zerspanwerkzeuge .....	39
6.1.1	Physikalische und mechanische Eigenschaften.....	39
6.1.2	Thermo-mechanische Simulation .....	51
6.2	Einsatzverhalten der Zerspanwerkzeuge .....	59
6.2.1	Einflussfaktor Schneidstoff .....	59
6.2.2	Einflussfaktoren Plattendicke, Oberflächentextur und Schneidkantenrundung.....	60
6.2.3	Einflussfaktor Hartstoffbeschichtung.....	66
6.2.4	Einflussfaktor Schnittgeschwindigkeit .....	71
6.2.5	Einflussfaktoren Vorschub und Schnitttiefe.....	73
6.2.6	Einflussfaktoren Stickstofftemperatur und Stickstoffmenge.....	77
6.3	Leistungsbedarfe und Wirkungsgrade.....	78
6.3.1	Definition der Systemgrenze .....	78
6.3.2	Einflussfaktoren Kühlmedium und Kühlmedienmenge .....	79
6.3.3	Einflussfaktoren Schnittgeschwindigkeit, Schnitttiefe und Vorschub .....	87
6.3.4	Einflussfaktor Zerspanwerkzeug.....	92
7	Modellierung und Simulation der Leistungsbedarfe und Wirkungsgrade .....	97
7.1	Lösungsansatz und Modellaufbau.....	97
7.2	Teilmodell Werkzeugmaschine .....	98
7.2.1	Grund-Leistungsaufnahme .....	98
7.2.2	Antriebs-Leistungsaufnahme .....	99
7.3	Teilmodell Kühlkonzept.....	101
7.4	Teilmodell Zerspanwerkzeug .....	101
7.5	Parameterstudien .....	105
7.5.1	Einsparpotenziale durch Kühlkonzeptoptimierung .....	105

7.5.2	Einsparpotenzial durch Schnittparameteroptimierung .....	107
7.5.3	Einsparpotenzial durch Zerspanwerkzeugoptimierung .....	109
7.5.4	Einsparpotenzial durch die Absenkung der Grund-Leistungsaufnahme ..	112
7.5.5	Einfluss auf den Prozesswirkungsgrad .....	113
7.5.6	Einfluss auf die Fertigungskosten .....	114
7.5.7	Verbesserungen durch technische Maßnahmen .....	118
8	Zusammenfassung .....	121
9	Literatur .....	125

---

## 0 Formelzeichen und Abkürzungen

### Griechische Formelzeichen

$\alpha$	$^{\circ}$	Normalfreiwinkel
$\alpha'$	$K^{-1}$	Ausdehnungskoeffizient
$\alpha_{LN2}$	$W\ cm^{-2}$	Wärmeübergangskoeffizient von siedendem Stickstoff an einer Metallwand
$\alpha_{H2O}$	$W\ cm^{-2}$	Wärmeübergangskoeffizient von Wasser an einer Metallwand
$\gamma$	-	Scherdehnung
$\Delta l$	$\mu m$	Längenänderung
$\Delta Q$	$cm^3\ min^{-1}$	Änderung des Zeitspannungsvolumens
$\Delta t$	s	Zeitdifferenz
$\eta$	-	Wirkungsgrad
$\eta_A$	-	Wirkungsgrad der Achsantriebe
$\vartheta$	$^{\circ}C$	Temperatur
$\vartheta_{V,max}$	$^{\circ}C$	Maximale Zerspantemperatur
$\vartheta_{D,GN2}$	$^{\circ}C$	Stickstofftemperatur am Einlass des Durchflussmessers
$\vartheta_{K,ein}$	$^{\circ}C$	Kühlmedientemperaturen am Kühlkörpereintritt
$\vartheta_{K,aus}$	$^{\circ}C$	Kühlmedientemperaturen am Kühlkörperaustritt
$\vartheta_{KSS}$	$^{\circ}C$	Kühlschmierstofftemperatur
$\vartheta_s$	$^{\circ}C$	Schmelztemperatur des Werkstoffs
$\vartheta_{s,max}$	$^{\circ}C$	Maximale Werkzeugeinsatztemperatur
$\vartheta_{sp}$	$^{\circ}C$	Spanflächentemperatur
$\vartheta_{sp,m}$	$^{\circ}C$	Mittlere Spanflächentemperatur
$\vartheta_0$	$^{\circ}C$	Raumtemperatur
$\kappa_r$	$^{\circ}$	Werkzeug-Einstellwinkel
$\lambda$	$W\ m^{-1}\ K^{-1}$	Wärmeleitwert vom Werkzeug bei Raumtemperatur $\vartheta_0$
$\lambda_1$	$W\ m^{-1}\ K^{-1}$	Wärmeleitwert vom Werkstück bei $0,5 (\vartheta_{sp,m} + \vartheta_0)$
$\lambda_2$	$W\ m^{-1}\ K^{-1}$	Wärmeleitwert vom Span bei der mittleren Spanflächentemperatur $\vartheta_{sp,m}$
$\lambda_3$	$W\ m^{-1}\ K^{-1}$	Wärmeleitwert vom Werkzeug bei der mittleren Spanflächentemperatur $\vartheta_{sp,m}$
$\lambda_h$	-	Spandickenstauchung
$\mu$	-	Coulombscher Reibkoeffizient

$\rho_1$	$\text{Kg m}^{-3}$	Dichte vom Werkstück bei 0,5 ( $\vartheta_{\text{sp,m}} + \vartheta_0$ )
$\rho_2$	$\text{Kg m}^{-3}$	Dichte vom Span bei der mittleren Spanflächentemperatur $\vartheta_{\text{sp,m}}$
$\rho_3$	$\text{Kg m}^{-3}$	Dichte vom Werkzeug bei der mittleren Spanflächentemperatur $\vartheta_{\text{sp,m}}$
$\rho_{\text{GN2}}$	$\text{Kg m}^{-3}$	Dichte von gasförmigem Stickstoff bei am Einlass des Durchflussmessers bei der Temperatur $\vartheta_{\text{D,GN2}}$
$\sigma$	$\text{N mm}^{-2}$	Mechanische Spannung
$\sigma_d$	$\text{N mm}^{-2}$	Druckfestigkeit
$\sigma_f$	$\text{N mm}^{-2}$	Biegebruchfestigkeit
$\sigma_N$	$\text{N mm}^{-2}$	Normalspannung
$\sigma_{N,\text{max}}$	$\text{N mm}^{-2}$	Maximale Normalspannung
$\sigma_s$	-	Standardabweichung
$\sigma_v$	$\text{N mm}^{-2}$	Von-Mises-Vergleichsspannung
$\tau$	$\text{N mm}^{-2}$	Schubspannung
$\tau_{\text{max}}$	$\text{N mm}^{-2}$	Maximale Schubspannung
$\Phi$	°	Scherwinkel

### Lateinische Formelzeichen

$a_p$	mm	Schnitttiefe
$A$	$\text{mm}^2$	Spanungsquerschnitt
$\bar{A}$	-	Formfaktor
$A_A$	$\text{mm}^2$	Querschnittsfläche Kühlkörperoberseite
$A_K$	$\text{mm}^2$	Kontaktfläche zwischen Span und Spanfläche
$A_W$	$\text{mm}^2$	Wärmeübertrageroberfläche des Kühlkörperoberteils
$b$	mm	Spanungsbreite
$b_{\text{st}}$	mm	Stegbreite
$b_W$	$\text{J K}^{-1} \text{m}^{-2} \text{s}^{-1/2}$	Wärmeeindringkoeffizient
$c_1$	$\text{KJ Kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	Wärmekapazität vom Werkstück bei 0,5 ( $\vartheta_{\text{sp,m}} + \vartheta_0$ )
$c_2$	$\text{KJ Kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	Wärmekapazität vom Span bei ( $\vartheta_{\text{sp,m}} + \vartheta_0$ )
$c_3$	$\text{KJ Kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	Wärmekapazität vom Werkzeug bei ( $\vartheta_{\text{sp,m}} + \vartheta_0$ )
$c_4$	$\text{KJ Kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	Wärmekapazität von flüssigem Stickstoff bei 0,5 ( $\vartheta_{\text{K,ein}} + \vartheta_{\text{K,aus}}$ )
$D$	mm	Durchmesser des Werkstücks
$D_A$	mm	Kugeldurchmesser beim Kalottenschleifverfahren
$D_K$	$\mu\text{m}$	Wolframkarbidkorngröße

$e_H$	$\text{MJ Kg}^{-1}$	Spezifischer Energiebedarf bei der Wendeschneidplattenherstellung
$E$	$\text{N mm}^{-2}$	Elastizitätsmodul
$E_A$	Wh	Elektrische Arbeit
$E_H$	MJ	Energiebedarf für die Wendeschneidplattenherstellung
$f$	mm	Vorschub
$f_Y$	-	Korrekturfaktor Spanwinkel
$f_\lambda$	-	Korrekturfaktor Neigungswinkel
$f_f$	-	Korrekturfaktor Eingriffsbedingungen
$f_h$	-	Korrekturfaktor Spanungsdicke
$f_k$	-	Kühlungsfaktor
$f_{st}$	-	Korrekturfaktor Freiflächenverschleiß
$f_{SV}$	-	Korrekturfaktor Schneidstoff und Schnittgeschwindigkeit
$F_{TY}$	N	Spanflächentangentiale Kraft
$F_c$	N	Schnittkraft
$F_{c,max}$	N	Maximale Schnittkraft
$F_f$	N	Vorschubkraft
$F_N$	N	Normalkraft
$F_p$	N	Passivkraft
$F_{Pr}$	N	Prüfkraft
$h$	mm	Spanungsdicke
$h_{sp}$	-	Spindelsteigung
$H$	-	Schneidstoffhärte
HV	$\text{N mm}^{-2}$	Härte nach Vickers
$i$	-	Übersetzungsverhältnis
$I_{ist}$	A	Ist-Stromaufnahme
$I_{soll}$	A	Soll-Stromaufnahme
$k_c$	$\text{N mm}^{-2}$	Spezifische Schnittkraft
$k_{c1.1}$	$\text{N mm}^{-2}$	Hauptwert der spezifischen Schnittkraft
KB	$\mu\text{m}$	Kolkbreite
$KEA_H$	$\text{MJ Kg}^{-1}$	Kumulierter Energieaufwand für die Herstellung einer bestimmten Materialmenge
$K_F$	$\text{€ h}^{-1}$	Fertigungskosten
$K_{IC}$	$\text{MN mm}^{-3/2}$	Bruchzähigkeit

## 0 Formelzeichen und Abkürzungen

---

$K_{LH}$	$\text{€ h}^{-1}$	Lohn- und Lohnnebenkosten
$K_M$	$\text{€ h}^{-1}$	Maschinenkosten
$K_T$	$\mu\text{m}$	Kolktiefe
$K_{T_{\max}}$	$\mu\text{m}$	Maximale Kolktiefe
$K_W$	$\text{€ h}^{-1}$	Werkzeugkosten
$K_X$	$\text{€ h}^{-1}$	Restfertigungsgemeinkosten
$l$	$\text{mm}$	Kontaktlänge Span auf Spanfläche
$l_c$	$\text{mm}$	Grenzwellenlänge
$l_t$	$\text{mm}$	Taststrecke
$L_{C1}$	$\text{N}$	Kritische Normalkraft bei Rissbildung
$L_{C3}$	$\text{N}$	Kritische Normalkraft bei Abplatzung/Delamination
$\bar{L}_{Co}$	$\mu\text{m}$	Mittlere freie Binderlänge
$m$	-	Tangens des Steigungswinkels
$\dot{m}$	$\text{g s}^{-1}$	Massenstrom
$m_{Co}$	%	Kobalt-Gewichtsanteil in Gewichtsprozent
$\dot{m}_{N_2}$	$\text{g s}^{-1}$	Massenstrom von flüssigem Stickstoff
$m_R$	%	Rest-Gewichtsanteil in Gewichtsprozent
$m_{WC}$	%	Wolframkarbid-Gewichtsanteil in Gewichtsprozent
$M_{WSP}$	$\text{g}$	Gewicht der Wendeschneidplatte
$n_K$	$\text{min}^{-1}$	Drehzahl des Kalottenschleifgeräts
$n_{\text{ist},f}$	$\text{min}^{-1}$	Ist-Drehzahl des Vorschubmotors
$n_{\text{ist},vc}$	$\text{min}^{-1}$	Ist-Drehzahl des Hauptspindeltriebs
$n_{\text{soll},f}$	$\text{min}^{-1}$	Soll-Drehzahl des Vorschubmotors
$n_{\text{soll},vc}$	$\text{min}^{-1}$	Soll-Drehzahl des Hauptspindeltriebs
$p$	$\text{Wh cm}^{-3}$	Spezifischer Energiebedarf pro zerspantem Materialvolumen
$p_A$	$\text{Wh cm}^{-3}$	Spezifischer Energiebedarf der Antriebe pro zerspantem Materialvolumen
$p_c$	$\text{W cm}^{-3}$	Spezifische Schnittleistung pro zerspantem Materialvolumen
$p_G$	$\text{Wh cm}^{-3}$	Spezifischer Energiebedarf durch die Grundlast der Werkzeugmaschine pro zerspantem Materialvolumen
$p_K$	$\text{Wh cm}^{-3}$	Spezifischer Energiebedarf der Kühlmethode pro zerspantem Materialvolumen
$p_{\max}$	$\text{bar}$	Maximal zulässiger Überdruck

$P_{p,ges}$	Wh cm <sup>-3</sup>	Spezifischer Energiebedarf des Zerspanprozesses pro Materialvolumen
$P_W$	Wh cm <sup>-3</sup>	Spezifischer Energiebedarf durch den Werkzeugverschleiß für die Werkzeugherstellung pro zerspantem Materialvolumen
$P_u$	bar	Druck im Unterkühler
$P$	W	Wirkleistungsaufnahme
$P_A$	W	Leistungsaufnahme der Achsantriebe
$P_{A,calc}$	W	Berechnete Leistungsaufnahme der Achsantriebe
$P_c$	W	Schnittleistung
$P_e$	W	Wirkleistung
$P_f$	W	Vorschubleistung
$P_G$	W	Grundlast der Werkzeugmaschine im betriebsbereiten Zustand
$P_K$	W	Leistungsaufnahme für die Prozesskühlung
$P_{K,N2}$	W	Leistungsaufnahme für die Stickstoffproduktion
$P_{p,ges}$	W	Gesamt-Leistungsaufnahme des Zerspanprozesses
$P_W$	W	Leistungsaufnahme für die Werkzeugherstellung
$\dot{q}$	W mm <sup>-2</sup>	Wärmestromdichte
$Q$	cm <sup>3</sup> min <sup>-1</sup>	Zeitspannungsvolumen
$\dot{Q}_{K,H2O}$	W	Wärmestrom von Wasser zu einer Metallwand
$\dot{Q}_{N2}$	W	Vom Stickstoff aufgenommener Wärmestrom
$Q_W$	W	Wärmemenge in das Werkzeug
$r_\beta$	µm	Schneidkantenrundung
$r_\epsilon$	mm	Schneideckenradius
$R_a$	µm	Arithmetischer Mittelwert der Profilordinaten
$R_e$	N mm <sup>-2</sup>	Steckgrenze
$Re$	-	Reynoldszahl
$R_m$	N mm <sup>-2</sup>	Zugfestigkeit
$R_{max}$	µm	Maximale Rautiefe
$RP_c$	mm <sup>-1</sup>	Normierte Spitzenzahl
$R_{Sm}$	µm	Mittlere Rillenbreite der Profilelemente
$R_z$	µm	Größte Höhendifferenz des Profils
$S$	mm	Dicke der Wendeschneidplatte
$S_{01}$	mm	Dicke der Wendeschneidplatte DCGT070104

## 0 Formelzeichen und Abkürzungen

---

$S_{02}$	mm	Dicke der Wendeschneidplatte DCGT070204
$S_S$	mm	Schichtdicke
$S_{T0}$	mm	Dicke der Wendeschneidplatte DCGT07T004
$SV_\alpha$	$\mu\text{m}$	Schneidkantenversatz in Richtung der Freifläche
$SV_\gamma$	$\mu\text{m}$	Schneidkantenversatz in Richtung der Spanfläche
$t$	s	Zeit
$t_c$	s	Schnittzeit
$t_{Pr}$	s	Prüfdauer
$t_{tip}$	$\mu\text{m}$	Tastspitzenradius
$T$	s	Standzeit der Werkzeugschneide
$v_c$	$\text{m min}^{-1}$	Schnittgeschwindigkeit
$v_{c0}$	$\text{m min}^{-1}$	Ausgangsgeschwindigkeit
$v_f$	$\text{m min}^{-1}$	Vorschubgeschwindigkeit
$v_{\text{grenz}}$	$\text{m min}^{-1}$	Grenzgeschwindigkeit
$v_{KSS}$	$\text{m min}^{-1}$	Strömungsgeschwindigkeit des Kühlschmierstoffs
$v_t$	$\text{mm s}^{-1}$	Tastgeschwindigkeit
$V$	$\text{cm}^3$	Spanungsvolumen
$\dot{V}$	$\text{m}^3 \text{min}^{-1}$	Volumenstrom
$VB$	$\mu\text{m}$	Verschleißmarkenbreite
$\dot{V}_{GN2}$	$\text{m}^3 \text{min}^{-1}$	Volumenstrom des gasförmigen Stickstoffs im Durchflussmesser
$W$	J	Kerbschlagarbeit
$x$	mm	Messweg
$Y$	-	Kolkwachstumsratenverhältnis
$Z$	-	Anzahl der Messwerte
$Z_{N2}$	-	Arbeitszahl der Stickstoffkühlung

**Abkürzungen**

a-Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	Amorphes Siliziumnitrid
AlCrON	Aluminium-Chrom-Oxinitrid
AlTiCrN	Aluminium-Titan-Chromnitrid
AlTiN	Aluminium-Titannitrid
ATS	Aerosoltrockenschmierung
CO <sub>2</sub>	Kohlenstoffdioxid
CrN	Chromnitrid
CVD	Chemische Gasphasenabscheidung
Fa.	Firma
GN <sub>2</sub>	Gasförmiger Stickstoff
HC	Beschichtetes Hartmetall
HM	Unbeschichtetes Hartmetall
K06F	Feinstkorn Hartmetallsorte niedriger Zähigkeit und hoher Festigkeit
K20F	Feinstkorn Hartmetallsorte mittlerer Zähigkeit und mittlerer Festigkeit
K20UF	Ultrafeinstkorn Hartmetallsorte mittlerer Zähigkeit und hoher Festigkeit
KSS	Kühlschmierstoff
LN <sub>2</sub>	Flüssiger Stickstoff
MMS	Minimalmengenschmierung
nc-AlCrN	Nanokristallines Aluminium-Chromnitrid
nc-AlTiN	Nanokristallines Aluminium-Titannitrid
PVD	Physische Gasphasenabscheidung
REM	Rasterelektronenmikroskop
softSPS	Softwarebasierte speicherprogrammierbare Steuerung
TiC	Titankarbid
TiN	Titannitrid

---

---

---

# 1 Einleitung

Beim Personen- und Warentransport oder aber bei Anlagen, die der Stromerzeugung dienen, werden Produkte und Prozesse auf Energieeffizienz optimiert [BRU14, CUL10, ISE14, STA15, TAI15]. Dort bewirken stetig steigende Energiepreise, intensivere Nutzungsgrade, verschärfte Richtlinien sowie die Gesetzgebung energetische Einsparungen. Bei Produkten und deren Produktionsanlagen führt die zu einer Leistungsverdichtung [SED14, ZHA13]. Dieser Fortschritt basiert vor allem auf für den Anwendungsfall angepassten Konstruktionen und gezielt eingestellten Bauteilfunktionalitäten, die eine hohe Funktionsintegration sowie gesteigerte mechanische und physikalische Eigenschaften, zum Beispiel höhere Warmfestigkeit und höheren Verschleißwiderstand, aufweisen [KLO13c, KLO14, NIC13, ÖZE13, SED14, ZHA13].

Insbesondere im Energieanlagenbau stehen die Hersteller von Zerspanwerkzeugen für die Drehbearbeitung vor technologischen Herausforderungen, denn die dort eingesetzten Werkstoffe, wie hochlegierte Eisenwerkstoffe, Nickelbasislegierungen, Metall-Matrix-Verbundwerkstoffe oder Keramiken, kombinieren hohe Warmhärte mit Warmfestigkeit, welche beim Trennen zwangsläufig zu hohen Zerspantemperaturen bei starker mechanischer Schneidenbelastung führen. Diesem Lastkollektiv haben herkömmliche Zerspanwerkzeuge wenig entgegenzusetzen, es sei denn die Schnittparameter werden herabgesetzt [KLO14, LEE83, HAR82, ULU11, NOU14]. Eine Verringerung der Schnittwerte geht jedoch mit einer niedrigeren Produktivität und einem höheren Energieverbrauch einher, was bei steigenden Energiepreisen höhere Herstellkosten bewirkt [GUT06]. Es ist folglich schwierig durch trennende Fertigungsverfahren kosten- und energieeffizient Bauteile herzustellen.

Insofern es bei der Drehbearbeitung nicht möglich ist, auf hochwarmfeste Zerspanwerkzeuge aus kubischem Bornitrid oder keramischen Schneidstoffen auszuweichen, müssen die Zerspantemperaturen durch eine Anpassung der Schnittparameter oder aber durch Kühlschmier-systeme gesenkt werden. Bei letztgenannten Systemen werden das Zerspanwerkzeug, der Span und das Bauteil mit Kühlschmierstoff (KSS) überflutet, um so die Wärme aus der Zerspanzone abzuführen. Die Überflutungskühlung ist in ihrer Kühlwirkung effektiv, doch ist die Kühlung wenig zielgerichtet. Eine Möglichkeit, nicht den Span oder das Werkstück, sondern nur das Zerspanwerkzeug zu kühlen, sind Drehwerkzeughalter mit integriertem geschlossenen Innenkühl-system [ABE12, FRO09, GHO05, KIM93, ROZ11, ABE12]. Bei diesem Kühlkonzept wird nur die Werkzeugschneide gekühlt und somit das Kühlmittel zielgerichtet eingesetzt. Als Kühlmedium ist flüssiger bzw. siedender Stickstoff ( $N_2$ ) aufgrund seiner tiefen Temperaturen besonders geeignet [KLO97, LAU14, JAW16]. Wird Flüssigstickstoff als Kühlmittel für das geschlossene Kühlsystem eingesetzt, ist es möglich, die Werkzeugstandzeit im Vergleich zur Trockenzerspannung zu verdoppeln [GHO05, ROZ11]. Weiterhin bieten geschlossen-innengekühlte Werkzeuge den Vorteil, dass keine mit Kühlschmierstoff verschmutzten Späne und Bauteile mehr anfallen, so dass insgesamt weniger Ressourcen aufgewendet werden müssen. Trotz der zuvor beschriebenen Vorteile ist eine Markteinführung von Drehwerkzeugen mit geschlossener Innenkühlung, idealerweise mit Flüssigstickstoff als Kühlmedium, noch nicht erfolgt. Die Herausforderungen bei diesem Werkzeugkonzept sind zum einen die Integration der Kühlung in das Werkzeug, um die Werkzeugschneide effektiv zu kühlen [UHL12b, UHL13a, WAR16], und zum anderen die widersprüchlichen

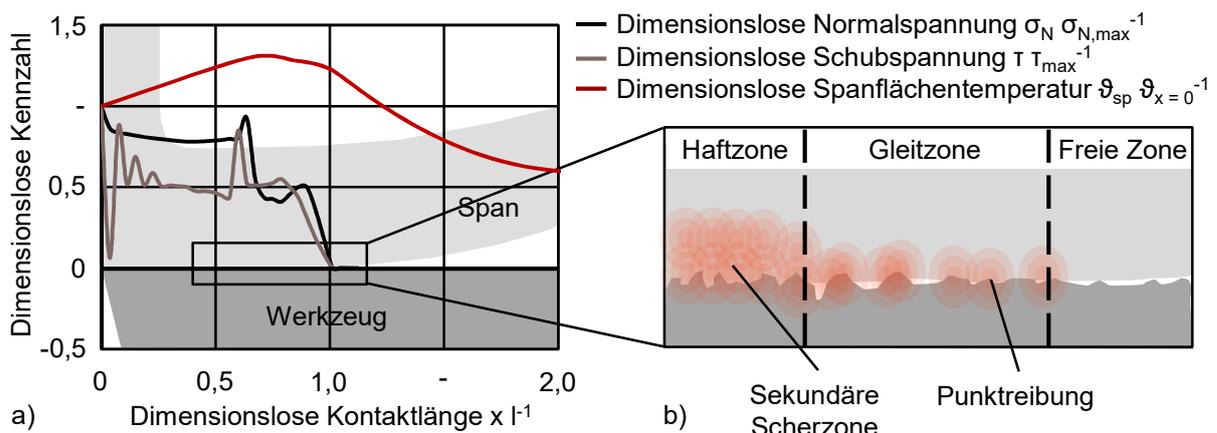
Angaben zur Wirkung tiefkalter Medien auf den Schneidstoff bzw. die Hartstoffbeschichtung [JIG14, ÖZB16]. Weitere Sachverhalte, die bisher wissenschaftlich noch nicht analysiert wurden, sind der tatsächliche Energiebedarf der Kühlung und der Einfluss der Kühlleistung auf den Werkzeugverschleiß bei geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeugen. Diese Arbeit diskutiert, inwiefern das Kühlkonzept, die Prozessparameter oder aber auch die Werkzeugmaschine angepasst werden müssen, um einen möglichst energieeffizienten und ressourcenschonenden Zerspanprozess zu verwirklichen, und in welchem Fall der Einsatz von geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeugen sinnvoll ist.

## 2 Stand der Technik

### 2.1 Energiewandlung im Bearbeitungsprozess und deren Einflussfaktoren

#### 2.1.1 Wirkleistungen, Schnittkräfte und Wärme

Beim Eintritt der Werkzeugschneide in das Werkstückmaterial entsteht ein mechanisches Spannungsfeld in der Werkzeugschneide, im Werkstück und im sich ausbildenden Span. Wenn die Härte der Werkzeugschneide höher und somit die elastische Umformung der Werkzeugschneide geringer ist als beim Werkstückmaterial, dringt der Schneidkeil weiter in das Werkstück ein. Dabei steigen die in das Werkstück induzierten Spannungen an. Diese übersteigen dann das elastische Umformvermögen des Werkstückmaterials, sodass eine plastische Verformung einsetzt. Aufgrund der Kontinuitätsgleichung ist es für das sich in Umformung befindliche Werkstückmaterial nicht möglich durch den Schneidkeil hindurchzufließen. Das Material trennt sich daher vor dem Schneidkeil, an der am stärksten vorgeschädigten und die geringste Festigkeit aufweisenden Stelle, und fließt dann über die Spanfläche ab. Bei diesem Vorgang bildet sich auf der Spanfläche der Werkzeugschneide ein Spannungsfeld, welches auf der Werkzeugoberfläche als Normal- und Schubspannungen (Bild 2-1a) gemessen werden kann [HUC55, VIE59, ZOR63, CHI89, CHI06a, CHI06b, MOL11, MOL12].



**Bild 2-1:** Normalisierte Temperatur- und Spannungsverteilungen auf der Spanfläche in Abhängigkeit von der Kontaktlänge Span zu Werkzeug, a) dimensionslose Spanflächentemperatur, dimensionslose Normal- und Schubspannung in Abhängigkeit von den dominierenden Kontaktbedingungen nach [MOL12] und b) Unterteilung der Zerspanzone in Haftzone, Gleitzone und freie Zone nach [COU13, MOL12, SCH13]

In den Arealen mit den größten Umformgraden dissipiert die Verformungs- bzw. Scherarbeit in Wärme. Das Werkstück heizt sich an diesen Stellen lokal auf und die Wärme wird dann über den Span abgeführt [COU13, KRO27, VIE59, MOL12, SCH13]. Die Kontaktfläche zwischen Werkstückmaterial und Werkzeugschneide ist ebenfalls eine Wärmequelle, die sich in drei charakteristische Subzonen aufteilen lässt (Bild 2-1b) [SCH13].

In der ersten Subzone, der Haftzone, herrscht ein vollständiger Kontakt zwischen Werkstückmaterial und Werkzeugschneide; die Ablaufgeschwindigkeit ist niedrig und kann vor der Schneidkante zu Null werden [MOL12, STÅ12]. An dieser Stelle wird die Trennarbeit zur Bildung zweier neuer Oberflächen genutzt [VIE55]. In der zweiten Subzone, der Gleitzone, ist

der Kontakt zwischen abfließendem Span und Werkzeug weniger stark ausgeprägt und ist überwiegend ein Punktkontakt. Für diesen Bereich ist die Adhäsion zwischen Span und Werkzeug charakteristisch. In der dritten Subzone, der freien Zone, verbinden sich die Spanunterseite und Werkzeugoberfläche kaum noch. Das Werkstückmaterial gleitet als Span über die Spanfläche bzw. als plastisch verformte Werkstückoberfläche über die Freifläche ab [SCH13, VIE55].

Dieses Dreizonen-Modell wurde von MOLINARI ET AL. [MOL12] auf ein Zweizonen-Modell reduziert. Dabei diente als Unterscheidungsmerkmal nicht die Intensität des Kontakts zwischen Werkstückmaterial und Werkzeug, sondern die Gleitgeschwindigkeit des Werkstückmaterials. Nach dessen Definition ist die Adhäsionszone der Bereich, in dem das Werkstückmaterial von nahe Null auf die Endgeschwindigkeit des Spans beschleunigt wird. Ein weiterer Schritt, den MOLINARI ET AL. gemacht hat, ist, die Gleitgeschwindigkeit mit dem Schub- und Normalspannungsfeld und der Spannflächentemperatur zu verknüpfen. Dabei fiel auf, dass der charakteristische Spannungsabfall mit der Spanflächen- bzw. Reibtemperatur einhergeht (Bild 2-1a). Die niedrigen Fließgeschwindigkeiten auf der Werkzeugoberfläche und die hohen Fließgeschwindigkeiten des darüber abfließenden Werkstoffmaterials führen zu hohen plastischen Umformgraden, bei denen Wärme freigesetzt wird [LOE54, VIE53, MOL11, MOL12]. VIEREGGE [VIE55] hat diese als Reibungsarbeit, welche sich aus der Spanflächen- und Freiflächenreibung zusammensetzt, definiert. Der vollständige Kontakt zwischen Werkstück und Werkzeug führt zu einem sehr guten Wärmeübergang, sodass ein Teil der durch Verformung und Reibung erzeugten Wärme in die kältere Werkzeugschneide abfließt und diese so aufheizt [MOL11, MOL12, UHL11]. Sind die Temperaturen auf der Spanfläche groß genug, findet keine Haftreibung mehr statt, da aufgrund der hohen Materialtemperaturen die Festigkeit herabgesetzt wird und die hohen Schub- und Normalspannungen nicht mehr übertragen werden können. Die Kräfte reichen dann nicht mehr aus, um das abfließende Material mit der Spanflächenoberfläche zu verklammern. Das weiche Material gleitet auf dem Werkzeug auf Punktkontakten ab. Dabei wird die Werkzeugschneide weiter erwärmt. Diesem durch den abfließenden Span in die Zerspanzone gerichteten Wärmestrom steht der negative Wärmestrom in die umliegenden kälteren Werkzeugareale entgegen, sodass sich nach einer Werkzeugaufheizphase ein stabiles Temperaturfeld ausbildet, welches dann nur noch durch den Werkzeugverschleiß beeinflusst wird [KOM01].

WESTHOFF [WES01] und MÜLLER [MÜL04] haben für verschiedene Zerspanprozesse die Aufheizkurve der Werkzeugschneide mittels numerischer Berechnungsverfahren nachgebildet und konnten damit zeigen, dass sich mit steigender Schnittzeit das gesamte Werkzeug aufheizt (Bild 2-2). Ähnliche Resultate hat KAMMERMEIER [KAM92] bei beschichteten Werkzeugen beobachtet. Die Wärme wird durch die aufgeheizte Werkzeugschneide und den damit verringerten Temperaturunterschied zwischen Zerspanzone und Werkzeug nicht mehr so effektiv weggeleitet, was dazu führt, dass die Temperaturen in der Zerspanzone asymptotisch gegen ein Maximum streben [HAR02, TÖN05, UHL11]. Die Ursache dafür ist, dass mit zunehmender Schnittzeit der Temperaturgradient zwischen Spanfläche und Werkzeugmitte abnimmt, was den Wärmestrom in und damit die Wärmeabfuhr über das Werkzeug vermindert.

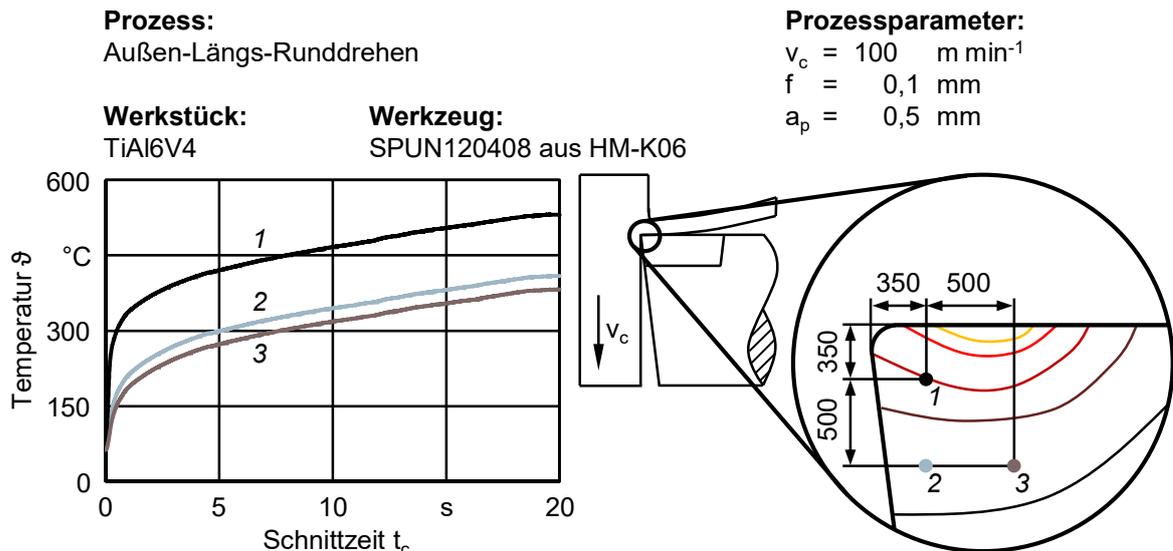


Bild 2-2: Entwicklung der Werkzeugtemperatur in Abhängigkeit von der Schnittzeit in Anlehnung an WESTHOFF [WES01], MÜLLER [MÜL04] und UHLMANN MIT REINICKE [UHL11]

VIEREGGE [VIE59], OPITZ UND KÖNIG [OPI67] und HASTINGS MIT OXLEY [HAS76] haben gezeigt, dass es für jede Schneidstoff-Werkstückmaterial-Paarung einen Schnittparameterbereich gibt, bei dem der Werkzeugverschleiß minimal ist. Dieser liegt im Übergangsbereich zwischen dem Adhäsionsverschleiß und dem Diffusions- bzw. Oxidationsverschleiß. Beim Adhäsionsverschleiß verschweißt der Werkstückwerkstoff mit dem Werkzeug und es bildet sich eine Aufbauschneide, welche durch den auf ihr abfließenden Span abgesichert wird [VIE59]. Die Aufbauschneide reißt bei jedem Ablösevorgang Teile des Schneidstoffs mit sich und schwächt so die Schneide. Im ungünstigsten Fall werden größere Schneidstoffsegmente ausgerissen. Dieser Verschleißmechanismus kann umgangen werden, indem die Wirkleistung  $P_e$  bzw. die dissipierende Wärme in der Zerspanzone pro Zeiteinheit erhöht wird und so vermehrt Diffusions- und Oxidationsverschleiß auftritt. Mit steigender Wirkleistung  $P_e$  und damit ansteigenden Zerspanntemperaturen kommt es nicht mehr zu Aufschweißungen von Werkstückwerkstoff auf der Werkzeugschneide.

Die Wirkleistung  $P_e$  kann mit gegebener Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ , Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$ , Schnittkraft  $F_c$  und Vorschubkraft  $F_f$  nach Gleichung 2-1 berechnet werden [DIN6584, DEG15].

$$P_e = P_c + P_f = v_c F_c + v_f F_f \quad (2-1)$$

Da bei der Zerspanung die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  signifikant größer als die Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  ist, kann der zweite Summand in Gleichung 2-1 zu null gesetzt werden. Für  $F_c$  hat KIENZLE [KIE52] die in Gleichung 2-2 dargestellte Beziehung hergeleitet. Dabei ist  $k_{c1.1}$  der Hauptwert der spezifischen Schnittkraft bezogen auf eine gedachte Spanungsdicke und Spanungsbreite von jeweils einem Millimeter. Aus dem Hauptwert der spezifischen Schnittkraft  $k_{c1.1}$  wird über die Spanungsdicke  $h$  und den aus Experimenten ermittelten Anstiegswert die spezifische Schnittkraft  $k_c$  berechnet. Die verbleibenden Variablen sind folgende Korrekturfaktoren: die Spanungsdicke  $f_h$ , der Spanwinkel  $f_v$ , der Neigungswinkel  $f_\lambda$ , der Schneidstoff und die Schnittgeschwindigkeit  $f_{sv}$ , die Eingriffsbedingungen  $f_f$  und der Freiflächenverschleiß  $f_{st}$ .

$$F_c = b h^{1-m} k_{c1.1} = b h k_c = A k_c f_h f_\gamma f_\lambda f_{sv} f_f f_{st} \quad (2-2)$$

Bei gleichbleibenden Eingriffsbedingungen, gleichbleibendem Werkstückmaterial und gleichbleibendem Schneidstoff bleiben alle Korrekturfaktoren bis auf  $f_{sv}$  konstant. Dessen Einfluss ist mit Gleichung 2-3 beschrieben.

$$f_{sv} = \left( \frac{v_{c0}}{v_c} \right)^{0,1} \quad (2-3)$$

Aus Gleichung 2-1, Gleichung 2-2 und Gleichung 2-3 lässt sich dann der in Gleichung 2-4 beschriebene Zusammenhang herleiten. Dieser beschreibt den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  auf die Schnittleistung  $P_c$ , wobei mit  $v_{c0}$  die Ausgangsschnittgeschwindigkeit gemeint ist. Aus dieser geht hervor, dass bei einer Steigerung der Schnittgeschwindigkeit die Schnittleistung  $P_c$  exponentiell ansteigt und in einem gleichbleibenden Areal mehr Energie zwischen Span und Spanfläche vorhanden ist.

$$P_c \sim v_c \left( \frac{v_{c0}}{v_c} \right)^{0,1} \sim v_{c0}^{0,1} v_c^{0,9} \quad (2-4)$$

VIEREGGE [VIE53] hat aus der Energiebilanz des Zerspanungsvorgangs die Temperaturen des Zerspanungsvorgangs und die maximale Zerspantemperatur  $\vartheta_{y,max}$  analytisch hergeleitet. Diesen Ansatz haben dann auch LOEWEN UND SHAW [LOE54] für die Orthogonal-Zerspanung genutzt, um die mittlere Zerspantemperatur  $\vartheta_{sp,m}$  zu berechnen (Gleichung 2-5). In dieser Gleichung ist  $\vartheta_0$  die Temperatur des Werkstücks vor der Zerspanung,  $l$  die Kontaktlänge des Spans auf der Spanfläche des Werkzeugs,  $\tau$  die Schubspannung in der Scherebene,  $\gamma$  die Scherdehnung,  $\Phi$  der Scherwinkel,  $\mu$  der Coulombsche Reibungskoeffizient zwischen Span und Spanfläche und  $p_c$  die Schnittleistung bezogen auf das zerspante Volumen. Mit der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ , der Schnitttiefe  $a_p$ , dem Vorschub  $f$ , der Kontaktlänge des Spans auf der Spanfläche  $l$ , der Spandickenstauchung  $\lambda_h$  und dem Formfaktor  $\bar{A}$ , welcher das Verhältnis zwischen  $\lambda_h$ ,  $a_p$  und  $f$  beschreibt, ist der Zerspanungsvorgang geometrisch definiert. Um den Einfluss der thermischen Werkstück-, Span- und Werkzeugeigenschaften zu berücksichtigen, wurden folgende Werte eingesetzt: Wärmeleitwert  $\lambda_1$ , Dichte  $\rho_1$ , Wärmekapazität  $c_1$  vom Werkstück bei  $0,5 (\vartheta_{sp,m} + \vartheta_0)$ , Wärmeleitwert  $\lambda_2$ , Dichte  $\rho_2$ , Wärmekapazität  $c_2$  vom Span bei  $\vartheta_{sp,m}$  und Wärmeleitwert  $\lambda_3$ , Dichte  $\rho_3$  und Wärmekapazität  $c_3$  vom Werkzeug bei der mittleren Spanflächentemperatur  $\vartheta_{sp,m}$ .

$$\vartheta_{sp,m} = \vartheta_0 + \frac{\tau}{p_c} \sqrt{\frac{v_c f \gamma}{\lambda_2 \rho_2 c_2}} \cdot \left[ \frac{0,754 \mu \sqrt{\frac{\lambda_h f}{\gamma l \sin^2 \Phi}}}{1 + \frac{0,754}{\bar{A}} \left( \frac{\lambda_3}{\lambda_2} \right) \sqrt{\frac{\lambda_2}{\rho_2 c_2 l \lambda_h v_c}}} + \frac{1}{\left( \sqrt{\frac{v_c \rho_1 c_1 f}{\lambda_1 \gamma}} + 1,328 \right) \left( 1 + \frac{0,754}{\bar{A}} \left( \frac{\lambda_3 \rho_2 \lambda_2}{\lambda_2 \rho_3 \lambda_3} \right) \sqrt{\frac{\lambda_2}{l \lambda_h v_c \rho_2 c_2}} \right)} \right] \quad (2-5)$$

Eine stark vereinfachte Gleichung zur Berechnung der Zerspantemperatur hat TÖNSHOFF ET AL. [TÖN05] aufgestellt. Bei dieser werden die verschiedenen Wärmeleitwerte und -kapazitäten nicht berücksichtigt, was dazu führt, dass die berechnete Temperatur um bis zu 20 % von der realen Temperatur abweicht. In Gleichung 2-6 werden die Kontaktlänge des Spans auf der Spanfläche  $l$ , der Scher-  $\phi$  und der Spanwinkel  $\gamma$ , die Umgebungstemperatur  $\vartheta_0$ , die Spanflächentangentiale Kraft  $F_{T\gamma}$ , der Wärmeeindringkoeffizient  $b_W$  und die Stegbreite  $b_{st}$  verwendet.

$$\vartheta_{sp,m} = \vartheta_0 + \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{F_{TY} v_c}{b_W b_{st} l} \cdot \frac{\sin \phi}{\cos(\phi-\gamma)} \cdot \sqrt{\frac{l}{v_c} \cdot \frac{\cos(\phi-\gamma)}{\sin \phi}} \quad (2-6)$$

Eine von der Schnittleistung und damit vom Zerspanungsvorgang unabhängige Berechnung der mittleren Zerspanntemperatur  $\vartheta_{sp,m}$  hat KRONENBERG [KRO27] in einer stark vereinfachten Dimensionsanalyse durchgeführt, welche dann von LOEWEN UND SHAW [LOE54] verbessert wurde (Gleichung 2-7). Dabei ist  $\tau$  die Schubspannung in der Scherzone,  $\gamma$  die Scherung in der Scherebene des Spans,  $p_c$  die spezifische Schnittleistung,  $v_c$  die Schnittgeschwindigkeit,  $a_p$  die Schnitttiefe,  $\lambda_2$  die Wärmeleitfähigkeit,  $\rho_2$  die Dichte und  $c_2$  die Wärmekapazität des Spans.

$$\vartheta_{sp,m} = \frac{\tau}{p_c} \sqrt{\frac{v_c a_p \gamma}{\lambda_2 \rho_2 c_2}} \quad (2-7)$$

Aus Gleichung 2-7 lässt sich der Zusammenhang zwischen der maximalen Zerspanntemperatur  $\vartheta_{y,max}$ , der spezifische Schnittleistung  $p_c$  und der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  ableiten. Dieser ist in Gleichung 2-8 dargestellt und zeigt, dass sich bei einer Steigerung der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  die Temperatur erhöht. Bei Gleichung 2-7 ist hervorzuheben, dass die spezifische Schnittleistung von der Schnittgeschwindigkeit abhängt, siehe Gleichung 2-1, und sich dadurch die Zerspanntemperatur begrenzt.

$$\vartheta_{sp,m} \sim \frac{v_c^{0,4}}{v_{c0}^{0,1}} \quad (2-8)$$

TÖNSHOFF ET AL. [TÖN05] hat einen anderen Lösungsansatz gewählt. Dieser ist von einer maximal erreichbaren Zerspanntemperatur  $\vartheta_{y,max}$  ausgegangen (Gleichung 2-9), welche der Schmelztemperatur des Werkstoffs  $\vartheta_s$  entspricht. Eine weitere Annahme war, dass es eine Grenzschnittgeschwindigkeit  $v_{grenz}$  gibt, bei der die maximale Zerspanntemperatur erreicht wird. Diese Grenzschnittgeschwindigkeit  $v_{grenz}$  ist materialabhängig.

$$\vartheta_{y,max} = \vartheta_s \left( 1 - e^{-\frac{v_c}{v_{grenz}}} \right)^{0,3} \quad (2-9)$$

Die Grenzgeschwindigkeit  $v_{grenz}$ , kann durch Gleichung 2-10 berechnet werden. Dabei ist  $R_m$  die Zugfestigkeit und 40 ein vom Schneidstoff abhängiger Korrekturfaktor.

$$v_{grenz} \sim \vartheta_s \frac{\sqrt{\lambda_1 \rho_1 c_1}}{40 R_m} \quad (2-10)$$

Die in Gleichung 2-9 angegebene Funktion verdeutlicht den stark nichtlinearen Zusammenhang der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  zur maximalen Zerspanntemperatur  $\vartheta_{y,max}$ . Wenn  $v_c \ll v_{grenz}$  ist, wirkt sich eine kleine Änderung der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  besonders stark auf die Zerspanntemperatur  $\vartheta_{y,max}$  aus.

## 2.1.2 Zerspanwerkzeug

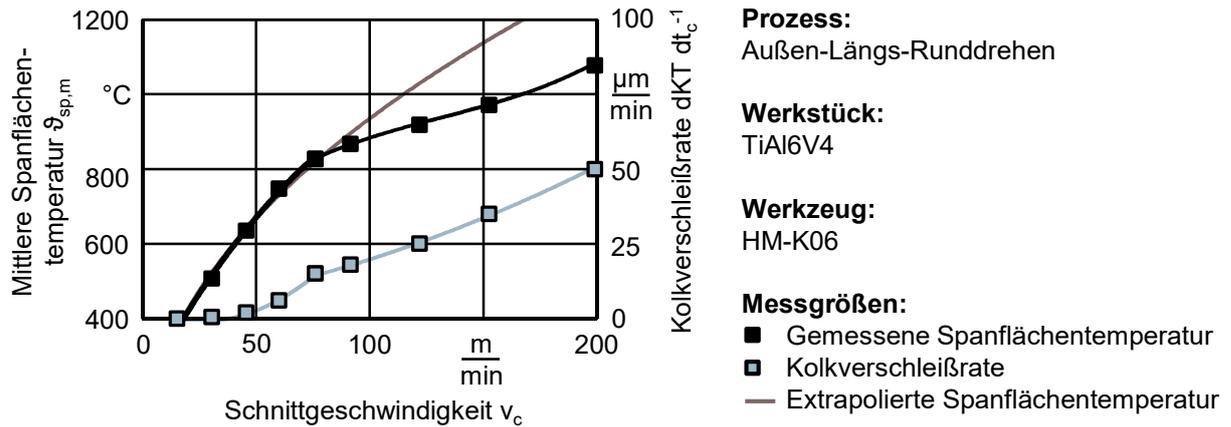
Aus den zuvor dargestellten Modellen kann die mittlere bzw. maximale Temperatur in der Zerspanzone für Zerspanwerkzeuge berechnet und vorab eine Aussage über die vorherrschende Werkzeugverschleißform getroffen werden. LOEWEN UND SHAW [LOE54], aber auch JEFFRIES UND ZERKLE [JEF70], KÖNIG [KÖN79] sowie KOMANDURI UND HOU [KOM01] zeigten, dass die Zerspanntemperaturen nicht nur von den Werkstückmaterialeigenschaften, sondern

auch vom Wärmeleitwert und der Wärmekapazität des Schneidstoffs abhängen. Das heißt, dass bei gleicher Werkzeuggeometrie und identischen Schnittbedingungen ein keramischer Schneidstoff mit niedrigem Wärmeleitwert und niedriger Wärmekapazität höhere Zerspanntemperaturen verursacht als ein Hartmetall mit identischer keramischer Beschichtung und gleicher Oberflächentopologie. Die Wärmeleitwerte und Beschichtungen bestimmen zudem, wie sich die freigesetzte Wärme durch Wärmeleitung auf den Span, das Werkzeug und das Werkstück aufteilt. Der Einfluss des Schneidstoffs auf die Energieflüsse ist zuerst von LOEWEN UND SHAW [LOE54] analytisch hergeleitet worden. Dadurch war es möglich, die Aufteilung der Wärmeströme zwischen Werkstück, Span und Werkzeug zu bestimmen. Die aufgestellten Gleichungen sind unter anderem von REZNIKOV [REZ81], GECIM UND WINER [GEC85], SHAW [SHA89], TIAN UND KENNEDY [TIA94], AKBAR ET AL. [AKB08] und FAHAD [FAH12] durch angepasste Rahmenbedingungen und Systemgrenzen erweitert worden. Eine grundlegende mathematische Beschreibung der Wärmeverteilung zwischen Werkstück, Werkzeug und Span gibt es jedoch nicht.

Bei Hartmetallwerkzeugen setzt bei Zerspanntemperaturen ab etwa 650 °C thermochemischer Verschleiß ein, welcher Diffusionsverschleiß und Oxidationsverschleiß hervorruft [HAR82, HSU82, LEE83, MOL02, NAE77, SCR88]. Besonders kritisch ist dabei die katalytische Reaktion des Kobalts mit dem Werkstückwerkstoff. Kohlenstoff und Kobalt diffundieren dann in den ablaufenden Span. Dabei diffundieren auch Elemente aus dem Werkstückwerkstoff in das Hartmetall und regen die Diffusion in tieferliegenden Werkzeugschichten an [HAR82, LEE83, MOL02, NAE77, TAM22]. Dieser Effekt wird bei der Zerspannung von Eisenlegierungen besonders deutlich. Die hohen Spanflächentemperaturen führen zu einer Destabilisierung des Hartmetalls. Wolfram, Kobalt und Kohlenstoff diffundieren in den ablaufenden Stahlspan. Um diesen chemischen Reaktionen entgegenzuwirken, werden Titan- und Tantalcarbide hinzulegiert [HEI14]. Diese bilden auf der Werkzeugoberfläche eine Randzone, die als Diffusionsbarriere für Wolfram, Kohlenstoff und Kobalt dient. Durch diese Maßnahme kann der Diffusionsverschleiß um den Faktor 50 reduziert werden [LEE83].

Bei der Zerspannung hochwarmfester Werkstoffe entstehen Temperaturen von über 900 °C auf der Spanfläche [ARR15, EZU95, LOW54, VIE53]. Werkstückmaterialien wie Titan reagieren bei diesen Temperaturen mit dem Schneidstoff und lösen diesen auf (Bild 2-3). Ähnliches ist auch bei der Zerspannung von Stählen [LEE83] oder Nickelbasislegierungen [NAR93] zu beobachten. Die Entwicklung thermisch stabiler Schneidstoffsubstrate und Beschichtungen für Einsatztemperaturen über 900 °C ist daher zwingend erforderlich, um hochwarmfeste Werkstoffe wirtschaftlich zu zerspanen.

Bei der Zerspannung von Titan lassen sich ähnliche Diffusionsvorgänge wie beim Zerspanen von Eisenlegierungen beobachten. Untersuchungen von HARTUNG UND KRAMER [HAR82] zeigten, dass Schneidstoffe mit großem Kohlenstoffanteil Standzeiterhöhungen aufweisen. Der Grund dafür ist, dass kohlenstoffhaltige Schneidstoffe Wärme besser leiten und so die Zerspanntemperaturen und damit den Diffusionsverschleiß senken. Außerdem bildet sich eine Passivierungsschicht aus Titankarbid (TiC) zwischen Titanwerkstück und Schneidstoff aus, welche in Abhängigkeit von der Zerspanntemperatur wächst und die Diffusion behindert [HEI14].



**Bild 2-3:** Mittlere Spanflächentemperaturen  $\vartheta_{sp,m}$  gemessen mit der Einmeißelmethode sowie die Kolkverschleißrate von Hartmetallwerkzeugen [HAR82, FRK01]

NARUTAKI ET AL. [NAR83] konnte bei der Titanzerspanung mit Diamantwerkzeugen nachweisen, dass die sehr gute Wärmeleitfähigkeit von Diamant, auch wenn diese bei hohen Temperaturen stark abnimmt [SUK05], geringeren Verschleiß verursacht und die sich ausbildende Passivierungsschicht den Diffusionsverschleiß limitiert. Als Schneidstoff eignen sich daher Diamant oder Hartmetalle der Sorten HM-K06 oder HM-K10 für die Titanzerspanung [FRK01, HAR82, HER10, HUA05, ROE13]. Bei Zerspanntemperaturen über 900 °C und hohen Schnittkräften, wie bei der Bearbeitung hochtemperaturfester Werkstoffe üblich, wird das Hartmetall aufgrund abnehmender Festigkeit plastisch verformt [SCR88, EXN79, FER09].

### Werkzeugmakro- und Werkzeugmikrogeometrie

Die Anpassung der Makrogeometrie der Werkzeugschneide bietet eine weitere Möglichkeit die spezifische Schnittkräfte  $k_c$  und damit die spezifische Schnittleistung  $p_c$  und die Zerspanntemperaturen zu reduzieren. REDFORD [RED80] zeigte, dass die Form der Spanleitstufe die Haft- und Gleitreibung stark beeinflusst. Im Gegensatz zu Werkzeugen mit ebener Spanfläche haben Werkzeugschneiden mit limitierter Spanfläche oder ausgeprägter Spanleitstufe reduzierte Schnitt- und Vorschubkräfte [ESS10, JAW88, JAW93, JAW95, RED80, YEL83]. BER UND KALDOR [BER82], BOUZAKIS ET AL. [BOU14], DENKENA ET AL. [DEN11, DEN14], FALLQVIST ET AL. [FAL13], SCHULTHEISS ET AL. [SCH13] und BASSET [BAS12, BAS14] untersuchten den Einfluss der Schneidkantenmikrogeometrie auf die Spanbildung und die Kontaktbedingungen. Mit einer auf den Bearbeitungsprozess angepassten Schneidkantenmikrogeometrie lässt sich die spezifische Schnittkraft senken und die Standzeit erhöhen.

Neben der Anpassung der Werkzeugmakro- und Werkzeugmikrogeometrie ist es auch sinnvoll, die Reibung und den direkten Kontakt zwischen Schneidstoff und Werkstoff durch eine Verringerung der Rauheit zu verbessern. Eine gezielte Beeinflussung der Span- und Freiflächentopologie reduziert die Spanflächenreibung. FALLQVIST ET AL. [FAL13] und SCHULTHEISS ET AL. [SCH13] haben durch Feinschleifen und Polieren den arithmetischen Mittenrauwert  $R_a$  der Spanfläche im einem Bereich von 23 nm bis 370 nm variiert und die Schneidkantenrundung konstant bei  $r_\beta = 15 \mu\text{m}$  belassen. Die damit durchgeführten Drehversuche konnten belegen, dass sich die in Bild 2-1 angegebene Grenze von Haft- zu Gleitreibung verschieben lässt. Dabei stellte sich heraus, dass es einen Zusammenhang zwischen Spandicke, Schneidkantenrundung und Spanflächenrauheit gibt und dass dadurch die Spanflächentemperatur beeinflusst wird. KAWASEGIA ET AL. [KAW09] hat bei der Aluminiumbearbeitung

mit gezielt präparierten mikrostrukturierten Spanflächen nachgewiesen, dass sich die Zerspankräfte im Orthogonalschnitt bei Schnittgeschwindigkeiten größer  $v_c = 300$  m/min verringern. Bei der Trockenzerspannung von gehärteten Stählen mit mikrostrukturierten Werkzeugen zeigte sich, dass die Schnittkräfte, der Werkzeugverschleiß und die Temperaturen im Kontaktbereich signifikant gesenkt werden konnten. Ursache hierfür ist maßgeblich die reduzierte Kontaktlänge zwischen Spanfläche und Span [DNG13, ENO12, OBI11, SUG13]. Nanostrukturen beeinflussen die Temperaturentwicklung und die Schnittkräfte ebenfalls positiv. Insbesondere bei der Überflutungskühlung sind die Reibungskoeffizienten niedriger und das Adhäsionsverhalten besser [ENO12, OBI11, SUG13]. Die Nanostrukturen haben jedoch den großen Nachteil, dass diese bei einsetzendem Verschleiß sofort zerstört werden [XIN14].

### **Werkzeugbeschichtungen**

Zur Reduktion der Zerspanntemperatur und zur Steigerung der Werkzeugstandzeit haben sich Hartstoffschichten durchgesetzt und sind bei Zerspanwerkzeugen bis auf wenige Ausnahmen obligatorisch. Die Beschichtungen beeinflussen die Reibung zwischen Span und Werkzeug positiv, sodass die Schnittkräfte abnehmen. Die Beschichtungen erzeugen zudem eine Diffusionssperre zwischen Schneidstoff und Werkstück und schützen das Schneidstoffsubstrat vor Oxidation [BOB08, BOU12, BOU14, CZI10, FAH12, GRZ01, GRZ05, KAL06, KLE05, KÖN92, MAT12, SCR88, UHL00, UHL13b].

Die Reibung ist bei beschichteten Werkzeugen geringer als bei unbeschichteten Werkzeugen. Die kleineren Zerspankräfte erzeugen weniger Wärme und damit niedrigere Zerspanntemperaturen, was zu einer geringeren Erwärmung des Werkzeugs führt [KAM92, KLE05, KÖN92, GRZ01, GRZ05]. Eine Ursache dafür ist, dass Beschichtungen im Vergleich zu unbeschichteten Schneidstoffen im nanoskopischen Bereich weniger Rauheitsspitzen und -täler aufweisen, was die effektive Kontaktfläche zwischen Span und Spanfläche verringert und so den Wärmestrom in das Werkzeug reduziert. Weiterhin können die kleineren Wärmemengen durch Wärmeleitung vom beschichteten Schneidstoff leichter abgeführt werden. Die Werkzeugerwärmung findet dann langsamer statt [ATT04, FAL13, FAH12, KAM92, KÖN92, GRZ01, SCH13]. Im Umkehrschluss bedeutet das aber, dass schlecht wärmeleitende keramische Schneidstoffe mit niedriger Wärmekapazität, die mit gut wärmeleitenden Dünnschichten beschichtet sind, einen Wärmestau im Interface zwischen Beschichtung und Schneidstoff aufweisen. Die durch den Zerspannungsvorgang entstehende Wärme kann durch das schlecht wärmeleitende Substrat nicht so effektiv abgeführt werden und konzentriert sich in der Randzone des ablaufenden Spans und der Beschichtung. Dieser Wärmestau führt zu höheren Zerspanntemperaturen und damit zu einer stärkeren thermischen Werkzeugbelastung. Analytische und praktische Untersuchungen zeigen zudem, dass die Beschichtungsdicke einen geringen Einfluss auf den in das Werkzeug gerichteten Wärmestrom hat und deren Wirkung als Temperaturbarriere gering ist [KAM92].

Weitere Verbesserungen hinsichtlich Zerspankräften, -temperaturen und Verschleiß werden durch mit Festkörperschmierstoff, wie zum Beispiel Molybdänsulfit oder Wolframsulfit, verfüllte Mikrostrukturen ermöglicht [DNG13, WU14, XIN14]. Dabei bildet der Schmierstoff, welcher in orthogonal zum Spanfluss angeordneten Strukturen eingebettet wurde, einen Schmierfilm zwischen der Spanfläche und dem Span aus. Die strukturbedingten Kanten der Mikrostruktur führen zugleich zu einer stärkeren Spankrümmung. Im Gegensatz dazu reduzieren parallel

zum Span verlaufende Strukturen die Schmierwirkung und ermöglichen dem abfließenden Span einen schnellen Abtransport des Schmierstoffs [WU14, XIN14].

## Werkzeugherstellung

Durch den Werkzeugverschleiß werden kontinuierlich neue Zerspanwerkzeuge benötigt, bei deren Herstellung Energie erfordert wird. Für die Herstellung von Zerspanwerkzeugen sind von KARPUSCHEWSKI ET AL. [KAR11a, KAR11b], KLOCKE ET AL. [KLO13a] und SCHLOSSER [SCL13] Energiebilanzen erstellt worden. ZHAO ET AL. [ZHF10] hat im Rahmen einer Lebenszyklusanalyse von Wendeschneidplatten deren Energiebedarfe geschätzt.

Für die Herstellung von Wendeschneidplatten mit und ohne Beschichtung aus Wolframkarbid mit Kobaltbinder konnten Wachstumsgesetze abgeleitet werden, welche die Größe der Wendeschneidplatte mit dem für die Produktion notwendigen Energiebedarf verknüpfen. Dabei zeigt sich, dass der Energiebedarf für die Herstellung von ISO-Wendeschneidplatten-geometrien bei der Fa. CERATIZIT, Reutte, Österreich, mit den Kostenwachstumsgesetzen von Baureihenentwicklungen korreliert [KAR11b]. Für die Herstellung beschichteter, umfanggeschliffener Wendeschneidplatten des Typs DCGT0702 wurde im Mittel eine Energiemenge von  $E_H = 640$  kJ benötigt. In diesem Wert sind die Pulverherstellung, das Pressen und Sintern, das Kassettieren, Schleifen, Reinigen, Verrunden, Aktivieren und Beschichten berücksichtigt (Bild 2-4). Nicht berücksichtigt ist die Rohstoffbereitstellung. Es zeigt sich, dass in Anhängigkeit vom Plattengewicht der Gesamtenergiebedarf für die Werkzeugherstellung exponentiell ansteigt, wobei die Energie für das Sintern mit steigendem Plattengewicht überproportional zunimmt.

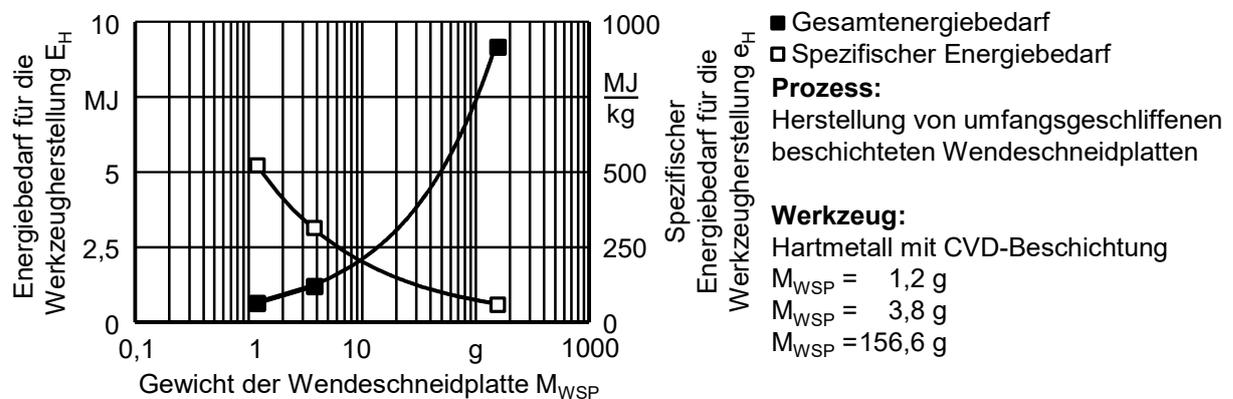


Bild 2-4: Gesamtenergiebedarf und spezifischer Energiebedarf für die Herstellung einzelner Hartmetallwendeschneidplatten nach KARPUSCHEWSKI ET AL. [KAR11b]

### 2.1.3 Kühlschmiersysteme

Die am häufigsten getroffenen Maßnahmen, um die Produktivität zu steigern und den Werkverschleiß zu reduzieren, ist die Zufuhr von wassermischbaren bzw. wassergemischten KSS, die Nutzung einer Minimalmengenschmierung (MMS) oder der Einsatz von Aerosoltrockenschmiersystemen (ATS) [BRI15, BYR93, BYR03, KLO97, LAU14, ROT12, WEI04, WER92]. Die Entscheidung für KSS, MMS oder ATS ist von der Bearbeitungsaufgabe abhängig. Bei der Drehbearbeitung oder beim Bohren bieten sich vor allem KSS an, da das Werkzeug und das Werkstück gekühlt werden. Die Wirksamkeit der Kühlung und damit die Werkzeugstandzeit können durch eine zielgerichtete Zuführung des KSS mit hohem Strahldruck erhöht werden. Dabei wird der KSS-Strahl auf die Fläche zwischen Span und Spanfläche ausgerichtet,

sodass der Span auf dem KSS aufschwimmt und von der Spanfläche weggedrückt wird. Dadurch wird die Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche verkürzt, die Reibarbeit verkleinert und die Wärme aus der sekundären Reibzone an den vorbeiströmenden KSS abgegeben. Im Vergleich zu einem konventionellen Kühlschmiersystem steigt der Energiebedarf bei der Nutzung einer zielgerichteten Hochdruckkühlung um ein Vielfaches. Für das Fräsen ist die zielgerichtete Hochdruckkühlung mit KSS weniger geeignet, da die Werkzeugschneiden dann einer starken thermischen Wechselbelastung unterliegen und der KSS-Strahl nicht optimal genutzt wird [ARN10, NEU12, SAN13]. Für die Fräsbearbeitung sind vor allem MMS- oder ATS-Systeme geeignet. Aufgrund ihrer im Vergleich zur Überflutungskühlung geringen Kühlwirkung kann die thermische Wechselbelastung verringert und der Thermoschock reduziert werden. Der mittels MMS und ATS auf die Schneiden aufgebrauchte Schmierfilm reduziert die Reibung, sodass insgesamt die Zerspantemperaturen und die Wirkleistung gesenkt werden [BYR03, LAU14, WEI04]. Neben dem für die Schmierung notwendigen Öl benötigt die MMS eine Luftmenge von etwa  $3 \text{ Nm}^3 \text{ h}^{-1}$  pro Düse und die ATS zwischen  $0 \text{ Nm}^3 \text{ h}^{-1}$  und  $60 \text{ Nm}^3 \text{ h}^{-1}$ . Das letztgenannte System benötigt aufgrund des hohen Luftbedarfs eine elektrische Leistung von bis zu 7,2 KW.

Eine Alternative zu ATS, MMS und KSS sind Fluide wie Flüssigstickstoff ( $\text{LN}_2$ ) oder Kohlendioxid ( $\text{CO}_2$ ) [ABE08a, BOR15, DEW12, GHO05, HON01a, HON01b, LOE54, NEU11, PUS11, PUS14, PUS15, SCM10, VIE53, WAG00]. Diese Medien verdampfen bei richtiger Dosierung in der Zerspanzone rückstandsfrei. Besonders kritisch, insbesondere beim unterbrochenen Schnitt, sind die unbeabsichtigten hohen Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten des Schneidstoffs und der damit verbundene Thermoschock.

Obwohl der Einsatz tiefkalter Kühlmittel seit etwa 1950 untersucht wird [BRG52, TAN52], werden diese im industriellen Umfeld nicht eingesetzt. Der Hauptgrund dafür sind die am Markt nicht vorhandenen Produkte und die begrenzte Prozessfähigkeit. In der industriellen Fertigung besteht das sehr hohe Risiko, dass sich bei einer Überdosierung des tiefkalten Mediums oder bei falsch eingestellten Düsen Fluidreste auf dem Werkstück sammeln und dort verdampfen. Durch die dadurch bedingte lokale Abkühlung können die Maßhaltigkeit des Werkstücks und des Werkzeugs nicht garantiert werden und der Ausschuss oder aber die Nacharbeit des Bauteils wird notwendig. Eine weitere Herausforderung ist das Spannen des Halbzeugs. Durch das Abkühlen schrumpft das Bauteil und die Spannkraft lässt nach. Anstatt tiefkalte oder kryogene Fluide zu nutzen, kann gekühlte Druckluft zur Kühlung und Spänebeseitigung eingesetzt werden. Ein technisch bewährtes System der Druckluftkühlung sind Wirbelrohre. Damit lässt sich die Druckluft auf etwa  $-40 \text{ °C}$  abkühlen [EPU13]. Die wesentlichen Nachteile der Druckluftkühlung sind der hohe Druckluftbedarf von  $9 \text{ Nm}^3 \text{ h}^{-1}$  bis  $36 \text{ Nm}^3 \text{ h}^{-1}$ , die damit verbundenen hohen Energiemengen für die Druckluftbereitstellung von bis zu  $P_D = 4,32 \text{ KW}$  und eine hohe Lärmentwicklung bis etwa 100 dB [EPU13].

Die Überflutungskühlung mit tiefkalten, gekühlten oder normal temperierten Fluiden kühlt die Zerspanzone direkt durch erzwungene Konvektion. Um das Problem der Bauteilverschmutzung durch die Fluide zu lösen und um nur das Zerspanwerkzeug zu kühlen, sind Werkzeuge mit geschlossenem Innenkühlsystem entwickelt worden. Diese kühlen die Zerspanzone indirekt durch Wärmeleitung. Bis heute sind insbesondere Werkzeuge für die Drehbearbeitung mit geschlossenem Innenkühlsystem entwickelt und wissenschaftlich untersucht worden. JEFFRIES [JEF72] hat im Rahmen seiner Forschungsarbeit einen Drehmeißel mit inte-

griertem Wärmerohr getestet. Dafür wurde der Drehmeißel der Länge nach aufgebohrt. Auf der Innenseite der Bohrung sind Nuten eingebracht worden. Durch diese wurden die Kapillarkräfte des Wasser genutzt, um dieses bis zur Schneidzone zu transportiert. Die hohen Temperaturen in der Schneidzone lassen das Wasser verdampfen. Der Wasserdampf strömt durch die Mitte der Bohrung zurück und kondensiert an der Bohrungsaußenwand, am der Werkzeugschneide gegenüberliegenden Ende des Drehmeißels, aus. Dabei wird die aufgenommene Wärme an den Werkzeugschaft und im Idealfall an einen daran befestigten Wärmetauscher abgegeben. Dieser Lösungsansatz ist danach von REZNIKOV UND ZHIVOGLYADOV [REZ87], CHIOU ET AL. [CHO03], LIU und CHOU [LIU07] und LIANG ET AL. [LIA11] nachvollzogen und weiter untersucht worden. In allen Experimenten konnte eine Verminderung der Zerspanntemperaturen und eine Erhöhung der Werkzeugstandzeit nachgewiesen werden. Der entscheidende Vorteil von Wärmerohren, nämlich ein geringstmöglicher Wärmewiderstand auf kleinem Raum, konnte bei diesen Untersuchungen nur begrenzt ausgereizt werden, da eine Kühlung der Kondensationszone durch eine Wärmesenke nicht stattgefunden hat. Ein weiteres Designkonzept bieten Werkzeuge mit einer erzwungenen Flüssigkeitskühlung. Dabei strömt ein Kühlfluid an der Unterseite der Werkzeugschneide oder Wendeschneidplatte entlang. Werkzeugsysteme dieser Bauart haben KIM UND LEE [KIM93], GHOSH ET AL. [GHO05], FROST [FRO09], ROZZI ET AL. [ROZ11], ABELE ET AL. [ABE12] und UHLMANN ET AL. [UHL12] entwickelt und durch Zerspanversuche validiert. GHOSH ET AL. [GHO05] hat die Unterseite handelsüblicher Wendeschneidplatten mit flüssigem Stickstoff gekühlt. Die Werkzeugstandzeit konnte bei der Zerspannung von 100Cr6 im Vergleich zur Trockenzerspannung verdoppelt werden. ROZZI ET AL. [ROZ11] konnte bei der Bearbeitung von X12CrS13 mit einem Drehwerkzeug, welches mit flüssigem Stickstoff gekühlt wurde, ebenfalls eine Verdoppelung der Standzeit nachweisen. Ähnliche Standzeiterhöhungen hat KIM UND LEE [KIM93] bei der Zerspannung von  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Keramiken messen können. FROST [FRO09] hat mit beschichteten und unbeschichteten Wendeschneidplatten mit einem mit Wasser innenkühlten Drehwerkzeug umfangreiche Testreihen durchgeführt. Er hat dabei festgestellt, dass bei der Zerspannung von 34CrNiMo6 die Werkzeugstandzeit um 150 % gesteigert werden kann. UHLMANN ET AL. [UHL13a] hat das Kühlkörper- und Wendeschneidplattendesign von FROST angepasst und anstelle von Wasser ein Wasser-Glykol-Gemisch als Kühlmedium verwendet. Durch diese technischen Maßnahmen konnte die Temperatur der Werkzeugschneide weiter gesenkt werden, sodass mit  $-20\text{ }^\circ\text{C}$  kaltem Kühlmittel ähnliche Standzeiten erreicht werden konnten wie mit  $-196\text{ }^\circ\text{C}$  kaltem, siedenden Stickstoff. Gegenüber der Trockenzerspannung von TiAl6V4 konnte die Werkzeugstandzeit um 150 % gesteigert werden [UHL13a]. Bei der Zerspannung von AISi7 konnte aufgrund der sehr guten Kühlleistung bei gleichbleibender Werkzeugstandzeit die Schnittgeschwindigkeit von 600 m/min auf 1000 m/min angehoben werden [UHL12b].

Ein weiterer Lösungsansatz, um die Produktivität zu steigern und um das Zerspanwerkzeug mechanisch zu entlasten, ist die lokale Entfestigung des Werkstückwerkstoffs direkt vor der Schneide. Zur Absenkung der Materialfestigkeit und zur Verringerung der Zerspankräfte kann der Werkstoffbereich vor der Werkzeugschneide erwärmt werden [ABE15a, AKA87, BEM15, LAU14, LOE54, VIE53]. Vor allem sprödharte Werkstoffe weisen bei reduzierter Härte eine höhere Duktilität auf und lassen sich bei geringeren Zerspankräften und niedriger Maschinenleistung zerspanen. Hierbei muss beachtet werden, dass technische Systeme mit niedrigem energetischen Wirkungsgrad, wie zum Beispiel Laser, eingesetzt werden und sich das Kosten-Nutzen-Verhältnis dadurch verschlechtert. Bei der Keramikzerspannung wird mit-

tels Laserstrahlunterstützung der Werkstückwerkstoff vor der Zerspanzone erwärmt, um beispielsweise Siliziumnitritkeramiken zu zerspanen. BESSEY ET AL. [BES93] und ROZZI ET AL. [ROZ00] haben das für die Drehbearbeitung untersucht. Beide konnten bei 1300 °C eine Duktilisierung der Keramik feststellen. Die dabei maßgebliche Verschleißform an den eingesetzten Werkzeugschneiden aus polykristallinem Diamant waren Pits und Freiflächenverschleiß. Kolkverschleiß fand aufgrund der reaktionsträgen Schneidstoff-Werkstückmaterial-Paarung nicht statt. Ähnliche Versuche wurden auch mit Titan- und Nickelbasislegierungen durchgeführt [DAN10, BEM15, WIM15]. Dabei zeigte sich, dass durch eine Erwärmung der Zerspanzone auf etwa 250 °C die Zerspankräfte und der Werkzeugverschleiß reduziert werden. Bei einer Erwärmung über 250 °C fielen die Zerspankräfte weiter ab, doch aufgrund der hohen Spanflächentemperaturen nahm der Diffusionsverschleiß zwischen der Titan- bzw. der Nickelbasislegierung und den eingesetzten Hartmetallsorten überproportional stark zu. Die Erwärmung der Zerspanzone mittels Laserstrahlung ist daher nur für einen bestimmten Temperaturbereich sinnvoll. Eine Verfahrenskombination, die von DANDEKAR ET AL. [DAN10] oder aber BERMINGHAM ET AL. [BEM15] untersucht wurde, ist die Vorwärmung des Werkstückmaterials durch Laserstrahlung und gleichzeitige Kühlschmierung der Werkzeugschneide mit LN<sub>2</sub>, KSS oder MMS. Die laserunterstützten Prozesse weisen dabei nur in Ausnahmefällen höhere Werkzeugstandzeiten als die Überflutungskühlung auf.

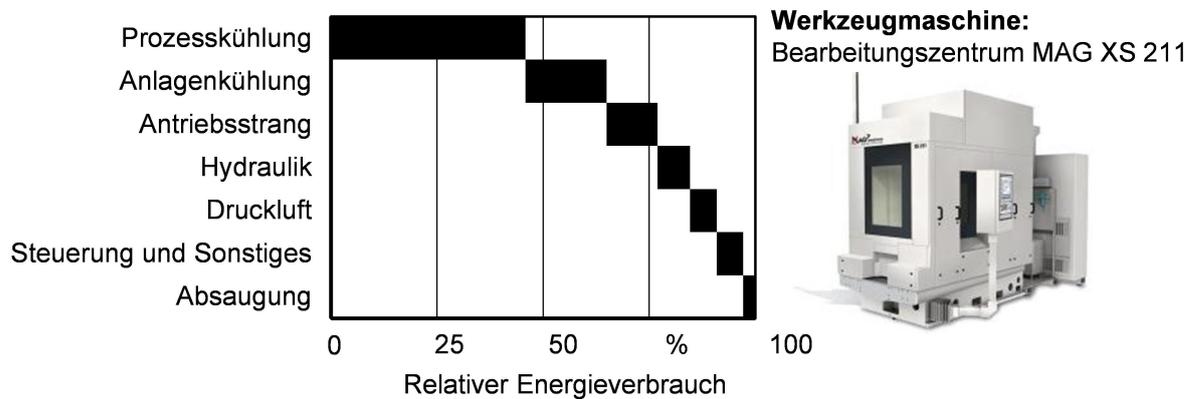
Eine weitere Alternative, die bei der Hochpräzisionsbearbeitung und Zerspanung von sprödharten Werkstoffen eingesetzt wird, ist die ultraschallunterstützte Zerspanung. Dabei oszilliert die Schneide mit bis zu 80 KHz uni- oder bidirektional in Schnittrichtung. Die Amplitude der Schneide kann dabei bis zu 20 µm betragen [BAB04, LAU14]. Diese Werkzeugtechnologie ist nach dem gegenwärtigen Stand der Forschung vor allem für sprödharte Werkstoffe wie Keramik oder Glas geeignet. Nach BABITSKY ET AL. [BAB04] und JANGHORBANIAN ET AL. [JAN13] sind duktile, metallische Werkstoffe nicht für die Ultraschallzerspanung geeignet, denn bei der Drehbearbeitung von Nickelbasislegierungen oder bei der Fräsbearbeitung von hochlegierten Stählen mit ultraschallangeregten Werkzeugen wurde festgestellt, dass die Oszillation der Schneide zu stärkerer Reibung und damit zu höheren Spanflächentemperaturen führt. Der Verschleiß war dann höher.

Die Prozesskühlung hat einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf den Energieverbrauch des Bearbeitungsprozesses. Inwiefern sich die Prozesskühlung auf den Energieverbrauch auswirkt, wird im Folgenden beschrieben.

## 2.2 Energieflüsse in Werkzeugmaschinen

Nach BÖNSCH [BÖN13] oder DIAZ ET AL. [DIA15] benötigen Werkzeugmaschinen im Mittel 44 % bis 65 % des Gesamtenergiebedarfs einer Fertigungsstätte und wandeln diese bis auf die Energie für die plastische Umformung des Spans vollständig in Wärme um. Die zum Betrieb notwendige elektrische Energie wird bei einer Werkzeugmaschine durch den Bearbeitungsprozess, welcher durchschnittlich 5 % bis 10 % des Gesamtenergieverbrauchs ausmacht, verursacht. Dieser Wert hängt stark von der Spindeldrehzahl und dem aufgebrauchten Drehmoment ab. Die Zerspanung bei niedrigen Drehzahlen mit hohen Drehmomenten, wie beim High Performance Cutting von zähen und gleichzeitig hochfesten Werkstoffen üblich, führt bei Motorspindeln zu Wirkungsgraden von etwa 30 % bis 50 %, wohingegen hohe Drehzahlen und niedrige Drehmomente, wie bei der Zerspanung von Aluminium oder Mag-

nesium üblich, sehr hohe Motorwirkungsgrade von bis zu 85 % ermöglichen [ABE11a, DRA03, MOR11]. Niedrige Motorwirkungsgrade führen zu hohen thermischen Verlusten und erfordern eine auf die Motorleistung bezogene höhere Kühlleistung. Zur Verbesserung der Maschinengenauigkeit und der produzierten Werkstücke werden Teile der Werkzeugmaschine gekühlt. Neben der Antriebsstrang- und Anlagenkühlung werden, wie zuvor schon beschrieben, beim Zerspanen auch die Werkzeuge und Werkstücke aktiv gekühlt. Insbesondere dann, wenn die Schmelztemperatur des Werkstückwerkstoffs über der Diffusionstemperatur des Werkzeugwerkstoffs liegt [NAE77, HAR82, LEE83, MOL02]. In Abhängigkeit von der Zerspanaufgabe und dem verwendeten Kühlsystem werden etwa 25 % bis 60 % der Gesamt-Leistungsaufnahme der Werkzeugmaschine für die Prozesskühlung aufgewendet (Bild 2-5) [ABE11a, ABE13, BOD07, DOR11, KOL13, NEU12, SAL15, GUT06, HEG13, UHL13a].



**Bild 2-5:** Energieverbrauch von Teilsystemen des Bearbeitungszentrums MAG XS 211, geordnet nach Verbrauchern [ABE13]

Die Effektivität der Prozesskühlung und deren Energieverbrauch schwanken stark und hängen von dem verwendeten Kühlsystem und der zu produzierenden Losgröße ab. Die Produktion von großen Losgrößen auf Transferstraßen oder mit flexiblen Fertigungssystemen erfolgt häufig über ein zentrales Kühlsystem, in dem der KSS aufbereitet und verteilt wird. Diese Anlagen weisen eine begrenzte Flexibilität auf, haben aber bezogen auf das Bauteil die höchstmögliche Energieeffizienz [MAD15]. Bei der Fertigung von Zylinderköpfen in Großserie beläuft sich der elektrische Energieverbrauch für die Anlagen- und Prozesskühlung auf 58,8 % des Gesamtenergieverbrauchs. Die Energie zur Bearbeitung der Werkstücke liegt bei 19,7 %. Für die Bauteilreinigung wird ein Anteil von 18,5 % angegeben. Die restlichen drei Prozent entfallen auf Montage, Dichtheitsprüfung und Transport [BOD07]. Der Gesamtwirkungsgrad der von ABELE ET AL. [ABE13] untersuchten Werkzeugmaschine, welche bei der Serienfertigung eingesetzt wurde, beträgt 6,2 %, wenn als Systemgrenze die Werkzeugmaschine festgelegt wird. Sobald die Systemgrenze ausgedehnt und die Abwärme der Werkzeugmaschine und die dafür notwendige Gebäudeklimatisierung berücksichtigt werden, reduziert sich der Gesamtwirkungsgrad auf 3,4 %. Mittlere Losgrößen werden überwiegend mit flexibleren Fertigungszellen produziert. Dort wird die Prozesswärme entweder über zentrale Kühlsysteme oder durch dezentrale Kühlanlagen, die an die Maschinen angeschlossen sind, abgeführt. Bei der Produktion von kleinen Losgrößen wird das Kühlschmiersystem flexibel auf das zu fertigende Bauteil angepasst [KLO12b, KNO13, MAD15, MAY13].

Die Prozesskühlung verbraucht auch dann Energie, wenn nicht produziert wird, da die Kühlung kontinuierlich arbeitet und lediglich die Pumpen für den Transport des KSS beim Zerspanen ein- und ausgeschaltet werden. Aber auch andere Teilsysteme arbeiten, um den betriebsbereiten Zustand der Werkzeugmaschine sicherzustellen, so zum Beispiel die Maschinenhydraulik, die Sperrluft, die KSS-Kühlung und die Maschinenabsaugung (Bild 2-6). Moderne Druckluftherzeuger benötigen zur Bereitstellung einer Druckluftmenge von  $10 \text{ Nm}^3$  bei 8 bar eine elektrische Energie von 1 kWh bis 1,2 kWh [ABE11a, ABE13, BRE10, GUT06, HEG13].

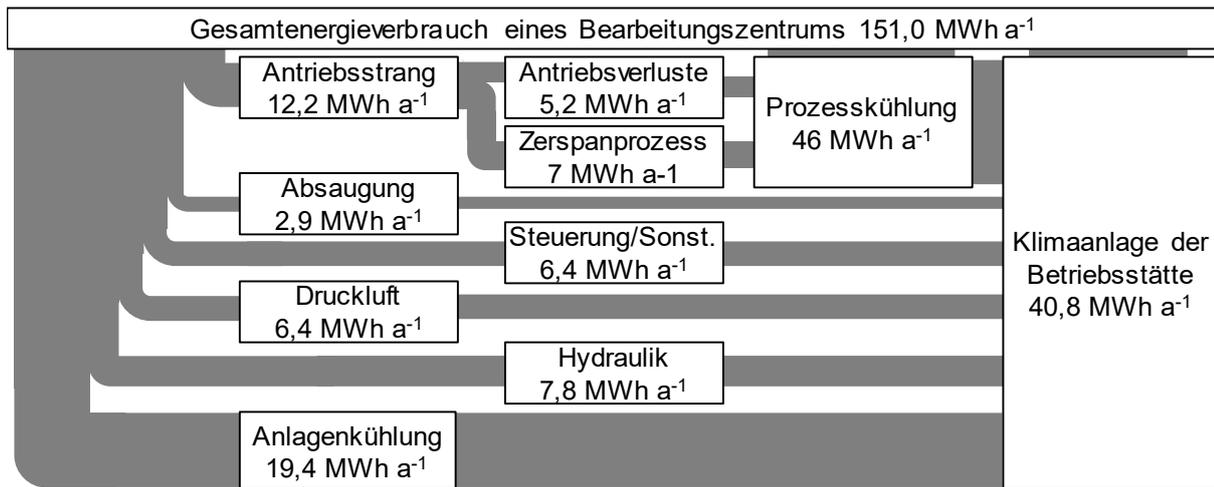
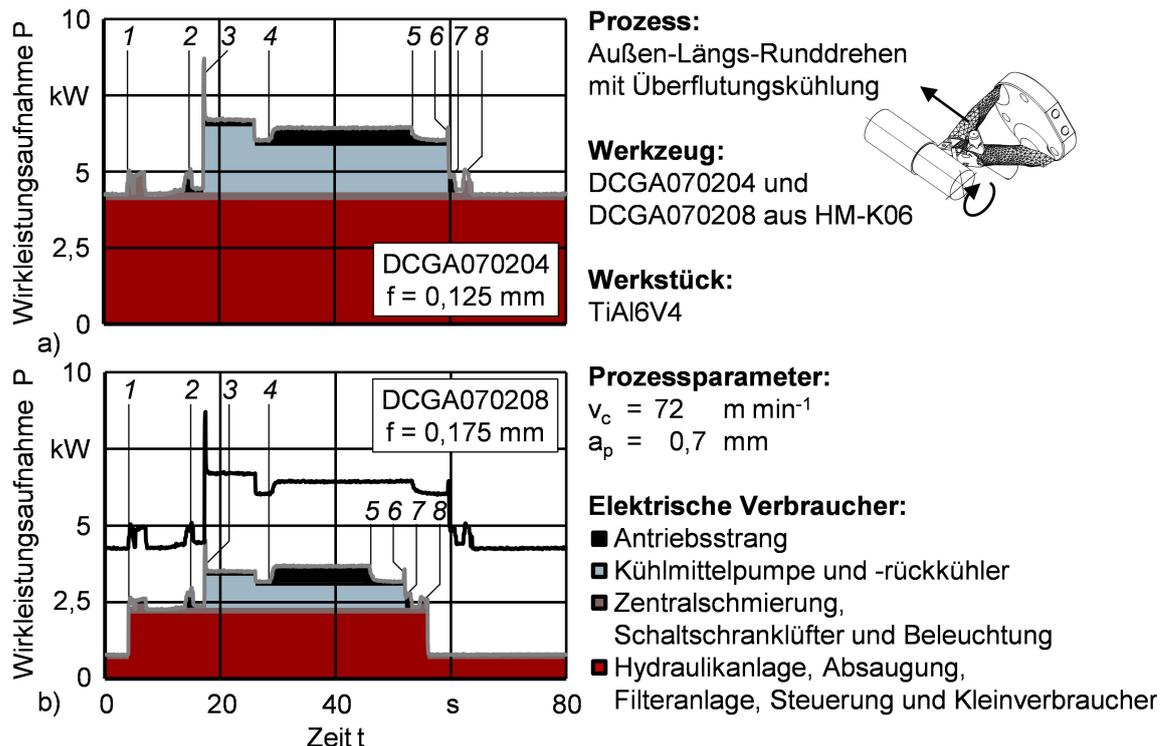


Bild 2-6: Energieverbrauch von Teilsystemen eines Bearbeitungszentrums, geordnet nach Verbrauchern im Betrieb und deren Auswirkung auf den Energieverbrauch der Gebäudeklimatisierung [ABE13, DIA15, DOR11]

Im Vergleich zu anderen technischen Systemen ähnlicher Komplexität, wie zum Beispiel Kraftfahrzeugen, weisen Werkzeugmaschinen geringere energetische Wirkungsgrade auf. Diese lassen sich wie beim Auto durch eine Verbesserung der verbauten Technik und durch angepasstes Nutzerverhalten steigern. Durch Maßnahmen zur Steigerung der Energieeffizienz an Werkzeugmaschinenteilsystemen können die Grundlast und die Leerlaufleistung verringert werden. Das Betriebsoptimum der Teilsysteme lässt sich durch gesteuerte oder geregelte Systeme ausweiten, sodass das Werkzeugmaschinenbetriebsoptimum erweitert wird [ABE11a, ABE13, BRE10, BAL14, DAH04, DOU12, GUT06, HEG13, HEN09, KEL13, MAD15, NEU12, ODA12, UHL12a, UHL13a, YOO14]. Bei der Fertigungsplanung bietet es sich an, Energie einzusparen, indem das Werkzeugmaschinenbetriebsoptimum stärker ausgenutzt wird [DAH04, DAV14, DIE09, DOR11, DOU12, HEG13, MOR11, NEU10, RAJ10, VEL14]. Dieses Optimum ist selten bekannt, außer die Werkzeugmaschine würde speziell für einen zuvor definierten Fertigungsprozess entwickelt.

Werkzeugmaschinen werden anhand von Nutzungsszenarien ausgelegt, bei denen die maximale Auslastung der Antriebe zur Dimensionierung der Energieversorgungs- und Kühlsysteme herangezogen wird. Die durch die Spindel umgesetzte elektrische Leistung muss durch entsprechend dimensionierte Maschinenkomponenten, wie Netzfilter, Transformatoren und Servoverstärker, zugeführt und die dann dissipierende Wärme durch die Schaltschrank- und Antriebskühlung oder das KSS-Versorgungssystem abgeführt werden [BRE10]. Bei der Schlichtbearbeitung werden die Antriebe und die Spindel kaum belastet, unregelmäßige Teilsysteme, wie die Kühl- und Hydrauliksysteme, arbeiten trotz geringer Auslastung mit hoher Leis-

tung (Bild 2-7a). Durch geregelte Elektromotoren, mit denen das Betriebsoptimum der einzelnen Komponenten auf die Wirkleistung angepasst werden kann, lässt sich nach HEGENER [HEG13] und ABELE ET AL. [ABE13] bis zu 50 % des elektrischen Energiebedarfs einsparen und so der Wirkungsgrad, insbesondere bei niedriger Maschinenauslastung, erhöhen. BRECHER ET AL. [BRE10] und KLOCKE ET AL. [KLO12a] haben angemerkt, dass sich der Energieverbrauch von Werkzeugmaschinen im betriebsbereiten Zustand durch einen Ruhemodus erheblich reduzieren lässt. Dieser ist sinnvoll, da in der Fertigung Nebenzeiten schnell die Hälfte der Auftragszeit übersteigen. Zusätzlich dazu werden Maschinen in den Pausen oder bei Betriebsunterbrechungen häufig nicht ausgeschaltet und verbrauchen weiter Energie.



**Bild 2-7:** Energieverbrauch eines CNC-Dreh-Fräszentrums Traub TNX 65/42 beim a) Außen-Längs-Runddrehen im Schlichtschnitt und b) der theoretische Energieverbrauch einer verbrauchsoptimierten Werkzeugmaschine mit Standby-Modus, 50 % Verbrauchsreduktion durch geregelte Motoren und vergrößerten Vorschub bei Werkzeugen mit größerem Schneideckenradius  $r_c$  [ABE13, BRE10, HEG13, KLO12a]. 1 Start Maschinenprogramm, 2 Beschleunigen der Antriebe, 3 Einschalten der Überflutungskühlung mit KSS, 4 Beginn des Zerspanungsvorgangs, 5 Ende des Zerspanungsvorgangs, 6 Ausschalten der Überflutungskühlung, 7 Stoppen der Antriebe, 8 Ende des Maschinenprogramms

Der Maschinennutzer kann durch Energiesparmaßnahmen, wie das Ausschalten von Maschinenteilsystemen in Pausen und die obligatorische Reduktion von Rüst- und Nebenzeiten, den energetischen Wirkungsgrad der Werkzeugmaschine steigern. In Bild 2-7a ist der Energiebedarf beim Schlichten einer Welle dargestellt. Der geringe Anteil der Antriebsleistung an der aufgebrachten Gesamtleistung ist typisch für die Schlichtbearbeitung und verdeutlicht den niedrigen Gesamtwirkungsgrad der Werkzeugmaschine. Durch effizientere Maschinenelemente, einen Ruhemodus bei Maschinenstillstand, Zerspanwerkzeuge mit größeren Schneideckenradien oder Breitschlichtschneiden lassen sich der Vorschub vergrößern, die Schnittzeit verkürzen und der Gesamtenergiebedarf signifikant verringern (Bild 2-7b). Eine Parallelbearbeitung mit mehreren Werkzeugen führt zu einer weiteren Eingriffszeitverkür-

zung, wodurch noch mehr Energie eingespart und der Bearbeitungsprozess wirtschaftlicher gestaltet werden kann. Das ist normalerweise bei Drehmaschinen mit mehreren Revolvern oder Fräsmaschinen mit mehreren Spindeln der Fall.

### 2.3 Energieflüsse in Produktionsbetrieben

DIAZ ET AL. [DIA15] hat den elektrischen Energieverbrauch in Fabriken der Fa. MORI SEIKI bestimmt und konnte unter anderem für den Produktionsstandort Iga in Japan zeigen, dass bei der Fertigung von Werkzeugmaschinen zwischen 38 % und 71 % des Gesamtenergiebedarfs zum Betrieb der Produktionsanlagen eingesetzt werden (Bild 2-8). Die restliche Energie wird für die Klimatisierung und Beleuchtung der Fertigungsstätte aufgewendet. Die große Streuung bei den Energieverbräuchen ist auf die heterogenen Arbeitsschritte bei der Fertigung und Herstellung von Werkzeugmaschinen zurückzuführen. Beim Zusammenbau wird wenig Energie für den Betrieb von Maschinen aufgewendet, wohingegen der Energiebedarf für die Beleuchtung überproportional hoch ist. Dieser Arbeitsschritt ist personalintensiv und eine gute Ausleuchtung zwingende Voraussetzung. Im Gegensatz dazu ist die Fertigung von Kugelgewindetrieben und Antriebsspindeln hochautomatisiert und damit energieintensiv. Die gute Ausleuchtung der Arbeitsplätze ist dann im Verhältnis kleiner als der Energiebedarf für die Produktionsmaschinen.

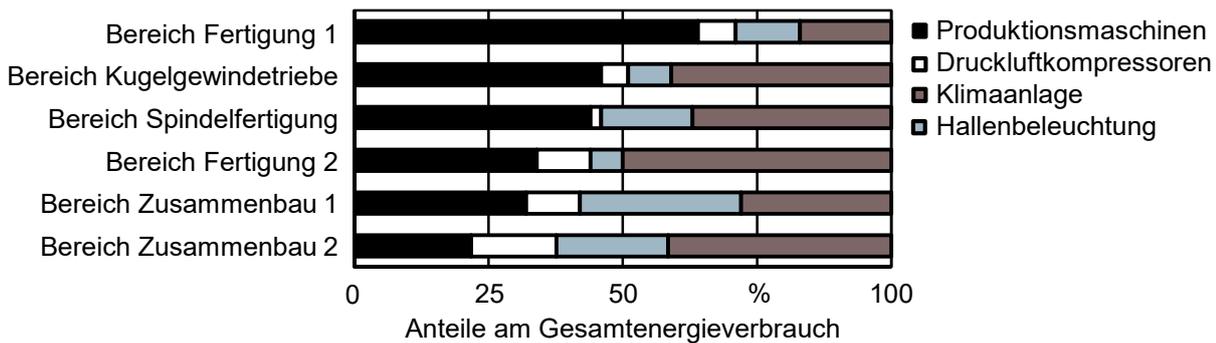


Bild 2-8: Verteilung der Energieverbraucher bei der Fertigung von Werkzeugmaschinen des Herstellers MORI SEIKI am Standort Iga, Japan [DIA15]

Bei der Serienfertigung von Präzisionsbauteilen, wie zum Beispiel Kugelumlaufspindeln, werden die Temperaturen der Werkzeugmaschinen durch klimatisierte Fertigungsstätten konstant gehalten. Doch eine temperierte Produktionsstätte erfordert im Vergleich zu unklimateisierten Fertigungsstätten einen um 20 % bis 25 % höheren Gesamtenergiebedarf. Industrieklimaanlagen müssen eine jahreszeitbedingte Leistungszahl im Kühlbetrieb von mindestens 3,6 aufweisen. Das heißt, dass mit einem Kilowatt elektrischer Leistung eine Wärme von 3,6 kWh abgeführt wird, was im Umkehrschluss den Mehrverbrauch von 20 % bis 30 % an Energie erklärt [AMT12]. Der Gesamtenergiebedarf einer Produktionsstätte kann nach DIAZ ET AL. [DIA15] um ein Drittel reduziert werden, wenn sich der Fabrikstandort in gemäßigttem Klima befindet. Dieses Einsparpotenzial ist vor allem auf die Gebäudeklimatisierung zurückzuführen. Bei Außentemperaturen von 14 °C bis 16 °C ist der Energiebedarf für Heizung oder Kühlung am geringsten, da die Abwärme der Produktionsanlagen die Fabrik beheizt. Dieser Effekt wurde unter anderem beim Fabikdesign und -layout einer Fertigungsstätte der Fa. YAMAZAKI MAZAK CORPORATION, Takeda, Japan, berücksichtigt. Diese befindet sich unter der Erde und ist jahreszeitbedingten Temperaturschwankungen weniger stark ausgesetzt. Liegt der Fertigungsstandort in Gebieten mit tropischem oder kaltgemäßigtem Klima, wie

zum Beispiel in Mittelamerika, Vorderasien, großen Teilen Kanadas oder dem nördlichen Russland, ist ein starker Wettbewerbsnachteil gegenüber Fertigungsstandorten mit gemäßigttem bzw. mildem Klima gegeben. Dieser kann unter Annahme gleicher Produktionsanlagen und Prozesse nur durch niedrigere Energiepreise ausgeglichen werden, welche aufgrund weltweit ähnlicher Stromgestehungskosten kaum realisierbar sind [IEA10].

---

---

---

### 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Zur Steigerung der Energieeffizienz von Bearbeitungsprozessen ist es zwingend notwendig, das sich im Werkzeug ausbildende Temperaturniveau zu verkleinern. Am wirkungsvollsten und energetisch effizientesten ist die Ursachenvermeidung und damit die Absenkung der Zerspanntemperatur. Sobald hier die technischen Möglichkeiten beim Zerspanwerkzeug ausgeschöpft sind, bietet es sich an, die Zerspanzone aktiv mit einer Überflutungskühlung mit KSS zu kühlen. Doch die Überflutungskühlung benötigt elektrische Energie für Pumpen, Filteranlagen und Kühlaggregate und erfordert nachgeschaltete Prozesse, um beispielsweise Werkstücke und Späne zu reinigen [BOD07, PUS10b, PUS11, NEU12].

Eine Alternative, um die Zerspanzone zielgerichtet zu kühlen, bieten geschlossen-innengekühlte Drehwerkzeuge. Diese kühlen die Zerspanzone und das Werkzeug mittels Wärmeleitung und haben den Vorteil, dass die Werkstücke, Späne und die Werkzeugmaschine nicht mit dem KSS in Kontakt kommt. Nachgeschaltete Reinigungsprozesse, um von den Bauteilen und den Spänen die KSS-Reste zu entfernen, können minimiert werden. Es ist bisher nicht geklärt, inwiefern geschlossen-innengekühlte Drehwerkzeuge den Gesamtenergiebedarf des Bearbeitungsprozesses beeinflussen und ob deren Einfluss auf die Werkzeugstandzeit den Mehraufwand für das Werkzeug und die zusätzliche Kühlperipherie aufwiegt.

Die energetische Effizienz der Trockenzerspannung, der Trockenzerspannung mit einem geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeug und Überflutungskühlung mit KSS wird beim Außen-Längs-Runddrehen unter Berücksichtigung der Werkzeugstandzeit grundlegend analysiert. Dabei soll zudem die gegenseitige Beeinflussung von Bearbeitungsprozess und Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit vom Energieverbrauch untersucht werden, um dann Verbesserungspotenziale hinsichtlich Energieeffizienz und Produktivität aufzudecken. Die Forschungsfragen, die beantwortet werden sollen, sind:

- Inwiefern wirken sich verschiedene Kühlkonzepte auf die Werkzeugstandzeit und den energetischen Wirkungsgrad des Bearbeitungsprozesses aus?
- Wie beeinflusst ein geschlossen-innengekühltes Drehwerkzeug die Energiebilanz des Bearbeitungsprozesses?
- Welches Kühlkonzept weist die günstigsten energetischen Eigenschaften auf?

Die Untergliederung des Forschungsziels in fünf Teilziele (Bild 3-1) dient zur Strukturierung der Aufgaben und Ableitung eines Arbeitsplans. Das erste Teilziel wird erreicht, wenn die noch fehlenden technischen Rahmenbedingungen für die praktischen Untersuchungen einsatzbereit sind. Diese umfassen ein Drehwerkzeug, welches mit flüssigem Stickstoff gekühlt werden kann, ohne dass die Zerspanzone mit Stickstoff kontaminiert wird. Die über das Werkzeug aufgenommene und darüber abgeführte Wärme wird durch in das Drehwerkzeug integrierte Sensoren gemessen. Bisher ist nicht bekannt, inwiefern sich die Kühlleistung der geschlossenen Innenkühlung auf den Werkzeugverschleiß auswirkt, daher sollen die Kühlmedientemperatur und -menge variabel und damit das Versorgungssystem steuerbar ausgeführt werden. Zur Leistungsmessung an der Werkzeugmaschine wird die Kühlmittelversorgung um ein Leistungsmess- und Datenaufzeichnungssystem ergänzt.

**Einsatzverhalten und Leistungsbedarfe  
unterschiedlicher Kühlkonzepte beim Außen-Längs-Runddrehen**

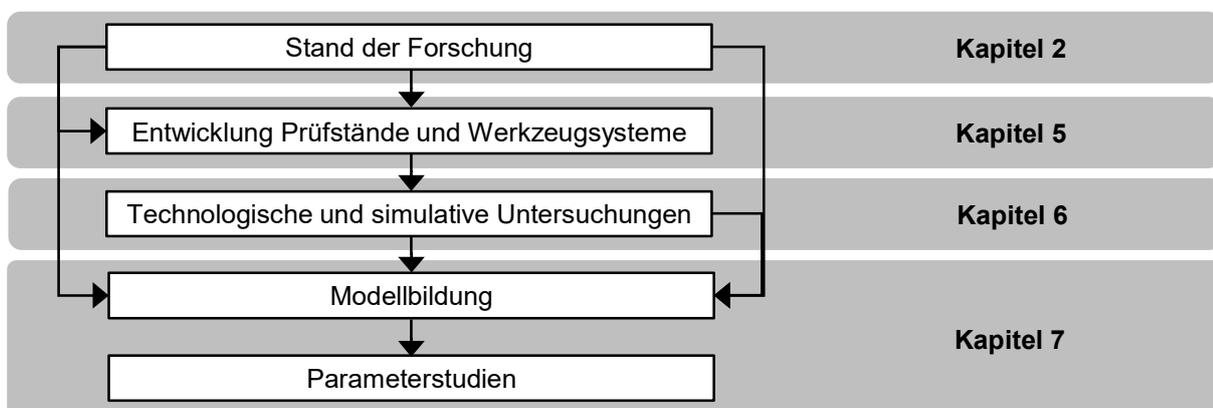
Teilziel 1	Entwicklung eines geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeugs mit Kühlmedierversorgung und Messsystemen zur Bestimmung der Energieströme
Teilziel 2	Charakterisierung des Einsatzverhaltens geschlossen-innengekühlter Drehwerkzeuge im Vergleich zur Trockenbearbeitung und Überflutungskühlung mit Kühlschmierstoff
Teilziel 3	Bestimmung der elektrischen Energieströme während der Drehbearbeitung in Abhängigkeit vom Werkzeugverschleiß
Teilziel 4	Modellierung der Energiebilanzen beim Außen-Runddrehprozess unter Berücksichtigung von Werkzeugstandzeit und Kühlmethode
Teilziel 5	Ableiten geeigneter Parameter und Strategien zur Steigerung der Energieeffizienz bei Drehprozessen

**Bild 3-1:** Forschungsziel mit Unterteilung in fünf Teilziele

Dieses wird an die relevanten elektrischen Verbraucher der Werkzeugmaschine angeschlossen, sodass zeitgleich zum Wärmestrom und Werkzeugverschleiß die Leistungsaufnahmen aufgezeichnet werden. Der Aufbau und die Funktionen des Drehwerkzeugs, des Kühlmedierversorgungssystems sowie des Leistungs- und Verschleißmesssystems sind in Kapitel 5 beschrieben.

Das Werkzeug und die Messsysteme werden eingesetzt, um das Verschleiß- und Zerspanungsverhalten geschlossen-innengekühlter Drehwerkzeuge bei der Trockenzerspannung zu bestimmen und diese Erkenntnisse mit der Überflutungskühlung zu vergleichen. Mit einer Ursachen-Wirkungsanalyse ist das zweite Teilziel erfüllt. Parallel zur Untersuchung des Verschleiß- und Prozessverhaltens werden die Leistungen der elektrischen Verbraucher der Werkzeugmaschine und der über das Werkzeug abgeführte Wärmestrom aufgezeichnet und zusammen mit den Erkenntnissen aus dem zweiten Teilziel ausgewertet. Beziehungen und Abhängigkeiten zwischen Energieflüssen und Werkzeugverschleiß können so ermittelt werden und fließen dann in das dritte Teilziel ein. Die Erkenntnisse des zweiten und dritten Teilziels sind in Kapitel 6 beschrieben.

Die Modellierung der Energiebilanzen erfolgt durch einen mehrstufigen Prozess (**Bild 3-2**). Dabei werden für die untersuchten Kühlkonzepte Energiebilanzen aufgestellt und analysiert.



**Bild 3-2:** Vorgehensweise und Struktur zur Erfüllung des Forschungsziels

Zusammen mit der Werkzeugverschleißentwicklung wird ein Energiebilanzierungsmodell erstellt, mit dem sich die Energieflüsse nachbilden und Gesamtwirkungsgrade des Bearbeitungsprozesses für unterschiedliche Kühlmethoden berechnen lassen. Im Rahmen der Modellbildung wird die Genauigkeit bestimmt. Die Modellbildung, -diskussion und -validierung ist in Kapitel 7 beschrieben und umfasst das vierte Teilziel. Aus dem verifizierten Modell werden energie- und kostenoptimale Entwicklungspotenziale abgeleitet, auf deren Basis ein Vergleich der Anlagenwirkungsgrade in Abhängigkeit vom Werkzeugverschleiß und von der Kühlmethode erfolgt.

---

---

## 4 Versuchsbedingungen und Messsysteme

### Experimenteller Versuchsstand

Der Versuchsablauf und die dabei genutzten Anlagen und Systeme sind in diesem Abschnitt beschrieben. Die Zerspanversuche sind mit dem CNC-Dreh-Fräszentrum Traub TNX 65/42, TRAUB DREHMASCHINEN GMBH, Reichenbach/Fils, durchgeführt worden. Dafür wurde ein selbst entwickelter Drehwerkzeughalterprototyp mit geschlossenem Innenkühlsystem in den Werkzeugrevolver oben links eingesetzt (Bild 4-1). Das prototypische Kühlmittelversorgungssystem für Stickstoff wurde rechts vor der Werkzeugmaschine platziert und mit vakuumisolierten Leitungen an den Drehwerkzeughalter angeschlossen. Der geschlosseneninnengekühlte Drehwerkzeughalter und das Stickstoffkühlmittelversorgungssystem sind in Abschnitt 5 beschrieben. Die Überwachung des Stickstoffzustands und der Messung der über das Drehwerkzeug abgeführten Wärme erfolgte durch Temperatur-, Druck- und Durchflusssensoren. Mithilfe von in den Maschinenschaltschränken des CNC-Dreh-Fräszentrums installierten Leistungsmesssensoren wurden die Energieflüsse der Werkzeugmaschine erfasst.



**Bild 4-1:** Anordnung und Aufbau des Versuchsstands. 1 Industrierechner mit softwarebasierter speicherprogrammierbarer Steuerung zur Flüssigstickstoff-Kühlungsregelung und Messwertaufzeichnung, 2 CNC-Dreh-Fräszentrum Traub TNX 65/42, 3 strukturoptimiertes geschlossen-innengekühltes Drehwerkzeug, 4 Werkstück aus TiAl6V4, 5 Bedienpult und Monitor der CNC-Maschinensteuerung, 6 Flüssigstickstoff-Unterkühler STELLA, 7 Vakuumpumpe, 8 Flüssigstickstoffversorgungsbehälter

Ein Industrierechner mit softwarebasierter speicherprogrammierbarer Steuerung (softSPS) und Mess- und Regelungssoftware sind links vor der Maschine positioniert worden, um möglichst kurze Wege zum Drehwerkzeug und zu den Schaltschränken des CNC-Dreh-Fräszentrums zu ermöglichen. Dadurch konnten die Mess- und Steuerleitungslängen kurz gehalten und potenzielle Störungen durch elektromagnetische Strahlung reduziert werden.

Vor den Zerspanversuchen ist das Werkstück vermessen und durch Maschinen-Code in der Maschinensteuerung hinterlegt worden. Die Werkzeugschneidenposition wurde im eingebauten Zustand durch ein halbautomatisches, maschinenseitig installiertes, optisches Werkzeugvermessungssystem bestimmt und in der Maschinensteuerung hinterlegt. Die Schneidenposition des Drehwerkzeugs hat sich durch die thermisch bedingte Kontraktion des Drehwerkzeughalters beim Abkühlen durch den  $N_2$  von 20 °C auf -196 °C reproduzierbar in X-Richtung um 120  $\mu\text{m}$ , in Y-Richtung um 70  $\mu\text{m}$  und in Z-Richtung um 400  $\mu\text{m}$  verschoben. Die Schneidenposition befindet sich bei einer Raumtemperatur von  $\vartheta_0 = 20$  °C bei eingeschalteter Flüssigstickstoffkühlung um 423  $\mu\text{m}$  von der ursprünglichen Position entfernt. Dieser Versatz wurde bei den Zerspanversuchen berücksichtigt.

Nach dem Rüsten des CNC-Dreh-Fräszentrums sind die Messwertaufzeichnung und das Stickstoff-Temperaturregelungsprogramm der softSPS und das Steuerungsprogramm der Traub TNX 65/42 für die Außen-Längs-Runddrehbearbeitung gestartet worden. Beim Einsatz der Stickstoff-Werkzeugkühlung wurde das Werkzeug nochmals nach dem Abkühlen vermessen und die Schneidenposition entsprechend korrigiert. Nach zuvor definierten Schnittparametern und -zeiten sind im Trockenschnitt mit und ohne Werkzeugkühlung und bei der Überflutungskühlung mit KSS Außen-Längs-Drehversuche durchgeführt worden. Für die Überflutungskühlung wurde als wassermischbarer KSS das Adrana AY401 des Herstellers HOUGHTON INTL. INC., Valley Forge, USA, als siebenprozentige Emulsion verwendet.

### **Werkstückwerkstoff**

Zur Untersuchung und Bewertung der Kühlkonzepte ist TiAl6V4 als Werkstückwerkstoff verwendet worden. Dieser Werkstoff bietet aus wissenschaftlicher Sicht den Vorteil, dass dieser im Vergleich zu anderen auch bei hohen Temperaturen ausgiebig charakterisiert wurde und umfangreiche Datensätze zur Verfügung stehen [BOY94, HIC62, PET02, RÜD78, VEI12]. Neben der physikalischen und mechanischen Materialcharakterisierung wurde seit 1950 die spanabhebende Formgebung von TiAl6V4 intensiv untersucht [ABE08b, ABE09, COT08a, COT08b, DEA83, DEA86, GEN01, GEN02, KRE73, KÖN79, LAN05, LOE54, OLO65, SCU98, SHA89, TÖN05, VIE53, VIE59]. Die physikalischen und mechanischen Abläufe beim Trennvorgang sind weitgehend verstanden und die dem Bearbeitungsprozess von TiAl6V4 innewohnende Ursache-Wirkungskette beschrieben [KAP09, KAP11, LAN05, LEW98a, LEW98b, LIR13, MÜL04, NOU14, ÖZL10a, SIM10, ZAN13]. Schon bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten ab etwa  $v_c = 50$  m/min tritt bei Hartmetallwerkzeugen starker thermochemischer Verschleiß auf (Bild 2-3). Dieser ist auf die für die Titanzerspanung hohen Zerspanntemperaturen und die chemische Reaktionsfreudigkeit von Titan mit allen bekannten Elementen zurückzuführen. Zur Steigerung der Schnittparameter und der Produktivität sind nahezu alle gegenwärtig verfügbaren Schneidstoffe qualifiziert worden [COR03, HAR82, HUA05, LIR13, NAB01, NAR83, OLO65]. Alle Untersuchungen führten zu dem Ergebnis, dass hohe Stickstoff- und Sauerstoffkonzentrationen im Schneidstoff den Verschleiß begünstigen. Lediglich Kohlenstoff und Bor ermöglichen im Vergleich zu anderen Werkstoffen

niedrigere Diffusionsverschleißraten [MAC56, HAR82]. Zur Produktivitätssteigerung sind neben den Schneidstoffen auch die Fertigungsprozesse variiert und optimiert worden. Der Hauptfokus lag dabei vor allem auf der Reduktion der Prozesstemperaturen durch leistungsfähigere Kühlkonzepte, wie zum Beispiel durch tiefkalte, kryogene Fluide [BOR15, DAN10, DEW12, HON01a, HON01b, LOE54, VEN07a, VEN07b, VIE53, WAG00] oder durch die Hochdruckzufuhr von KSS zwischen Span und Spanfläche [EZU07, KLO10, NEU12]. Eine Reibungsminimierung beim Drehen von TiAl6V4 im ununterbrochenen Schnitt durch eine Schmierung der Zerspanzone mit KSS kann nahezu ausgeschlossen werden [CHI06a, DEI14]. Daher erfolgt die Reduktion der Zerspanntemperaturen maßgeblich durch die Werkzeugkühlung [KUR82]. Weitere Forschungsschwerpunkte sind die Anpassung der Prozesskinematik [DEN15, UHL13a] und eine lokale Beeinflussung der Materialeigenschaften [ABE15a, BEM15, DAN10].

Neben den Verbesserungen beim Prozessverständnis wurden für die Titanzerspannung geeignete Werkzeugmakro- und Werkzeugmikrogeometrien untersucht. WYEN UND WEGENER [WYE10] zeigten, dass die spezifische Schnittkraft  $k_c$  bei der Zerspanung von TiAl6V4 von der Spanungsdicke und der Schneidkantenrundung abhängt. Bei steigender Verrundung treten höhere Vorschub- und Schnittkräfte auf, welche dann zu höheren Wirkleistungen und -temperaturen führen. Jedoch zögern größere Schneidkantenrundungen einen Kolkklippenabbruch und damit ein vorzeitiges Werkzeugversagen hinaus [BAS14, DEN11].

Seitdem die Ursachen der Wärmeentwicklung bei der Zerspanung von TiAl6V4 besser verstanden sind, wird verstärkt an der Ursachenvermeidung geforscht. Eine Möglichkeit zur Verringerung des Wärmestroms in das Werkzeug ist die Verkleinerung der Kontaktfläche zwischen Span und Schneidkeil durch mikrostrukturierte Spanflächen [SHI02, XIE13]. Eine potenzielle Verbesserungsmöglichkeit bietet auch der Einsatz von Beschichtungen, wobei sich auch hier zeigte, dass aluminium-, stickstoff-, titan- und sauerstoffhaltige Beschichtungen anfällig für Diffusionsverschleiß sind und die Schichthaftung sehr hoch sein muss, um nicht durch Delamination zu versagen [ABE15b, BAT10, JAF12, HAR82, MIN13, ÖZL10b, TÖN99].

### Zerspanwerkzeug

Die Zerspanung des TiAl6V4-Werkstücks erfolgte bei der Trockenzerspannung, bei der Trockenzerspannung mit einem geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeug sowie bei der Überflutungskühlung mit KSS mit beschichteten und unbeschichteten Hartmetallwendschneidplatten. Diese sind vor ihrem Einsatz physikalisch und geometrisch charakterisiert worden. Um die Wirkung verschiedener Schneidkantenrundungen in der Ergebnisdiskussion zu berücksichtigen, sind diese mit dem mikrooptischen 3D-Oberflächenmessgerät des Typs MikroCAD<sup>pico</sup> des Herstellers GFMESSTECHNIK GMBH, Teltow, und der dazugehörigen Auswertungssoftware OSCAD 6.2 vermessen worden. Neben der Schneidkante wirkt sich die Oberflächentopografie der Spanfläche ebenfalls auf die Reibung und damit den Werkzeugverschleiß aus [BOU12, BOU14, DEN14, FAL13, SCH13]. Das Rauheitsmessgerät HOMMEL-ETAMIC W5 des Herstellers JENOPTIK INDUSTRIAL METROLOGY GERMANY GMBH, Villingen-Schwenningen, wurde verwendet, um mittels Tastschnittverfahren folgende Oberflächenkenngrößen gemäß DIN EN ISO 4287 zu bestimmen: arithmetischer Mittelwert der Profilorordinaten  $R_a$ , größte Höhendifferenz des Profils  $R_z$ , maximale Rautiefe  $R_{max}$ , mittlere Rillenbreite der Profilelemente  $R_{Sm}$  und die normierte Spitzenzahl  $R_{Pc}$  [DIN4287]. Von den

acht untersuchten Werkzeugspezifikationen weisen vier eine Hartstoffbeschichtung auf. Die Charakterisierung der Schichten erfordert zusätzliche Messungen, mit denen sich die Schichtdicke, die Härte und die Schichthaftung bestimmen lassen. In die Hartstoffschichten sind mit einem DIN EN 1071-2-konformen Kalottenschliffgerät, welches unter anderem von HERTER [HER10], KLEIN [KLE05] und UHLMANN ET AL. [UHL13b] verwendet wurde, Kugelsegmente hineingeschliffen worden. Die erzeugten Schliffe sind mit dem Auflichtmikroskop BX51M der Fa. OLYMPUS DEUTSCHLAND GMBH, Hamburg, und der Bildauswertesoftware analySIS der Fa. SOFT IMAGING SYSTEMS GMBH, Münster, vermessen worden. Aus den Außen- und Innendurchmessern der Schichten sind die Schichtdicken  $S_s$  berechnet worden. Bei den Kalottenschliffen wurden die Drehzahlen und die eingesetzten Suspensionen auf den Verschleißwiderstand der jeweiligen Beschichtung angepasst, da die Hartstoffschichten unterschiedliche Härten aufweisen. Der Kalottenschliff ist zur Bestimmung einer Verschleißwiderstandskenngröße zu ungenau, darum wurde zusätzlich die Mikrohärtigkeit der Schneide bzw. Beschichtung vermessen. Dafür ist eine instrumentierte Eindringprüfung nach DIN EN ISO 14577-1 durchgeführt worden [DIN14577-1]. Als Härtemessgerät diente dabei ein Fischerscope H100 C mit der Messsoftware WIN-HCU der Fa. HELMUT FISCHER GMBH, Sindelfingen, mit vollautomatischer Mikrohärtmessung. Eine weitere untersuchte Größe zur Bewertung einer Hartstoffschicht ist die Schichthaftung. Mit dieser lässt sich eine Aussage über die Verbindung zwischen Schicht und Substrat treffen. Die Schichthaftung wurde durch zwei Tests, den Ritztest nach DIN 1071-3 und den Rockwelltest nach DIN CEN/TS 1071-8 bzw. VDI 3198 [DIN1071-3, DIN1071-8, JÖR01, UHL09, VDI3198], bestimmt. Der Ritztest ist mit einem Revetest Scratch Tester des Herstellers CSEM, Neuchatel, Schweiz, durchgeführt worden. Dabei wurde die Kraft mit dem Ritzweg gesteigert. Die mit der Diamantspitze erzeugten Ritzspuren sind anschließend mit dem Auflichtmikroskop BX51M untersucht und die kritischen Normalkräfte für die Rissbildung  $L_{C1}$  und die Offenlegung der Ritzspur  $L_{C3}$  aufgezeichnet worden. Der Rockwelltest ist als Ergänzung zum Ritztest durchgeführt worden, da der Einfluss tiefer Temperaturen auf potenzielle Vorschädigungen des Substrat-Beschichtungs-Systems unbekannt ist. Zur Erzeugung von Vickers- und Rockwellhärteeindrücken wurde ein Makrohärteprüfer des Typs DIA TESTOR 2 der Fa. OTTO WOLPERT-WERKE GMBH, Ludwigshafen, eingesetzt. Die mit Rockwell-Eindrücken präparierten Werkzeuge wurden dann mit dem Sputter Coater S150B der Fa. EDWARDS LIMITED, Crawley, England, mit einer Goldschicht beschichtet und anschließend mit einem Rasterelektronenmikroskop (REM) des Typs JCM-5000 NeoScope des Herstellers JEOL LTD., Tokio, Japan, untersucht und fotografiert.

Die Werkzeugschneide bzw. der Werkzeugverschleiß wurde bei den Zerspanversuchen mit dem Auflichtmikroskop BX51M der Fa. OLYMPUS DEUTSCHLAND GMBH, Hamburg, auf Schneidkantenausbrüche und Beschädigungen der Spanfläche geprüft und fotografiert. Zuvor mussten auf der Spanfläche anhaftende Titanaufschmierungen mit einer Wasser-Flusssäure-Lösung im Verhältnis 4:1 weggeätzt werden [BOY94, DIN17869, SCR88]. Zur Dokumentation des Verschleißfortschritts ist die Spanfläche und der sich ausbildende Kolk mit dem 3D-Oberflächenmessgerät MikroCAD<sup>dico</sup> vermessen worden. Die verschlissenen Werkzeuge sind abschließend mit dem REM LEO 1455 VP der Fa. LEO ELEKTRONENMIKROSKOPIE ZEISS GMBH, Oberkochen, fotografiert worden.



Neben der durch den Behälterinnendruck definierten Stickstofftemperatur im Versorgungsbehälter führen Wärmebrücken an Ventilen und Leitungen zu einer unerwünschten Erwärmung des Stickstoffs. Es ist dadurch nicht möglich, eine präzise Aussage über das Phasengemisch am Kühlmittleingang des geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeugs zu machen. Um dieser Schwierigkeit zu begegnen, wird der Stickstoff durch einen Unterkühler auf Basis eines vakuumisolierten Dewars des Typs Stella F300/800 des Herstellers CRYOTHERM GMBH & CO. KG, Kirchen, vom siedenden in den flüssigen Zustand überführt. Dafür wird der Unterkühler mit siedendem Stickstoff aus dem Vorratsbehälter befüllt. Dort verdampft ein Teil des Stickstoffs unter Wärmeaufnahme und passt sich auf den im Unterkühler eingestellten Druck an. Der im Unterkühler befindliche Stickstoff bedeckt eine Kühlspirale, durch die dann der siedende Stickstoff aus dem Vorratsbehälter strömt und über vakuumisolierte Schläuche zum geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeug strömt. Beim Durchströmen der Kühlspirale wird der siedende Stickstoff unterkühlt. Durch eine zusätzlich montierte Vakuumpumpe des Typs RA 0040 F 503 der Firma BUSCH PRODUKTIONS GMBH, Maulburg, kann im Unterkühler ein Unterdruck von bis zu  $p_u = 0,1$  mbar erzeugt werden. Die Vakuumpumpe wird über einen Frequenzumrichter des Typs SINAMICS G120 CU230P-2 der Fa. SIEMENS AG, München, angesteuert. Dadurch lässt sich die Siedetemperatur des im Unterkühler befindlichen Stickstoffs auf  $\vartheta_{k,ein} = -210$  °C absenken. Zur Überwachung des Unterkühlerinnendrucks und zur Regelung der Vakuumpumpe wird ein Druckmessumformer des Typs S-10 des Herstellers WIKA ALEXANDER WIEGAND SE & CO. KG, Klingenberg, eingesetzt. Der Stickstoff der durch die Kühlspirale und anschließend durch das geschlossen-innengekühlte Drehwerkzeug strömt, wird durch ein Stellventil am Unterkühler gesteuert.

Nachdem der Stickstoff das geschlossen-innengekühlte Drehwerkzeug und den darauf montierten Mikrokühlkörper durchströmt und dort einen Teil der Wärme aufgenommen hat, strömt dieser durch ein Abgasrohr. An dessen Ende ist ein Durchflussmesser für gasförmige Medien des Typs SD6100 der Fa. IFM ELECTRONIC GMBH, Essen, montiert. Um Messfehler aufgrund von Temperaturdrifts zu vermeiden, wird der Stickstoff, bevor er durch den Durchflussmesser strömt, auf mindestens 10 °C aufgeheizt. Das geschieht durch eine Rohrheizung des Typs HBV5,0m-230V-1250W-450°C der Firma HORST GMBH, Lorsch. Aufgrund variierender Stickstoffmassenströme und -temperaturen wird diese mit einem Halbleiterschaltgerät des Typs 3RF2320-1AA45 und dem dazu passenden Signalkonverter 3RF2900-0EA18, Fa. SIEMENS AG, München, angesteuert. Das Steuersignal für den Signalkonverter wird von einer analogen 0–10 V Busklemme des Typs BECKHOFF EL4132 erzeugt. Softwareseitig wird der analoge Ausgang über die echtzeitfähige softSPS als PID-Regler betrieben. Die Software und Hardware der softSPS stammen vom Hersteller BECKHOFF AUTOMATION GMBH, Verl.

Die softSPS des Typs TwinCat 3 ist zusammen mit dem Datenanalyse- und Anzeigeprogramm TwinCat 3 Scope auf einem Industrierechner des Typs BECKHOFF C6525-0010 installiert. Das Programm TwinCat 3 Scope visualisiert und dokumentiert die Ein- und Ausgangswerte der softSPS. An den Industrierechner ist ein Buskoppler des Typs BECKHOFF EK1100 angeschlossen, welcher die Kommunikation zwischen der softSPS und den Busklemmen sicherstellt. An den Buskoppler sind analoge und digitale Ein- und Ausgangsklemmen angeschlossen, über die auch der Frequenzumrichter mit Vakuumpumpe angesteuert wird, um die Stickstofftemperatur am Mikrokühlkörpereingang einzustellen. Der Frequenzumrichter wird durch digitale 24 V-Ausgänge des Typs BECKHOFF EL2022 ein- und ausgeschaltet. Durch einen analogen 0–10 V-Ausgang des Typs BECKHOFF EL4132 wird die Solldrehzahl

des Vakuumpumpenmotors vorgegeben. Zwei analoge 0–10 V-Eingänge der Busklemme BECKHOFF EL3102 erfassen die vom Frequenzumrichter gemessene Motordrehzahl und -leistung.

Die Vakuumpumpe dient als Stellglied in einem Regelkreis, bei dem der Unterkühlerinnen- druck die Regelgröße ist. Die Stickstofftemperatur  $\vartheta_{k,ein}$  hängt vom Unterkühlerinnendruck  $p_U$  ab und ist durch Gleichung 5-1 approximiert [VDI06].

$$p_U = 2,86605 \cdot 10^{-9} \vartheta_{k,ein}^5 + 2,983192 \cdot 10^{-6} \vartheta_{k,ein}^4 + 1,3422392 \cdot 10^{-3} \vartheta_{k,ein}^3 + 0,32280688 \vartheta_{k,ein}^2 + 40,6673 \vartheta_{k,ein} + 2103,6127 \quad (5-1)$$

Gleichung 5-1 ist in der softSPS hinterlegt und berechnet aus der vom Bediener vorzuge- benden Stickstofftemperatur den Soll- druck im Unterkühler. Nach Aktivierung der Tempera- tur- bzw. Druckregelung dient ein Schmitt-Trigger als Regelglied, mit dem die Vakuumpumpe geregelt wird. Die Pumpleistung wurde begrenzt, da bei voller Motordrehzahl der verdamp- fende Stickstoff die Vakuumpumpe zu stark abkühlt und diese dann beschädigt werden kann. Eine zwischen Unterkühler und Vakuumpumpe positionierte Rohrheizung erwärmt den gasförmigen Stickstoff ( $GN_2$ ). Diese von der FA. CRYOTHERM GMBH & CO. KG, Kirchen, ver- wendete Heizung arbeitet selbstregelnd.

## 5.2 Echtzeitmessung der Wärme- und Energieflüsse

Die softSPS dient zudem zur Erfassung, Anzeige und Dokumentation der Kühlmitteltempera- turen, Systemdrücke, Fluidmassenströme und elektrischen Leistungen der Werkzeugma- schine. Die Struktur des Mess- und Regelsystems ist in Bild 5-2 dargestellt.

Mit Mantelthermoelementen des K-Typs und einem Außendurchmesser von 0,5 mm werden die Stickstofftemperaturen am Mikrokühlkörpereintritt  $\vartheta_{k,ein}$  und -austritt  $\vartheta_{k,aus}$  gemessen. Die Thermoelemente sind an eine Busklemme des Typs BECKHOFF EL3314 angeschlossen, wo das Messsignal digitalisiert wird. Eine Busklemme des Typs BECKHOFF EL3112 wandelt das 4–20 mA Messsignal des Durchflussmessensors für gasförmige Medien in digitale Signale um. Die Stickstofftemperatur  $\vartheta_{D,GN_2}$  am Durchflussmessereinfluss wird durch ein zusätzliches Thermoelement erfasst. Daraus wird zusammen mit der temperaturabhängigen Dichte  $\rho_{GN_2}$  und der Wärmekapazität  $c_{N_2}$  der vom Stickstoff abgeführte Wärmestrom  $\dot{Q}_{N_2}$  bestimmt. Glei- chung 5-2 gibt die Funktion für die Berechnung wieder [VDI06].

$$\dot{Q}_{N_2} = \frac{c_{N_2} \dot{V}_{GN_2}}{\rho_{GN_2}} (\vartheta_{K,ein} - \vartheta_{K,aus}) \quad (5-2)$$

Neben der Wärmestromberechnung werden durch Kabelumbaustromwandler des Typs KUW1/30-100 der Fa. JANITZA ELECTRONICS GMBH, Lahnau, die elektrischen Ströme in der Werkzeugmaschine erfasst. Die Kabelumbauwandler sind an 3-Phasen-Leistungsmess- klemmen des Typs BECKHOFF EL3403 angeschlossen. Die Messklemmen sind zudem über eine mehradrige Leitung mit der Hauptspannungsversorgung der Werkzeugmaschine ver- bunden. Durch diese elektrische Verbindung werden zeitgleich die Spannungsverläufe der jeweiligen Phasen gemessen. Aus diesen werden in den 3-Phasen-Leistungsmessklemmen die Phasenverschiebungswinkel und daraus die Schein-, Blind- und Wirkleistungen berech- net. Parallel zu dem über das Werkzeug abgeführten Wärmestrom lässt sich so der Leis- tungsbedarf der Maschinenantriebe, der Hydraulik und der KSS-Versorgung bestimmen.

Unabhängig von der Leistungs- und Wärmemessung wird durch die Busklemme des Typs BECKHOFF EL3112 der Unterdruck im Unterkühler wie auch die anderen Sensorsignale in harter Echtzeit erfasst.

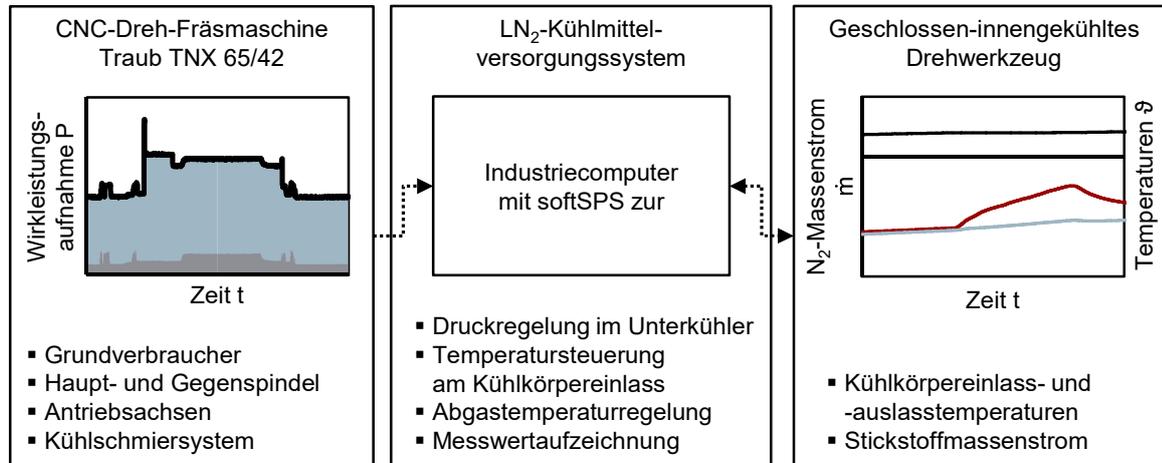


Bild 5-2: Struktur des eingesetzten Mess- und Regelungssystems

## 5.3 Drehwerkzeug mit geschlossenem Innenkühlsystem

### 5.3.1 Strukturoptimierter Werkzeughalter für tiefkalte Kühlmedien

Die Funktion einer geschlossenen Innenkühlung bei Klemmhaltern für Wendeschneidplatten ist bisher durch Änderungen am Standardwerkzeughalter oder aber durch eine angepasste Klemmung der Wendeschneidplatte herbeigeführt worden [CHU03, FEI13, FRO09, JEF72, KIM93, LIA11, REZ87, ROZ11, SHU13, UHL12b, ZHO02]. Für die Ursachen-Wirkungsanalyse temperierter Werkzeugschneiden wurde ein Prototyp eines Drehwerks mit integriertem, geschlossenem Innenkühlsystem entwickelt.

Die Nutzung von tiefkalten Fluiden erforderte ein neues Werkzeughalterkonzept und -design. Die Wendeschneidplattengeometrie, das Drehwerkzeug mit Kühlkörper und das dafür notwendige Kühlmittelversorgungssystem wurden mit den Zielen möglichst hoher Reproduzierbarkeit der Versuche und Reduktion von Störgrößen konzipiert. Ausgangspunkt für die Auslegung des Klemmhalters war, dass Wendeschneidplatten der Typen DC..0702 oder DN..0702 verwendet werden, da für diese Wendeschneidplattengeometrien hinreichend genaue Daten zu den Energieverbräuchen bei der Herstellung vorhanden sind [KAR11b]. Eine weitere Restriktion war, dass der Klemmhalter für das Außen-Längs-Runddrehen und für das Quer-Plandrehen geeignet sein soll. Die Klemmhalterformen H und J eignen sich wegen ihres großen Werkzeugeinstellwinkels von  $\kappa_r > 90^\circ$  dafür besonders. Unter Berücksichtigung der Anforderungen an die Bearbeitungsaufgaben und an die Wendeschneidplattengeometrie wurde als Referenz ein Klemmhalter des Typs SDJCL 2020K 07 bestimmt. Durch diesen ist die Position der Schneide zum Werkzeugeinstellpunkt definiert und für das geschlossen-innengekühlte Drehwerkzeug übernommen worden. Die Schnittkräfte, die auf den Referenzklemmhalter SDJCL 2020K 07 einwirken, lassen sich aus dessen maximal zulässiger Schnitttiefe errechnen. Für rhombische Wendeschneidplatten der Grundformen DC..0702 oder DN..0702 ergibt sich eine maximal zulässige Schnitttiefe von  $a_p = 1,8 \text{ mm}$  bei einem Vorschub von  $f = 0,25 \text{ mm}$ . Nach Gleichung 2-2 ergibt sich bei der Zerspanung von Inconel 718 eine spezifische Schnittkraft von  $k_c = 2200 \text{ N mm}^{-2}$ , was über den spezifischen

Schnittkräften von TiAl6V4 liegt, welche  $k_c = 1400 \text{ N mm}^{-2}$  sind [UHL05, UHL07]. Unter Berücksichtigung eines Sicherheitsfaktors von 1,5 ergibt sich eine maximale Schnittkraft von  $F_{c,\max} = F_f = 3,6 \text{ KN}$ . Für die Vorschubkraft  $F_f$  wird ein Wert angenommen, welcher der Schnittkraft  $F_c$  entspricht. Für die Passivkraft wurde als Maximalbelastung die Hälfte der Schnittkraft angenommen. Diese beträgt dann  $F_p = 1,8 \text{ KN}$ .

Die Kühlung der Wendescheidplatte erfolgt indirekt durch einen Mikrokühlkörper (Bild 5-3). Dieser ist durch Schrauben mit dem Werkzeughalter verbunden. Der Mikrokühlkörper soll im Idealfall einen Wärmestrom von bis zu  $\dot{Q} = 50 \text{ W}$  abführen. Auf Basis dieser Zielvorgabe sind die Kanalquerschnitte für die Zu- und Abfuhr des Stickstoffmassenstroms im Werkzeughalter ausgelegt worden. In den Zu- und Ableitungskanälen soll sich ein laminares Strömungsprofil ausbilden. Eine Reynoldszahl von  $Re < 1000$  durfte bei maximalem Volumenstrom und Strömungsgeschwindigkeiten nicht überschritten werden [SPU10]. Die Kühlmittelzuleitung wurde durch drei Hohlzylindersegmente thermisch weitgehend vom Werkzeuggrundkörper entkoppelt, sodass die Kühlmittelleitung nur durch drei zwei Millimeter breite Stege mit dem Grundkörper verbunden ist. Dadurch soll die Erwärmung des Kühlmediums reduziert werden, bevor es in den Mikrokühlkörper fließt. Da es technisch nicht möglich ist, die thermischen Effekte des Kühlmediums vom Werkzeughalter zu entkoppeln, strömt das Kühlmedium, nachdem der Mikrokühlkörper durchströmt wurde, in eine Kühl- und Verteilerkammer. Diese nutzt die restliche thermische Energie des Kühlmediums, um den Werkzeughalter zu kühlen. Zusätzlich wird so die Möglichkeit gegeben einen in die Verteilerkammer integrierten Auslass für eine zusätzliche Überflutungskühlung mit Stickstoff zu nutzen.

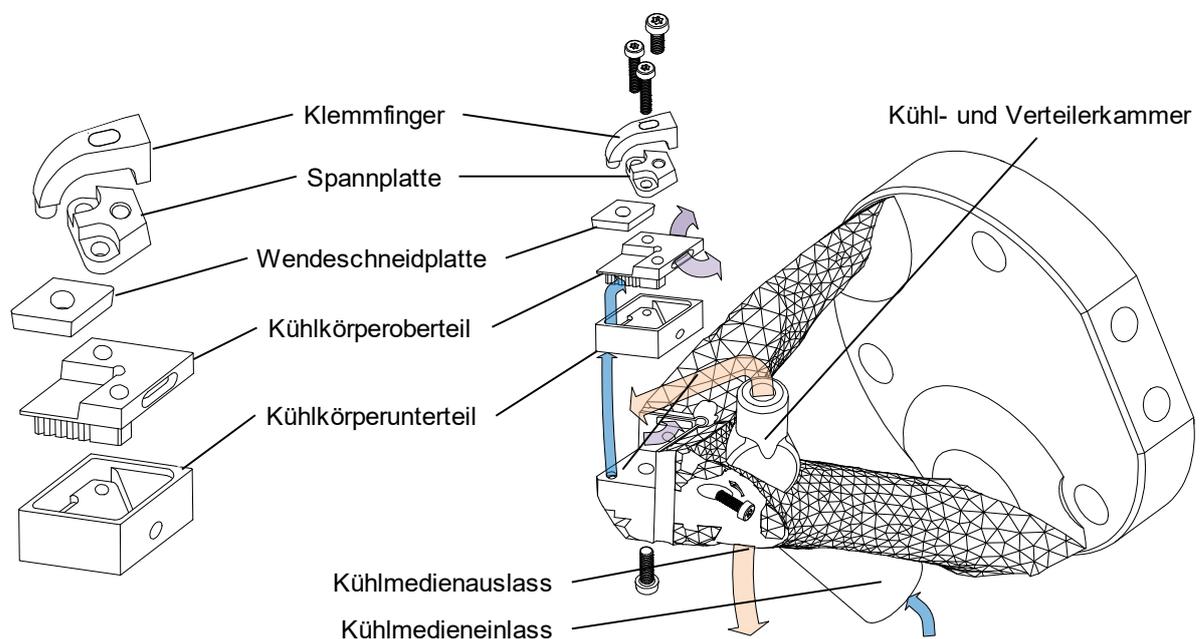


Bild 5-3: Explosionsdarstellung des strukturoptimierten geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeugs mit Mikrokühlkörper und Wendeschneidplatte [UHL16]

Mittels Computer Aided Optimization ist der Werkzeughalter konstruiert worden. Dabei wurde das Ziel verfolgt, möglichst wenig Material bei maximaler Steifigkeit einzusetzen. Die mechanische Stabilität des geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeugs muss dabei über einen Temperaturbereich von  $\vartheta_{k,\text{ein}} = -210 \text{ °C}$  für unterkühlten flüssigen Stickstoff bis  $\vartheta_{k,\text{ein}} = 100 \text{ °C}$  für siedendes Wasser sichergestellt werden.

Für die Fertigung von Standardklemmhaltern für die Drehbearbeitung werden Einsatz- und Kaltarbeitsstähle mit hohem Martensitanteil und Zugfestigkeiten  $R_m$  über  $1200 \text{ N mm}^{-2}$  verwendet [DIN4984-12]. Beim unterbrochenen Schnitt treten hohe dynamische Wechselbelastungen auf. Diese können zusammen mit der für martensitische Stähle typischen Tieftemperaturversprödung und reduzierter Kerbschlagfestigkeit zu katastrophalem Werkzeugversagen führen [CZI10, KRA84]. Wird bei geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeugen Wasser als Kühlmedium eingesetzt, besteht zudem die Herausforderung, dass Werkzeugstähle anfällig für Korrosion sind. Zusätzlich dazu siedeln sich Bakterien an den Kanalwänden an, welche zusammen mit dem sich ausbildenden Rost die Kanäle verkleinern [UHL12b]. Mit der Einsatzzeit setzen sich die Fluidkanäle immer weiter zu und die Kühlleistung nimmt ab. Austenitische Edelstähle oder Titanlegierungen bieten eine Alternative, um die zuvor genannten technischen Schwierigkeiten zu umgehen (Bild 5-4). Im direkten Vergleich weisen austenitisch rostfreie Edelstähle eine hohe Tieftemperaturfestigkeit, Korrosionsbeständigkeit, einen niedrigen Wärmeleitwert und damit geringen Wärme- bzw. Kälteverluste beim Durchströmen eines Kühlmediums durch den Werkzeughalter auf.

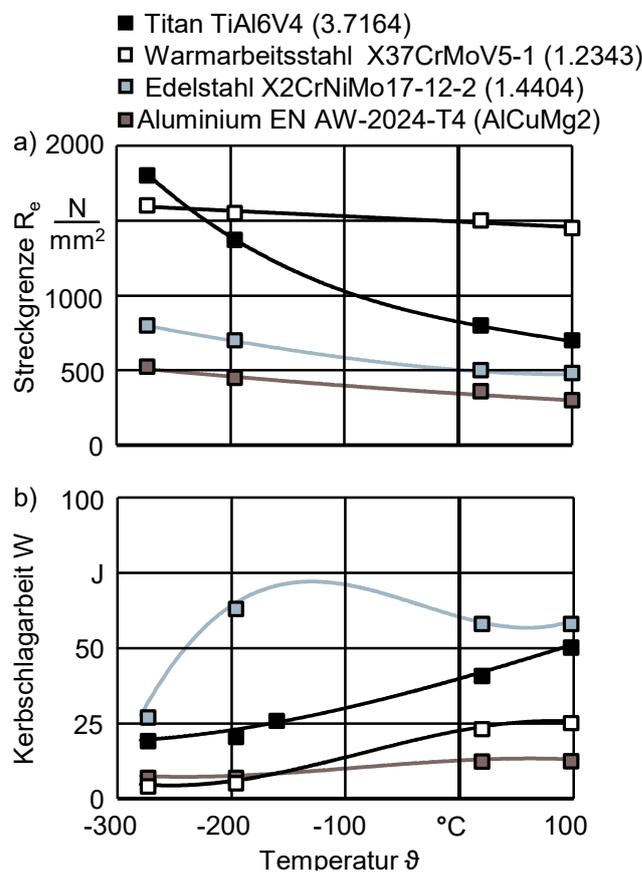
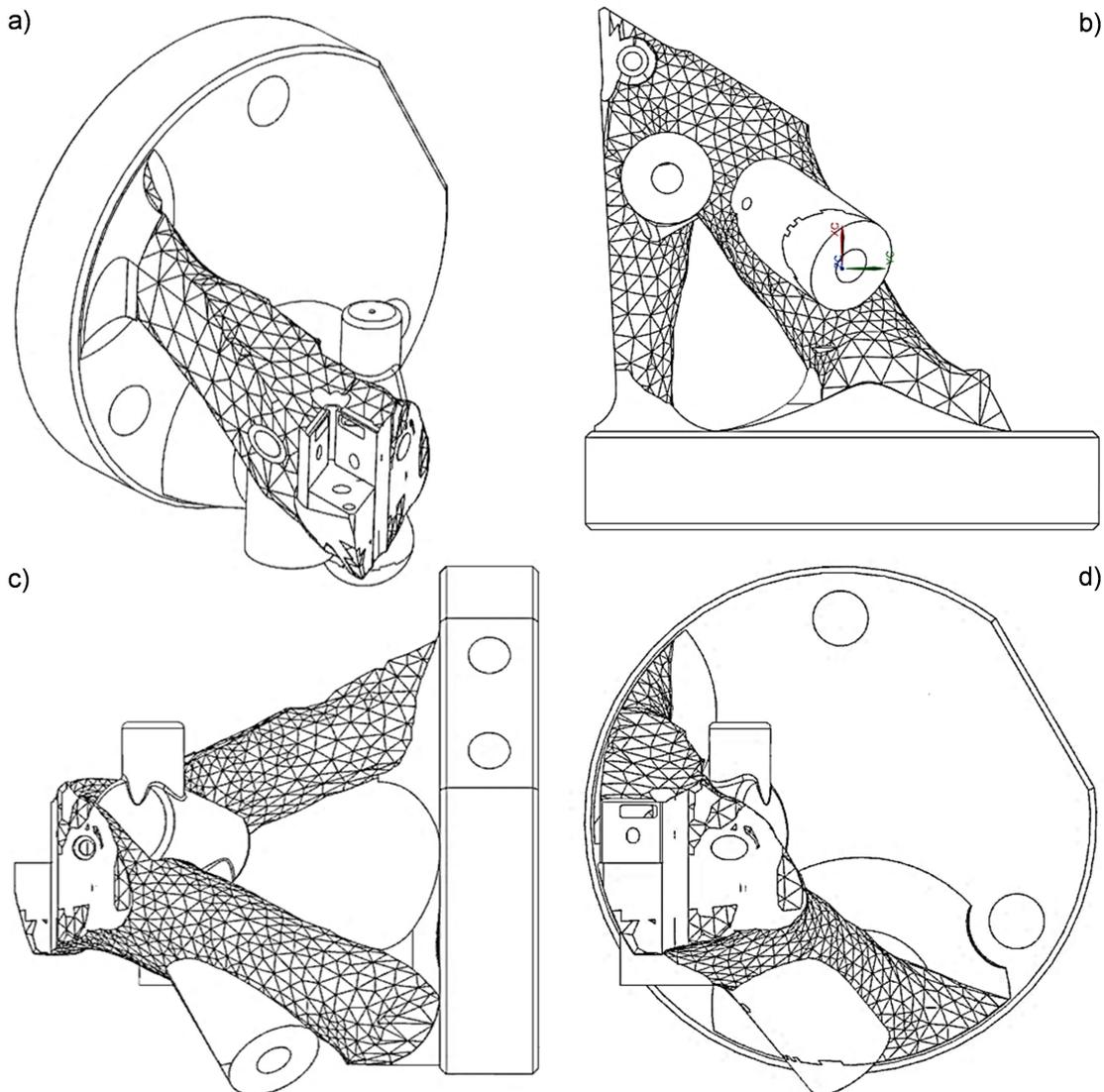


Bild 5-4: Tieftemperaturabhängige a) Streckgrenze  $R_e$  und b) Kerbschlagarbeit  $W$  für gebräuchliche Metalllegierungen [HIC62, KRA81, SCN13, SCW64, SIL07, INC74]

Komplexe dreidimensionale Konturen mit geometrisch optimierten Kanälen sind durch konventionelle Fertigungsverfahren wirtschaftlich schwierig zu fertigen, insbesondere dann, wenn zusätzliche Fügeverfahren vermieden werden sollen. Darum wurde für die Herstellung des Funktionsprototypen das selektive Laserstrahlschmelzen eingesetzt. Durch diese Fertigungstechnologie können die mittels Computer Aided Optimization erzeugten Werkzeuggeometrien mit integrierten Kanälen hergestellt werden. In Bild 5-5 ist der technische Prototyp zeichnerisch dargestellt.



**Bild 5-5:** Zeichnerische Darstellung des für kryogene Kühlmedien geeigneten strukturoptimierten Werkzeughalters: a) Isometrische Projektion, b) Untersicht, c) Seitenansicht von rechts und d) Vorderansicht

### 5.3.2 Mikrokühlkörper

Der Mikrokühlkörper besteht aus vier Einzelteilen: Kühlkörperunter- und -oberteil, Spannplatte und Klemmfinger (Bild 5-3). Das Unterteil wird auf dem Werkzeughalter durch zwei Schrauben auf der X- und Y-Ebene und mit einer Schraube in Z-Richtung fixiert. Das Oberteil wird formschlüssig auf das Unterteil gesetzt. Auf dem Oberteil wird die Spannplatte positioniert und durch zwei Schrauben kraft- und formschlüssig mit dem Unterteil verbunden. Die Spannplatte ist mit einem Gewinde versehen, womit der Klemmfinger durch eine Schraube auf dem Mikrokühlkörper fixiert wird. Die Wendeschneidplatte wird durch den Klemmfinger in die dafür vorgesehene Aussparung des Kühlkörperoberteils gepresst. Der Kühlkörper ist für rhombische Wendeschneidplatten der Grundformen DC..0702 mit einem Normalfreiwinkel von  $\alpha = 7^\circ$  ausgelegt. Der theoretische Innenkreisdurchmesser der Wendeschneidplatten beträgt dabei 6,35 mm. Durch eine Schräge am Klemmfinger und an der Spannplatte zieht der Klemmfinger die Wendeschneidplatte beim Festschrauben in den Plattensitz. Die auf die Wendeschneidplatte einwirkenden Zerspankräfte werden dann vom Mikrokühlkörper aufgenommen und an den Werkzeughalter übertragen.

Kühlkörperunter- und -oberteil sind aus einer Wolfram-Kupferlegierung mit 70 Gew.-% Wolframanteil gefertigt. Der Durchmesser der Wolframpartikel misst 10  $\mu\text{m}$ . Diese Partikelgröße bietet einen guten Kompromiss aus mechanischer Festigkeit und thermischer Leitfähigkeit. Der Klemmfinger und die Spannplatte sind aus dem austenitischen Edelstahl X5CrNiMo17-12-2 bzw. 1.4404 gefertigt. Zwischen Werkzeughalter und Kühlkörperunterteil befindet sich eine Flächendichtung aus Polytetrafluoräthylen. Das Kühlmedium strömt durch einen runden Zulauf mit 2 mm Durchmesser und einem Strömungsquerschnitt von 3,14  $\text{mm}^2$  in das Unterteil. Dieser Durchmesser ermöglicht dem siedenden Stickstoff mit  $\vartheta_{k,\text{ein}} = -196\text{ }^\circ\text{C}$  bei einem Durchfluss von  $\dot{m}_{\text{N}_2} = 0,2\text{ g s}^{-1}$  eine laminare Strömung. Das Kühlmedium wird über ein Kanalsystem gleichmäßig über die gesamte Breite des Kühlkörperoberteils verteilt, sodass die Kühlrippen des Oberteils gleichmäßig angeströmt werden. Die von der Wendeschneidplatte aufgenommene Wärme wird vom Kühlkörper mittels Wärmeleitung auf die Kühlrippen verteilt. Diese geben die aufgenommene Wärme an das vorbeiströmende Kühlmedium ab und werden so gekühlt.

Bei der erzwungenen Verdampfung von Stickstoff kann nach KUTATELADZE [KUT52] oder LYON ET AL. [LYO64] ein Wärmeübergangskoeffizient von  $\alpha_{\text{LN}_2} = 10\text{ W cm}^{-2}$  angenommen werden. Bei einer Wärmeübertragerfläche des Kühlkörperoberteils von  $A_{\text{W}} = 550\text{ mm}^2$  lässt sich ein Wärmestrom von  $\dot{Q}_{\text{W,N}_2} = 55\text{ W}$  abführen. Wenn Wasser als Kühlmedium eingesetzt wird, sind Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha_{\text{H}_2\text{O}} = 5\text{ W cm}^{-2}$  realistisch [VDI06]. Mit einer Wasserkühlung ohne Phasenübergang ist es dann möglich einen Wärmestrom von mindestens  $\dot{Q}_{\text{K,H}_2\text{O}} = 27,5\text{ W}$  abzuführen. Die Kühlmedienauslässe am Kühlkörperoberteil sind mit seiner Querschnittsfläche  $A_{\text{A}} = 22,3\text{ mm}^2$  so ausgelegt, dass gasförmiger Stickstoff ( $\text{GN}_2$ ) mit einer Temperatur von  $\vartheta_{k,\text{aus}} = -196\text{ }^\circ\text{C}$  und einem Massenstrom von  $\dot{m}_{\text{N}_2} = 1\text{ g s}^{-1}$  eine maximale Strömungsgeschwindigkeit von  $20\text{ m s}^{-1}$  erreicht.

### 5.3.3 Zerspanwerkzeug

HARTUNG UND KRAMER [HAR82], NARUTAKI ET AL. [NAR83], sowie DEARNLEY UND GREARSON [DEA86] haben mit unterschiedlichen Hartmetallsorten den Werkstoff TiAl6V4 zerspannt. Ihre Untersuchungen zeigten, dass Hartmetalle aus Wolframkarbid mit Kobaltbinder die höchsten Werkzeugstandzeiten erreichen. Bei einem Kobaltanteil von sechs Gewichtsprozenten wurde der beste Kompromiss aus Werkzeughärte und Widerstand gegen Diffusionsverschleiß erzielt. Dieser Effekt wurde auch bei der Variation der Wolframkarbidkorngröße bei gleichbleibendem Binderanteil beobachtet. Kleinere Korngrößen steigern zwar die Warmhärte [LEE83], werden aber leichter vom darauf abgleitenden Span mitgerissen. Zur Untersuchung dieser Effekte sind drei Hartmetallsorten der FA. CERATIZIT S.A., Reutte, Österreich, als Schneidstoffe untersucht worden. Als Referenzsubstrat wurde ein Hartmetall aus ultrafeinstkörnigen Wolframkarbidpartikeln mit acht Gewichtsprozenten Kobaltbinder bestimmt, das HM-K20UF. Weiterhin sind zwei Feinstkornhartmetalle auf Wolframkarbidbasis mit sechs Prozent Kobaltbinder, das HM-K06F, und neun Prozent Kobaltbinder, das HM-K20F, erprobt worden. Aus diesen Hartmetallsorten wurden Wendeschneidplatten der Form DCGA07.. hergestellt. Die Wendeschneidplattendicke liegt bei Platten der Geometrie DCGA07.. typischerweise bei  $S_{02} = 2,38\text{ mm}$ . Für die Untersuchung der Kühlwirkung des geschlossenen Innenkühlsystems bei kleineren Plattendicken bot es sich an, diese zu reduzieren [UHL12b, UHL13a, WAR16]. Dafür ist die Wendeschneidplattendicke  $S_{02}$  um den Faktor 2/3 auf  $S_{01} = 1,59\text{ mm}$  und um den Faktor 4/9 auf  $S_{T0} = 1,06\text{ mm}$  verringert worden [DIN1832].

Die Plattendickenvariation ist an der Referenzsorte HM-K20UF durchgeführt worden. Die Sorten HM-K06F und HM-K20F stehen in der Plattendicke von  $S_{T0} = 1,06$  mm als DCGA07T0 zur Verfügung.

Das Referenzsubstrat HM-K20UF ist mit unterschiedlichen Beschichtungen versehen worden, um die Reibung und damit die Zerspanntemperaturen zu senken. Für die Zerspannung von Werkstoffen, die Diffusionsverschleiß hervorrufen sind Nanokomposit-Mehrlagenbeschichtungen besonders geeignet [BOU12, SET08, UHL13b]. MINTON ET AL. [MIN13] konnte zudem zeigen, dass bei der Zerspannung von TiAl6V4 diamantbeschichtete Wendeschneidplatten die Zerspanntemperaturen senken und so höhere Werkzeugstandzeiten erreicht werden können. Zur Untersuchung des Einflusses von Beschichtungen auf die Werkzeugstandzeit und Gesamtenergiebilanz sind Werkzeuge mittels physischer Gasphasenabscheidung (PVD) und chemischer Gasphasenabscheidung (CVD) beschichtet worden. Das Referenzhartmetallsubstrat ist mit zwei PVD-Mehrlagenschichtsystemen versehen worden. Das erste ist dreilagig und setzt sich aus einer CrN-, einer AlTiCrN- und einer nc-AlCrN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>-Schicht zusammen. Das zweite Schichtsystem ist vierlagig und besteht aus einer TiN-, AlTiN- und nc-AlTiN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>-Schicht mit einer AlCrON-Schicht als Decklage. Das HM-K06F und das HM-K20UF sind zudem mit einer nanokristallinen Diamantschicht beschichtet worden, die mittels CVD erzeugt wurde. Dabei dient das HM-K06F als Vergleichsbasis für die Schichthaftung und -härte, da dieses Substrat den Stand der Technik für diamantbeschichtete Werkzeuge aus Hartmetall darstellt [BRÜ03, KÖG09, HÜN10, SAM15]. In Tabelle 5-1 sind die getesteten Werkzeugvariationen zusammengefasst.

Tabelle 5-1: Übersicht der verwendeten Werkzeugspezifikationen und Hartmetall-Beschichtungskombinationen

Hartmetall-sorte	Beschichtung			
	unbeschichtet	PVD-Prozess: TiN-, AlTiN-, nc-AlTiN/a-Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> - und AlCrON- Schicht	PVD-Prozess: CrN-, AlTiCrN- und Nc-AlCrN/a- Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> - Schicht	CVD-Prozess: nanokristalliner Diamant
HM-K06F	-	-	-	DCGA07T0XD
HM-K20UF	DCGA07T0XD DCGA0701XD DCGA0702XD	DCGA07T0XD	DCGA07T0XD	DCGA07T0XD
HM-K20F	DCGA07T0XD	-	-	-

Die unterschiedlichen Plattendicken von  $S_{T0} = 1,06$  mm,  $S_{01} = 1,56$  mm und  $S_{02} = 2,38$  mm führen zu voneinander abweichenden Plattensitzgeometrien des Mikrokühlkörpers. Zur Vereinheitlichung der Auskraglängen und zur Homogenisierung der Kühlleistung, was einen Vergleich der Kühlleistung bei unterschiedlichen Plattendicken ermöglicht, wurden drei Kühlkörperoberbereiche gefertigt, welche die Abstände zu den Wärmeübertragerflächen und die Position zum Kühlkörperunterteil wahren. Die Schneideckenposition ist dennoch nicht für alle Plattendicken gleich, da sich diese in ihrer Höhe unterscheiden. Beim Einrichten des Werkzeugs in der Drehmaschine wurde dieser Sachverhalt berücksichtigt.

---

## 6 Außen-Längs-Runddrehen mit verschiedenen Kühlkonzepten

### 6.1 Charakterisierung der Zerspanwerkzeuge

#### 6.1.1 Physikalische und mechanische Eigenschaften

Die bei den Zerspanversuchen eingesetzten Wendeschneidplatten sind hinsichtlich ihrer physikalischen und mechanischen Eigenschaften untersucht worden. Neben der Plattendicke und dem Schneideckenradius wurden die verwendeten Schneidstoffe und Beschichtungen charakterisiert. Die Ergebnisse sind in Tabelle 6-2 zusammengefasst.

#### Werkzeugmakrogeometrie und -mikrogeometrie

Bei den unbeschichteten Wendeschneidplatten wurde ein Schneideckenradius  $r_\epsilon$  von 0,391 mm bis 0,399 mm gemessen. Die beschichteten Werkzeuge weisen einen Radius von 0,396 mm bis 0,416 mm auf. Bei den mit nanokristallinem Diamant beschichteten Werkzeugen wurden die größten Radien gemessen. Die Schneidkantenrundungen  $r_\beta$  der Werkzeugschneiden sind in Bild 6-1 gegenübergestellt.

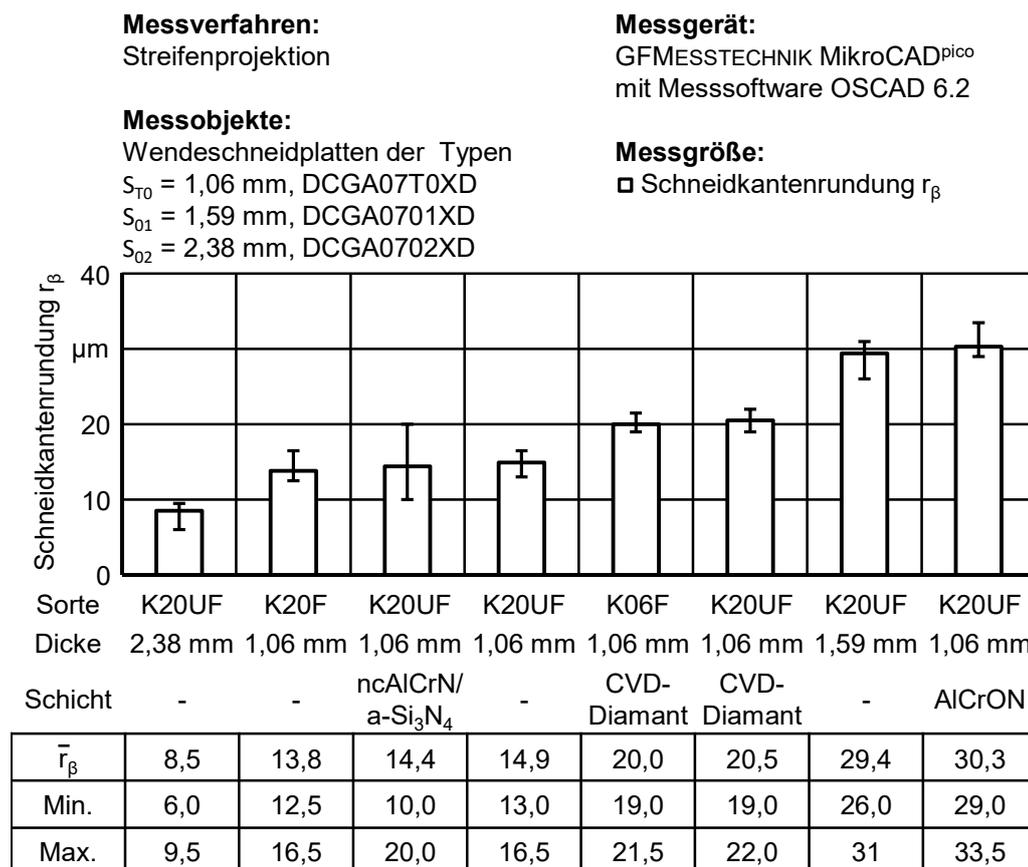


Bild 6-1: Mittlere Schneidkantenrundung  $r_\beta$  der verwendeten Wendeschneidplattentypen mit gemessenen Minimal- und Maximalwerten

Diese wurden vom Hersteller mit einer Bürst-Poliermaschine der Fa. RENÉ GERBER AG, Lyss, Schweiz, erzeugt. Die Platten mit einer Stärke von  $S_{02} = 2,38$  mm weisen mit

$r_\beta = 8,5 \pm 1,3 \mu\text{m}$  die kleinste und die Platten mit  $S_{01} = 1,59 \text{ mm}$  mit  $r_\beta = 29,4 \pm 2,1 \mu\text{m}$  die größte Schneidkantenrundung auf. Die dünnsten Wendeschneidplatten der Hartmetallsorten HM-K20F und HM-K20UF haben im Mittel eine Verrundung von  $r_\beta = 13,8 \pm 1,4 \mu\text{m}$  bzw.  $r_\beta = 14,9 \pm 1,1 \mu\text{m}$ .

Bei den beschichteten Werkzeugen hat sich die Schneidkantenrundung vergrößert, wobei die zwei Werkzeugspezifikationen mit nanokristalliner CVD-Diamantschicht trotz verschiedener Schneidstoffe Schneidkantenrundungen von  $r_\beta = 20,0 \pm 0,8 \mu\text{m}$  und  $r_\beta = 20,5 \pm 1,1 \mu\text{m}$  aufweisen. Die mit dem dreilagigen PVD-Nanokomposit-Hartstoffschicht-System CrN, AlTiCrN und nc-AlCrN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> beschichteten Werkzeuge haben eine Rundung von  $r_\beta = 14,4 \pm 3,4 \mu\text{m}$ . Bei den Werkzeugen mit vierlagiger PVD-Nanokomposit-Hartstoffbeschichtung TiN, AlTiN, nc-AlTiN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> und AlCrON wurde eine Schneidkantenrundung von  $r_\beta = 30,3 \pm 1,7 \mu\text{m}$  gemessen. Das dreilagige PVD-Hartstoffsystem weist trotz kleinster Schichtdicke mit  $3,4 \mu\text{m}$  eine im Vergleich zu den anderen Beschichtungen überdurchschnittlich große Standardabweichung der Schneidkantenverrundung auf. Der Grund dafür ist, dass beim Stärkeschleifen wegen der hohen Substratsprödigkeit Schneidkantenteile ausgebrochen sind und der nachgeschaltete Bürstprozess diese Formabweichung nicht vollständig ausgleichen konnte.

### Oberflächentopologie

Zum besseren Verständnis der Oberflächentopologie, insbesondere der Spanfläche, wurde die Oberflächenbeschaffenheit der Werkzeuge bestimmt ([Bild 6-2](#)). Alle Wendeschneidplatten wurden vom Hersteller geläppt. Es fällt auf, dass bei den unbeschichteten Wendeschneidplatten der Rz-Wert mit der Plattenstärke korreliert. Dieser beträgt etwa ein Tausendstel der Plattendicke. Wendeschneidplatten mit einer Stärke von  $S_{02} = 2,38 \text{ mm}$  weisen einen Rz-Wert von  $2,75 \mu\text{m}$  auf, wohingegen bei den dünnsten Wendeschneidplatten mit  $S_{T0} = 1,06 \text{ mm}$  ein Rz von  $0,92 \mu\text{m}$  bis  $1,26 \mu\text{m}$  gemessen wurde. Bei den Werkzeugen mit mittlerer Plattenstärke  $S_{01} = 1,59 \text{ mm}$  liegt der Rz-Wert bei  $1,55 \mu\text{m}$ . Bedingt durch den Fertigungsprozess korreliert der arithmetische Mittelwert der Profildordinaten Ra mit der gemittelten Rautiefe Rz. Ra ist dabei etwa ein Achtel von Rz. Bei den unbeschichteten Werkzeugen fällt weiterhin auf, dass bei der Plattendicke von  $S_{01} = 1,59 \text{ mm}$  die mittlere Rillenbreite der Profilelemente RSm mit  $79,6 \mu\text{m}$  mehr als doppelt und die normierte Spitzenzahl RPc mit 25 Spitzen pro zehn Millimeter nur halb so groß ist wie bei den dünnen und dicken Platten. Die Rauheit der beschichteten Wendeschneidplatten hat trotz der niedrigen Substratrauheit zugenommen. Elektronenmikroskopische Analysen der PVD- und CVD-Beschichtungen zeigten, dass sich linsenförmige Ablagerungen auf der Oberfläche, sogenannte Droplets, gebildet haben. Das Wachstum von Poren und Hohlräumen in der Schicht wurde durch diese begünstigt [DUC03, PAN10].

Im Vergleich zu den unbeschichteten Wendeschneidplatten weisen die mit der PVD-Hartstoffschicht versehenen Werkzeuge doppelt so große Werte für Ra, Rmax und Rz auf. Bei den CVD-beschichteten Wendeschneidplatten hat sich die Oberflächenbeschaffenheit des Schneidstoffs durch die chemische Vorbehandlung verschlechtert. Dort sind beim ultrafeinkörnigen Substrat die Ra- und Rz-Werte um den Faktor fünf und beim feinstkörnigen Standardsubstrat um den Faktor sieben höher.

Unabhängig von Wendeschneidplattengeometrie und Oberflächengüte sind die erzeugten Diamantoberflächen denen von GRAMS [GRA04], KOTT [KOT07] und KÖNIG [KÖG09] sehr ähnlich.

**Messverfahren:**

Tastschnittverfahren nach  
DIN EN ISO 3274 und DIN EN ISO 4288

**Messgerät:**

Mobiles Rauheitsmessgerät  
JENOPTIK HOMMEL Etamic W5

**Messgrößen:**

- Größte Höhendifferenz des Profils Rz
- Maximale Rautiefe Rmax
- ▣ Arithmetischer Mittelwert der Profilordinaten Ra
- Normierte Spitzenzahl RPc
- Mittlere Rillenbreite der Profilelemente RSm

**Messobjekte:**

Wendeschneidplatten der Typen  
S<sub>T0</sub> = 1,06 mm, DCGA07T0XD  
S<sub>01</sub> = 1,59 mm, DCGA0701XD  
S<sub>02</sub> = 2,38 mm, DCGA0702XD

**Parameter:**

Filter gemäß ISO 11562  
l<sub>t</sub> = 4,8 mm  
v<sub>t</sub> = 0,5 mm s<sup>-1</sup>  
l<sub>c</sub> = 0,8 mm  
r<sub>tip</sub> = 2,0 μm

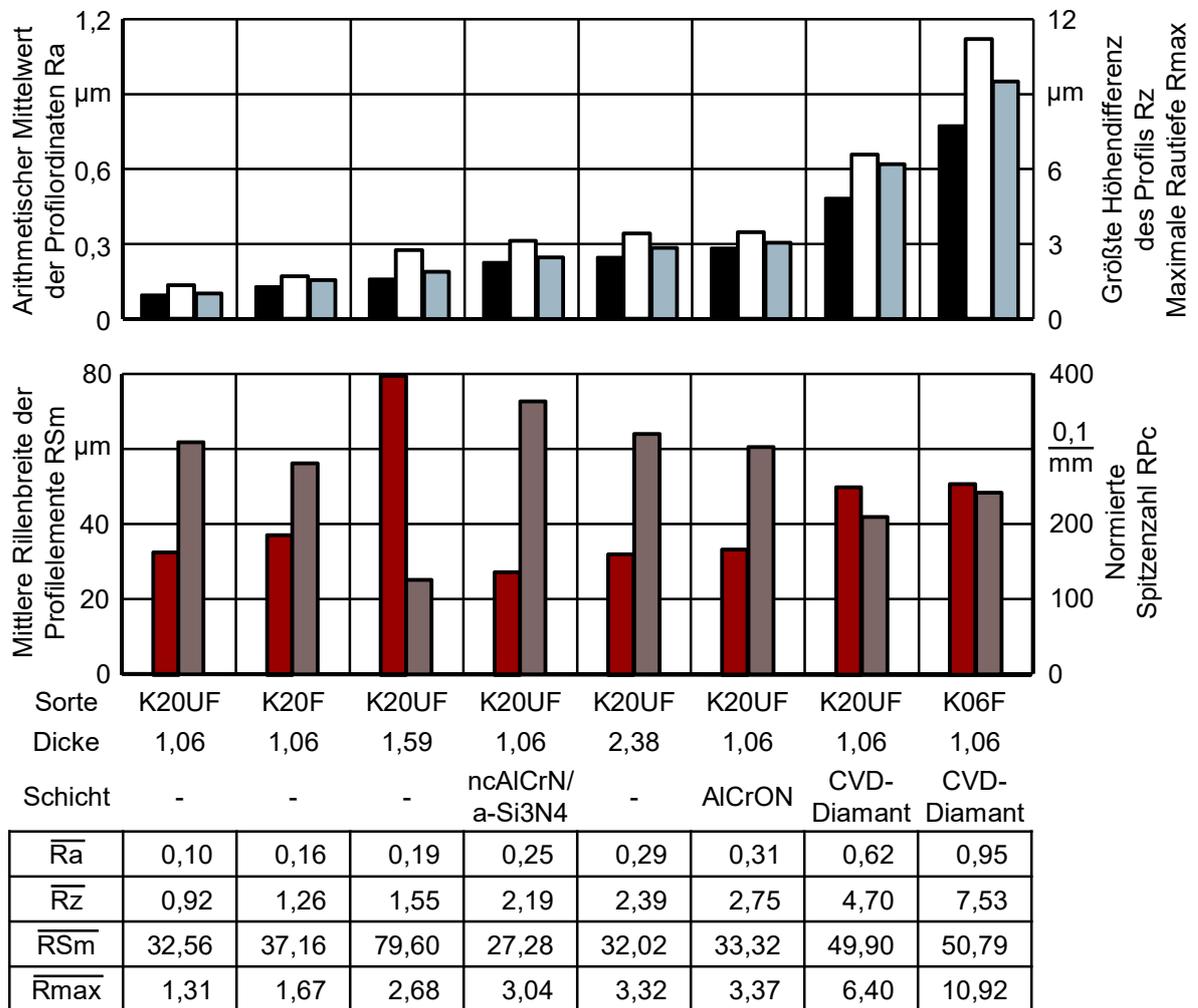
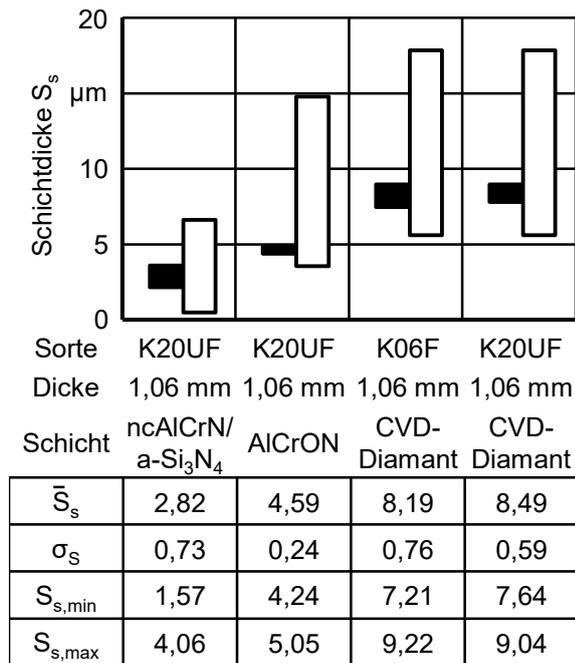


Bild 6-2: Messergebnisse von Rauheitsmessungen an den eingesetzten Wendeschneidplatten nach DIN EN ISO 3274 und DIN EN ISO 4288

**Schichtdicke**

Die mittels Kalottenschliff gemäß DIN EN 1071-2 [DIN1071-2] bestimmten Schichtdicken  $S_s$  sind in Bild 6-3 dargestellt. Die dreilagige PVD-Nanokomposit-Hartstoffbeschichtung bestehend aus einer CrN-, einer AlTiCrN- und einer nc-AlCrN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>-Schicht ist mit  $S_s = 2,82 \pm 0,73 \mu\text{m}$  die dünnste Beschichtung. Die beiden CVD-Diamantdünnsschichten mit  $8,19 \pm 0,76 \mu\text{m}$  bzw.  $S_s = 8,49 \pm 0,59 \mu\text{m}$  weisen die dreifache Dicke auf. Die PVD-Nanokomposit-Hartstoffschicht mit dem Schichtaufbau TiN, AlTiN, nc-AlTiN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>, AlCrON liegt mit Schichtdicken von  $S_s = 4,59 \pm 0,24 \mu\text{m}$  dazwischen. Alle Hartstoffschichten befinden sich im unteren Bereich der von den Herstellern vorgegebenen Schichtdickenbereiche.



**Messverfahren:**  
Kalottenschleifverfahren nach DIN EN 1071-2

**Messgerät:**  
Eigenbau-Kalottenschleifgerät  
und Lichtmikroskop OLYMPUS BX51 M  
 $D_A = 30 \text{ mm}$

**Messobjekte:**  
Beschichtete Wendeschneidplatten  
des Typs DCGA07T0XD

**Parameter:**  
■ Gemessene Schichtdicken  $S_s$   
□ Von-bis-Angaben der Beschichtungshersteller  
Schleifmittelsuspension aus  
Ethanol mit 3  $\mu\text{m}$  Diamantkorn,  
4 Tropfen pro Minute für  
ncAlCrN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> und AlCrON  
 $t_{pr} = 60 \text{ s}$   
 $n_K = 900 \text{ min}^{-1}$ ,  
Schleifmittelsuspension aus  
Wasser mit 6  $\mu\text{m}$  Diamantkorn mit  
4 Tropfen pro min für  
CVD-n-Diamant  
 $t_{pr} = 600 \text{ s}$   
 $n_K = 1.480 \text{ min}^{-1}$

Bild 6-3: Mittlere Schichtdicken  $S_s$  mit Standardabweichung der eingesetzten Hartstoffschichten mit von-bis-Angaben der Beschichtungshersteller

**Härte und Bruchzähigkeit**

Zur Bestimmung der Mikrohärtigkeit von Substrat- und Hartstoffschicht sind Mikrohärtigkeitprüfungen mit einer Prüflast von 500 mN gemäß DIN EN ISO 4516 [DIN4516] durchgeführt worden. Die Messwerte für die unbeschichteten Wendeschneidplatten sind in Bild 6-4 und die Messwerte für die mittels PVD- und CVD-Verfahren beschichteten Werkzeuge in Bild 6-5 dargestellt. Bei den unbeschichteten Hartmetallen liegen die mit kleiner Prüflast bestimmten Vickershärten über den Herstellerangaben, welche nach DIN ISO 3878 [ISO3878] bestimmt werden.

JIA ET AL. [JIA98] hat Härtemessungen mit unterschiedlichen Prüflasten bei verschiedenen Hartmetallen auf Wolframkarbidbasis mit Kobaltbinder durchgeführt. Dabei wurde festgestellt, dass mit abnehmenden Kobaltbindergehalten und kleineren Korngröße die Härte ansteigt.

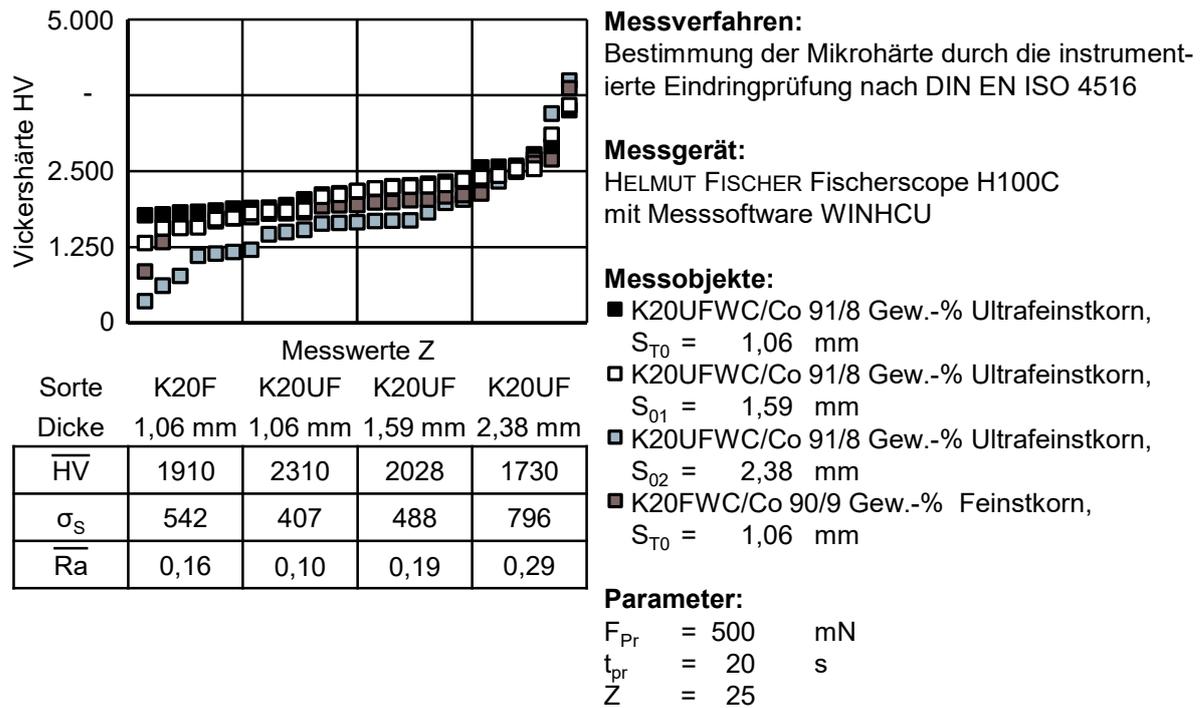
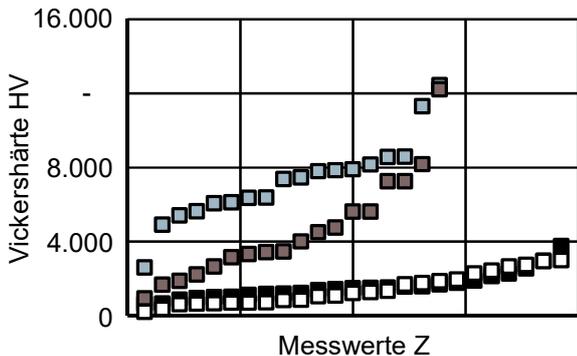


Bild 6-4: Vickershärte der unbeschichteten Werkzeuge nach DIN EN ISO 4516

Durch die Variation der Prüfkräfte konnte zudem gezeigt werden, dass die gemessene Vickershärte mit kleiner werdenden Prüfkräften zunimmt. Die Härte von Hartmetallen mit Wolframkarbidkörnern im Nanometerbereich und Prüflasten kleiner einem Newton näherten sich mit sinkender Prüflast der Härte von Wolframkarbidkristallen mit einer Härte von  $2350 \pm 50$  HV an [FRI97]. Auffällig bei den in Bild 6-4 dargestellten Messwerten ist, dass der arithmetische Mittelwert der Vickershärte  $\overline{HV}$  bzw. die Standardabweichung stark von der Oberflächenbeschaffenheit des Messobjekts abhängt. Die Messobjekte der Hartmetallspezifikation HM-K20UF bei unterschiedlichen Plattendicken unterscheiden sich nicht in ihrer Härte sondern in ihrer Rauheit, da beide Wendeschneidplattenspezifikationen aus den gleichen Hartmetallrohlingen gefertigt wurden. Das zeigt sich auch in der Streuung der Messwerte: Diese sinkt mit abnehmender Rauheit. Der Grund dafür ist, dass durch die geringe Prüfkraft die Eindringtiefe in das Messobjekt abnimmt. Die Seitenflächen des Vickers-Eindringkörpers werden punktuell durch Rauheitsspitzen abgestützt, sodass ein Teil der Prüfkraft durch die Rauheitsspitzen abgefangen wird und nicht die ganze Prüfkraft zur Erzeugung des Härteeindrucks vorhanden ist. Bei den beschichteten Wendeschneidplatten tritt der Zusammenhang zwischen gemessener Härte und der Oberflächenbeschaffenheit besonders deutlich hervor. Dort korreliert die Standardabweichung der gemittelten Schichthärte mit dem arithmetischen Mittelwert der Profilordinaten  $Ra$  bzw. der gemittelten Rautiefe  $Rz$ . Um den Einfluss der Rauheitsspitzen zu umgehen, lassen sich die Schichthärten an Schichtquerschliffen bestimmen [DIN4516].



	Messwerte Z			
Sorte	K20UF	K20UF	K20UF	K06F
Dicke	1,06 mm	1,06 mm	1,06 mm	1,06 mm
Schicht	ncAlCrN/ a-Si3N4	AlCrON	CVD- Diamant	CVD- Diamant

$\overline{HV}$	1592	1270	8022	4968
$\sigma_S$	706	836	2188	2713
$\overline{Ra}$	0,25	0,31	0,62	0,95

**Messverfahren:**

Bestimmung der Mikrohärtigkeit durch die instrumentierte Eindringprüfung nach DIN EN ISO 4516

**Messgerät:**

HELMUT FISCHER Fischerscope H100C mit Messsoftware WINHCU

**Messobjekte:**

- K20UF, WC/Co 90/9 Gew.-%, Ultrafeinstkorn, TiN-, AlTiN-, ncAlTiN/a-Si3N4- und AlCrON-Schicht
- K20UF, WC/Co 91/8 Gew.-%, Ultrafeinstkorn, CrN-, AlTiCrN- und ncAlCrN/a-Si3N4-Schicht
- K20UF, WC/Co 91/8 Gew.-%, Ultrafeinstkorn, Nanokristalline Diamantschicht,
- K06F, WC/Co 92/6 Gew.-%, Feinstkorn, Nanokristalline Diamantschicht

**Parameter:**

- $F_{Pr}$  = 500 mN
- $t_{Pr}$  = 20 s
- Z = 25 (PVD)
- Z = 18 (CVD)

Bild 6-5: Mikrohärtigkeit der beschichteten Werkzeuge nach DIN EN ISO 4516

Die nanokristalline CVD-Diamantschicht auf dem HM-K06F weist bei einer Prüfkraft von  $F_{Pr} = 0,5 \text{ N}$  und einer Prüfdauer von  $t_{Pr} = 20 \text{ s}$  eine Mikrohärtigkeit von  $4968 \pm 2713 \text{ HV}$  auf. Beim HM-K20UF ist die Mikrohärtigkeit mit  $8022 \pm 2188 \text{ HV}$  bei einer Prüfkraft von  $F_{Pr} = 0,5 \text{ N}$  und einer Prüfdauer von  $t_{Pr} = 20 \text{ s}$  höher. Die vierlagige PVD-Nanokompositbeschichtung mit AlCrON-Deckschicht bei einer Prüfkraft von  $F_{Pr} = 0,5 \text{ N}$  und einer Prüfdauer von  $t_{Pr} = 20 \text{ s}$  hat eine Mikrohärtigkeit von  $1270 \pm 836 \text{ HV}$  und die Dreifachbeschichtung mit nc-AlCrN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>-Deckschicht bei einer Prüfkraft von  $F_{Pr} = 0,5 \text{ N}$  und einer Prüfdauer von  $t_{Pr} = 20 \text{ s}$  eine mittlere Mikrohärtigkeit von  $1270 \pm 836 \text{ HV}$ . Bei den TiN-, AlTiN-, nc-AlTiN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>- und AlCrON-Schichten sind bei einer Prüfkraft von  $F_{Pr} = 0,5 \text{ N}$  und einer Prüfdauer von  $t_{Pr} = 20 \text{ s}$  Härten von bis zu  $3001 \text{ HV}$  gemessen worden, bei den CrN-, AlTiCrN- und nc-AlCrN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>-Schichten erreichten die positiven Ausreißer bei einer Prüfkraft von  $F_{Pr} = 0,5 \text{ N}$  und einer Prüfdauer von  $t_{Pr} = 20 \text{ s}$  Mikrohärtigkeitswerte von  $3748 \text{ HV}$ , was gut mit den Literaturwerten der Nanoindentation übereinstimmt [UHL13b, LIZ13].

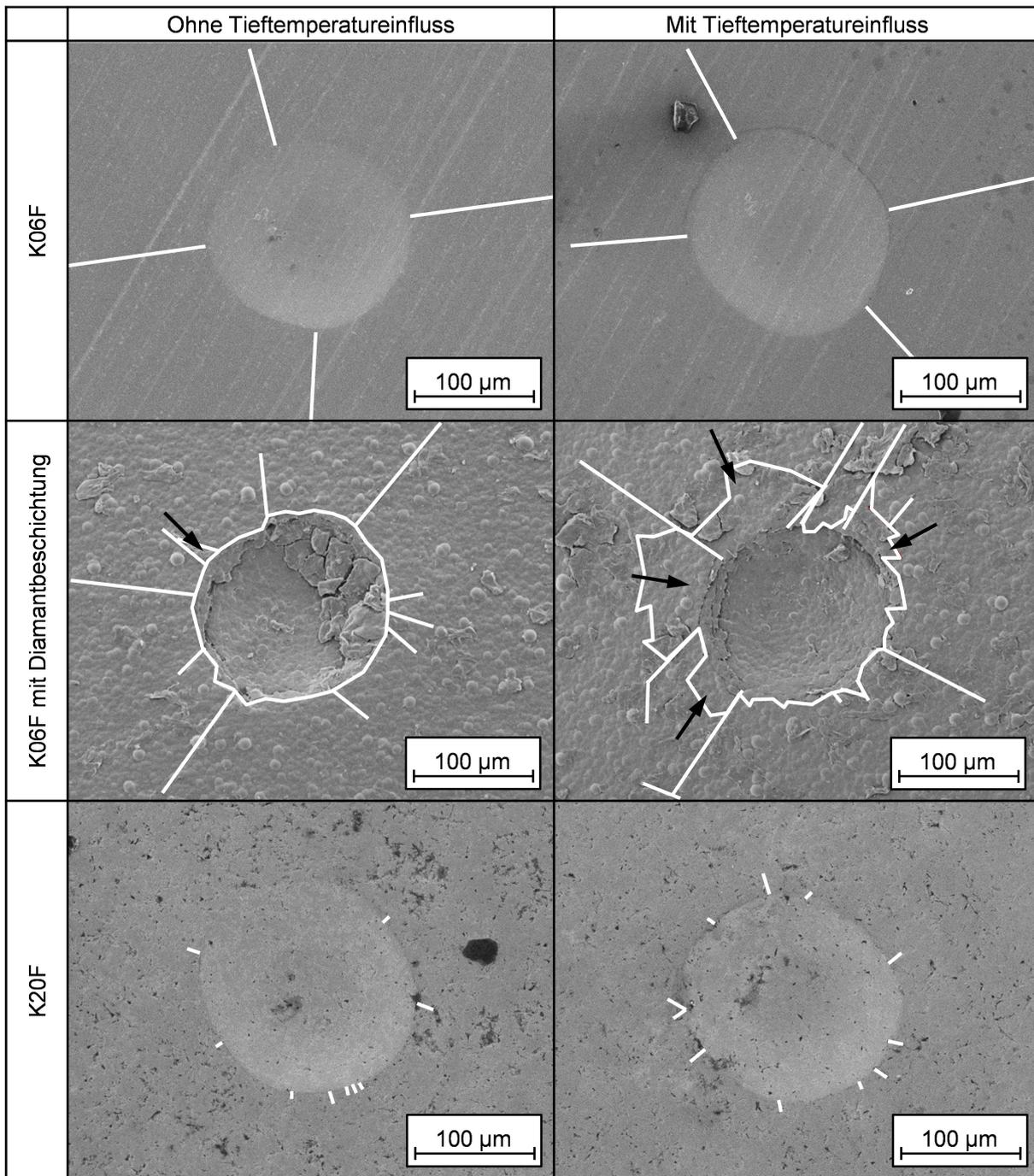
Für die unbeschichteten Wendeschneidplatten der Hartmetallsorte HM-K20UF sind auch die Makrohärtigkeit und durch die Auswertung der dabei entstandenen Palmqvist-Risse die Bruchzähigkeit  $K_{IC}$  berechnet worden (Tabelle 6-1). Die Messwerte korrelieren bei der Makrohärtigkeitsmessung nicht mit der Oberflächenrauheit. Bei Raumtemperatur weist diese Hartmetallsorte bei einer Prüfkraft von  $F_{Pr} = 294,2 \text{ N}$  und einer Prüfdauer von  $t_{Pr} = 30 \text{ s}$  einen Makrohärtigkeitswert von  $1913 \pm 62 \text{ HV}$  auf. Durch das Abkühlen der Proben durch siedenden Stickstoff auf  $-196 \text{ °C}$  und ein gleichzeitiges Erzeugen von Vickershärteeindrücken wurde die Hartmetallhärtigkeit bei  $-196 \text{ °C}$  bestimmt. Tiefkalte Hartmetalle weisen bei  $-196 \text{ °C}$  eine relative Härtesteigerung um etwa  $10 \%$  auf. Die ermittelten Palmqvist-Risse an den Vickershärteeindrücken sind bei tiefen Substrattemperaturen im Vergleich zu den erzeugten Palmqvist-Rissen bei Raumtemperatur länger. Die Härtesteigerung übertrifft die Versprödung des Materials, so dass rechnerisch eine Verbesserung der Bruchzähigkeit eintritt.

Tabelle 6-1: Vickers-Makrohärte bei einer Prüfkraft von  $F_{pr} = 294,2 \text{ N}$  und einer Prüfdauer von  $t_{pr} = 20 \text{ s}$ , Bruchzähigkeit von HM-K20UF bei unterschiedlichen Prüftemperaturen

Eigenschaften	Substrathärte HV30		Bruchzähigkeit $K_{IC}$	
	20 °C	-196 °C	20 °C	-196 °C
SI-Einheit	-	-	MN m <sup>1,5</sup>	MN m <sup>1,5</sup>
Messwerte	1913 ± 62	2121 ± 87	7,2 ± 0,1	8,2 ± 0,4

Bei den unbeschichteten Hartmetallen zeigt sich, dass das kurzzeitige Abschrecken in Stickstoff die Substratfestigkeit und die Ausbildung von Rissen nicht begünstigt, was mit den Ergebnissen von JIANG ET AL. [JIG14], ÖZBEK ET AL. [ÖZB16], SEAH ET AL. [SEA03] sowie YONG UND DING [YON11] übereinstimmt. Das sich ausbildende Rissnetzwerk ähnelt dem eines Vickershärteeindrucks und hängt stark von der Bruchzähigkeit des Hartmetallsubstrats ab. Das feinstkörnige HM-K20F mit einer Bruchzähigkeit von  $K_{IC} = 9,9 \text{ MN mm}^{-3/2}$  weist aufgrund der vergleichsweise großen Korngröße und dem hohen Kobaltgehalt von neun Prozent die höchste Zähigkeit und das kleinste Rissnetzwerk auf (Bild 6-6). Das ebenfalls feinstkörnige HM-K06F mit sechs Prozent Kobaltbinder und das ultrafeinstkörnige HM-K20UF mit acht Prozent Kobaltbinder haben eine geringere Bruchzähigkeit als das HM-K20F, da der Binderanteil niedriger ist. Bei Raumtemperatur beträgt die Bruchzähigkeit des HM-K06F etwa  $K_{IC} = 8,0 \text{ MN mm}^{-3/2}$ . Beim HM-K20UF liegt diese dann nur noch bei  $K_{IC} = 7,2 \text{ MN mm}^{-3/2}$ , was auf die kleinere freie Binderlänge zurückzuführen ist, welche den Widerstand gegen Rissausbreitung herabsetzt [CHE76].

Von Hartmetallen aus Wolframkarbid mit Kobaltbinderphase ist bekannt, dass diese durch Abkühlen und Halten auf -196 °C zur Bildung einer Eta-Phase neigen [JIG14, ÖZB16, SEA03, YON11]. Kobalt weist bei Temperaturen über 420 °C eine kubisch-flächenzentrierte und unterhalb dieser Temperatur eine Kristallstruktur mit hexagonal dichtester Packung auf [CHR51, TOL01, YON11]. Bei Hartmetallen mit Kobaltbinder findet normalerweise keine Bildung eines martensitischen Kobaltgefüges statt, da die Martensitbildung durch die im austenitischen Kobalt gelösten Kohlenstoff- und Wolframatom blockiert ist. Zudem herrschen im Kobaltbinder durch das Abkühlen des Hartmetalls von Sintertemperatur auf Raumtemperatur Zugeigenspannungen. Offensichtlich findet beim Abkühlen auf -196 °C eine partielle Martensitbildung des Kobalts statt, welche durch einen spannungsinduzierten Umklappvorgang erklärt werden kann [VAS85, YON11]. Durch den Verformungsvorgang findet dann eine Ausscheidung von Kohlenstoff und Wolfram statt, welche zusätzlich zur harten martensitischen Kobaltphase die sprödharte Eta-Phase bildet. Diese führt letztlich zu einem unausgeglichenen Kohlenstoffgehalt in der Binderphase und zu einer Schwächung des Hartmetalls [EXN79, SCR88]. Bei Hartmetallen mit ausgeglichenem Kohlenstoffanteil im Kobaltbinder sollte daher eine Abkühlung möglichst vermieden werden, da es dann zur unerwünschten Eta-Phasenbildung kommt.



**Bild 6-6:** Rockwelleindrücke bei einer Prüfkraft von  $F_{Pr} = 490,5 \text{ N}$  auf HM-K06F, HC-K06F und HM-K20F mit und ohne Tieftemperaturbehandlung, Risse sind durch weiße Linien und Schichtdelaminationen durch schwarze Pfeile markiert

### Schichthftung

Durch einen Ritztest ist die Schichthftung bzw. das Adhäsionsvermögen zwischen Substrat und Hartstoffschichten quantifiziert worden. Bei den diamantbeschichteten Wendeschneidplatten kam es bereits bei Normalkräften von  $F_N = 35 \text{ N}$  und  $F_N = 45 \text{ N}$  zur Delamination und Abplatzung der Schicht, wobei das diamantbeschichtete Hartmetallsubstrat mit niedrigerem Kobalt-Binderanteil und großer Korngröße größeren Widerstand gegen Delamination bot. Bei den mehrlagigen PVD-Nanokompositbeschichtungen war die Adhäsionsneigung höher.

Die  $S_S = 4,59 \pm 0,24 \mu\text{m}$  dicke PVD-Beschichtung mit dem Schichtaufbau TiN, AlTiN, nc-AlTiN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> und AlCrON wies bei einer Normalkraft von  $F_N = 60 \text{ N}$  erste Risse und bei  $F_N = 150 \text{ N}$  großflächige Abplatzungen auf. Das CrN-, AlTiCrN- und nc-AlCrN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>-Schichtsystem mit nur  $S_S = 2,82 \pm 0,73 \mu\text{m}$  Schichtdicke zeigte erst bei einer Normalkraft von  $F_N = 70 \text{ N}$  Risswachstum und bei  $F_N = 160 \text{ N}$  ein Totalversagen der Schicht durch Abplatzen (Bild 6-7).

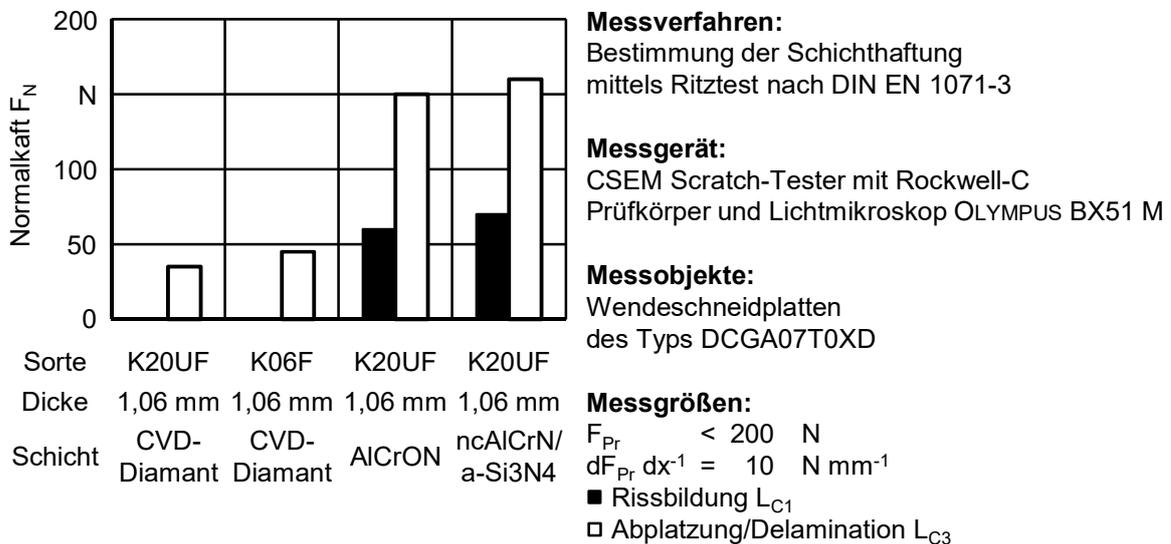


Bild 6-7: Rissbildung und Delamination der eingesetzten beschichteten Werkzeuge bestimmt unter Verwendung des nach DIN EN 1071-3 genormten Ritztests

Die kurzzeitige Wirkung kryogener Temperaturen auf das Hartmetall und auf die Schichthftung wurde durch Rockwellhärteeindrücke gemäß VDI 3198 qualifiziert [VDI3198]. Dafür sind auf fabrikneuen Wendeschneidplatten mit einem Makrohärteprüfer Rockwelleindrücke mit einer Prüfkraft von  $F_{PR} = 490,5 \text{ N}$  über eine Prüfdauer von  $t_{Pr} = 30 \text{ s}$  erzeugt worden. Das erzeugte Rissnetz wurde dann mittels REM untersucht. Die gleichen Wendeschneidplatten sind nach der Vermessung der erzeugten Rissnetzwerke für eine Minute in siedenden Stickstoff getaucht worden. Anschließend wurden auf diesen Wendeschneidplatten nach der Erwärmung auf Raumtemperatur neue Rockwellhärteeindrücke erzeugt. Die neuen Abdrücke wurden ebenfalls mit dem REM dokumentiert und mit den bei Raumtemperatur erzeugten Rissnetzwerken verglichen.

In Bild 6-6 und Bild 6-8 sind die Rissnetzwerke von HM-K06F, HM-K20F und HM-K20UF mit PVD- und CVD-Beschichtung dargestellt. Die Rissnetzwerke der PVD-Dünnschichtsysteme ohne Tieftemperaturbehandlung ähneln dem des HM-K20UF und weisen keine Delamination auf (Bild 6-8). Das ist ein Indiz für sehr gute Schichthftung, da sich die im Substrat ausgebildeten Risse in der Beschichtung fortsetzen. Durch die Tieftemperaturbehandlung der PVD-Schichtsysteme vergrößert sich das Rissnetzwerk im Vergleich zu denen ohne Tieftemperatureinfluss. Bei der TiN-, AlTiN-, nc-AlTiN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>-, AlCrON-Beschichtung tritt Schichtdelamination auf. GILL ET AL. [GIL11] konnte mit Rockwellhärteprüfungen auf tieftemperaturbehandelten HC-P25 Werkzeugen mit TiAlN-Beschichtungen ebenfalls eine Delamination der Beschichtung beobachten. Das Abplatzen der Hartstoffschicht durch kurzzeitiges Abkühlen auf  $-196 \text{ °C}$  ist unabhängig vom Beschichtungsverfahren und der Schicht-Substrat-Kombination. Durch das Abkühlen der Werkzeuge mit LN<sub>2</sub> auf  $-196 \text{ °C}$  hat sich durchweg die Schichthftung verschlechtert (Bild 6-6 und Bild 6-8). Die Schichtdelamination wird mit hoher

Wahrscheinlichkeit durch thermische Eigenspannungen im Übergang zwischen Substrat und Hartstoffbeschichtung ausgelöst. Diese werden durch das komplexe Zusammenspiel intrinsischer Eigenspannungen im Schichtverbundsystem verstärkt oder aber abgeschwächt [BOB08, KLA09]. KLEIN [KLE05] sowie DENKENA UND BREIDENSTEIN [DEN08, BRE13] haben gezeigt, dass zwischen der PVD-Beschichtung und dem Hartmetallsubstrat die größten Spannungsgradienten vorhanden sind.

Besonders auffällig sind die Delaminationen und das Abplatzungen der CVD-Diamantschichten. Beim CVD-Verfahren werden Diamantschichten zwischen 800 °C und 1000 °C auf dem Substrat abgeschieden. Die hohen Prozesstemperaturen erzeugen bei Raumtemperatur neben den intrinsischen Eigenspannungen hohe thermische Spannungsgradienten, welche auf die unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha'$  und die hohe Temperaturdifferenz zurückzuführen sind [KOT07]. Zur Abscheidung von CVD-Diamantschichten wird das bei der Beschichtung katalytisch wirkende Kobalt aus der Randzone des Hartmetalls geätzt (Bild 6-22). Das führt zu einer kobaltbinderverarmten Randzone und damit zu einem mechanisch stark geschwächten Substrat [DAW43, MAR99]. Für Hartmetalle aus Wolframkarbid mit mehr als zehn Prozent Kobaltbinder zeigten DAWIHL UND HINNÜBER [DAW43], dass diese ihre Festigkeit verlieren, wenn der Binder durch Ätzen entfernt wird und nur noch ein Wolframkarbidgerüst vorhanden ist. Das deckt sich auch mit der Erkenntnis, dass Diamantschichten nicht auf Hartmetallen mit Kobaltbinderanteilen über zehn Prozent haften [KOT07, SAM15]. Spannungs-Dehnungs-Verläufe bei Torsionsbelastung sind für Wolframkarbid mit sechs Prozent Kobaltbinder und Wolframkarbid mit herausgeätztem Kobalt bei 730 °C und 1200 °C gemessen worden [MAR99]. Die gegenwärtigen CVD-Diamantschichten sind so ausgelegt, dass potenzielle Schäden im Übergangsbereich zwischen Diamantschicht und kobalthaltigem Substrat durch thermische Spannungen möglichst gering sind. Durch das Abkühlen des diamantbeschichteten Werkzeugs von 20 °C auf -196 °C ziehen sich Wolframkarbid, Kobalt und Diamant jedoch weiter zusammen und die thermischen Eigenspannungen steigen weiter an. Die unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha'$  von Diamant und Wolframkarbid mit Kobaltbinder werden vom kobaltfreien Wolframkarbidgerüst aufgenommen und dort ausgeglichen. Lokal führen diese Spannungsgradienten zu einer Überschreitung der mechanischen Verklammerung und der inneren Festigkeit des Wolframkarbidgerüsts, wodurch fein verteilte Risse das Materialversagen auslösten und die Diamantschicht früh versagt.

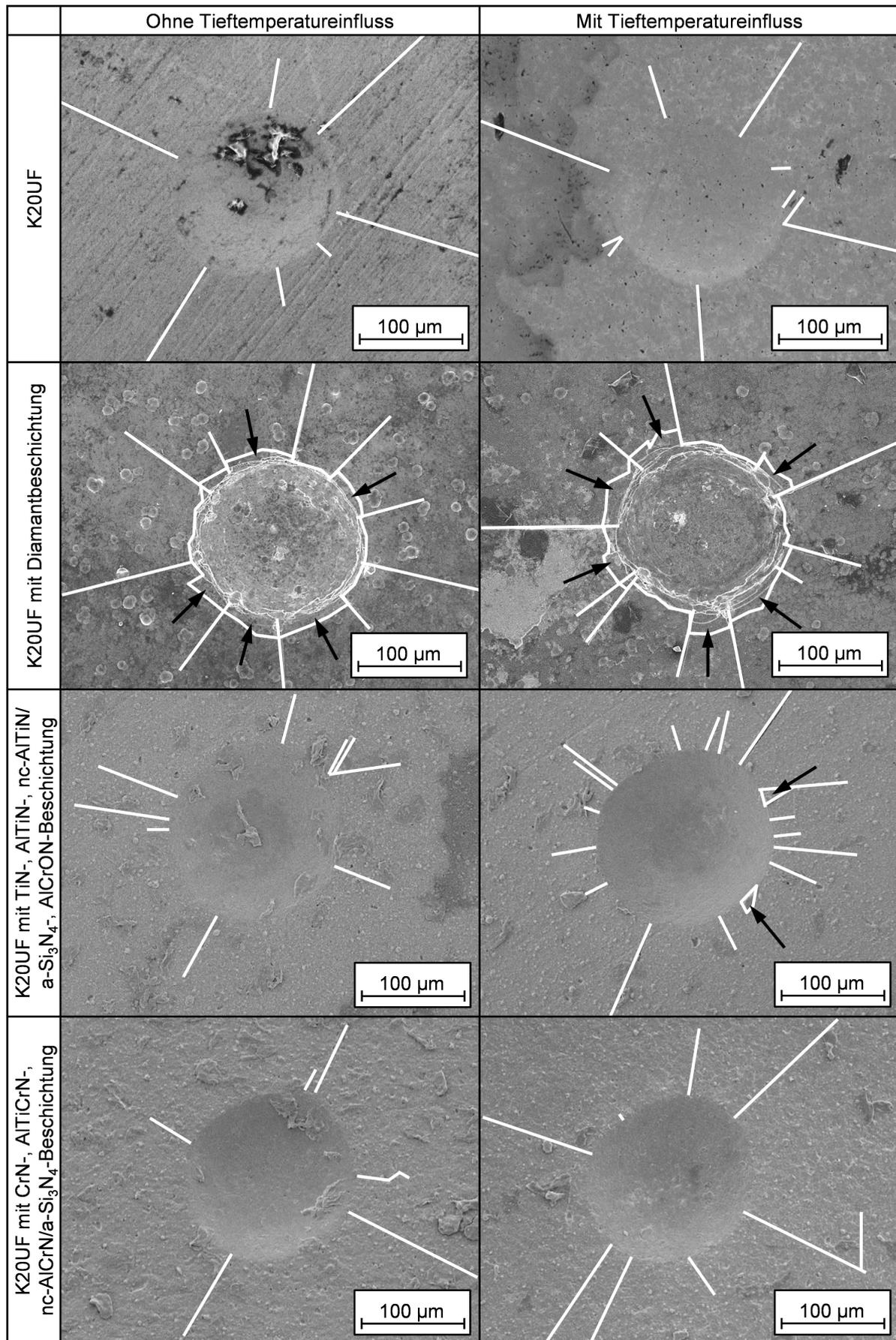


Bild 6-8: Rockwelleindrücke bei einer Prüfkraft von  $F_{Pr} = 490,5 \text{ N}$  auf HM-K20UF und HC-K20UF mit und ohne Tieftemperaturbehandlung, Risse sind durch weiße Linien und Schichtdelaminationen durch schwarze Pfeile gekennzeichnet



### 6.1.2 Thermo-mechanische Simulation

Die mechanische Stabilität der Wendescheidplatte wird maßgeblich durch die Temperatur beeinflusst. Die Materialfestigkeit nimmt bei höheren Temperaturen ab und reduziert damit die Werkzeugsteifigkeit und -härte. Es ist daher wichtig zu verstehen, ob nach einer gewissen Zeit die vom Werkzeug aufgenommene Wärme trotz Kühlung zu einer unzulässigen Erwärmung des Schneidstoffs, des Mikrokühlkörpers oder des strukturoptimierten Werkzeughalters führt.

Mit Hilfe von numerischen Strömungssimulationen ist die Wirkung der zu- und abgeführten Energien in Form von Wärme- und Kühlleistungen modelliert und die Wirkung der sich dann ausbildenden Temperatur- und Spannungsfelder analysiert worden. Dafür sind die Werkzeugkomponenten, wie Wendeschneidplatte, Mikrokühlkörper und Drehwerkzeug, als CAD-Daten in die Simulationsumgebung ANSYS R16.2 Academic, der ANSYS INC., Canonsburg, USA, implementiert worden. Da die Temperaturen und Wärmeübergangskoeffizienten auf den meisten Werkzeugoberflächen stark variieren und sich während des Bearbeitungsprozesses ändern, wurde als Modellierungsansatz die Methode des konjugierten Wärmeübergangs gewählt [HEW00]. Dabei sind die Temperaturen an den Kontaktstellen zwischen Wendeschneidplatte, Mikrokühlkörper und dem Kühlmedium zu Beginn der Simulation unbekannt. Es ist aber bekannt, welche Materialeigenschaften und Temperaturen zu Beginn der Simulation vorherrschen und welche Startbedingungen gelten [HER00, UHL05]. Die in das Werkzeug gerichtete Wärme  $Q_W$  wurde auf ein Zehntel der im Bearbeitungsprozess umgesetzten Schnittleistung  $P_c$  geschätzt [VIE53, LOE54]. Schnittversuche mit dem Referenzwerkzeug ergaben bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 72 \text{ m min}^{-1}$ , einem Vorschub von  $f = 0,125 \text{ mm}$  und einer Schnitttiefe von  $a_p = 0,7 \text{ mm}$  eine Schnittkraft von  $197 \text{ N} < F_c < 220 \text{ N}$ . Die Schnittleistung schwankte dabei zwischen  $236 \text{ W} < P_c < 264 \text{ W}$ , was auf unterschiedliche Schneidkantenrundungen und Verschleiß zurückzuführen ist. Für die angegebenen Schnittparameter und Schnittleistungen ergab sich aus Gleichung 2-1 eine mittlere Wärme in die Wendeschneidplatte von  $Q_W = 25 \text{ W}$ . Zudem konnte aus Zerspanversuchen bei den zuvor angegebenen Schnittparametern die Spankontaktlängen auf der Spanfläche vermessen werden. Dabei ergab sich eine mittlere Kontaktlänge von  $l = 0,165 \text{ mm}$ . Das entspricht bei einer Schnitttiefe von  $a_p = 0,7 \text{ mm}$  einer Kontaktfläche zwischen Span und Spanfläche von  $A_K = 0,115 \text{ mm}^2$ . Die Wärmestromdichte beträgt dann  $\dot{q} = 215 \text{ W mm}^{-2}$ . Als weitere Annahme wird die vom Schneidstoff aufgenommene Wärme mittels Wärmeleitung in den Mikrokühlkörper geleitet. Die Außenflächen des Werkzeugs bzw. des Mikrokühlkörpers werden bei der Trockenzerspannung durch freie Konvektion gekühlt. Der Anteil durch Wärmestrahlung wurde vernachlässigt, da dieser im günstigsten Fall nur 1,5 W der Gesamtleistung betragen würde. Dieser Fall tritt aber nur dann ein, wenn das Werkzeug und der Mikrokühlkörper einen Emissionskoeffizienten von eins hätten. Die Schnittstellen des Mikrokühlkörpers mit dem Werkzeughalter wurden als unendlich lange Stäbe angenommen. Die temperaturabhängigen Materialeigenschaften wie zum Beispiel Wärmeleitwerte und -kapazitäten sind aus der Materialdatenbank der Simulationsumgebung ANSYS R16.2 Academic entnommen worden. Für den Schneidstoff sind die in Tabelle 6-2 dargestellten Werte in das Simulationsmodell eingeflossen. Für den Mikrokühlkörper aus Wolframkupfer ist eine Dichte von  $16,5 \text{ g cm}^{-3}$ , ein Ausdehnungskoeffizient von  $11 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  und eine Wärmeleitfähigkeit von  $200 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$  angenommen worden.

### Simulationsergebnisse für die Trockenzerspanung

Für die dünne Wendeschneidplatte des Typs DCGT07T0XD aus HM-K20UF ergibt sich im stationären Zustand bei der Trockenzerspanung ohne Kühlung eine minimale Temperatur von 90 °C. Die maximale Temperatur beträgt in der Zerspanzone 1095 °C. Der ungekühlte Kühlkörper hat dann unter der Schneidenspitze eine maximale Temperatur von etwa 220 °C. Auf der gegenüberliegenden Seite am Kühlmedienauslass ist die Temperatur mit 47 °C am geringsten (Bild 6-9). Bei genauerer Betrachtung des Temperaturfelds in der Wendeschneidplatte fällt auf, dass der sich lokal begrenzte Wärmestrom in der Zerspanzone nach kurzer Strecke gleichmäßig über das Werkzeug verteilt. Der Temperaturgradient entlang der Schneidkante von der heißen Zerspanzone zum kalten Schneidstoff beträgt etwa 850 K mm<sup>-1</sup>. In Normalenrichtung zur Spanfläche ist dieser mit etwa 700 K mm<sup>-1</sup> etwas geringer. Der Grund dafür ist, dass durch freie Konvektion weniger Wärme über die Haupt- und Nebenfleichen abgeführt wird, als durch die Wärmeleitung in der Schneide.

#### Simulationsgegenstand:

Stationäre Temperaturverteilung bei der Trockenzerspanung

#### Simulationsprogramm und -methode:

ANSYS R16.2 mit CFX-Solver als Conjugate Heat Transfer Simulation

#### Rahmenbedingungen:

Mikrokühlkörper aus WCu 70/30 Gew.-%, Werkzeuggeometrie DCGA07T0XD, HM-K20UF,  
 $S_{T0} = 1,06 \text{ mm}$   
 $A_K = 0,115 \text{ mm}^2$   
 $\dot{q} = 215 \text{ W mm}^{-2}$   
 $v_c = 72 \text{ m min}^{-1}$   
 $f = 0,125 \text{ mm}$   
 $a_p = 0,7 \text{ mm}$

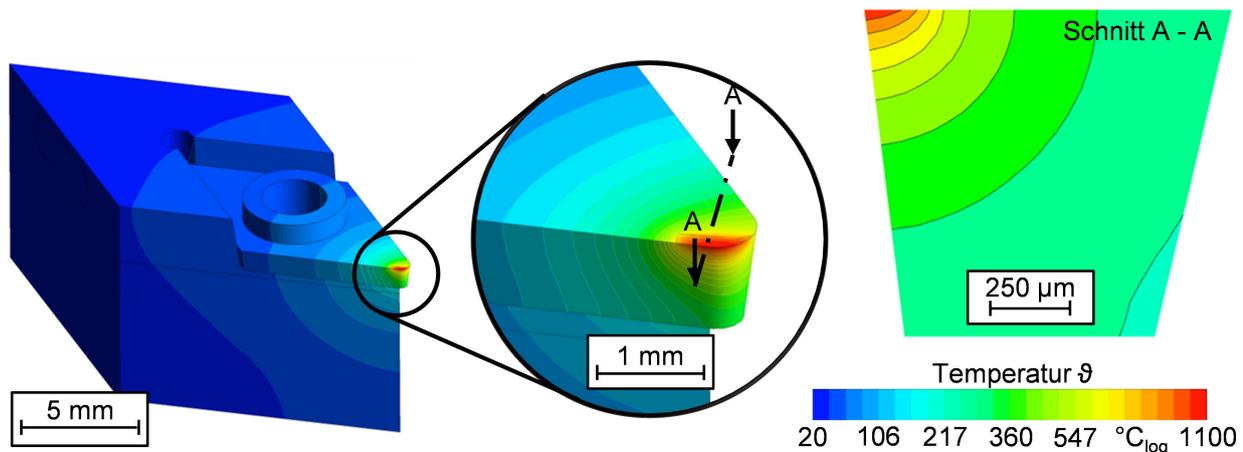


Bild 6-9: Simulierte Temperaturverteilung im stationären Zustand bei der Trockenzerspanung ohne zusätzliche Kühlung

### Simulationsergebnisse für die Überflutungskühlung mit Kühlschmierstoff

Die Simulation der stationären Temperaturverteilung bei der Überflutungskühlung mit KSS nutzt die gleichen Schnittparameter wie die Trockenzerspanung. Lediglich die Überflutungskühlung mit KSS wurde ergänzt. Dafür wird das Werkzeug mit einem 20 °C kalten Fluid umspült, welches die thermische Leitfähigkeit, Viskosität und Wärmekapazität von Wasser aufweist. Zur besseren Nachbildung der Strömungsverhältnisse wurden ein rotationssymmetrisches Werkstück mit einem schrägen Absatz von 0,7 mm und einer Verrundung von 0,4 mm an der der Schneide positioniert. Die Wärmeentstehungszone auf der Spanfläche, die vom Span abgeschirmt wird, wurde ebenfalls von einem Platzhalter abgedeckt, um die Zerspanzone nicht direkt zu kühlen (Bild 6-10). Der virtuelle KSS fließt mit einer Geschwindigkeit von  $v_{KSS} = 10 \text{ m s}^{-1}$  von oben nach unten. Das Werkstück, das Werkzeug und der Mikroühl-

körper behindern den Fluss. Der KSS wird an diesen Komponenten abgebremst und strömt dann weniger schnell an den Oberflächen entlang. Dieser Sachverhalt ist in Bild 6-10 durch die gelben Stromlinien dargestellt. Unterhalb der Werkzeugspitze bildet sich ein Strömungsschatten, welcher dazu führt, dass dieser Bereich kaum von KSS benetzt und gekühlt wird. Durch die Überflutungskühlung mit KSS wird die Zerspanntemperatur stark reduziert, da nahezu alle Oberflächen durch erzwungene Konvektion gekühlt werden. Das zeigt sich durch einen Vergleich der in Bild 6-9 und Bild 6-10 dargestellten Temperaturfelder.

**Simulationsgegenstand:**

Stationäre Temperaturverteilung bei der Überflutungskühlung mit Kühlschmierstoff

**Simulationsprogramm und -methode:**

ANSYS R16.2 mit CFX-Solver  
als Conjugate Heat Transfer Simulation

**Rahmenbedingungen:**

Mikrokühlkörper aus WCu 70/30 Gew.-%,  
Werkzeuggeometrie DCGA07T0XD, HM-K20UF,

$$S_{T0} = 1,06 \text{ mm}$$

$$A_K = 0,115 \text{ mm}^2$$

$$\dot{q} = 215 \text{ W mm}^{-2}$$

$$v_{KSS} = 10 \text{ m s}^{-1}$$

$$\vartheta_{KSS} = 20 \text{ }^{\circ}\text{C}$$

$$v_c = 72 \text{ m min}^{-1}$$

$$f = 0,125 \text{ mm}$$

$$a_p = 0,7 \text{ mm}$$

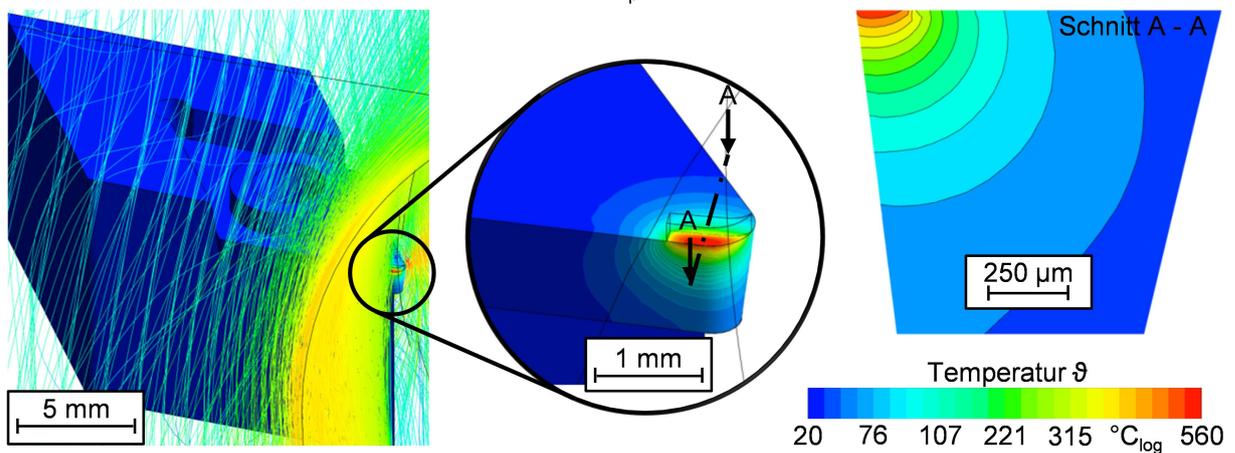


Bild 6-10: Simulierte KSS-Strömung und Temperaturverteilung bei der Überflutungskühlung

Die maximale Spanflächentemperatur beträgt 560 °C. Sie fällt innerhalb von 800 µm um 540 K auf die Kühlmedientemperatur von 20 °C ab. Der Mikrokühlkörper wird vom KSS auf 20 °C gekühlt. Unter der heißen Schneidenspitze steigt die Temperatur des Mikrokühlkörpers trotz Strömungsschatten nicht über 25 °C.

**Simulationsergebnisse für die Trockenzerspannung mit LN<sub>2</sub>-Kühlung**

Wie auch schon bei der Trockenzerspannung und bei der Überflutungskühlung mit KSS wird bei der Trockenzerspannung mit geschlossener Innenkühlung eine Wärmeleistung von 25 W für die Kontaktfläche zwischen Span und Spanfläche, auf dem der Span aufliegt, angenommen. Als Kühlmedium wurde unterkühlter Stickstoff mit einer Temperatur von  $\vartheta_{k, \text{ein}} = -196 \text{ }^{\circ}\text{C}$  und einem Eingangsdruck von 2 bar angenommen. Für siedenden Stickstoff müssen zu Beginn der Simulation mehr Annahmen getroffen werden, wodurch die Simulation anfällig für Fehler wird. Aus den zuvor genannten Parametern hat sich in der Simulation ein Massenstrom von  $\dot{m}_{N_2} = 1 \text{ g s}^{-1}$  ergeben, welcher den Mikrokühlkörper und die Wendeschneidplatte des Typs DCGT07T0XD aus HM-K20UF kühlt.

Der Stickstoff verdampft bei diesem Massenstrom teilweise an den Kühlrippen des Mikrokühlkörpers. Am Kühlkörperaustritt ist ein zweiphasiges Stickstoffgemisch vorhanden (Bild 6-11). Die tiefe Temperatur des Stickstoffs und die damit verbundene starke Abkühlung der Wendeschneidplattenunterseite nahe der Aufspannung auf etwa  $-150\text{ °C}$  reduziert die Gesamttemperatur des Werkzeugs.

Von der Zerspanszone bis zur Plattenmitte wird ein Temperaturgefälle von  $1000\text{ K}$  errechnet. Entlang der Schneidkante beträgt der maximale Temperaturgradient  $860\text{ K mm}^{-1}$ . In Richtung des Spanflusses beträgt dieser  $830\text{ K mm}^{-1}$  und Normal zur Spanfläche  $740\text{ K mm}^{-1}$ . Diese Gradienten entsprechen weitgehend denen der Trockenzerspansung ohne Kühlung. Durch die geschlossene Innenkühlung mit unterkühltem Stickstoff wird das Gesamttemperaturniveau des Werkzeugs reduziert. Eine weitere Temperaturreduktion in der Zerspanszone ist nur durch eine Verbesserung des Wärmeleitwerts des Schneidstoffs möglich, denn dieser beschränkt durch seine begrenzte Wärmeleitfähigkeit die Wärmeleitung und damit die Leistungsfähigkeit des Innenkühlsystems.

**Simulationsgegenstand:**

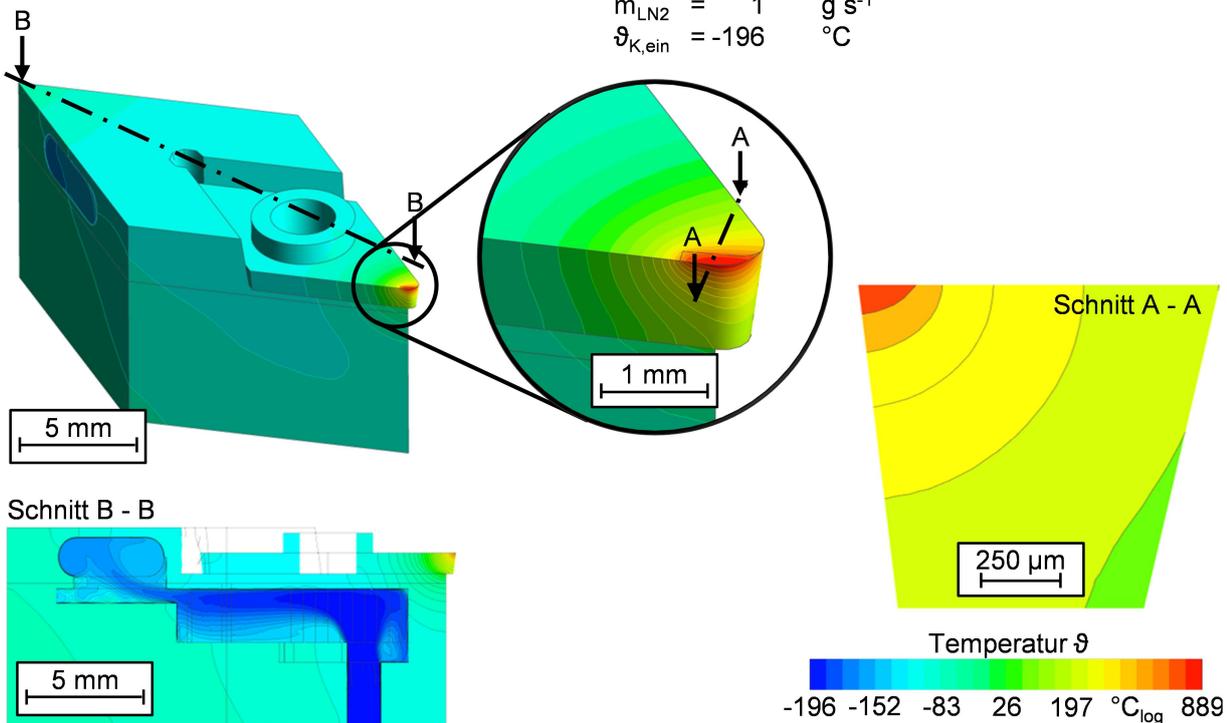
Stationäre Temperaturverteilung bei der Trockenzerspansung mit  $\text{LN}_2$ -Kühlung

**Simulationsprogramm und -methode:**

ANSYS R16.2 mit CFX-Solver als Conjugate Heat Transfer Simulation

**Rahmenbedingungen:**

Mikrokühlkörper aus WCu 70/30 Gew.-%, Werkzeuggeometrie DCGA07T0XD, HM-K20UF,  
 $S_{T0} = 1,06\text{ mm}$   
 $A_K = 0,115\text{ mm}^2$   
 $\dot{q} = 215\text{ W mm}^{-2}$   
 $v_c = 72\text{ m min}^{-1}$   
 $f = 0,125\text{ mm}$   
 $a_p = 0,7\text{ mm}$   
 $\dot{m}_{\text{LN}_2} = 1\text{ g s}^{-1}$   
 $\vartheta_{K,\text{ein}} = -196\text{ °C}$



**Bild 6-11:** Simulierte Temperaturverteilung im stationären Zustand bei der Trockenzerspansung mit eingeschalteten Innenkühlsystem

Die Simulationen zeigen, dass sich der Mikrokühlkörper bei den unterschiedlichen Kühlkonzepten nicht zu stark erwärmt. Ein Erweichen des Mikrokühlkörpers bzw. eine unzulässige Erwärmung der WCu-Legierung kann damit ausgeschlossen werden.

### Simulationsergebnisse für die Temperaturverteilung in der Werkzeugschneide bei unterschiedlichen Kühlkonzepten

Die in Bild 6-9, Bild 6-10 und Bild 6-11 dargestellten Temperaturfelder sind als Schnitte der Werkzeugschneide parallel zur Spanablaufrichtung dargestellt. Zur besseren Vergleichbarkeit sind diese mit gleichem logarithmischem Temperaturmaßstab in Bild 6-12 gegenübergestellt. Das Temperaturfeld ist bei der Überflutungskühlung mit KSS (Bild 6-12a) und bei der Trockenzerspannung (Bild 6-12c) gleichmäßig radial verteilt. Das Temperaturfeld, welches durch das geschlossen-innengekühlte Werkzeug in der Werkzeugschneide erzeugt wird (Bild 6-12b) ist im Gegensatz zur Trockenzerspannung und zur Überflutungskühlung verzerrt. Die Werkzeugoberfläche wird an der Spanfläche und an den Freiflächen durch freie Konvektion und an der Werkzeugunterseite durch Wärmeleitung gekühlt. Dadurch verringern sich im Vergleich zur Trockenzerspannung die Gesamttemperaturen und damit die Maximaltemperaturen. Es ist aufgrund des begrenzten Wärmeleitwerts des Schneidstoffs aber nicht möglich, die Zerspanntemperaturen auf das Niveau der Überflutungskühlung abzusenken.

Beim direkten Vergleich fällt auf, dass die Überflutungskühlung die beste Kühlung ermöglicht. Die Simulation zeigt zudem, dass bei der Überflutungskühlung mit KSS die Oberfläche für den Wärmeaustausch ausreichend ist und eine Steigerung der Plattendicke kleine signifikante Verbesserung der Werkzeugkühlung erreicht werden kann. Daher bietet es sich bei der Überflutungskühlung an, die Kühlmitteltemperatur abzusenken, die Strömungsgeschwindigkeit zu erhöhen, die Viskosität des Kühlmittels zu reduzieren oder aber die Wärmeübertrageroberfläche an der Schneidkante zu vergrößern, um die Kühlung des Werkzeugs zu verbessern.

#### Simulationsgegenstand:

Stationäre Temperaturverteilung in der Werkzeugschneide für unterschiedliche Kühlkonzepte

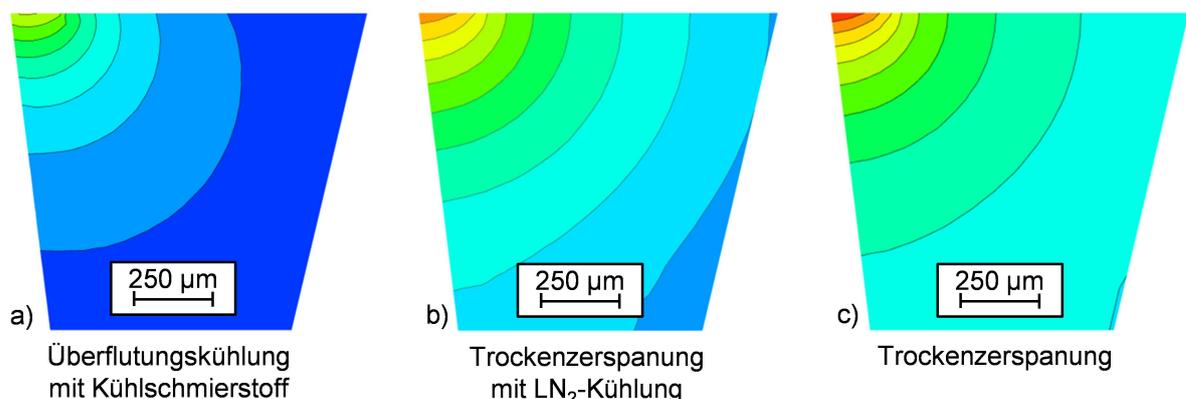
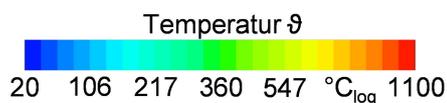
#### Simulationsprogramm und -methode:

ANSYS R16.2 mit CFX-Solver  
als Conjugate Heat Transfer Simulation

#### Rahmenbedingungen:

Mikrokühlkörper aus WCu 70/30 Gew.-%,  
Werkzeuggeometrie DCGA07T0XD, HM-K20UF,

$S_{T0}$	=	1,06	mm
$A_K$	=	0,115	mm <sup>2</sup>
$\dot{q}$	=	215	W mm <sup>-2</sup>
$v_c$	=	72	m min <sup>-1</sup>
$f$	=	0,125	mm
$a_p$	=	0,7	mm
$v_{KSS}$	=	10	m s <sup>-1</sup>
$\vartheta_{KSS}$	=	20	°C
$\dot{m}_{LN2}$	=	1	g s <sup>-1</sup>
$\vartheta_{K,ein}$	=	-196	°C



**Bild 6-12:** Simulierte Temperaturverteilung in der Werkzeugschneide parallel zur Spanflussrichtung für die a) Überflutungskühlung mit KSS, b) Trockenzerspannung mit Stickstoffkühlung und die c) Trockenzerspannung

Dies kann beispielsweise durch Frei- oder Spanflächen mit höherer Rauheit oder durch Werkzeuge mit Durchgangslöchern geschehen, wobei der KSS nicht von oben, sondern von unten durch das Werkzeug gedrückt wird und so zielgerichtet kühlt.

### **Simulationsergebnisse für thermisch induzierte Spannungen beim Bearbeitungsvorgang in der Werkzeugschneide bei unterschiedlichen Kühlkonzepten**

Bei der Überflutungskühlung beträgt der Temperaturgradient an der Werkzeugunterseite etwa  $5 \text{ K mm}^{-1}$  und bei der Trockenzerspannung  $100 \text{ K mm}^{-1}$ . Durch die Trockenzerspannung mit Stickstoff-Innenkühlung wird der Temperaturgradient auf der Unterseite auf etwa  $190 \text{ K mm}^{-1}$  erhöht. Dieser Gradient verursacht zusammen mit dem inhomogenen Temperaturfeld zwischen der Spanfläche und Werkzeugunterseite thermisch induzierte Druckspannungen, die während der Zerspannung der erzwungenen Wärmedehnungsbehinderung zuzuordnen sind [BÜR05]. Für die Simulation der drei unterschiedlichen Kühlkonzepte ist die Wendeschneidplatte mittels Klemmfinger auf dem Mikro Kühlkörper fixiert worden. Die Klemmkraft von 100 N, aufgebracht vom Klemmfinger, wird über einen Ring übertragen, welcher auf der Wendeschneidplatte sitzt.

Die durch Wärmeausdehnung entstehenden mechanischen Spannungen sind in Bild 6-13 dargestellt. Bei der Überflutungskühlung (Bild 6-13a) bewirken die moderaten Zerspanntemperaturen eine lokale Ausdehnung des Schneidstoffs. Der umliegende kalte Schneidstoff verhindert dabei die Längenausdehnung, wodurch Druckeigenstressungen in der Werkzeugschneide entstehen, um das Kräftegleichgewicht zu erhalten. Trotz des im Vergleich zur Trockenzerspannung schwächer ausgeprägten Temperaturgradienten bewirkt die Kühlung in der Wärmeentstehungszone eine Von-Mises-Vergleichsspannungen von etwa 680 MPa.

Bei der Trockenzerspannung (Bild 6-13c) ist der Betrag der Von-Mises-Vergleichsspannung mit 650 MPa kleiner als bei der Überflutungskühlung. Das Spannungsfeld hat aber eine größere Ausdehnung, was auf die stärkere Erwärmung der Werkzeugschneide zurückzuführen ist. Bei der Trockenzerspannung mit geschlossen-innengekühltem Drehwerkzeug mit Stickstoffkühlung (Bild 6-13b) werden wie bei der Trockenzerspannung ohne Kühlung Spannungen in das Zerspanwerkzeug induziert. Die Spannungsverteilung an der aktiven Schneidecke ist der der Trockenzerspannung mit 640 MPa sehr ähnlich. Diese Simulationsergebnisse der Spannungsverteilung in der Werkzeugschneide decken sich mit den Ergebnissen von MAEKAWA ET AL. [MAE11], die in ihrer Arbeit die Temperatur- und Spannungsverteilung in der Werkzeugschneide bei der Trockenzerspannung und Überflutungskühlung mit KSS simuliert haben.

Bei der Drehbearbeitung haben die durch die Zerspanntemperaturen induzierten Spannungen kaum Auswirkungen auf die Schneidstofffestigkeit, da die durch den Hartmetallherstellprozess erzeugten Eigenspannungen erster Ordnung die Zugspannungen kompensieren [SCR88]. Kritisch werden die thermisch induzierten Spannungen erst, wenn sich beim Zerspannen ein Kolk mit Kolklippe ausbildet, denn dann bildet sich im Kolk ein hohes und an der Freifläche ein niedrigeres Temperaturniveau aus. Dieses Temperaturgefälle bewirkt thermisch bedingte Zug- und Druckeigenstressungen, die in Kombination mit den durch den Zerspannungsvorgang auf die Kolklippe einwirkenden Schub- und Normalspannungen zum Abbruch der sich ausbildenden Kolklippe führen.

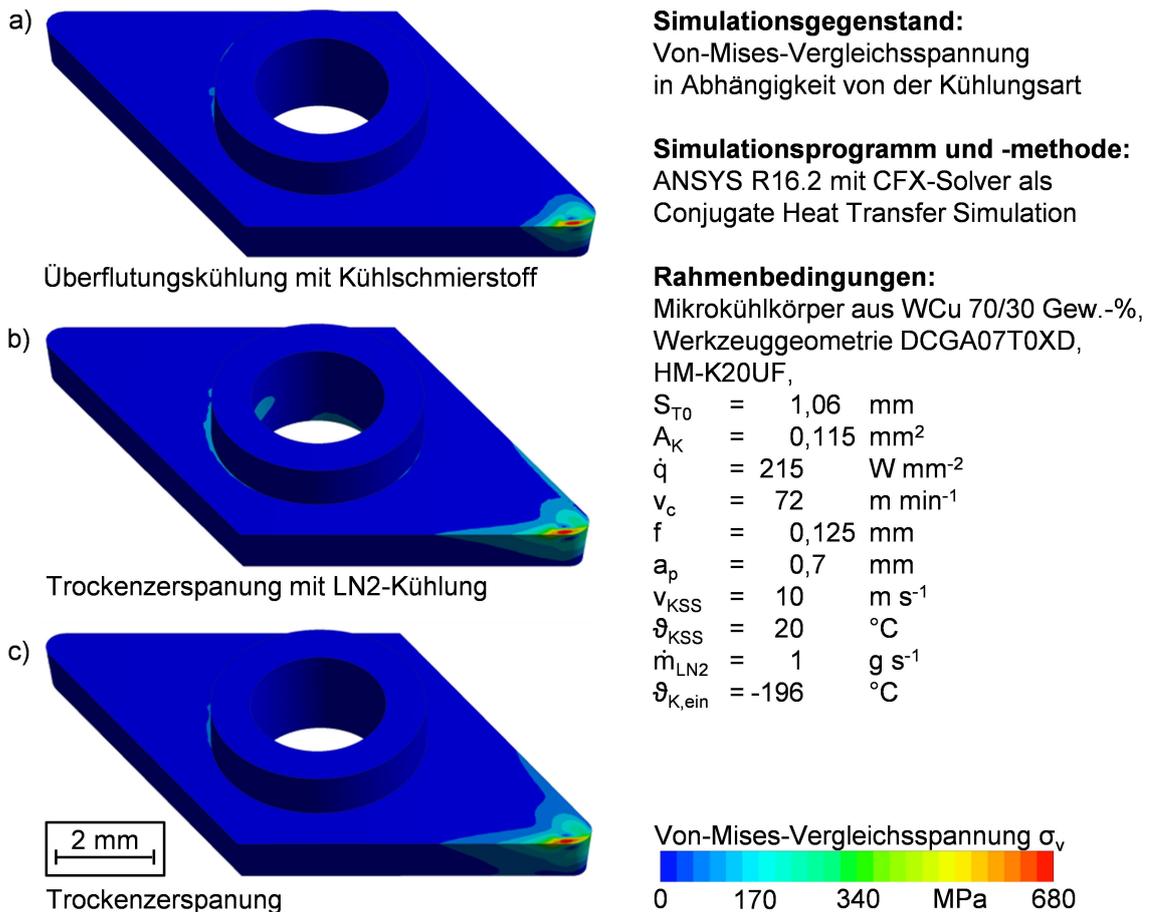
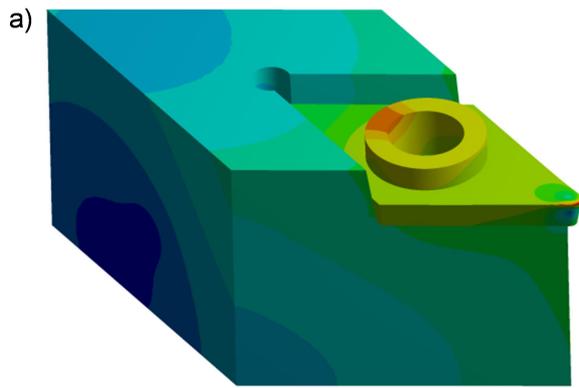


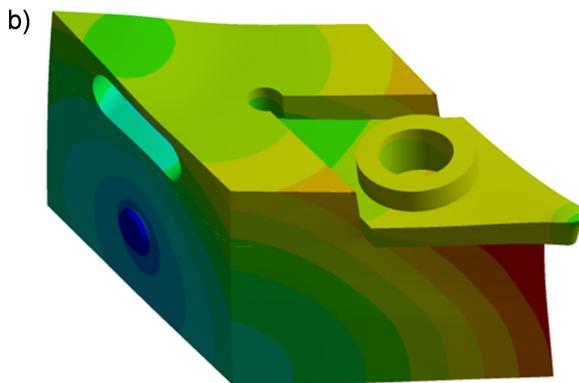
Bild 6-13: Von-Mises-Vergleichsspannung hervorgerufen durch die Werkzeugerwärmung und Werkzeugkühlung bei unterschiedlichen Kühlkonzepten

### Simulationsergebnisse über den Einfluss der Kühlkonzepte auf die Position der Werkzeugschneide

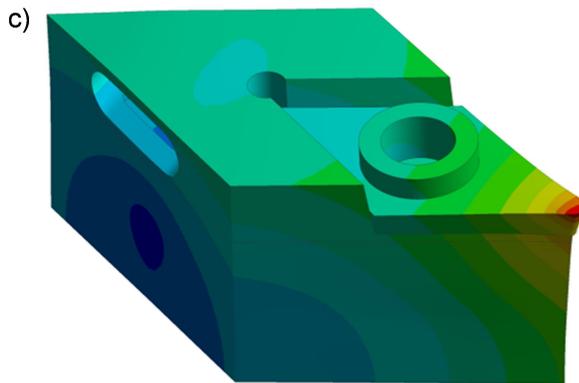
Die bei der Drehbearbeitung auf den Werkzeughalter, den Mikrokühlkörper und die Wendscheidplatte wirkenden Zerspankräfte führen zu einer reversiblen Verformung. Zusätzlich dazu bewirkt die Wärme reversible thermisch induzierte Längenänderungen. Beide führen zu einer geometrischen Verlagerung des Zerspanwerkzeugs beim Bearbeitungsprozess. In [Bild 6-14](#) ist der Versatz der Schneide und des Mikrokühlkörpers durch die Kühlmittel- und Zerspantemperaturen sowie durch die auftretende Zerspankraft dargestellt. Die Zerspankraft ist durch Versuche ermittelt worden und ist durch folgende Komponenten definiert: Schnittkraft  $F_c = 250 \text{ N}$ , Passivkraft  $F_p = 55 \text{ N}$  und Vorschubkraft  $F_f = 105 \text{ N}$ . Diese sind durch den zuvor beschriebenen Platzhalter auf die Schneide übertragen worden. Aufgrund der hohen Werkzeughärte ist der Einfluss der Zerspankraft auf eine Formänderung des Werkzeugs gering und vernachlässigbar. Die Form- bzw. Längenänderung der Wendschneidplatte wird maßgeblich durch die Zerspan- und Kühlmitteltemperaturen bestimmt. Beim Mikrokühlkörper bewirken sowohl, die mechanischen als auch die thermischen Lasten eine Formänderung, denn der Kühlkörper nimmt die Zerspankräfte auf und leitet diese an den Werkzeughalter weiter. Aufgrund der Kühlrippen ist die Steifigkeit des Mikrokühlkörpers begrenzt. Durch die Zerspankräfte wird der Mikrokühlkörper unter der Schneidecke besonders stark auf Druck beansprucht und gestaucht. Die Stauchung ist für alle Kühlungsarten die Gleiche. Durch die sehr gute Kühlwirkung des KSS bei der Überflutungskühlung und durch die hohe Wärmeleitfähigkeit des WCu wird der Mikrokühlkörper auf  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  gekühlt. Die Längenänderung durch



Längenänderung  $\Delta l$  bei der Überflutungskühlung mit Kühlschmierstoff  
 0,0 0,2 0,4  $\mu\text{m}$  0,8



Längenänderung  $\Delta l$  bei der Trockenzerspannung mit LN2-Kühlung  
 0,0 3,9 7,8  $\mu\text{m}$  15,5



Längenänderung  $\Delta l$  bei der Trockenzerspannung  
 0,0 2,6 5,3  $\mu\text{m}$  10,7

**Simulationsgegenstand:**

Längenänderung in Abhängigkeit von der Kühlungsart und den Zerspankräften

**Simulationsprogramm und -methode:**

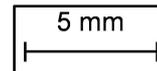
ANSYS R16.2 mit CFX-Solver als Conjugate Heat Transfer Simulation

**Rahmenbedingungen:**

Mikrokühlkörper aus WCu 70/30 Gew.-%, Werkzeuggeometrie DCGA07T0XD, HM-K20UF,

- $S_{T0}$  = 1,06 mm
- $A_K$  = 0,115 mm<sup>2</sup>
- $\dot{q}$  = 215 W mm<sup>-2</sup>
- $F_{C1 \times 1}$  = 2,2 kN mm<sup>-2</sup>
- $v_c$  = 72 m min<sup>-1</sup>
- $f$  = 0,125 mm
- $a_p$  = 0,7 mm
- $v_{KSS}$  = 10 m s<sup>-1</sup>
- $\vartheta_{KSS}$  = 20 °C
- $\dot{m}_{LN2}$  = 1 g s<sup>-1</sup>
- $\vartheta_{K,ein}$  = -196 °C

Längenänderung  $\Delta l$  um das 140-fache überhöht



**Bild 6-14:** Längenänderung des Mikrokühlkörpers und der Wendeschneidplatte bei unterschiedlichen Kühlkonzepten

Wärme ist dabei minimal. Die thermisch bedingte Längenänderung beträgt von den Mikrokühlkörperbefestigungspunkten aus gemessen bei der Überflutungskühlung mit KSS im Maximum  $\Delta l = 0,8 \mu\text{m}$  (Bild 6-14a). Bei der Trockenzerspannung ist die temperaturbedingte Längenänderung höher. Diese beträgt  $\Delta l = 10,7 \mu\text{m}$ , wobei sich allein die Wendeschneidplatte um etwa  $\Delta l = 7 \mu\text{m}$  ausdehnt (Bild 6-14b). Bei der kryogenen Kühlung mit Flüssigstickstoff

ist ein gegenteiliger Effekt zu beobachten, denn die Abkühlung des Kühlkörpers und des Werkzeugs führen dazu, dass sich die Wendeschneidplatte und der Mikro Kühlkörper verkleinern und die Wärmeausdehnung der Schneide diese Formänderung nicht kompensieren kann. Die Werkzeugspitze hat dann einen thermisch bedingten Längenversatz von  $\Delta l = -15,5 \mu\text{m}$  (Bild 6-14c). Im Umkehrschluss bedeuten diese temperaturbedingten Längenänderungen, dass mit der Überflutungskühlung am ehesten kleine Fertigungstoleranzen erreicht werden können und bei fehleranfälligen Zerspanprozessen die höchste Prozessstabilität gewährleistet werden kann.

## 6.2 Einsatzverhalten der Zerspanwerkzeuge

### 6.2.1 Einflussfaktor Schneidstoff

Beim Außen-Längs-Runddrehen von TiAl6V4 mit unterschiedlichen Kühlkonzepten wirkt sich die Wahl der Schneidstoffe auf die Schneidkantenstabilität und damit auf die Werkzeugstandzeit aus. In [Bild 6-15a](#) ist die zeitliche Entwicklung des Kolkiefenwachstums für HM-K20F und für HM-K20UF gegenübergestellt. Tendenziell verschleißt das feinkörnige Hartmetall mit neun Prozent Kobaltbinder schneller als das mit acht Prozent Kobalt gebundene Ultrafeinstkorn. Die hohe Warmfestigkeit des Ultrafeinstkorns führt zur Ausbildung einer Kolklippe, die den Schneidkantenversatz in Richtung Freifläche  $SV_\alpha$  bzw. im Maschinenkoordinatensystem in Y-Richtung ansteigen lässt (Bild 6-15b). Unabhängig von der Kühlmethode ist für das HM-K20UF die Ausbildung eines Kolks charakteristisch. Im Vergleich dazu ist die zeitliche Entwicklung des Kolks beim HM-K20F, trotz identischer Kühlung, eine andere (Bild 6-15c). Die Zerspantemperaturen sind bei der Trockenzerspannung so hoch, dass das feinstkörnige Hartmetall keine Kolklippe ausbildet. Diese wird vom Werkstückwerkstoff und vom Span sofort mitgerissen. Bei der Trockenzerspannung mit Stickstoff-Kühlung bildet sich auf der Spanfläche in der ersten Minute eine Fase. Die Fase wirkt stabilisierend auf die Schneidkante. Darauf bildet sich dann der Kolk aus.

Bei den zwei getesteten Schneidstoffen zeigt sich, dass der Verschleißfortschritt stark von Kühlungsart und Warmhärte des Schneidstoffs abhängt. Die ultrafeinen Wolframkarbidkörner bilden durch den Sintervorgang im Vergleich zum Feinstkorn ein Gerüst mit mehr Kontaktstellen und kleineren Zwischenräumen. Diese Struktur begünstigt die Aufnahme und Weiterleitung von Kräften, was sich in einem größeren Elastizitätsmodul und höheren Biegebruch- und Druckfestigkeiten widerspiegelt (Tabelle 6-2). Durch das feinere Wolframkarbidgerüst wird zudem die freie Kobaltbinderlänge verringert, wodurch die Warmhärte gesteigert und die entfestigende Wirkung von Kobalt bei hohen Temperaturen herabgesetzt wird [JIA98, LEE83]. Die Überflutungskühlung mit KSS bietet eine wirkungsvolle Kühlung des Schneidstoffs, bei der der thermisch bedingte Diffusionsverschleiß begrenzt wird. Aus diesen Beobachtungen lässt sich für die Kolkwachstumsrate  $dKT dt_c^{-1}$  folgende Beziehung zwischen der mittleren Zerspanntemperatur  $\vartheta_{sp,m}$ , der mittleren freien Binderlänge  $\bar{L}_{Co}$ , der Wolframkarbidkorngröße  $D_K$  und der Schneidstoffhärte  $H(\vartheta_{sp,m})$  aufstellen ([Gleichung 6-1](#)):

$$\frac{dKT}{dt_c} \sim \frac{\vartheta_{sp,m} \bar{L}_{Co} D_K}{H(\vartheta_{sp,m})} \quad (6-1)$$

Mit Gleichung 6-1 kann eine vergleichende Aussage getroffen werden, ob ein Schneidstoff für die Zerspanung von Titan besonders geeignet ist. Bei der Drehbearbeitung von Titanlegierungen lässt sich durch hochkohlenstoffhaltige Schneidstoffe mit hoher Warmhärte, wie zum Beispiel ultrafeinstkörnigem Wolframkarbid mit Kobaltbinderanteilen kleiner acht Prozent, die Werkzeugstandzeit steigern. Falls Hartmetalle mit niedrigeren Warmhärten zum Einsatz kommen, ist zur Stabilisierung der Kolkentwicklung eine von der Schneidstoffhärte abhängige Spanflächenfase anzubringen.

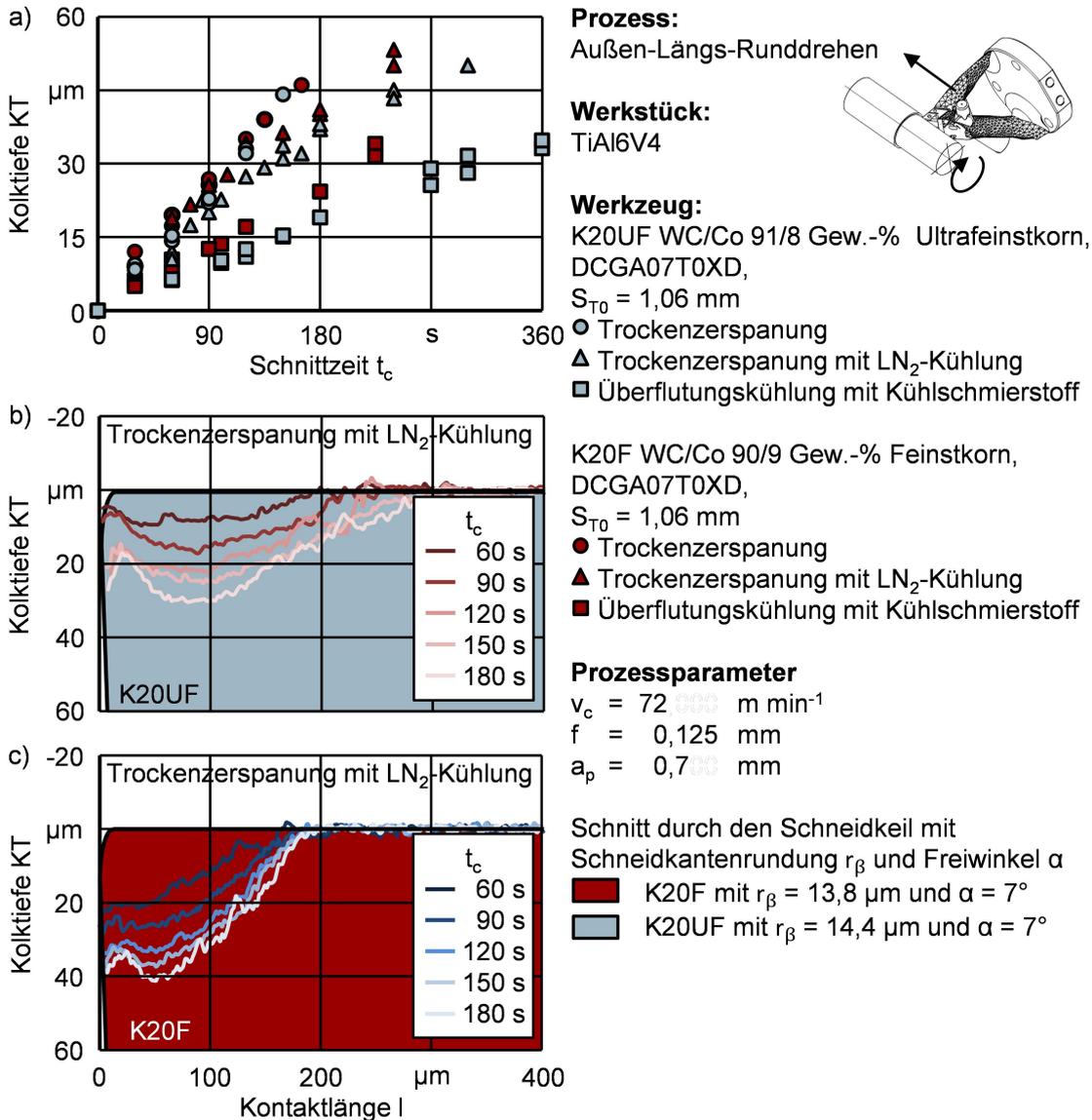


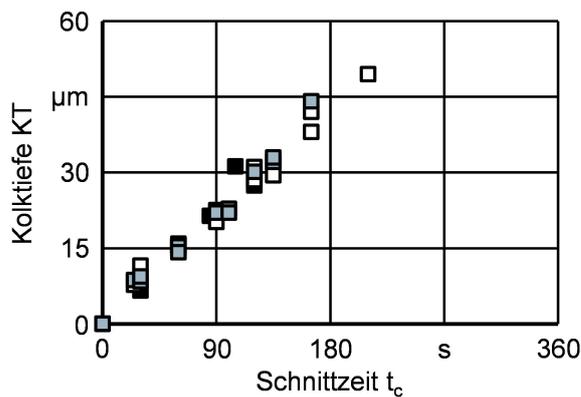
Bild 6-15: Entwicklung der Kolkentiefe beim Außen-Längs-Runddrehen von TiAl6V4 bei verschiedenen Kühlkonzepten und Schneidstoffen, a) Entwicklung des Kolks beim HM-K20UF und b) HM-K20F bei der Trockenzerspannung mit Stickstoffkühlung

### 6.2.2 Einflussfaktoren Plattendicke, Oberflächentextur und Schneidkantenrundung

JEFFRIES UND ZERKLE [JEF70] haben Werkzeuge mit geschlossenem Innenkühlsystem thermisch analysiert und weisen darauf hin, dass der Abstand zwischen Kühlmedium und Zerspanzone kleiner als die Kontaktlänge  $l$  des Spans auf der Spanfläche sein sollte, um eine effektive Kühlwirkung der Innenkühlung bei begrenzter Wärmeleitfähigkeit des Schneidstoffs

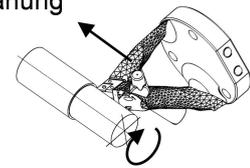
zu erreichen. Die Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche beträgt bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 72 \text{ m min}^{-1}$ , einem Vorschub von  $f = 0,125 \text{ mm}$  und einer Schnitttiefe von  $a_p = 0,7 \text{ mm}$  etwa  $l = 0,165 \text{ mm}$ . Dementsprechend müsste die Wendeschneidplattendicke weniger als  $S_S = 0,165 \text{ mm}$  betragen, um eine messbare Kühlwirkung zu erreichen. Diese Aussage wird durch eine Variation der Plattendicke untersucht. Aus der Hartmetallsorte HM-K20UF sind drei Wendeschneidplattengeometrien gefertigt worden, bei denen Plattendicke, Oberflächentextur und Schneidkantenrundung variiert wurden (Tabelle 5-1). Mit diesen wurde der Einfluss der Kühlkonzepte auf den thermisch induzierten Werkzeugverschleiß untersucht.

Die Kolkwachstumsrate und die Verschleißkerbe an der Hauptschneide sind für alle drei Plattentypen nahezu identisch (Bild 6-16). Demnach hat die Variation der Plattendicke bei der Trockenzerspannung ohne Kühlung keinen Einfluss auf die Verschleißentwicklung. Bei den dünnsten und bei den dicksten Wendeschneidplatten in den Stärken  $S_{T0} = 1,06 \text{ mm}$  und  $S_{02} = 2,36 \text{ mm}$  beginnen bei Kolk-tiefen von  $10 \text{ }\mu\text{m}$  bis  $15 \text{ }\mu\text{m}$  nach etwa 60 Sekunden Teile der Kolkklippe abzubrechen, wohingegen Wendeschneidplatten mit einer Stärke von  $S_{01} = 1,59 \text{ mm}$  erste Ausbrüche erst nach einer Schnittzeit von 100 Sekunden bei  $25 \text{ }\mu\text{m}$  aufweisen.



**Prozess:**  
Außen-Längs-Runddrehen bei der Trockenzerspannung

**Werkstück:**  
TiAl6V4



**Werkzeug:**

- K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,  $S_{02} = 2,38 \text{ mm}$ , DCGA0702XD
- K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,  $S_{01} = 1,59 \text{ mm}$ , DCGA0701XD
- K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,  $S_{T0} = 1,06 \text{ mm}$ , DCGA07T0XD

**Prozessparameter**

$v_c = 72 \text{ m min}^{-1}$   
 $f = 0,125 \text{ mm}$   
 $a_p = 0,7 \text{ mm}$

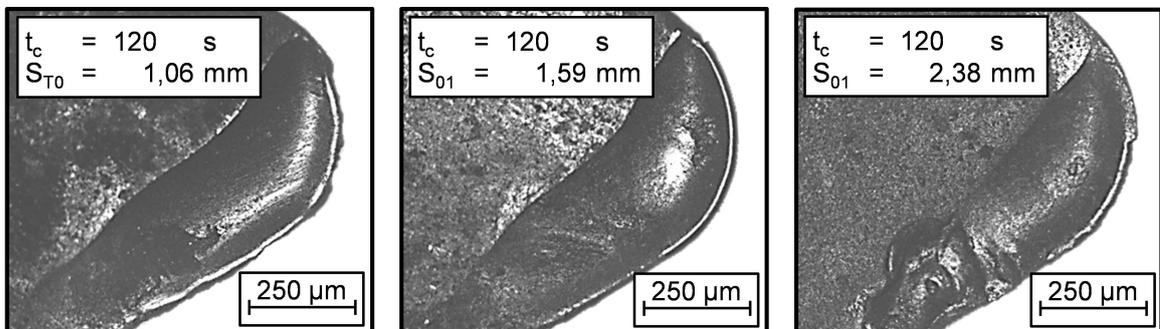
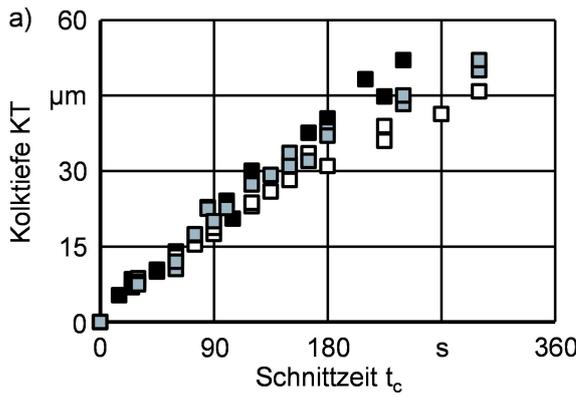


Bild 6-16: Entwicklung Kolk-tiefe bei beim Außen-Längs-Runddrehen im Trockenschnitt bei unterschiedlichen Plattendicken und Schneidkantenrundungen

Die Ursache dafür sind die unterschiedlich stark ausgeprägten Schneidkantenrundungen. Die dicke Platte mit der niedrigsten Standzeit weist mit  $r_{\beta,02} = 8,5 \mu\text{m}$  die schärfste Schneidkante auf. Die längste Standzeit ermöglicht die Plattendicke mit der größten Verrundung von  $r_{\beta} = 29,4 \mu\text{m}$ . Die dünnste Wendeschneidplatte hat eine Schneidkantenrundung von  $r_{\beta} = 14,9 \mu\text{m}$  und liegt bei der Standzeit zwischen den beiden anderen Werkzeugen. Eine möglichst große Verrundung stabilisiert die Schneidkante und zögert das Abbrechen von Kolkklippenteilen heraus [BAS14]. Durch die hohe thermische Belastung und durch die unterschiedlichen Kolkklippenabbrüche streut das Standzeitende der Werkzeuge bei der Trokzenerspannung stark.

Durch die Kühlung der Werkzeugunterseite mit dem geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeug lässt sich die Werkzeugstandzeit vergrößern und die Zerspantemperatur  $\vartheta_{sp,m}$  reduzieren (Bild 6-17). Dabei wirkt sich die Reduktion der Plattendicke nicht auf den Werkzeugverschleiß aus. Das heißt, dass die Ausbildung des Kolks nicht durch eine Verringerung der Plattendicke reduziert werden kann. Die Kolkentwicklung wird in den ersten 30 Sekunden der Schnittzeit maßgeblich von der Scheidkantenrundung beeinflusst. Ein möglichst kleiner Schneidkantenradius führt wie von WYEN UND WEGENER [WYE10] beschrieben, zu geringeren Schnittkräften, wodurch die Zerspantemperaturen und letztlich der Diffusionsverschleiß reduziert werden. Die dicken Wendschneidplatten mit der kleinsten Scheidkantenrundung weisen zu Beginn der Versuche die kleinsten Kolkiefen auf. Die scharfen Schneidkanten verschleifen im Gegensatz zu den stärker verrundeten Schneidkanten schneller, da diesen die mechanische Stabilität fehlt.

Der Einfluss der ursprünglichen Verrundung auf die Schnittkraft ist nach ca. 30 Sekunden nicht mehr vorhanden. Danach beeinflusst die durch die Schneidkantenrundung erzeugte Freiflächenfase die Stabilität der sich ausbildenden Kolkklippe bzw. der Schneidkante. Bei der dünnsten Platte brechen Teile der Schneidkante bei einer Kolkiefe von  $KT = 20 \mu\text{m}$  nach etwa 270 Sekunden ab, um dann eine stabilere Kolkklippe auszubilden. Dabei kommt es vor, dass bei der dynamisch hochbelasteten Schneidenspitze größere Teile eben dieser ausbrechen und der Schneidkantenversatz in Richtung der Spanfläche  $SV\gamma$  sprunghaft auf etwa  $30 \mu\text{m}$  ansteigt (Bild 6-17b). Dieser Schneidkantenversatz entspricht bei einem Normalfreiwinkel  $\alpha$  von sieben Grad einer Verschleißmarkenbreite von etwa  $250 \mu\text{m}$ . Die Wendeschneidplatten mittlerer Stärke erreichen die längsten Werkzeugstandzeiten, da sich durch die Kantenpräparation mit der großen Verrundung eine Freiflächenfase gebildet hat, die die Kolkklippe mechanisch stützt (Bild 6-17c). Erste Ausbrüche der Kolkklippe treten bei  $35 \mu\text{m}$  bzw. nach 360 Sekunden auf. Bei dieser Kolkiefe ist die durch die Schneidkantenpräparation erzeugte Verrundung nicht mehr vorhanden (Bild 6-17c). Aufgrund der kleineren Schneidkantenrundung brechen bei den dickeren Platten Teile der Kolkklippe früher aus als bei den dünneren Wendeschneidplatten (Bild 6-17b).

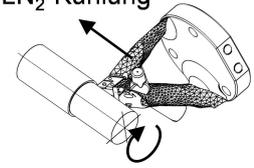


**Prozess:**

Außen-Längs-Runddrehen bei der Trockenspannung mit LN<sub>2</sub>-Kühlung

**Werkstück:**

TiAl6V4



**Werkzeug:**

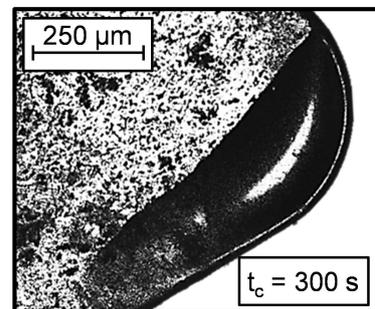
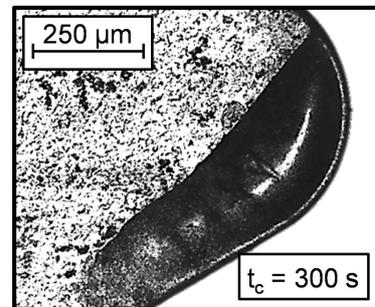
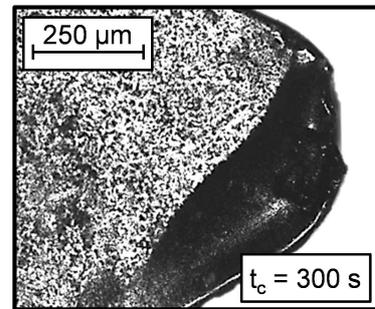
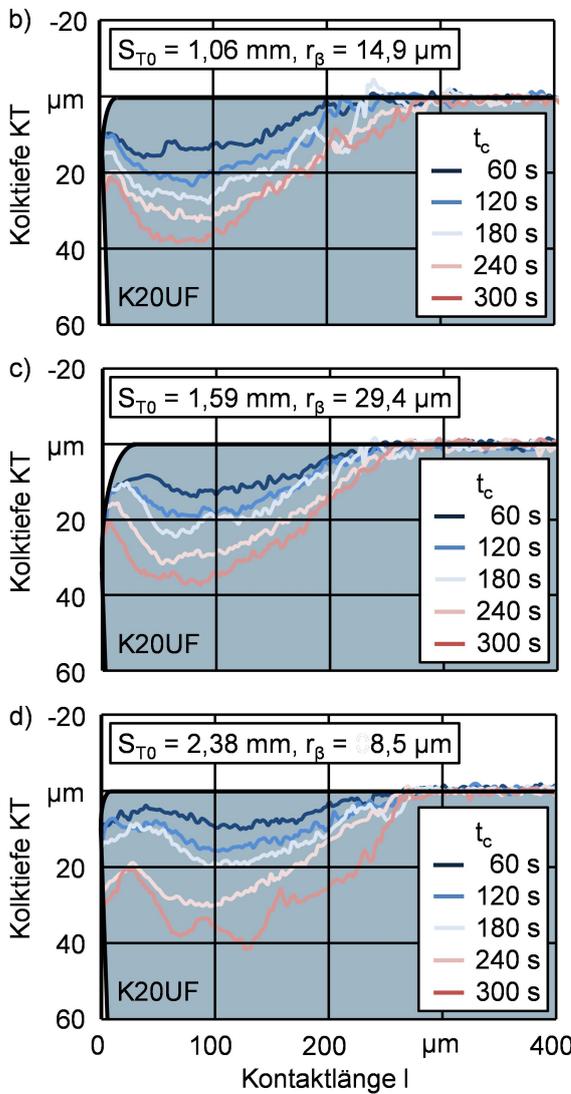
- K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn, S<sub>02</sub> = 2,38 mm, DCGA0702XD
- K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn, S<sub>01</sub> = 1,59 mm, DCGA0701XD,
- K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn, S<sub>T0</sub> = 1,06 mm, DCGA07T0XD

**Prozessparameter:**

- v<sub>c</sub> = 72 m min<sup>-1</sup>
- f = 0,125 mm
- a<sub>p</sub> = 0,7 mm
- ϑ<sub>k,ein</sub> = -196 °C

Schnitt durch den Schneidkeil mit variierender Schneidkantenrundung r<sub>β</sub> und Freiwinkel α

■ K20UF mit r<sub>β</sub> = variabel und α = 7°



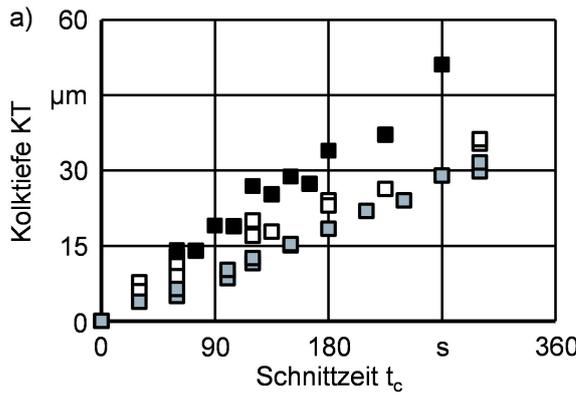
**Bild 6-17:** Entwicklung der Kolktiefe beim Außen-Längs-Runddrehen von TiAl6V4 im Trockenschnitt mit Stickstoffkühlung. Die Gesamtübersicht ist in a) dargestellt. Die Ausbildung des Kolks in Abhängigkeit von der Schnittzeit t<sub>c</sub> ist für die Schneidkantenrundungen b) r<sub>β</sub> = 14,9 μm, c) r<sub>β</sub> = 29,4 μm und d) r<sub>β</sub> = 8,5 μm abgebildet.

Von den getesteten Kühlkonzepten ermöglicht die Überflutungskühlung die längsten Werkzeugstandzeiten (Bild 6-18). Es zeigt sich, dass mit abnehmender Plattendicke die Kolkwachstumsraten ab und die Werkzeugstandzeiten zunehmen.

Durch die sehr gute Kühlung bei der Überflutungskühlung wird der Diffusionsverschleiß stark verringert, sodass andere Effekte zur Reibungsminimierung und damit Temperaturverringern hervortreten, denn die Werkzeugoberfläche bzw. Schneidkantenrundung wird nicht wie bei der Trockenzerspannung nach wenigen Sekunden zerstört. Die eingesetzten Wendeschneidplatten weisen eine Spanflächenrauheit auf, die zufälligerweise mit der Wendeschneidplattendicke korreliert (Bild 6-2). Die dünnste Wendeschneidplatte mit  $S_{T0} = 1,06$  mm hat mit  $R_a = 0,10$   $\mu\text{m}$  das niedrigste Rauheitsprofil, wohingegen die dickste Wendeschneidplatte mit  $R_a = 0,29$   $\mu\text{m}$  das raueste Profil hat. SCHULTHEISS ET AL. [SCH13] hat den Einfluss der Rauheit bei der Drehbearbeitung untersucht und festgestellt, dass bei einem arithmetischen Mittelwert der Profildordinaten  $R_a$  von  $0,11$   $\mu\text{m}$  die Reibung und damit die Schnittkräfte ein Minimum annehmen. Auch die dünnen DCGA07T0XD-Wendeschneidplatten weisen diese Oberflächenrauheit auf.

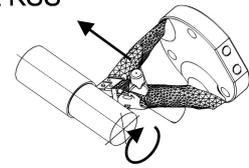
Die in Bild 6-18 dargestellten Kolkverschleißentwicklungen, insbesondere die nach 60 Sekunden, spiegeln das sich im Schneidkeil ausgebildete Temperaturfeld wider. Bei den dicken Wendeschneidplatten sind die Temperaturen trotz identischer Kühlung am höchsten. Auffällig ist zudem, dass die Kolkbreite im Vergleich zu den anderen mit  $KB = 275$   $\mu\text{m}$  die größte ist. Bei den dünnen, glatten Platten ist die Kolkbreite mit  $KB = 175$   $\mu\text{m}$  kleiner und der Kolk weniger stark ausgeprägt. Die Wendeschneidplatte mit einer Stärke von  $S_{01} = 1,56$  mm und einer Rauheit, die zwischen der dünnen und dicken Platte liegt, weist eine Kolkbreite von  $200$   $\mu\text{m}$  auf. Diese befindet sich ebenfalls zwischen der dünneren und dickeren Platte. Nach einer Schnittzeit von etwa  $t_c = 60$  s hat die Oberflächenrauheit keine Wirkung mehr. Ab diesem Zeitpunkt tritt der Effekt der Schneidkantenrundung in den Vordergrund. Bei den dünnen Platten mit  $S_{T0} = 1,06$  mm bricht ein Teil der Kolkklippe bei etwa  $30$   $\mu\text{m}$  Kolktiefe ab (Bild 6-18b). Bei den Wendeschneidplatten mit einer Stärke von  $S_{02} = 2,36$  mm brechen die Kolkklippen bei einer Kolktiefe von etwa  $20$   $\mu\text{m}$  ab (Bild 6-18c). Die größte Kolktiefe von  $60$   $\mu\text{m}$  ohne ein Abbrechen der Kolkklippe wurde mit der mittleren Plattenstärke, welche die größten Verrundungen aufweisen, erreicht.

Der Einfluss einer Schmierung kann bei der Überflutungskühlung mit KSS ausgeschlossen werden, denn KURIMOTO UND BARROW [KUR82] sowie CHILDS [CHI06a] haben den Werkzeugverschleiß und die Zerspankräfte bei der Trockenzerspannung und der Überflutungskühlung bei verschiedenen KSS untersucht. Eine Schmierwirkung durch die eingesetzten KSS konnte bei den untersuchten Schnittparametern, welche den Herstellerangaben der untersuchten Wendeschneidplatten entsprachen, nicht festgestellt werden. CHILDS hat die Grenze, bei der beim Drehen keine Schmierwirkung mehr auftritt, für Schnittgeschwindigkeiten über  $v_c = 40$   $\text{m min}^{-1}$  festgelegt. Es zeigte sich zudem, dass ein möglichst hoher Wasseranteil die Zerspantemperaturen und damit den Verschleiß reduziert. Der eingesetzte KSS hatte vor allem einen erheblichen Einfluss auf die Verringerung des Kerbverschleißes. Bei der Überflutungskühlung mit KSS über  $40$   $\text{m min}^{-1}$  überwiegen daher die Kühlung der Zerspanzone und die Reduktion des Kerbverschleißes.



**Prozess:**  
Außen-Längs-Runddrehen bei der Überflutungskühlung mit KSS

**Werkstück:**  
TiAl6V4



**Werkzeug:**

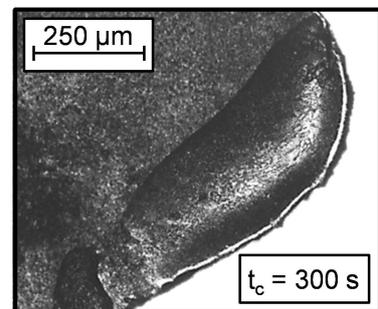
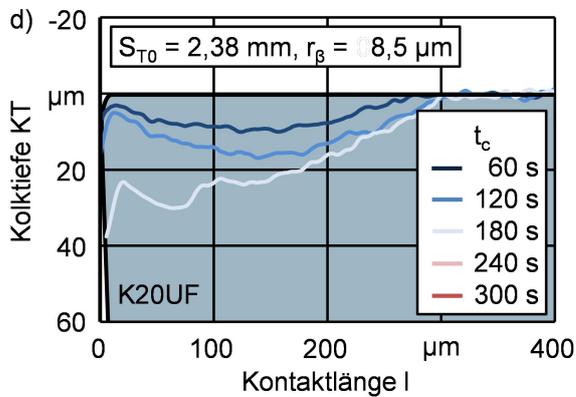
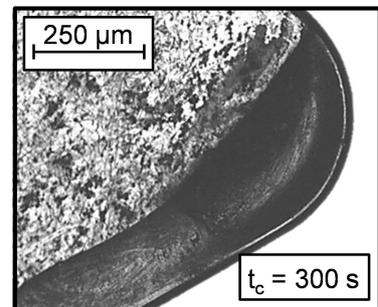
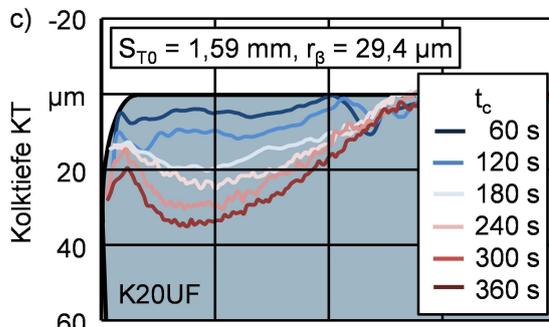
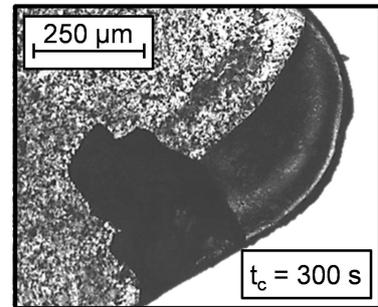
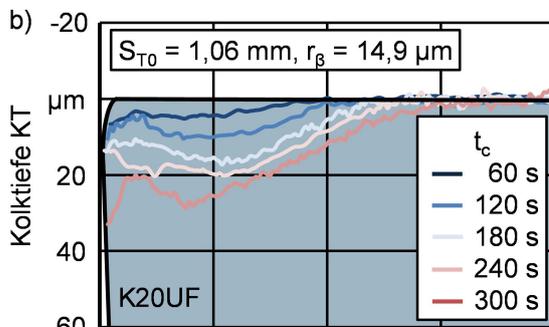
- K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,  $S_{02} = 2,38 \text{ mm}$ , DCGA0702XD
- K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,  $S_{01} = 1,59 \text{ mm}$ , DCGA0701XD,
- K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,  $S_{T0} = 1,06 \text{ mm}$ , DCGA07T0XD

**Prozessparameter:**

- $v_c = 72 \text{ m min}^{-1}$
- $f = 0,125 \text{ mm}$
- $a_p = 0,7 \text{ mm}$
- $\vartheta_{k,ein} = -196 \text{ }^\circ\text{C}$

Schnitt durch den Schneidkeil mit variierender Schneidkantenrundung  $r_\beta$  und Freiwinkel  $\alpha$

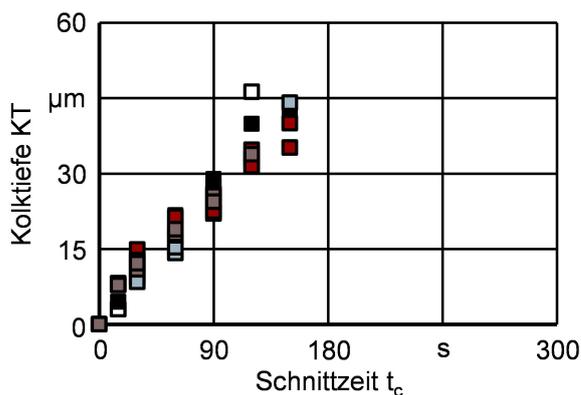
■ K20UF mit  $r_\beta = \text{variabel}$  und  $\alpha = 7^\circ$



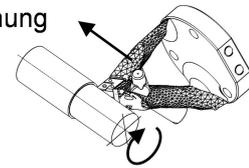
**Bild 6-18:** Entwicklung der Kolkiefe a) bei unterschiedlichen Wendeschneidplattendicken beim Außen-Längs-Runddrehen von TiAl6V4 bei der Überflutungskühlung mit KSS in Abhängigkeit von der Schneidkantenrundung  $r_\beta$ : Wendeschneidplatte mit b)  $r_\beta = 14,9 \text{ }\mu\text{m}$ , c)  $r_\beta = 29,4 \text{ }\mu\text{m}$  und d)  $r_\beta = 8,5 \text{ }\mu\text{m}$



die mit dem Titan in Kontakt stehende Beschichtung während der ersten  $t_c = 30$  s Schnittzeit vollständig durch Diffusion auf. Nachdem die Wendeschneidplatte entschichtet ist und das darunterliegende Hartmetall im direkten Kontakt zum Werkstückwerkstoff TiAl6V4 steht, bildet sich ein stabiles Kolkwachstum aus. Die Kolkwachstumsrate der PVD-beschichteten Wendeschneidplatten ist dann identisch mit den unbeschichteten Werkzeugen. Die in Bild 6-20 ersichtliche Differenz, insbesondere der Sprung der Kolktiefe zu Beginn der Schnittzeit, ergibt sich aus der Schichtdicke. Die nanokristallinen Diamantschichten versagen bei der Trockenzerspanung unabhängig vom Hartmetallsubstrat und der Schneidkantenrundung sofort nach dem Eintritt der Schneide in das Werkstück. Auch hier bildet sich eine Differenz zwischen der Substrat- und der Schichtoberfläche aus, welche der Schichtdicke entspricht.

**Prozess:**

Außen-Längs-Runddrehen  
bei der Trockenzerspanung

**Werkstück:**

TiAl6V4

**Werkzeug:**

$S_{T0} = 1,06$  mm, DCGA07T0XD,

■ K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,  
Beschichtung: nc-AlTiN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> + AlCrON

□ K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,  
Beschichtung: nc-AlCrN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>

■ K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,  
Beschichtung: ohne

■ K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,  
Beschichtung: n-Diamant

■ K06F WC/Co 92/6 Gew.-% Feinstkorn,  
Beschichtung: n-Diamant

**Prozessparameter**

$v_c = 72$  m min<sup>-1</sup>

$f = 0,125$  mm

$a_p = 0,7$  mm

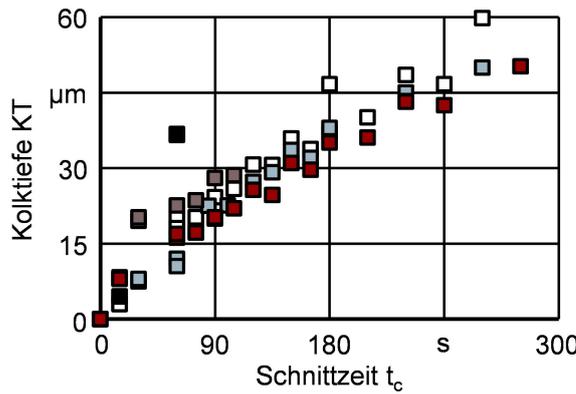
Bild 6-20: Entwicklung der Kolktiefe von unterschiedlich beschichteten Hartmetallen beim Außen-Längs-Runddrehen bei der Trockenzerspanung

MINTON ET AL. [MIN13] hat mit einem geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeug und diamantbeschichteten Wendeschneidplatten den Verschleiß beim Zerspanen von TiAl6V4 untersucht. Seine Analyse zeigte, dass durch die Diamantbeschichtungen die Werkzeugstandzeit positiv beeinflusst wird, obwohl es frühzeitig zur Delamination kommt.

Die diamantbeschichteten Wendschneidplatten verschleifen ebenfalls weniger schnell als die unbeschichteten Werkzeuge, womit MINTONS Ergebnisse reproduziert werden konnten. Bei der Ursachenanalyse kommen zwei Möglichkeiten in Betracht: Zum einen stellt die verbliebene Diamantschicht eine kleine Spanleitstufe dar und zum anderen wirkt die Diamantschicht als Wärmespreizschicht. Die Funktion als Spanleitstufe, welche den Span ablöst und so die Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche verkürzt, lässt sich durch einen Vergleich der Kolkbreiten mit anderen Wendeschneidplatten bei der Trockenzerspanung feststellen. Im Vergleich zu unbeschichteten Wendeschneidplatten sind die Kolkbreiten von mit

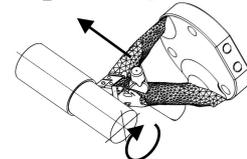
Diamant beschichteten Wendeschneidplatten nahezu identisch. Auch die Analyse der Bruchkanten der Diamantbeschichtungen zeigen keinerlei Verschleißspuren, die auf ein Abgleiten des Spans auf der hervorstehenden Bruchkante schließen lassen. Daher kann die Kante der restlichen Beschichtung als Mikrospanleitstufe ausgeschlossen werden. Ein weiterer Effekt von Hartstoffschichten ist die Funktion der Wärmeisolierung oder -spreizung. Das heißt, dass Beschichtungen mit niedrigem Wärmeleitwert die Schneidstofftemperatur reduzieren, da der Wärmestrom aus der Zerspanzone in das Werkzeug begrenzt wird. Bei Diamantbeschichtungen ist davon auszugehen, dass diese durch ihren hohen Wärmeleitwert die vom Werkzeug aufgenommene Wärme besser in die angrenzenden Werkzeugareale verteilt. VIEREGGE [VIE53] sowie LOEWEN UND SHAW [LOE54] haben in ihrer Analyse vorhergesagt, dass die Zerspanntemperaturen mit steigendem Wärmeleitwert des Schneidstoffs abnehmen, da die in der Zerspanzone entstehende Wärme besser verteilt wird (Gleichung 2-5). Im Gegensatz dazu führen Schneidstoffe mit niedrigem Wärmeleitwert zu höheren Zerspanntemperaturen, da diese wie eine Isolierung wirken und so die Reibungswärme in der Zerspanzone konzentrieren. Ein typisches Beispiel dafür sind die unterschiedlichen Schnitttemperaturen beim Einsatz von keramischen Schneidstoffen und Hartmetallwerkzeugen. Bei gleichen Schnittparametern liegen die Schnitttemperaturen bei den Wendeschneidplatten aus Keramik über denen vom Hartmetall. Bei beschichteten Hartmetallwerkzeugen werden die Temperaturverläufe im Werkzeug aufgrund der kleinen Schichtdicken von weniger als 10  $\mu\text{m}$  kaum beeinflusst. Durch keramischen PVD-Beschichtungen mit Wärmeleitkoeffizienten kleiner 15  $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$  [BÖT13, MAT12] lässt sich nach dem Fourierschen Gesetz die Temperatur vom darunterliegenden Schneidstoff um etwa  $\vartheta = 5 \text{ }^\circ\text{C}$  bis 10  $^\circ\text{C}$  senken. Die nanokristallinen Diamantschichten ermöglichen aufgrund ihres sehr guten Wärmeleitkoeffizienten von etwa 700  $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$  bis 2000  $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$  bei Raumtemperatur und 200  $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$  bis 450  $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$  bei Temperaturen um 1000  $^\circ\text{C}$  [OLS93] eine sehr gute Wärmeleitung zum darunterliegenden Substrat sowie in der Diamantschicht. Vom darunter liegenden Substrat wird die Wärme weniger gut weggeleitet, was in der Diamantschicht zu einem niedrigen Temperaturgradienten zwischen Beschichtungsunterseite und Beschichtungsoberseite führt und die Schneidstofftemperatur nicht reduziert. Der Temperaturgradient in der Schicht von der heißen Zerspanzone zu kühleren Schichtbereichen bewirkt einen Wärmestrom in der Schicht. Dieser beträgt nach dem Fourierschen Gesetz für  $\vartheta_{\text{sp,m}} = 850 \text{ }^\circ\text{C}$  bei der CVD-Diamantschicht etwa  $\dot{Q} = 1 \text{ W}$  bis 2  $\text{W}$ .

Da bei der Zerspannung von TiAl6V4 mit PVD-Beschichtungen das Hartmetallsubstrat zügig freigelegt wird und es bei den nanokristallinen Diamantschichten sofort zur Schichtablösung kommt, kann davon ausgegangen werden, dass der Wärmestrom in das Werkzeug nahezu identisch ist. Die Wendeschneidplatten heizen sich auf, bis sich ein Gleichgewicht zwischen abgeführter und zugeführter Wärme einstellt (Bild 2-2). Bei den PVD-Schichten mit niedrigem Wärmeleitwert erwärmt sich das Werkzeug stärker und die mittlere Zerspanntemperatur  $\vartheta_{\text{sp,m}}$  ist höher, da die schlecht wärmeleitende Dünnschicht die Wärmeleitung in den Klemmhalter und die Umgebung behindert. Bei den CVD-Diamantschichten mit hohem Wärmeleitwert wird die Wärme aus der Zerspanzone besser verteilt, was zu einer Absenkung der mittleren Zerspanntemperatur  $\vartheta_{\text{sp,m}}$  und damit zu niedrigeren Kolkwachstumsraten führt. Dieses Verhalten spiegelt sich auch in den Kolkiefenverläufen wider (Bild 6-20, Bild 6-21, Bild 6-23), die Kolkwachstumsraten bei den PVD-beschichteten Werkzeugen sind höher als bei den Wendeschneidplatten ohne Beschichtung und denen mit der CVD-Diamantschicht.



**Prozess:**  
Außen-Längs-Runddrehen bei der Trockenzerspanung mit LN<sub>2</sub>-Kühlung

**Werkstück:**  
TiAl6V4



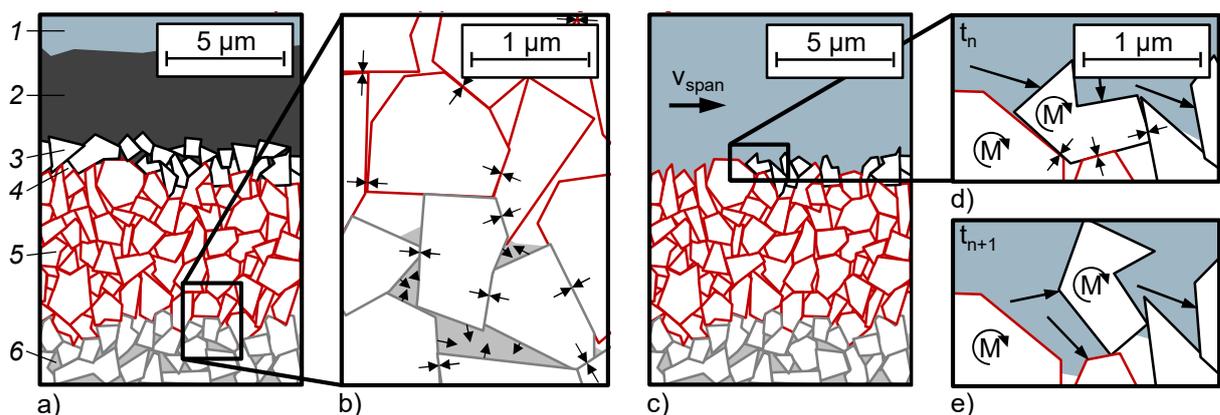
**Werkzeug:**  
S<sub>T0</sub> = 1,06 mm, DCGA07T0XD,  
 ■ K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn, Beschichtung: nc-AlTiN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> + AlCrON  
 □ K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn, Beschichtung: nc-AlCrN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>  
 ▣ K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn, Beschichtung: ohne  
 ▤ K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn, Beschichtung: n-Diamant  
 ■ K06F WC/Co 92/6 Gew.-% Feinstkorn, Beschichtung: n-Diamant

**Prozessparameter**

v<sub>c</sub> = 72 m min<sup>-1</sup>  
 f = 0,125 mm  
 a<sub>p</sub> = 0,7 mm  
 θ<sub>k,ein</sub> = -196 °C

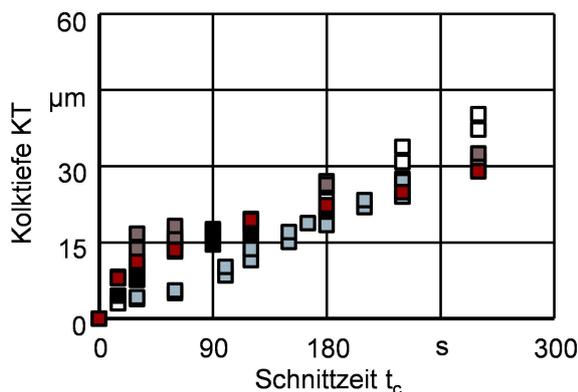
**Bild 6-21:** Entwicklung der Kolktiefe von unterschiedlich beschichteten Hartmetallen beim Außen-Längs-Runddrehen im Trockenschnitt mit LN<sub>2</sub>-Kühlung

Bei den CVD-diamantbeschichteten Werkzeugen beginnen sich die Kolkwachstumsraten bei einer Kolktiefe von etwa 15 µm bis 18 µm zu verlangsamen, was ab diesem Zeitpunkt auf niedrigere Zerspanntemperaturen schließen lässt. Davor war der Verschleiß im Vergleich zu den anderen Werkzeugen überproportional hoch. Die Ursache dafür liegt im Herstellungsprozess von Diamantdünnschichten: Damit Diamantbeschichtungen auf Hartmetallen mit Kobaltbinder haften, wird vor dem Beschichtungsprozess der Kobaltbinder aus der Substratoberfläche geätzt (Bild 6-22a und Bild 6-22b).



**Bild 6-22:** Verschleiß von diamantbeschichteten Hartmetallwerkzeugen, 1 Titanspan, 2 Diamantdünnschicht, 3 Wolframkarbidkorn, 4 Pore, 5 kobaltbinderarme Zone, 6 Kobaltbinder. a) Intakte CVD-Diamantdünnschicht auf Hartmetallsubstrat, b) Übergang kobaltarmes zu kobalthaltiges Substrat mit Kennzeichnung der interkristallinen Kräfte, c) fehlende CVD-Diamantdünnschicht und freigelegte Wolframkarbidkörner mit verarmerter Kobaltbinderzone nach der Schichtablosung, d) Ausschnitt der Grenzfläche TiAl6V4-Span und Wolframkarbidkörner sowie die auf die Körner einwirkenden Kräfte und Momente, e) Herauslösen von Hartmetallkörnern durch den vorbeifließenden TiAl6V4-Span.

Die Ätztiefe ist von der zu beschichtenden Hartmetallsorte abhängig und liegt häufig im einstelligen Mikrometerbereich. Durch das Entfernen von Kobalt wird der Schneidstoff entfestigt, sodass der Titanspan die Wolframkarbidkörner nahezu widerstandsfrei mit sich reißt (Bild 6-22c). Erst nachdem das kobaltverarmte Wolframkarbidgerüst mitgerissen und das von der Säure nicht angegriffene Hartmetall freigelegt wurde, verlangsamt sich die Kolkwachstumsrate drastisch. Besonders deutlich wird dieser Effekt bei der Überflutungskühlung mit KSS (Bild 6-23). Nach einer Schnittzeit von  $t_c = 30$  s sind bei den Wendeschneidplatten mit nanokristalliner Beschichtung die Schicht und das kobaltfreie Wolframkarbidgerüst abgetragen. Danach verringert sich die Kolkwachstumsrate und liegt weit unter der vom unbeschichteten Hartmetall. Doch hier führt die Diamantbeschichtung zu dem Problem, dass diese an der Freifläche sporadisch abplatzt und dann das mechanisch instabile Wolframkarbidgerüst freilegt. Dieses wird in wenigen Sekunden von Werkstück und Span abgetragen, bis das intakte Hartmetallgefüge freigelegt wird. Dadurch entsteht ein Schneidkantenversatz von  $SV_V = 15 \mu\text{m}$  bis  $SV_V = 18 \mu\text{m}$ , was einer Verschleißmarkenbreitenerhöhung von etwa  $VB = 120 \mu\text{m}$  bzw.  $150 \mu\text{m}$  entspricht [UHL14]. Bei Drehteilen ist dieser Schneidkantenversatz sichtbar und mit Durchmesserabweichungen von mindestens  $30 \mu\text{m}$  leicht zu messen. Daher ist der prozesssichere Einsatz diamantbeschichteter Hartmetallwerkzeuge bei der Zerspanung von hochwarmfesten Werkstoffen nicht möglich. Bei den PVD-beschichteten Werkzeugen ist die Kolkwachstumsrate gegenüber der von unbeschichteten Werkzeugen geringfügig höher. Die getesteten Hartstoffschichten sind daher für den praktischen Einsatz ungeeignet.

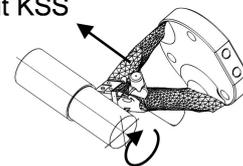


**Prozess:**

Außen-Längs-Runddrehen bei der Überflutungskühlung mit KSS

**Werkstück:**

TiAl6V4



**Werkzeug:**

$S_{T0} = 1,06 \text{ mm}$ , DCGA07T0XD,

■ K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,

Beschichtung: nc-AlTiN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> + AlCrON

□ K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,

Beschichtung: nc-AlCrN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>

▣ K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,

Beschichtung: ohne

■ K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,

Beschichtung: n-Diamant

■ K06F WC/Co 92/6 Gew.-% Feinstkorn,

Beschichtung: n-Diamant

**Prozessparameter**

$v_c = 72 \text{ m min}^{-1}$

$f = 0,125 \text{ mm}$

$a_p = 0,7 \text{ mm}$

**Bild 6-23:** Entwicklung der Kolktiefe von unterschiedlich beschichteten Hartmetallen beim Außen-Längs-Runddrehen mit Überflutungskühlung mit KSS

Die Versuche zeigen auch, dass eine Wendeschneidplatte mit einer Hartstoffschicht, die vornehmlich als Wärmespreizschicht dient, insbesondere bei der Überflutungskühlung funktioniert, denn dort wird die durch die Wärmespreizschicht verteilte Wärme durch den KSS

sofort wieder aufgenommen. Bei der Trockenzerspannung ist dieser Effekt stark abgeschwächt, da die verteilte Wärme über natürliche Konvektion an die Umgebungsluft abgeführt werden muss. Bei der Trockenzerspannung mit geschlossener Innenkühlung begrenzt das Hartmetall die Wärmeleitung, sodass eine Wärmespreizung in der Schicht durch die Dicke der Wendeschneidplatte nicht stattfindet.

Unabhängig von Werkzeugkühlung und Beschichtung treten bei der Titanzerspannung sporadische Abplatzungen im Übergangsbereich Spanfläche-Span-Luft-KSS auf. Die Ursache dafür sind die thermischen Spannungen in der Werkzeugschneide durch den hohen Temperaturgradienten zwischen Zerspanzone und Spanfläche (Bild 6-12). Auslöser für die Abplatzung ist Kerbverschleiß, durch den Teile der Schneidkante muschelförmig abbrechen (Bild 6-16 und Bild 6-18d). Durch diese Schadstelle wird ein Absatz erzeugt, welcher vom ablaufenden Span gefüllt wird. Nach kurzer Zeit platzen durch die hohen thermomechanischen Spannungen weitere muschelförmige Teile der Werkzeugschneide aus. Dieser Vorgang wiederholt sich, bis der Span nicht mehr die erzeugte Nut verfüllt bzw. bis dieser sich vom Werkzeug ablöst (Bild 6-18b). Die in Bild 6-13 dargestellten Von-Mises-Spannungen sind in den von den Abplatzungen betroffenen Bereichen besonders hoch. Bei den dünnsten Wendeschneidplatten entwickelt sich die Ausbruchreihe am schnellsten.

#### 6.2.4 Einflussfaktor Schnittgeschwindigkeit

Die produktive Zerspanung von TiAl6V4 ist nur mit der richtigen Hartmetallsorte, Mikrogeometrie und einem darauf angepassten Kühlkonzept möglich. Eine Beschichtung der Schneide mit einer Hartstoffschicht führt dabei zu keiner signifikanten Standzeiterhöhung (vgl. Abschnitt 6.2.3). Zur Bestimmung der optimalen Schnittparameter sind die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ , der Vorschub  $f$  und die Schnitttiefe  $a_p$  variiert und die Kolkwachstumsrate  $dKT dt_c^{-1}$  dokumentiert worden.

Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf den Werkzeugverschleiß bei unterschiedlichen Kühlkonzepten ist in [Bild 6-24](#) dargestellt. Die niedrigsten Verschleißraten werden mit der Überflutungskühlung mit KSS erreicht. Im Gegensatz dazu wurden bei der Trockenzerspannung durchweg die höchsten Verschleißraten gemessen. Bei der Trockenzerspannung mit dem geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeug mit Stickstoff-Kühlung konnte ein gesondertes Verschleißverhalten beobachtet werden: Hier steigt die Kolkwachstumsrate ebenfalls bis zu einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 72 \text{ m min}^{-1}$  an und ist dem Verschleiß der Trockenzerspannung ohne Kühlung sehr ähnlich. Beim Überschreiten einer Schnittgeschwindigkeit von mehr als  $v_c = 72 \text{ m min}^{-1}$  schwächt sich die Abhängigkeit der Kolkwachstumsrate von der Schnittgeschwindigkeit ab und die Kolkverschleißraten des geschlossen-innengekühlten Werkzeugs nähern sich denen der Überflutungskühlung an. Bei der Überflutungskühlung mit KSS tritt dieses Verhalten nicht so deutlich hervor; offensichtlich ist der Übergang durch die sehr gute Kühlung von Span und Werkzeug fließend.

Unabhängig von der Kühlungsart fällt auf, dass sich bei Schnittgeschwindigkeiten von  $70 \text{ m min}^{-1} < v_c < 75 \text{ m min}^{-1}$  die Kolkwachstumsrate  $dKT dt_c^{-1}$  mit steigender Schnittgeschwindigkeit langsamer entwickelt und sich der quadratischen Zusammenhang zwischen Schnittgeschwindigkeit und Kolkwachstumsrate weniger stark ausprägt. Dieses Verhalten kann mit den Ergebnissen von HARTUNG UND KRAMER [HAR82] sowie ARRAZOLA ET AL. [ARR09] erklärt werden, denn beide postulieren, dass sich aus dem Kohlenstoff im Schneid-

stoff und dem ablaufenden Titanspan eine sprödharte TiC-Schicht auf der Werkzeugschneide ausbildet. Diese chemische Reaktion tritt ab circa  $\vartheta_{sp,m} = 825 \text{ }^\circ\text{C}$  auf, was in etwa einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 75 \text{ m min}^{-1}$  entspricht. Diese Hartstoffschicht behindert die temperaturabhängige Diffusion des Kobalts in den ablaufenden Span, wodurch die Diffusionsgeschwindigkeit und das Herauslösen von Wolframkarbidkörnern verlangsamt wird [HUA05, JIX08, NAK83, ZHA09].

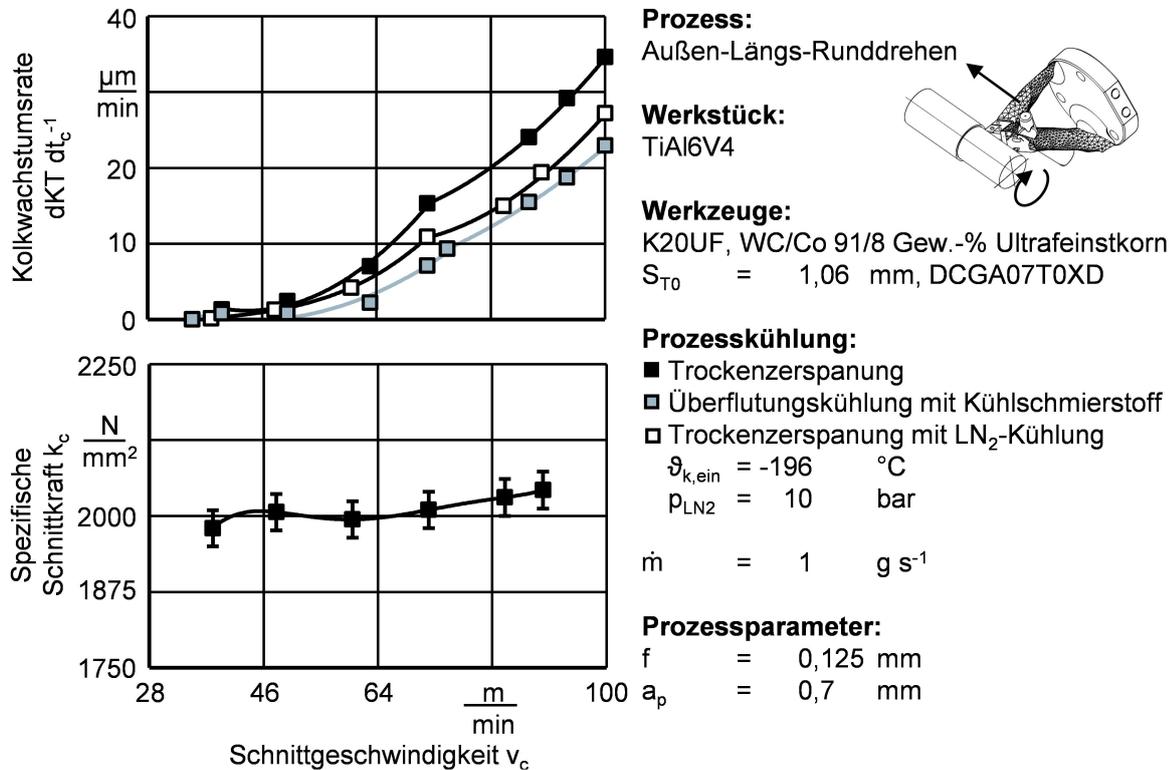


Bild 6-24: Abhängigkeit der Kolkwachstumsrate und spezifischen Schnittkraft von der Schnittgeschwindigkeit und Prozesskühlung

Unabhängig von der Ausbildung von Diffusionsbarrieren ist anzumerken, dass sich die Kolkverschleißraten bei der Trockenzerspanung ohne Kühlung von der Überflutungskühlung auch bei höheren Schnittgeschwindigkeiten um maximal  $10 \text{ } \mu\text{m min}^{-1}$  unterscheiden. Das heißt, dass der Verschleiß bei der Trockenzerspanung durch eine Überflutungskühlung nie ganz vermieden und immer nur um einen bestimmten Betrag reduziert werden kann. Durch den Einsatz von Kühlschmiermittel ist es nicht möglich, die mit steigender Schnittgeschwindigkeit zusätzlich erzeugte Wärme abzuführen. Nur durch eine Erhöhung der Wärmeübertragungsfläche und des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Werkzeug und KSS oder durch eine Absenkung der Kühlmitteltemperaturen wäre es möglich, die Kolkwachstumsraten bei höheren Schnittgeschwindigkeiten zu reduzieren (vgl. Abschnitt 6.1.2).

Für das Außen-Längs-Runddrehen mit Hartmetall haben KREIS [KRE73], NARUTAKI UND MURAKOSHI [NAR83] sowie ARMENDIA ET AL. [ARM10] bis etwa  $v_c = 70 \text{ m min}^{-1}$  abfallende Schnitt- und Vorschubkräfte gemessen. Bei Schnittgeschwindigkeiten größer  $v_c = 70 \text{ m min}^{-1}$  sind die Zerspankräfte wieder angestiegen. SMART UND TRENT [SMA75] haben diesen Kraftverlauf beim Zerspanen von Reintitan mit einem Schnellarbeitsstahl der Sorte HS2-9-2-8 ebenfalls gemessen, wobei sich hier aufgrund des geringen Kohlenstoffanteils und der niedrigeren Zerspantemperaturen von etwa  $650 \text{ }^\circ\text{C}$  mit großer Wahrscheinlichkeit eine Titan-

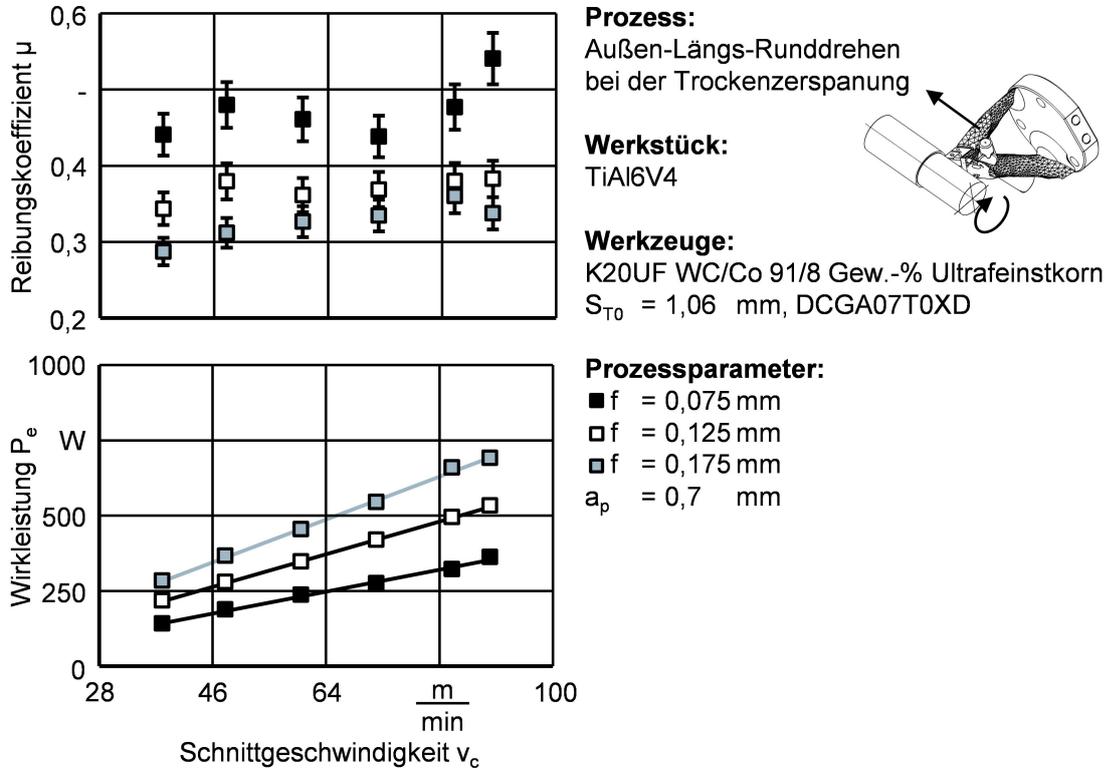
Titaneisenschicht anstatt der TiC-Schicht ausgebildet hat [CAC06]. ZANGER [ZAN13] hat bei variierenden Schnittgeschwindigkeiten und Vorschüben beim Orthogonaldrehen ebenfalls mit steigender Schnittgeschwindigkeit keine stetig abfallenden Kraftverläufe gemessen, sondern konnte vielmehr Kraftanstiege bei höheren Schnittgeschwindigkeiten bzw. Vorschüben feststellen. Das Verhalten der Schnittkräfte wurde bei den eigenen Versuchen ebenfalls beobachtet (Bild 6-24) und konnte reproduziert werden, obwohl die Eingriffsbedingungen, der Werkzeug- und Halbzeughersteller, die Schnittparametersätze, die Kühlungsarten und die Messsysteme variiert wurden. Im Gegensatz dazu haben COTTERELL UND BYRNE [COT08a] beim Orthogonaldrehen einen Abfall der spezifischen Schnittkräfte bei steigenden Schnittgeschwindigkeiten dokumentiert, ohne dass diese wieder angestiegen sind. WYEN UND WEGENER vermuten als Ursache für den Anstieg eine thermische Entfestigung des Werkstückwerkstoffs bzw. eine Änderung des Verformungswiderstands des Titans durch steigende Zerspanntemperaturen. Aus ihren Messdaten geht jedoch hervor, dass beim Orthogonaldrehen bei Schnittgeschwindigkeiten kleiner  $70 \text{ m min}^{-1}$  Reibungskoeffizienten von circa  $\mu = 0,38$  und bei  $v_c = 110 \text{ m min}^{-1}$  Werte von  $\mu = 0,49$  berechnet wurden, was dann deren Auswertung und Analyse widerspricht [WYE10]. Die Schnittkräfte sind mit steigender Schnittgeschwindigkeit stärker als die Vorschubkräfte gefallen. Dieses Verhalten lässt sich mit der ausbildenden TiC-Schicht und dem sich dann verändernden Reibungskoeffizienten erklären. Gleiches gilt in eingeschränkter Weise auch für Schnellarbeitsstähle, wie von SMART UND TRENT [SMA75] beschrieben.

### 6.2.5 Einflussfaktoren Vorschub und Schnitttiefe

Unter der Annahme, dass sich bei einer Spanflächentemperatur von etwa  $\vartheta_{\text{sp,m}} = 825 \text{ °C}$  eine stabile TiC-Schicht ausbildet und diese den Reibungskoeffizienten verändert, hängt die Temperaturveränderung maßgeblich von der Schnittgeschwindigkeit und dem Vorschub ab, denn mit steigender Schnittgeschwindigkeit nimmt die Schnitttemperatur zu (Gleichung 2-8). Wird nun der Vorschub reduziert, so sinkt auch die Temperatur in der Zerspanzone (Gleichung 2-6 und Gleichung 2-7). Beim Außen-Längs-Runddrehen mit variierenden Schnittgeschwindigkeiten und Vorschüben konnte dieser Effekt durch Berechnung der Reibungskoeffizienten nachgewiesen und so die Ausbildung einer TiC-Schicht und die dadurch veränderten Reibungskoeffizienten indirekt belegt werden. Dafür sind Zerspanversuche ohne Kühlung von TiAl6V4 mit unbeschichteten DCGA07T0 Wendeschneidplatten durchgeführt worden. Auf eine Kühlschmierung wurde verzichtet, um Störgrößen durch potenzielle Schmier- und Kühleffekte auszuschließen. Weiterhin wurde auch auf Kraftmessungen mit dem geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeug verzichtet, um potenzielle Störgrößen auszuschließen (Bild 6-25).

Durch die sich ausbildende TiC-Schicht steigen die Reibungskoeffizienten ab etwa  $v_c = 64 \text{ m min}^{-1}$  an. Das heißt aber auch, dass durch die höhere spezifische Schnittkraft  $k_c$  (Bild 6-24) die Wirkleistung  $P_e$  ansteigt und damit unweigerlich auch die Temperaturen in der Zerspanzone stärker zunehmen. Das widerspricht jedoch den Temperaturmesskurven von KREIS [KRE73] sowie HARTUNG UND KRAMER [HAR82]. Die Temperaturmesskurven, die mittels Einmeißelmethode erfasst wurden, weisen einen Knick bei etwa  $v_c = 75 \text{ m min}^{-1}$  auf (Bild 2-3), wobei die Temperaturen weniger stark als erwartet ansteigen.

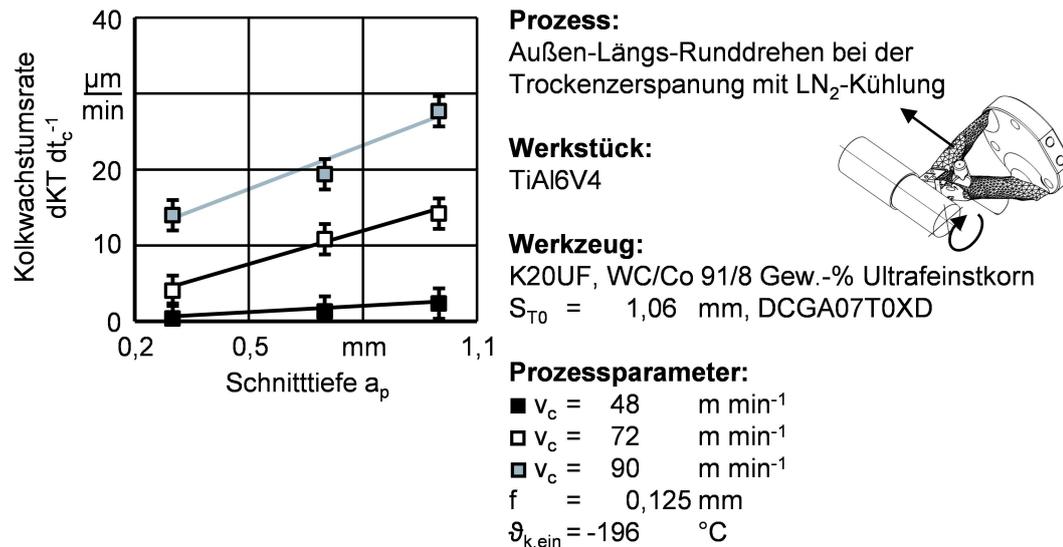
Mit hoher Wahrscheinlichkeit führt die dann einsetzende TiC-Schichtbildung zwischen dem Titanwerkstück und der Hartmetallschneide zu einem höheren elektrischen Widerstand und einer Veränderung der Elektronenzahl und -häufigkeit, was den Seebeck-Effekt beeinflusst und so die gemessenen elektrischen Thermospannungen und damit den Temperaturmesswert verfälscht.



**Bild 6-25:** Entwicklung der Coulombschen Reibungskoeffizienten und der Wirkleistung bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten und Vorschüben

Wie in Abschnitt 6.2.4 beschrieben, bewirkt eine Prozesskühlung eine Verringerung der Kolkwachstumsraten. Die Kolkwachstumsraten der Trockenzerspannung mit  $N_2$ -Kühlung lagen bei den Zerspanversuchen immer zwischen den Messwerten der Trockenzerspannung und der Überflutungskühlung mit KSS. Bei der Überflutungskühlung sind die Kolkwachstumsraten niedriger als bei der Trockenzerspannung mit  $N_2$ -Kühlung. Die Trockenzerspannung ohne Kühlung weist die höchsten Verschleißraten auf. Aufbauend auf dieser Tatsache sind die Einflussfaktoren Schnitttiefe und Vorschub auf die Kolkentwicklung im Rahmen von 135 Versuchen bei der Trockenzerspannung mit  $N_2$ -Kühlung untersucht worden.

Zwischen der Schnitttiefe  $a_p$  und der Kolkwachstumsrate  $dKT dt_c^{-1}$  besteht bei der Trockenzerspannung mit  $N_2$ -Kühlung weitgehend ein linearer Zusammenhang (Bild 6-26). Die Steigung der Kurven wird durch die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  bestimmt. Bei hohen Vorschüben und Schnittgeschwindigkeiten sind die Kolkverschleißraten aufgrund hoher Zerspantemperaturen am höchsten. Das fällt insbesondere bei den Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 90 \text{ m min}^{-1}$  auf. Dort ist der Verschleiß am stärksten und geht von der linearen in eine quadratische Abhängigkeit über. Die Ursache dafür ist der starke Temperaturanstieg durch die gestiegenen Reibungskoeffizienten und die begrenzte Wärmeabfuhr über die Werkzeugschneide.



**Bild 6-26:** Entwicklung der Kolkwachstumsrate bei einem Vorschub von  $f = 0,125$  mm und variierten Schnittgeschwindigkeiten und Schnitttiefen

Neben der Schnittgeschwindigkeit und der Schnitttiefe ist auch der Einfluss des Vorschubs auf den Werkzeugverschleiß untersucht worden. Dafür wurden die Kolkwachstumsraten für unterschiedliche Vorschübe und Schnitttiefen bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 72$  m min<sup>-1</sup> in einem Diagramm zusammengefasst (**Bild 6-27**). Das Zeitspanungsvolumen  $Q$  ist über die Abszissenachse und die Kolkwachstumsrate  $dKT dt_c^{-1}$  über die Ordinateachse aufgetragen. Der Vorschub  $f$  beeinflusst die Verschleißentwicklung stärker als die Schnitttiefe  $a_p$ . So wird bei einem Vorschub  $f = 0,075$  mm und einer Schnitttiefe  $a_p = 2,0$  mm eine Kolkwachstumsrate  $dKT dt_c^{-1}$  von  $8$  μm min<sup>-1</sup> erreicht. Bei gleichem Zeitspanungsvolumen  $Q$  ergibt sich bei einem Vorschub  $f = 0,175$  mm und einer Schnitttiefe  $a_p = 0,85$  mm eine Kolkwachstumsrate von  $21$  μm min<sup>-1</sup>. Das heißt, dass das Hartmetallwerkzeug bei identischem Zeitspanungsvolumen und verschiedenen Schnittparametern zweieinhalbmal so schnell verschleißt. Um den Verschleiß bei gegebener Schnitttiefe zu begrenzen, muss die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  gesenkt und der Vorschub  $f$  erhöht werden.

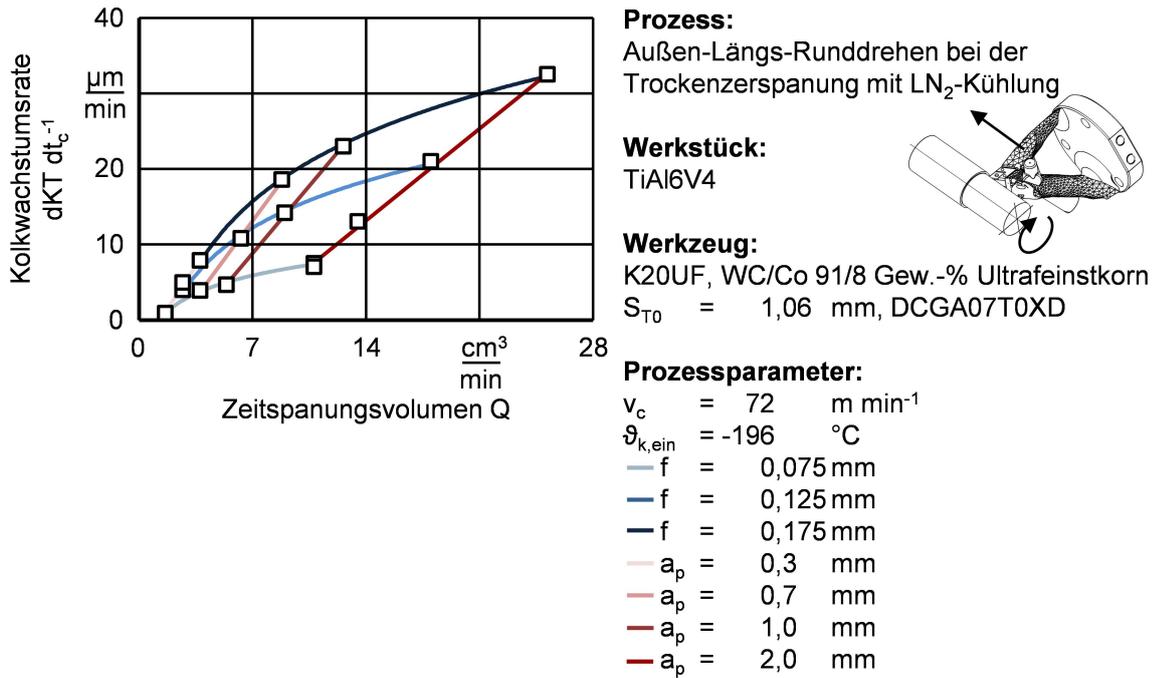


Bild 6-27: Kolkwachstumsratenentwicklung bei der Trockenzerspannung mit LN<sub>2</sub>-Kühlung und einer Schnittgeschwindigkeit von v<sub>c</sub> = 72 m min<sup>-1</sup> bei variierten Schnitttiefen und Vorschüben

Zur Steigerung des Zeitspanungsvolumens, zum Beispiel beim Schruppen, ist daher die Schnitttiefe möglichst hoch und der Vorschub so gering wie möglich zu wählen, obwohl die spezifische Schnittkraft k<sub>c</sub> dann am höchsten bzw. ungünstigsten für die mechanische Belastung der Werkzeugschneide ist. Ist eine Steigerung der Schnitttiefe aufgrund der Werkzeuggeometrie, der Werkstückkontur oder der Bauteilbiegesteifigkeit nicht möglich, muss zur Standzeiterhöhung die Schnittgeschwindigkeit reduziert, dafür aber der Vorschub erhöht werden. Dieser Sachverhalt ist in Bild 6-28 durch die spezifischen Schnittkräfte k<sub>c</sub> bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten v<sub>c</sub>, Schnitttiefen a<sub>p</sub> und Vorschüben f beim Außen-Längs-Runddrehen von TiAl6V4 bei der Trockenzerspannung dargestellt.

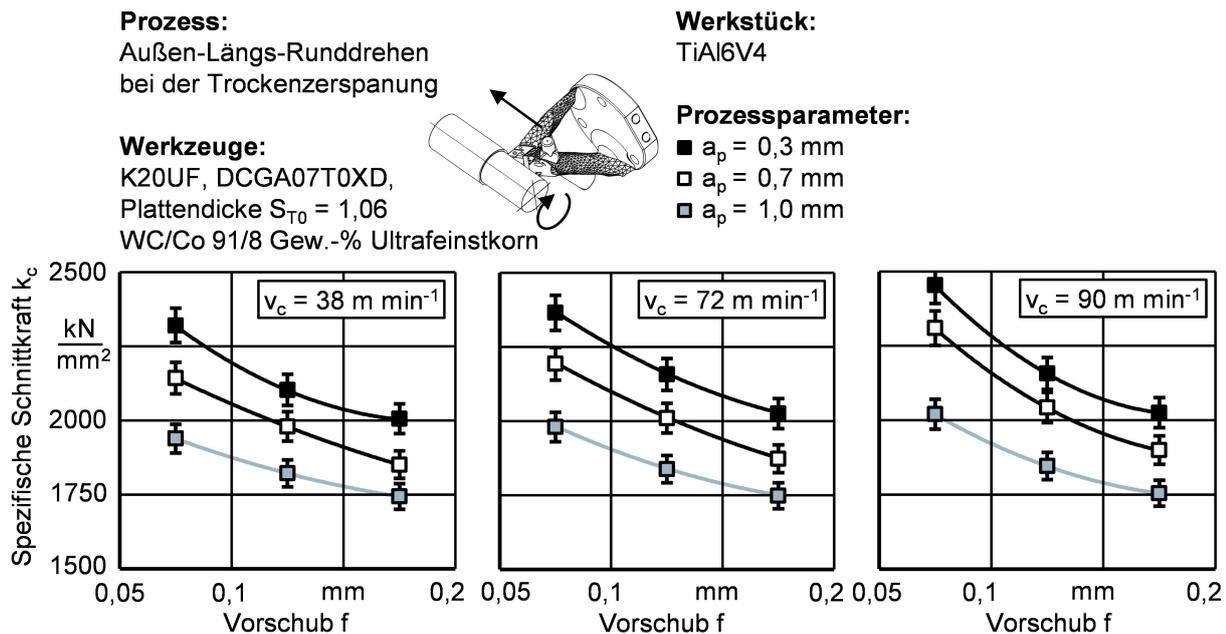
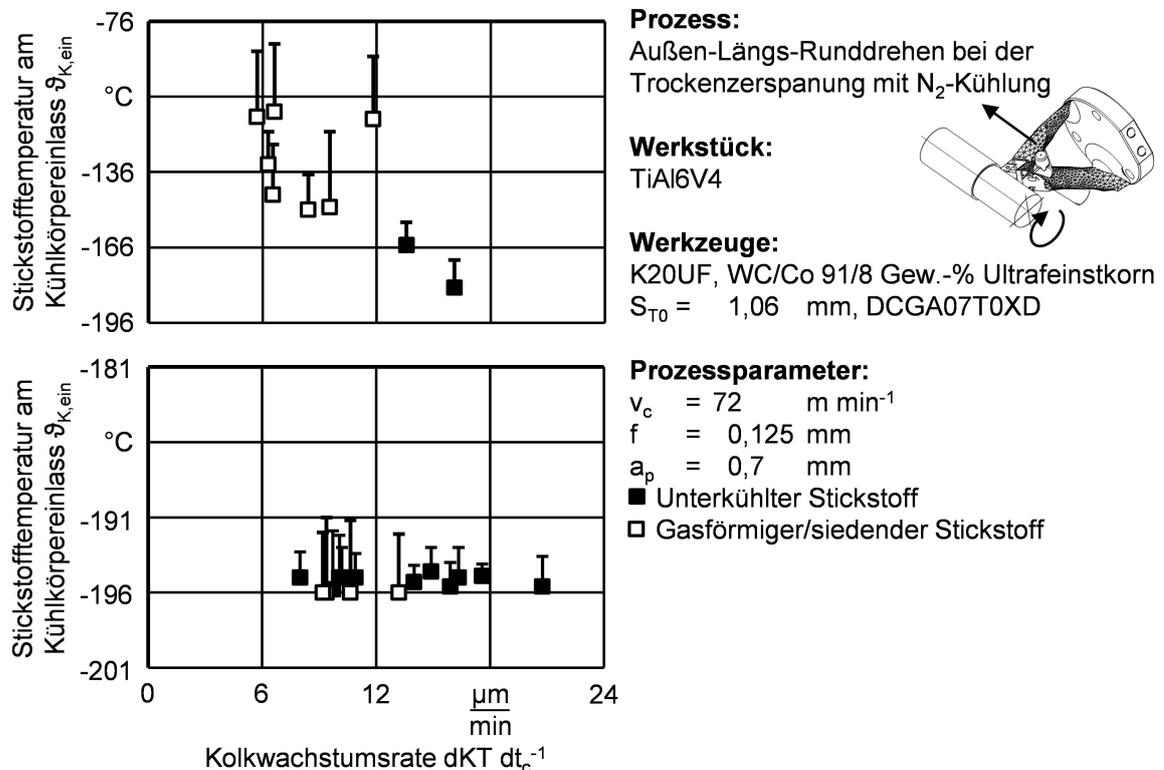


Bild 6-28: Gemessene spezifische Schnittkräfte k<sub>c</sub> bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten und Vorschub-Schnitttiefen-Verhältnissen beim Außen-Längs-Runddrehen von TiAl6V4

Generell zeigt sich, dass die spezifischen Schnittkräfte  $k_c$  und damit die Wirkleistung  $P_e$  mit einer Erhöhung des Vorschubs  $f$  abnehmen. Weiterhin bestätigen die Messwerte den in Bild 6-24 dargestellten Sachverhalt, dass bei Schnittgeschwindigkeiten über  $v_c = 72 \text{ m min}^{-1}$  beim Zerspanen von TiAl6V4 mit unbeschichteten Hartmetallwerkzeugen die Reibung und damit die spezifischen Schnittkräfte zunehmen.

### 6.2.6 Einflussfaktoren Stickstofftemperatur und Stickstoffmenge

Bei den Versuchen mit Stickstoffkühlung sind neben den Schnittparametern auch die Stickstoffmassenströme und -temperaturen variiert worden, um deren Wirkung auf den Werkzeugverschleiß zu bestimmen. In Bild 6-29 sind die Stickstofftemperaturen am Kühlkörpereinlass  $\vartheta_{k,\text{ein}}$  und Kühlkörperauslass  $\vartheta_{k,\text{aus}}$  sowie die damit erreichten Kolkwachstumsraten  $dKT \text{ dt}_c^{-1}$  bei gleichbleibenden Schnittparametern dargestellt. Die niedrigsten Kolkwachstumsraten konnten mit  $\text{GN}_2$  als Kühlmedium erreicht werden, wohingegen mit  $\text{LN}_2$  durchweg höhere Kolkwachstumsraten  $dKT \text{ dt}_c^{-1}$  gemessen wurden.



**Bild 6-29:** Einfluss der Stickstofftemperatur auf die Kolkwachstumsrate bei der Trockenzerspannung von TiAl6V4 mit dem geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeug, die Indikatoren stellen die Differenztemperatur zwischen dem Kühlkörperein- und -auslass dar

Bei  $\text{LN}_2$  muss zwischen unterkühltem und siedendem Stickstoff unterschieden werden. Eine Unterkühlung bewirkt keine Verbesserung der Werkzeugstandzeit. Der unterkühlte Stickstoff transportiert die Wärme durch erzwungene Konvektion ab, wobei der Stickstoff nicht in die Dampfphase übergeht. Das heißt aber auch, dass der Wärmeübergangskoeffizient klein ist und maßgeblich von der Strömungsgeschwindigkeit sowie der Temperaturdifferenz zwischen Kühlkörper und Stickstoff bestimmt wird. Höhere Wärmeübergangskoeffizienten können durch das Verdampfen des flüssigen Stickstoffs im Kühlkörper erreicht werden. Das ist dann der Fall, wenn siedender Stickstoff als Kühlmedium eingesetzt wird. Dieser verdampft durch Blasensieden im Kühlkörper, was zu einer Vervielfachung des Wärmeübergangskoeffizien-

ten und damit auch zu höheren abgeführten Wärmemengen führt. Das Blasensieden lässt den Strömungswiderstand des Kühlkörpers ansteigen und limitiert so den Stickstoffmassenstrom. Bei gasförmigem Stickstoff als Kühlmedium ist die Strömungsgeschwindigkeit durch die Turbulenz und durch den damit einhergehenden Druckanstieg im Kühlkörper begrenzt.

### 6.3 Leistungsbedarfe und Wirkungsgrade

#### 6.3.1 Definition der Systemgrenze

Der Fertigungsprozess, das Werkzeugmaschinensystem, die Kühlungsmethode und die eingesetzten Werkzeuge sowie der daraus hervorgehende Werkzeugverschleiß bestimmen die aufgewendete elektrische Arbeit bei der Bauteilfertigung (Bild 6-30a). Daran anknüpfend sind bei den Verschleißuntersuchungen die elektrischen Energiebedarfe des verwendeten Werkzeugmaschinensystems parallel gemessen worden.

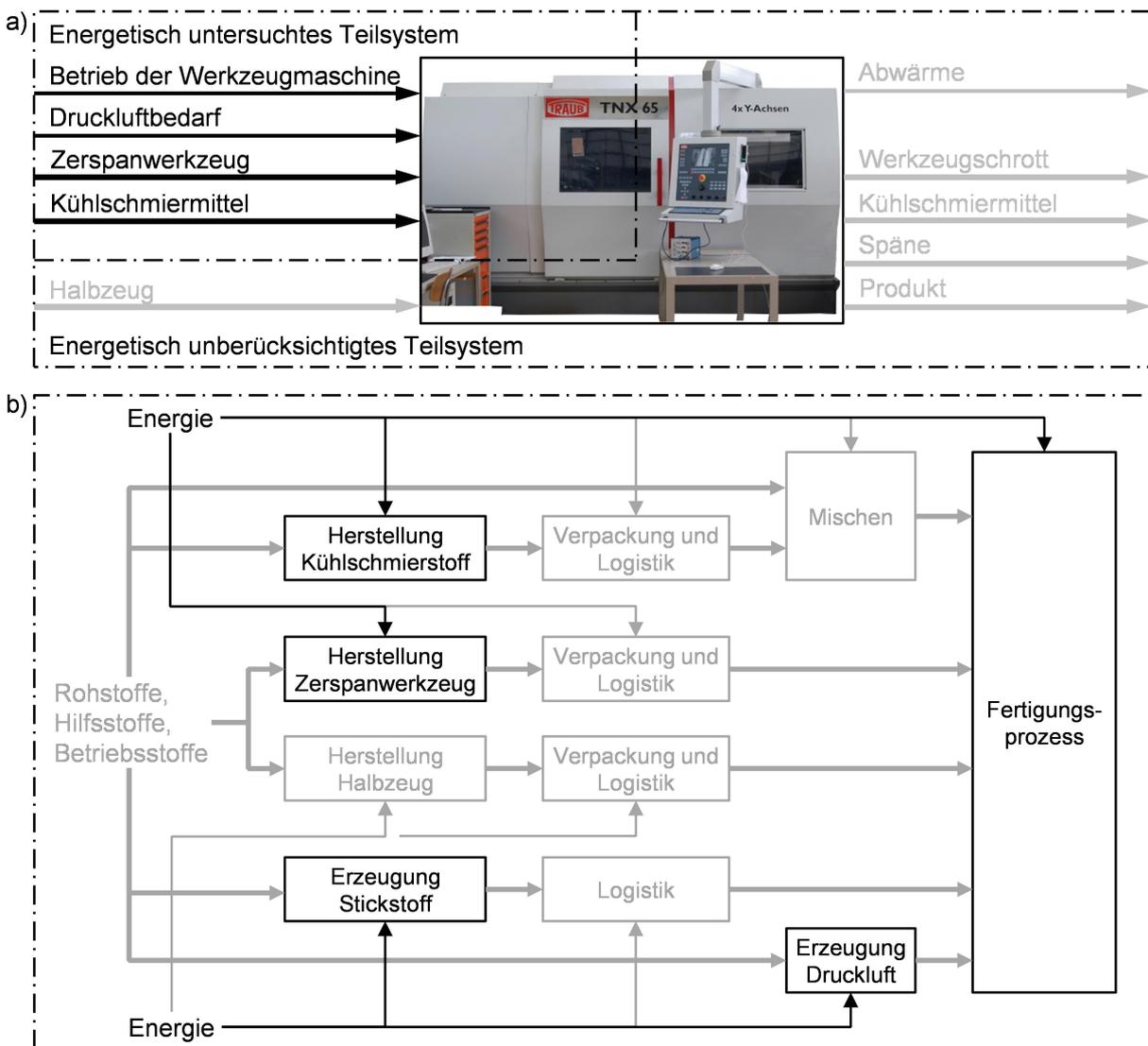


Bild 6-30: Beschreibung der Systemgrenze: a) allgemeine Darstellung der Energie- und Stoffflüsse beim Drehprozess mit untersuchtem Teilsystem, in schwarz hervorgehoben b) berücksichtigte Energieflüsse und deren Wandlungsprozesse

In die Analyse sind zudem auch die Energie zur Druckluftherzeugung und die Energie für die Kühlmittelherstellung mit einbezogen worden. Nicht berücksichtigt wurden die Halbzeugherstellung und die Beschaffung der Betriebs- und Werkstoffe, da diese nicht eindeutig bestimmt werden können (Bild 6-30b).

### 6.3.2 Einflussfaktoren Kühlmedium und Kühlmedienmenge

In Bild 6-31 ist der Wirkleistungsverlauf beim Außen-Längs-Runddrehen bei der Trockenzerspannung dargestellt. Mit etwa 55 % respektive  $P_G = 3,83 \text{ kW}$  nehmen die vom Bearbeitungsprozess unabhängigen Maschinensysteme, wie die Hydraulikanlage, die Gleichrichter, der Kompakt-Bandfilter und der Späneförderer den größten Anteil an elektrischen Energieverbrauchern ein. Für die Bereitstellung von  $350 \text{ Nl min}^{-1}$  Sperr- bzw. Druckluft benötigt der Druckluftverdichter eine mittlere elektrische Leistung von  $P_p = 2,45 \text{ kW}$ . Das entspricht etwa 35 % der Gesamtenergie. Die Hauptspindel und die Vorschubachsen verbrauchen im Ruhemodus  $P_A = 360 \text{ W}$ , was etwa 5,5 % der Gesamtleistungsaufnahme entspricht. Bei der Bearbeitung erhöht sich dieser Betrag auf 13 % bzw.  $P_A = 940 \text{ W}$ .

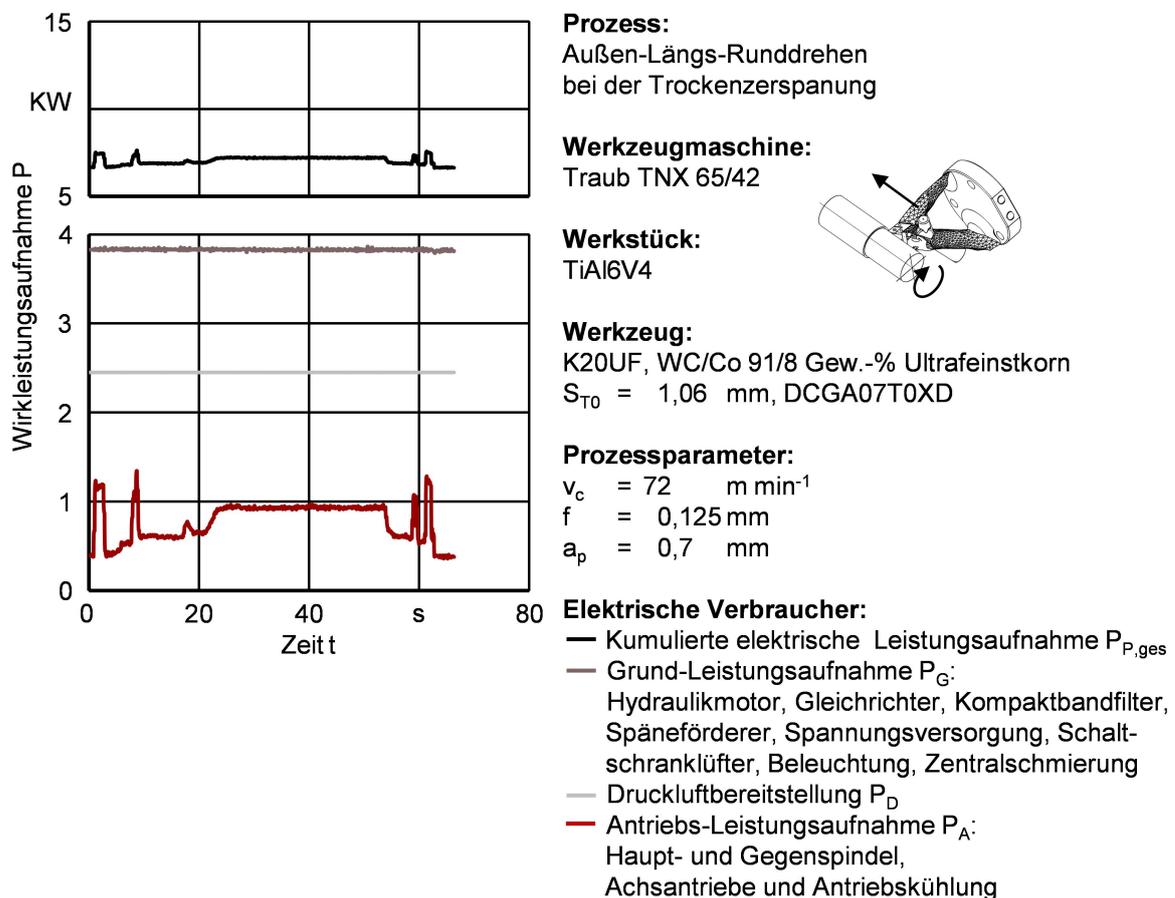
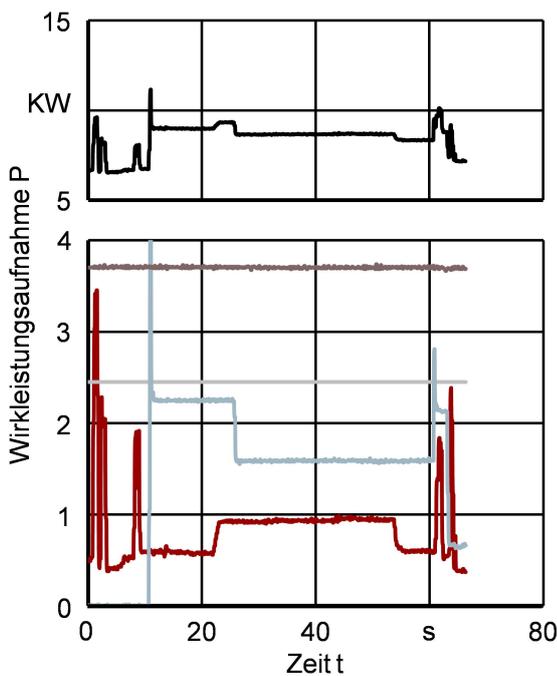


Bild 6-31: Wirkleistungsaufnahme beim Außen-Längs-Runddrehen bei der Trockenzerspannung

Bei einer Überflutungskühlung mit KSS arbeiten zusätzlich zu den zuvor beschriebenen elektrischen Verbrauchern KSS-Pumpen und KSS-Kühler. Durch diese wird KSS, welcher in einem 750 l-Tank lagert, in einem Kreislauf in die Zerspanzone gepumpt. Die Werkzeugschneide wird gekühlt und der Werkzeugverschleiß reduziert. Bei den Versuchen wurde wie in Kapitel 4 beschrieben, eine siebenprozentige Emulsion aus wassermischbarem KSS und Wasser verwendet. Bei KSS-Badstandzeiten von etwa sechs Monaten wird dieser zweimal pro Jahr gewechselt.

Aus dem Sicherheitsdatenblatt [EGS05] des eingesetzten KSS Adrana AY 401 geht hervor, dass dieser aus 10 % bis 25 % bakterizid wirkendem Phenoxyethanol, etwa 5 % nichtionischen Tensiden und 20 % bis 50 % gesättigten, ungeschwefelten Kohlenwasserstoffen besteht. Der Rest ist Mineralöl. Die Tenside dienen beim Mischen des Kühlschmiermittels mit Wasser als Emulgator [DET06, BRI15]. Die Energie für die Herstellung von mineralölbasierten Schmierstoffen ist von der Zusammensetzung abhängig. Für die Raffination von Erdöl zu entschwefeltem Mineralöl wird eine kumulierte Energiemenge von etwa  $6 \text{ MJ Kg}^{-1}$  benötigt, für Tenside können kumulierte Energiemengen für die Herstellung von  $60 \text{ MJ Kg}^{-1}$  angenommen werden [MCM01, PUS10a]. Die spezifische Energie zur Herstellung von Phenoxyethanol lässt sich ebenfalls mit  $60 \text{ MJ Kg}^{-1}$  annehmen [MCM01], sodass die Bereitstellung von einem Kilogramm Wasser-Schmierstoff-Emulsion eine Energiemenge von  $1,52 \text{ MJ Kg}^{-1}$  erfordert. Für die Bereitstellung einer wassergemischten KSS-Menge von  $1400 \text{ l}$  pro Jahr ist eine Energiemenge von  $2,28 \text{ GJ}$  bzw.  $633,3 \text{ kWh}$  notwendig. Bei  $8760 \text{ h a}^{-1}$  ergibt sich im Mittel eine elektrische Leistung von  $72 \text{ W}$  für die KSS-Bereitstellung. Dieser Verbrauch ist in dem in Bild 6-32 dargestellten Diagrammen nicht berücksichtigt, da sie im Vergleich zu den anderen Verbrauchern vernachlässigbar ist. Die Überflutungskühlung mit KSS verursacht eine Steigerung der Gesamtleistungsaufnahme um  $P_K = 1,6 \text{ kW}$  auf, was dann 25 % der Gesamtwirkleistungsaufnahme entspricht.



**Prozess:**

Außen-Längs-Runddrehen bei der Überflutungskühlung mit KSS

**Werkzeugmaschine:**

Traub TNX 65/42

**Werkstück:**

TiAl6V4

**Werkzeug:**

K20UF, WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn

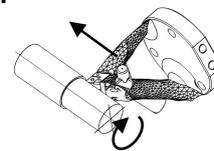
$S_{T0} = 1,06 \text{ mm, DCGA07T0XD}$

**Prozessparameter:**

$v_c = 72 \text{ m min}^{-1}$

$f = 0,125 \text{ mm}$

$a_p = 0,7 \text{ mm}$



**Elektrische Verbraucher:**

- Kumulierte elektrische Leistungsaufnahme  $P_{P,ges}$
- Grund-Leistungsaufnahme  $P_G$ :  
Hydraulikmotor, Gleichrichter, Kompaktbandfilter, Späneförderer, Spannungsversorgung, Schaltschranklüfter, Beleuchtung, Zentralschmierung
- Druckluftbereitstellung  $P_D$
- Antriebs-Leistungsaufnahme  $P_A$ :  
Haupt- und Gegenspindel, Achsantriebe und Antriebskühlung
- Prozesskühlung  $P_K$

Bild 6-32: Wirkleistungsaufnahme der Traub TNX 65/42 beim Außen-Längs-Runddrehen bei der Überflutungskühlung mit KSS

Im Vergleich zur Trockenzerspanung oder Überflutungskühlung ändert sich bei der indirekten Werkzeugkühlung mit  $\text{LN}_2$  die Grund-Leistungsaufnahme  $P_G$  nicht. Das einzige, was sich deutlich messbar verändert, ist der Energiebedarf für die Prozesskühlung  $P_K$  (Bild 6-33). Bei einem Flüssigstickstoffmassenstrom von  $\dot{m}_{\text{N}_2} = 60 \text{ g min}^{-1}$  und einer kumulierten Energiemenge von  $7,49 \text{ MJ Kg}^{-1}$  für die Flüssigstickstoffproduktion [GIE12] ergibt sich eine Leistungsaufnahme von  $P_K = 7,49 \text{ KW}$  für die Prozesskühlung. Das heißt, dass für die Herstellung von einem Kilogramm Flüssigstickstoff eine Energiemenge von  $2,08 \text{ KWh}$  benötigt wird und zur Erzeugung eines Flüssigstickstoffmassenstroms von  $\dot{m}_{\text{N}_2} = 1 \text{ g s}^{-1}$  eine durchschnittliche Leistungsaufnahme von  $P_{K,\text{N}_2} = 7,49 \text{ KW}$  erfordert. Dieser Zusammenhang ist in Bild 6-34 veranschaulicht.

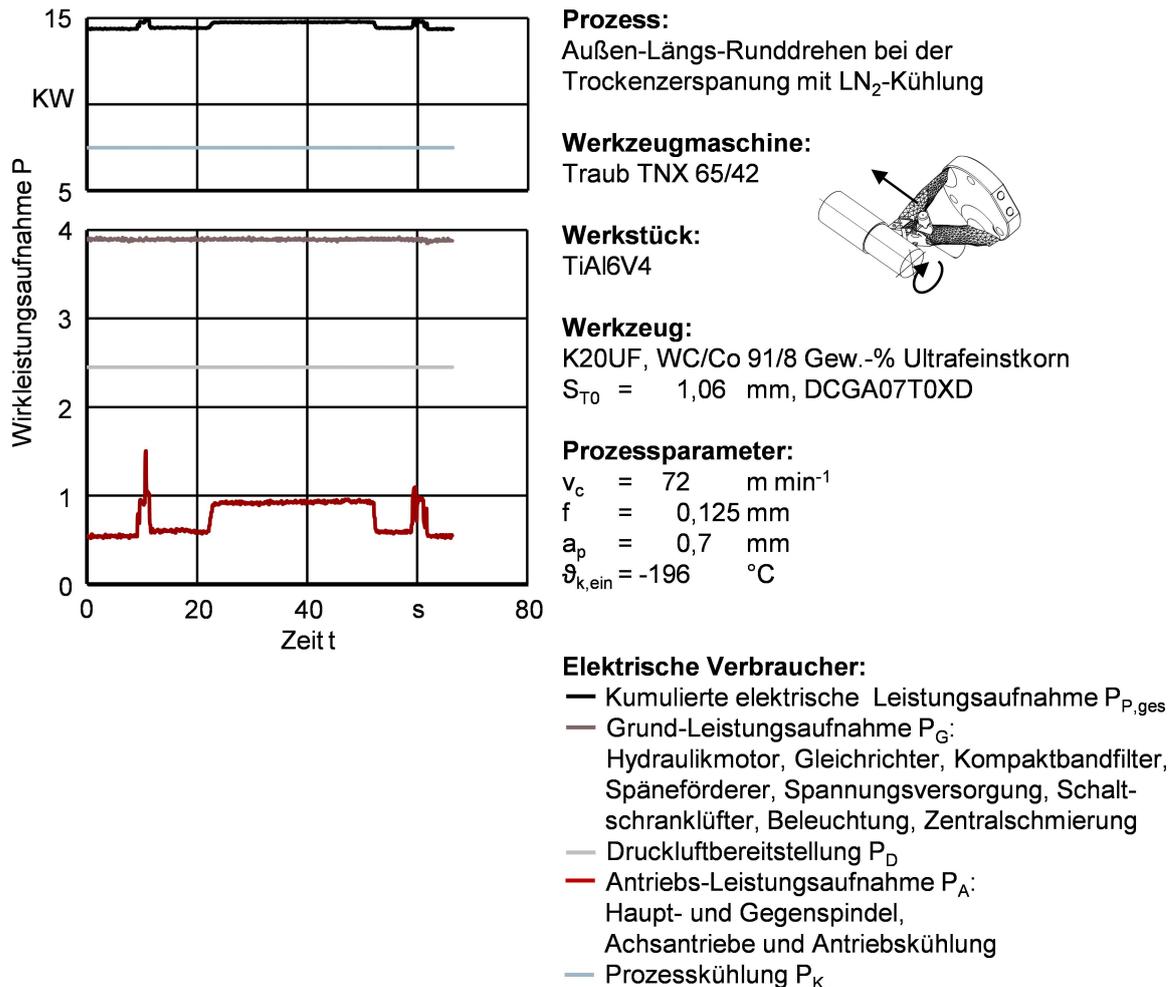


Bild 6-33: Wirkleistungsaufnahme der Traub TNX 65/42 beim Außen-Längs-Runddrehen bei der Trockenzerspanung mit indirekter  $\text{LN}_2$ -Kühlung

Demnach wird bei der Trockenbearbeitung mit  $\text{LN}_2$ -Kühlung die Hälfte des Gesamtwirkleistungsbedarfs durch die Energie für die Prozesskühlung  $P_K$  hervorgerufen. Im Vergleich zur Überflutungskühlung mit KSS steigt der Bedarf an elektrischer Energie für die Prozesskühlung  $P_K$  um das 4,7-fache bei geringeren Werkzeugstandzeiten (vgl. Abschnitt 6.2.4). Um mit der Leistungsaufnahme des KSS-Versorgungssystems energetisch konkurrieren zu können, muss daher die Leistungsaufnahme auf  $P_K = 1,6 \text{ KW}$  und damit der Stickstoffmassenstrom auf  $\dot{m}_{\text{N}_2} = 0,21 \text{ g s}^{-1}$  gesenkt werden (Bild 6-34). In den Zerspanversuchen konnte systembedingt ein minimaler Stickstoffmassenstrom von  $\dot{m}_{\text{N}_2} = 0,4 \text{ g s}^{-1}$  erreicht werden.

Die über den Kühlkörper abgeführte Wärme ist stark vom Aggregatzustand des Stickstoffs abhängig (vgl. Abschnitt 6.2.6). Für identische Schnittparameter und unveränderte Eingriffsbedingungen sind die Verläufe des Stickstoffmassenstroms  $\dot{m}_{N_2}$ , die elektrische Leistung der Flüssigstickstoffproduktion  $P_{K,N_2}$ , die über den Kühlkörper abgeführte Wärme bzw. Wärme in das Werkzeug  $Q_W$  und die Wirkleistung  $P_e$  dargestellt.

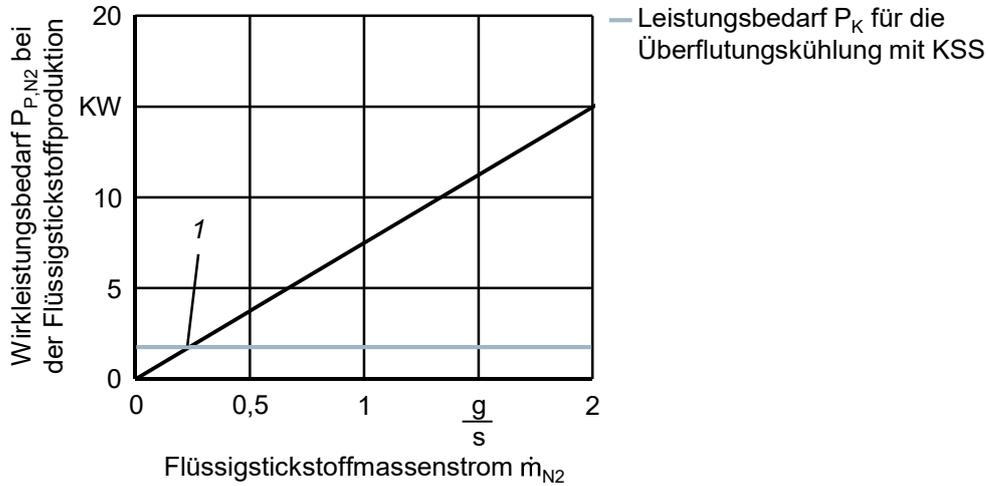


Bild 6-34: Leistungsaufnahme der Luftzerlegungsanlage zur Erzeugung eines Flüssigstickstoffmassenstroms [GIE12]

Bei Stickstoffmassenströmen über  $\dot{m}_{N_2} = 2,5 \text{ g s}^{-1}$ , welche nur mit auf  $\vartheta_{k,ein} = -210 \text{ °C}$  unterkühltem Stickstoff erreicht wurden, war die über das Werkzeug abgeführte Wärme am geringsten (Bild 6-35). Die über den Mikrokühlkörper abgeführte Wärme betrug während einer Schnittzeit von  $t_c = 30 \text{ s}$  im Mittel etwa  $Q_W = 13 \text{ W}$ . Bei einer mittleren Wirkleistung von  $P_e = 192 \text{ W}$  wurden demnach etwa 7 % der dissipierten Energie über das geschlossene Innenkühlsystem abgeführt. Die Energie für die Kühlung liegt bei  $P_{K,N_2} = 24 \text{ kW}$ .

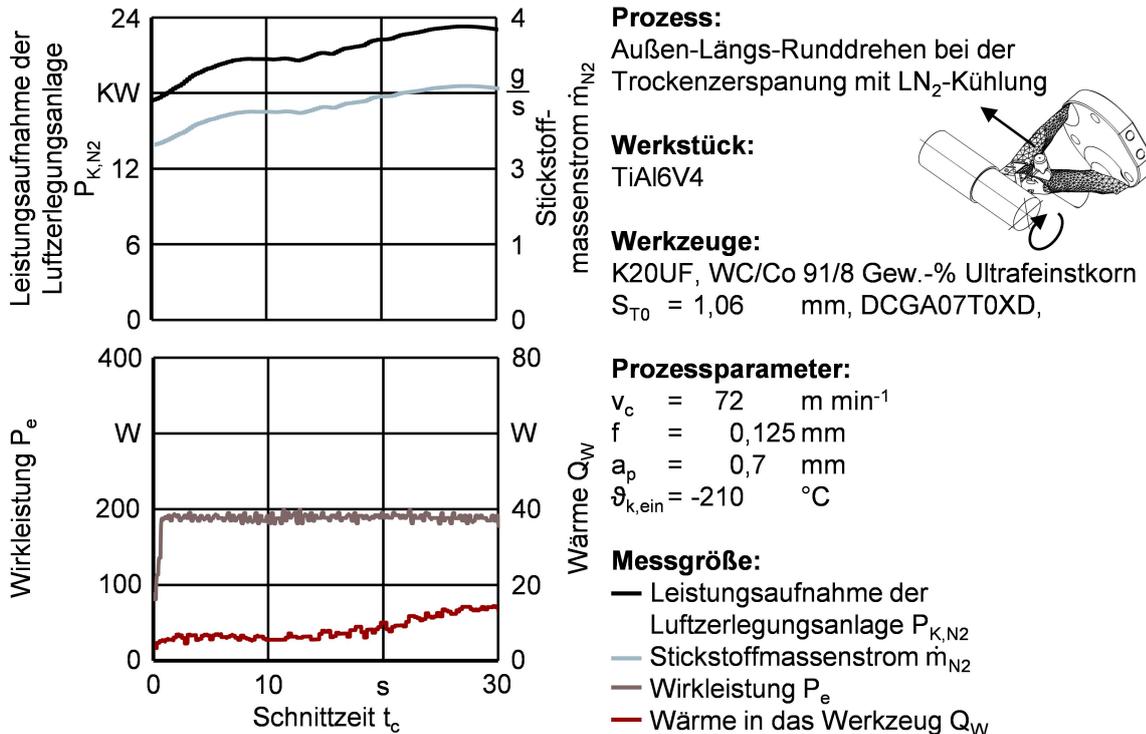


Bild 6-35: Unterkühlter Stickstoff als Kühlmedium mit einer Kühlkörpereintrittstemperatur von  $\vartheta_{k,ein} = -210 \text{ °C}$  und einem mittleren Massenstrom von  $\dot{m}_{N_2} = 2,5 \text{ g s}^{-1}$

Aus dem Verhältnis zwischen eingesetzter Energiemenge für die Kühlung und der abgeführten Wärme lässt sich, wie auch in der Thermodynamik üblich, die energetische Arbeitszahl berechnen und zur Bewertung der energetischen Effizienz heranziehen. Mit dem in Gleichung 6-2 dargestellten Quotienten wird die energetische Arbeitszahl  $Z_{N_2}$  der Stickstoffkühlung berechnet.

$$Z_{N_2} = \frac{Q_W}{P_{K,N_2}} \quad (6-2)$$

Für die Kühlung mit unterkühltem Stickstoff ergibt sich ein Wert von  $Z_{N_2}(\dot{m}_{N_2} = 2,5 \text{ g s}^{-1}) = 0,06 \%$ . Das heißt, dass mit einer für die Stickstoffherstellung erforderlichen Energiemenge von  $P_{K,N_2} = 24 \text{ KW}$  eine Wärme von  $Q_W = 13 \text{ W}$  über den Mikrokühler abgeführt wurde.

Bei den Zerspanversuchen zeigte sich, dass siedender Stickstoff bei  $\vartheta_{k,ein} = -189 \text{ °C}$  anstatt unterkühlter Stickstoff bei  $\vartheta_{k,ein} = -210 \text{ °C}$  als Kühlmedium eine Verbesserung der Wärmeabfuhr über das Kühlsystem bewirkt. Bei einer mittleren Wirkleistung von  $P_e = 204 \text{ W}$  wurde eine über das geschlossene Innenkühlsystem abgeführte Wärme von  $Q_W = 35 \text{ W}$  gemessen (Bild 6-36). Das entspricht einem Wärmeanteil von 17 %. Für die Stickstoffbereitstellung ist eine elektrische Leistung von  $P_{K,N_2} = 14 \text{ KW}$  benötigt worden. Für die Kühlung mit  $\dot{m}_{N_2} = 1,9 \text{ g s}^{-1}$  siedendem Stickstoff lässt sich eine Arbeitszahl von  $Z_{N_2}(\dot{m}_{N_2} = 1,9 \text{ g s}^{-1}) = 0,25 \%$  berechnen. Im Vergleich zur Kühlung mit auf  $\vartheta_{k,ein} = -210 \text{ °C}$  unterkühlten Stickstoff hat sich die energetische Effektivität vervierfacht.

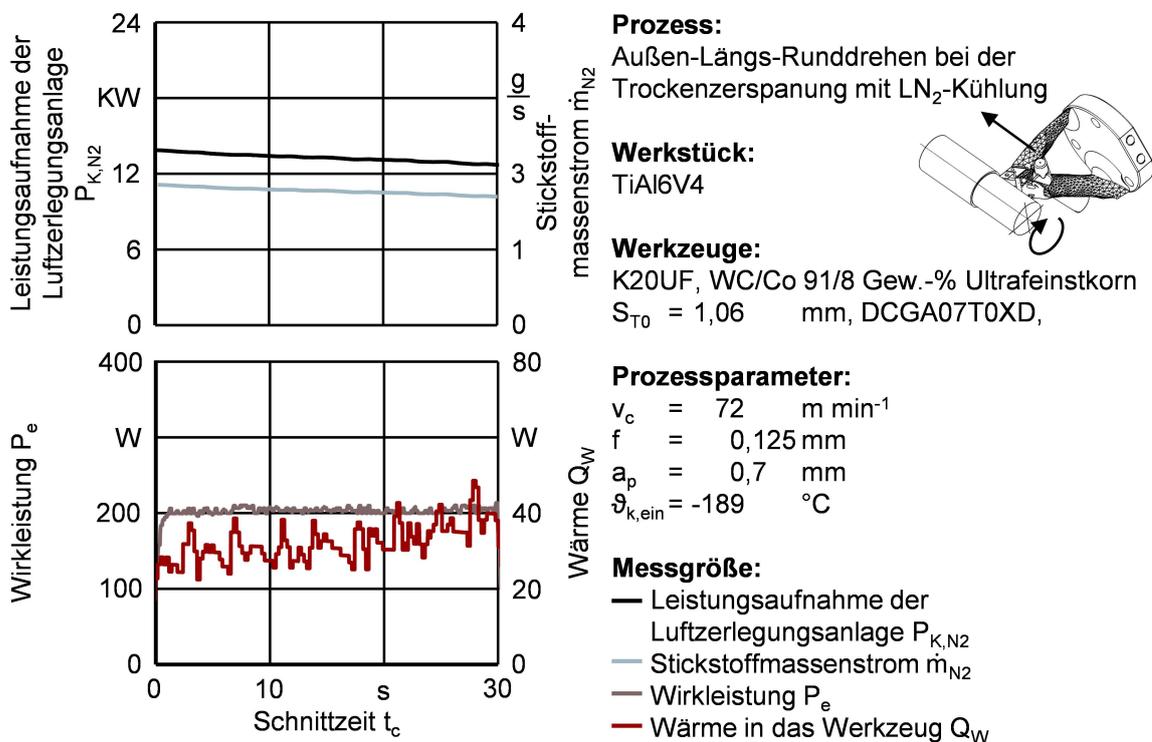


Bild 6-36: Siedender Stickstoff als Kühlmedium mit einer Kühlkörpereintrittstemperatur von  $\vartheta_{k,ein} = -189 \text{ °C}$  und einem mittleren Massenstrom von  $\dot{m}_{N_2} = 1,9 \text{ g s}^{-1}$

Durch eine Verringerung des Stickstoffmassenstroms bei gleichbleibenden Temperaturen  $\vartheta_{k,ein} = -189\text{ °C}$  um 63 % von  $\dot{m}_{N_2} = 1,9\text{ g s}^{-1}$  auf  $\dot{m}_{N_2} = 1,1\text{ g s}^{-1}$  konnte eine Reduktion der über den Kühlkörper abgeführten Wärmemenge gemessen werden. Für die Wirkleistung wurde ein Wert von  $P_e = 188\text{ W}$  und für die über den Kühlkörper abgeführte Wärme ein Wert von  $Q_W = 27\text{ W}$  gemessen (Bild 6-37). Bei gleichem Aggregatzustand und gleicher Stickstofftemperatur verringerte sich dadurch der Anteil der über den Kühlkörper abgeführten Wärme von 17 % auf 14 %. Die Arbeitszahl konnte aber weiter auf  $Z_{N_2}(\dot{m}_{N_2} = 1,1\text{ g s}^{-1}) = 0,32\text{ %}$  gesteigert werden. Das heißt, dass die Kühlung mit kleinen Stickstoffmengen einen effektiveren Wärmeabtransport ermöglicht.

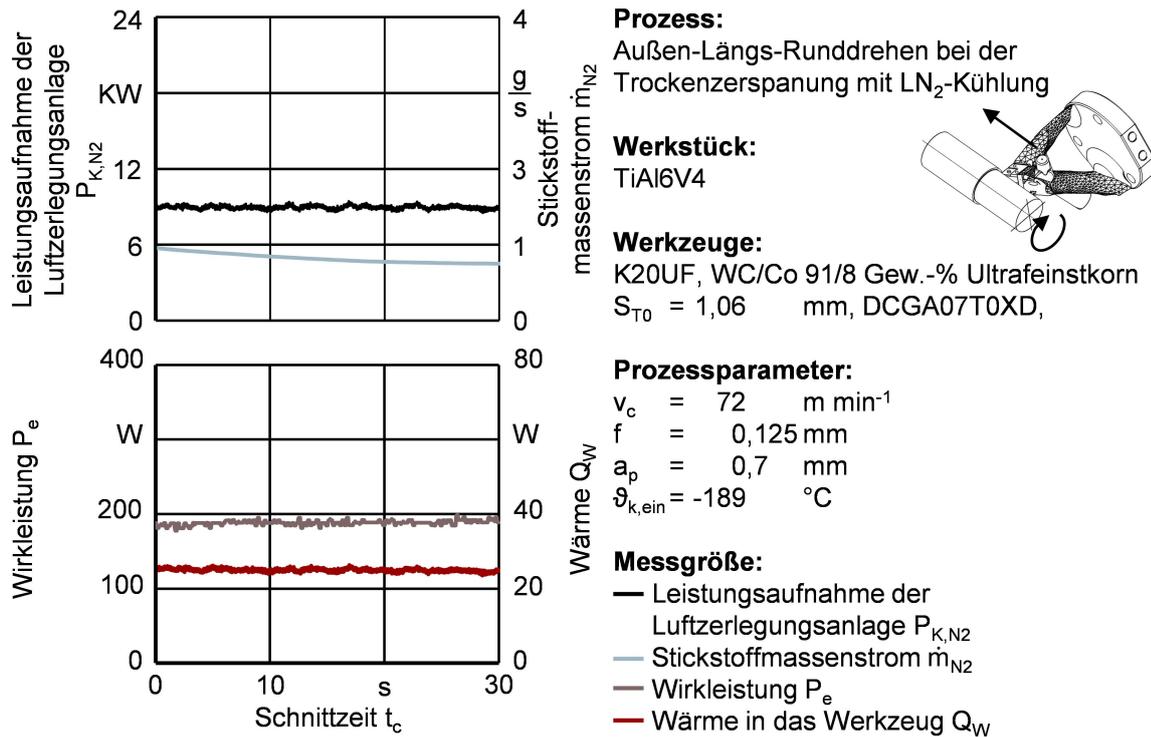


Bild 6-37: Siedender Stickstoff als Kühlmedium mit einer Kühlkörpereintrittstemperatur von  $\vartheta_{k,ein} = -189\text{ °C}$  und einem mittleren Massenstrom von  $\dot{m}_{N_2} = 1,1\text{ g s}^{-1}$

Der Einsatz von gasförmigem Stickstoff anstelle von flüssigem oder siedendem Stickstoff ermöglicht eine weitere Absenkung der Energie für die Stickstoffbereitstellung. Bei einem Stickstoffmassenstrom von  $\dot{m}_{N_2} = 0,65\text{ g s}^{-1}$  bei einer Stickstofftemperatur von  $\vartheta_{k,ein} = -115\text{ °C}$  beträgt die Leistungsaufnahme für die Stickstofferzeugung etwa  $P_{K,N_2} = 5,4\text{ KW}$  (Bild 6-38).

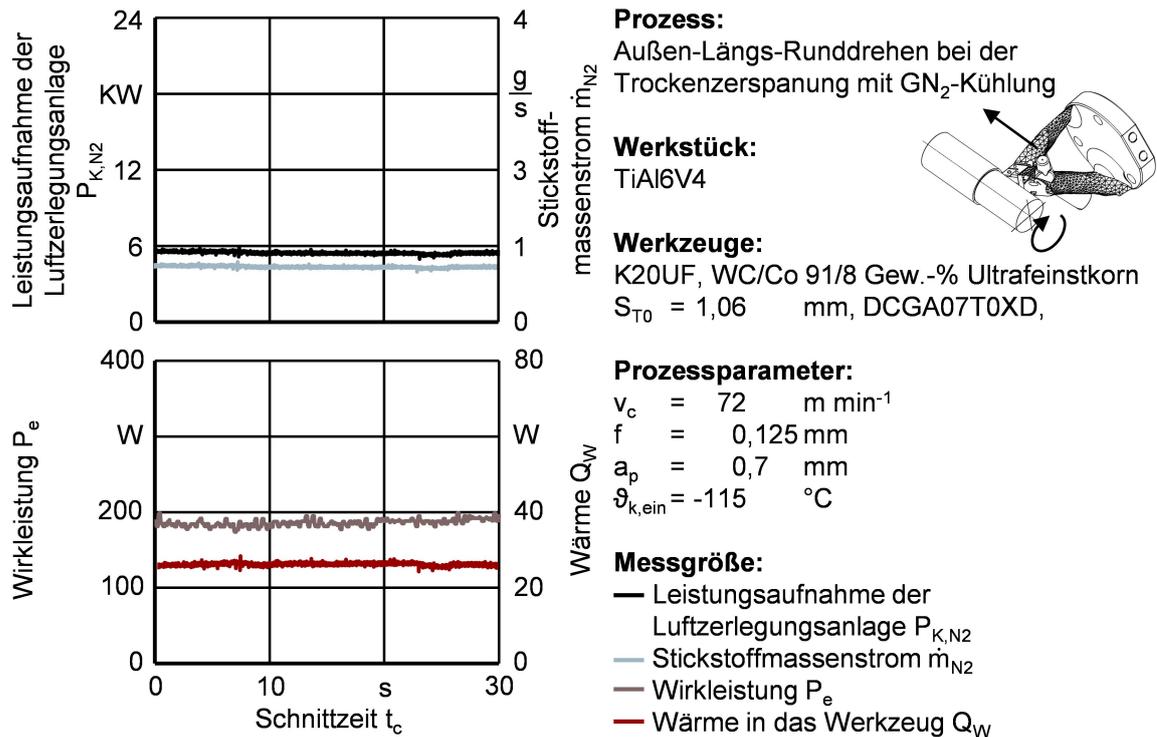


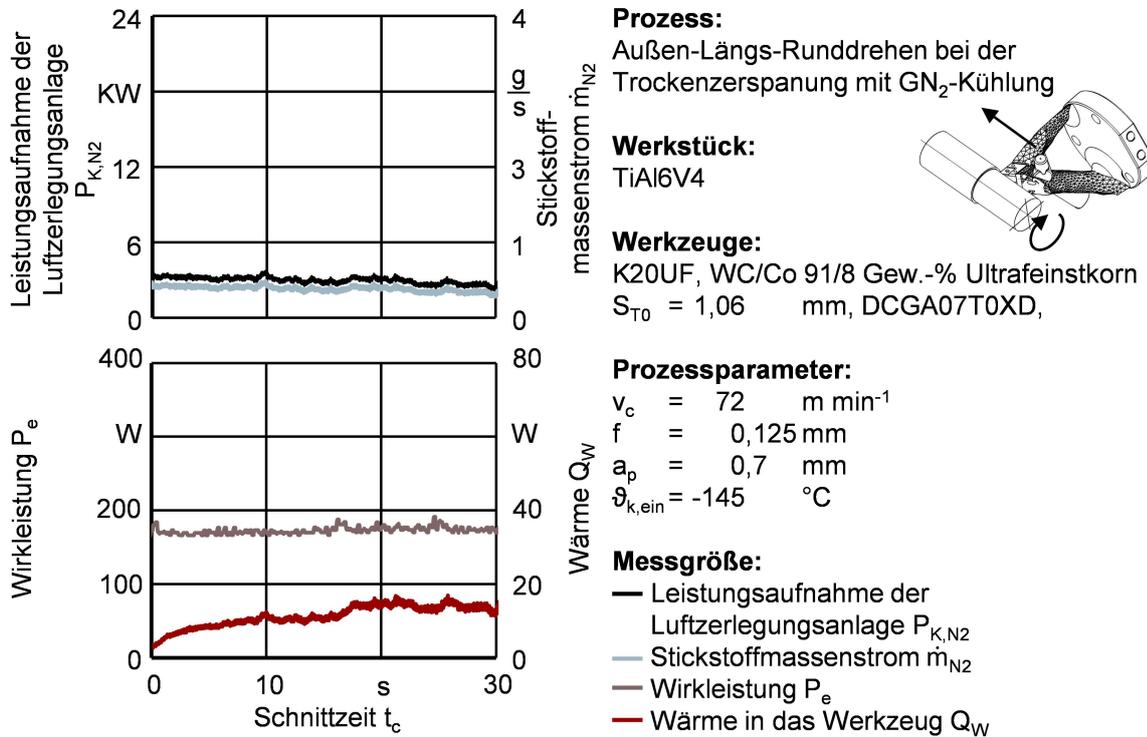
Bild 6-38: Gasförmiger Stickstoff als Kühlmedium mit einer Kühlkörpereintrittstemperatur von  $\vartheta_{k,ein} = -115 \text{ °C}$  und einem mittleren Massenstrom von  $\dot{m}_{N_2} = 0,65 \text{ g s}^{-1}$

Hohe LN<sub>2</sub>-Massenströme führen zu einer uneffektiven Kühlung, da ein Blasensieden unterdrückt und so der niedrige Wirkungsgrad weiter abgesenkt wird. Die Ursache dafür ist der Wärmeübergang zwischen dem Kühlmedium und dem Kühlkörper (vgl. Abschnitt 6.2.6). Hohe Massenströme erfordern hohe Strömungsgeschwindigkeiten im Kühlkörper. Der Wärmeübergang erfolgt dann durch erzwungene Konvektion. Bei niedrigeren Massenströmen tritt ein Blasensieden schneller auf, was dann zu höheren Wärmeübergangskoeffizienten und damit zu höheren Kühlleistungen und einer effektiveren Kühlung führt. Das erklärt auch die beobachtete Abnahme des Massenstroms über die Zeit trotz unveränderter Bedingungen des Stickstoffs am Kühlkörpereinlass (Bild 6-36 und Bild 6-37). Im Kühlkörper baut sich durch das Verdampfen des siedenden Stickstoffs ein Gegendruck auf, wodurch nachströmender Stickstoff weniger schnell durch den Kühlkörper strömt. Bei der Verwendung von gasförmigem Stickstoff ist eine Verringerung des Stickstoffmassenstroms mit fortschreitender Schnittzeit  $t_c$  nicht beobachtet worden (Bild 6-38).

Wie bereits in Abschnitt 6.2.6 beschrieben, werden mit der Gaskühlung niedrige Kolkverschleißraten  $dKT dt_c^{-1}$  erreicht, was an der sehr guten Kühlung liegt. Die Kühlung mit siedendem Stickstoff erreicht ähnliche Verschleißraten bei um mindestens 50 % höheren Stickstoffmassenströmen und damit höheren Leistungsbedarfen. Der am Kühlkörpereintritt  $\vartheta_{k,ein} = -115 \text{ °C}$  kalte gasförmige Stickstoff konnte beim Durchströmen des Kühlkörpers eine Wärme von  $Q_W = 26,5 \text{ W}$  bei einer mittleren Wirkleistung von  $P_e = 183 \text{ W}$  abführen. Das entspricht etwa 14,5 % der Wärme. Bei  $P_{K,N_2} = 5,4 \text{ kW}$  für die Stickstoffherzeugung lässt sich eine Arbeitszahl von  $Z_{N_2}(\dot{m}_{N_2} = 0,65 \text{ g s}^{-1}) = 0,49 \text{ %}$  berechnen.

Mit einer Reduktion des Stickstoffmassenstroms auf  $\dot{m}_{N_2} = 0,43 \text{ g s}^{-1}$  (Bild 6-39) konnte die Leistungsaufnahme bei der Stickstoffproduktion auf  $P_{K,N_2} = 3,02 \text{ kW}$  gesenkt werden. Bei einer Kühlkörpereintrittstemperatur von  $\vartheta_{k,ein} = -145 \text{ °C}$  betrug die abgeführte Wärme

$Q_W = 15,6 \text{ W}$  und die Wirkleistung  $P_e = 177 \text{ W}$ . Demnach wurden etwa 9 % der Wärme über das Kühlsystem abgeführt. Die Effektivität der Kühlung hat sich im Vergleich zu höheren Massenströmen verringert, aber die energetische Arbeitszahl auf  $Z_{N_2}(\dot{m}_{N_2} = 0,4 \text{ g s}^{-1}) = 0,52 \%$  gesteigert.



**Bild 6-39:** Gasförmiger Stickstoff als Kühlmedium mit einer Kühlkörpereintrittstemperatur von  $\vartheta_{k,ein} = -145 \text{ °C}$  und einem mittleren Massenstrom von  $\dot{m}_{N_2} = 0,43 \text{ g s}^{-1}$

Beim Vergleich der in Bild 6-31, Bild 6-32 und Bild 6-33 dargestellten Verläufe zeigt sich, dass die Trockenzerspanung die energetisch günstigste und die Trockenzerspanung mit N<sub>2</sub>-Kühlung die energetisch ungünstigste Werkzeugkühlung ist. Die Überflutungskühlung mit KSS befindet sich dazwischen. In **Bild 6-40** sind die mittleren Leistungsaufnahmen der Teilsysteme für die verschiedenen Kühlkonzepte zusammengefasst.

Aus der elektrischen Leistungsaufnahme des Bearbeitungsprozesses  $P_{P,ges}$  und dem Zeitspannungsvolumen  $Q$  wird der spezifische Energiebedarf der Werkzeugmaschine pro zerspantem Materialvolumen  $p_{P,ges}$  berechnet (**Gleichung 6-3**).

$$p_{P,ges} = \frac{P_{P,ges}}{Q} = \frac{P_{P,ges}}{v_c a_p f} \tag{6-3}$$

Analog lässt sich diese Gleichung zur Berechnung des spezifischen Energiebedarfs der Kühlungsmethode anwenden, wobei für die Trockenzerspanung ein spezifischer Energiebedarf von  $p_K = 0 \text{ kJ cm}^{-3}$  angenommen werden muss (**Gleichung 6-4**).

$$p_K = \frac{P_K}{Q} = \frac{P_K}{v_c a_p f} \tag{6-4}$$

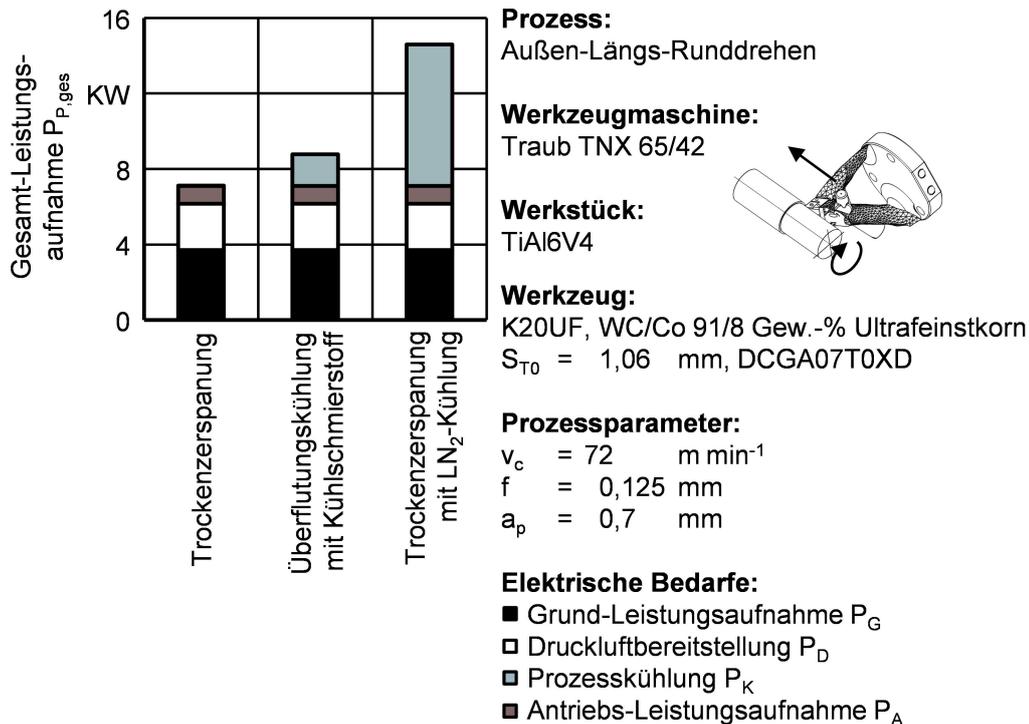


Bild 6-40: Energetische Gegenüberstellung der unterschiedlichen Kühlkonzepte

### 6.3.3 Einflussfaktoren Schnittgeschwindigkeit, Schnitttiefe und Vorschub

Die elektrische Leistungsaufnahme der in den Werkzeugmaschinen verbauten Elektromotoren hängt vom geforderten Drehmoment und der Drehzahl ab. Letztgenannte wird durch die Schnittgeschwindigkeit und den Werkstückdurchmesser festgelegt. Das geforderte Drehmoment wird maßgeblich durch den Spanungsquerschnitt, den Werkstückwerkstoff und den Werkstückdurchmesser beeinflusst.

Das CNC-Dreh-Fräszentrum Traub TNX 65/42 bietet eine nahezu stufenlose Drehzahlregelung der Antriebe. Durch die Synchronisation der Haupt- und Nebenspindel mit den Vorschubantrieben werden bei sich abrupt oder auch kontinuierlich verändernden Werkstückdurchmessern die Schnittgeschwindigkeit, die Schnitttiefe und der Werkzeugvorschub flexibel angepasst bzw. die Schnittparameter konstant gehalten (Bild 6-41).

Durch die Verkettung der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und der Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  und durch deren Abhängigkeit vom Werkstückdurchmesser ist die Gesamt- und Wirkleistungsaufnahme des Antriebssystems nichtlinear. Wenn beispielsweise die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  zunimmt, steigt auch die Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$ . Dabei kann der elektrische Wirkungsgrad der Hauptspindel abfallen, wohingegen der elektrische Wirkungsgrad des Vorschubantriebssystems zunimmt.

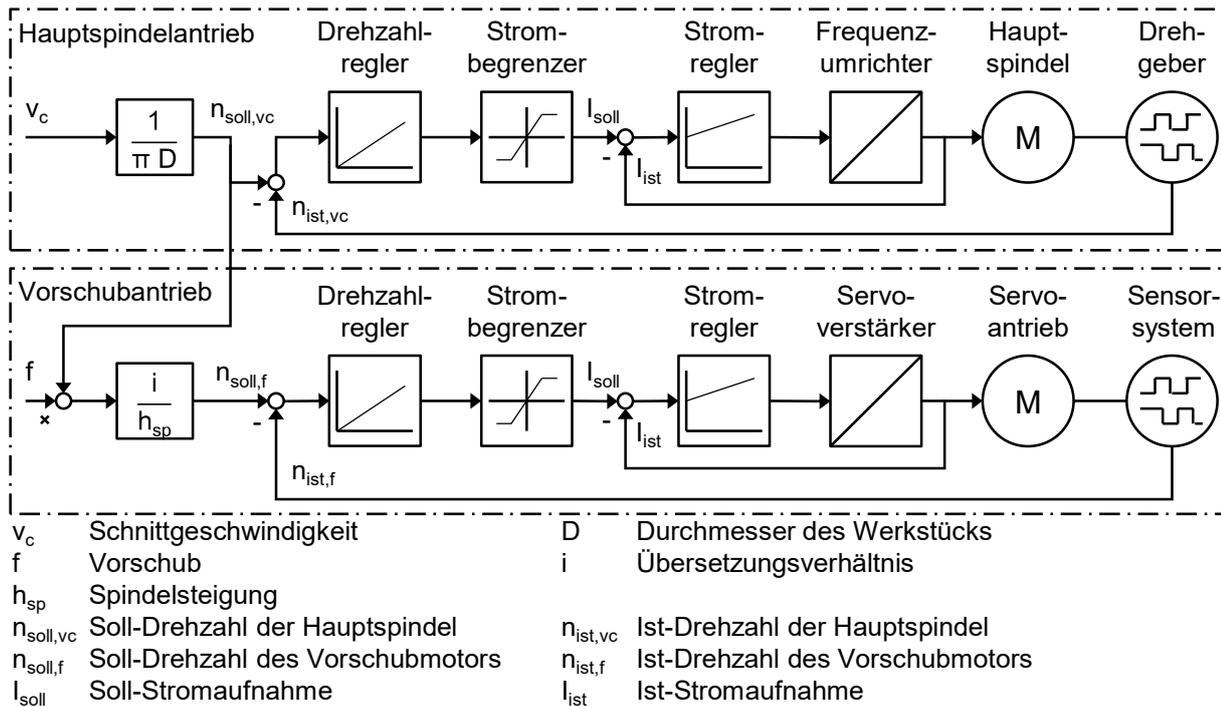


Bild 6-41: Verkettung von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub durch die Werkzeugmaschinensteuerung [WEC06a, WEC06b]

Im Rahmen der Zerspanversuche wurde die elektrische Leistungsaufnahme der Hauptspindel und des Achsvorschubs beim Außen-Längs-Runddrehen von TiAl6V4 im Trockenschnitt, im Trockenschnitt mit LN<sub>2</sub>-Kühlung und bei der Überflutungskühlung mit KSS für verschiedene Schnittparametersätze aufgezeichnet. Bei der Auswertung der Datensätze hat sich gezeigt, dass sich durch einen Wechsel des Kühlkonzepts die Leistungsaufnahme der Antriebe nicht verändert. Darum sind im Folgenden die Ergebnisse der Trockenzerspanung dargestellt (Bild 6-42).

Bei einer Hauptspindeldrehzahl von  $n_{ist,vc} = 179 \text{ min}^{-1}$  nimmt das Antriebssystem eine elektrische Leistung von  $P_A = 225 \text{ W}$  auf, ohne dass das Werkzeug im Eingriff ist. Die elektrische Energie wird dabei vom Hauptspindelmotor, vom Frequenzumrichter, von den Servoverstärkern und von den Positionsmesssystemen verbraucht. Bei dieser Drehzahl und einem Vorschub von  $f = 0,075 \text{ mm}$  und einer Schnitttiefe von  $a_p = 0,7 \text{ mm}$  steigt die Leistungsaufnahme der Antriebe beim Zerspanen von TiAl6V4 auf  $P_A = 425 \text{ W}$  an. Durch die Erhöhung des Werkzeugvorschubs auf  $f = 0,175 \text{ mm}$  nimmt die Leistungsaufnahme des Antriebstrangs auf  $P_A = 650 \text{ W}$  zu.

Mit der in Bild 6-25 und Bild 6-42 dargestellten Wirkleistung  $P_e$  lässt sich der Wirkungsgrad  $\eta_A$  aus der benötigten Wirkleistung  $P_e$  und der von den Werkzeugmaschinenantrieben tatsächlich aufgewendeten Energie  $P_A$ , gemäß Gleichung 2-1 und Gleichung 2-2, durch Gleichung 6-5 berechnen.

$$\eta_A = \frac{P_e}{P_A} = \frac{k_c A v_c}{P_A} = \frac{k_c a_p f v_c}{P_A} \quad (6-5)$$

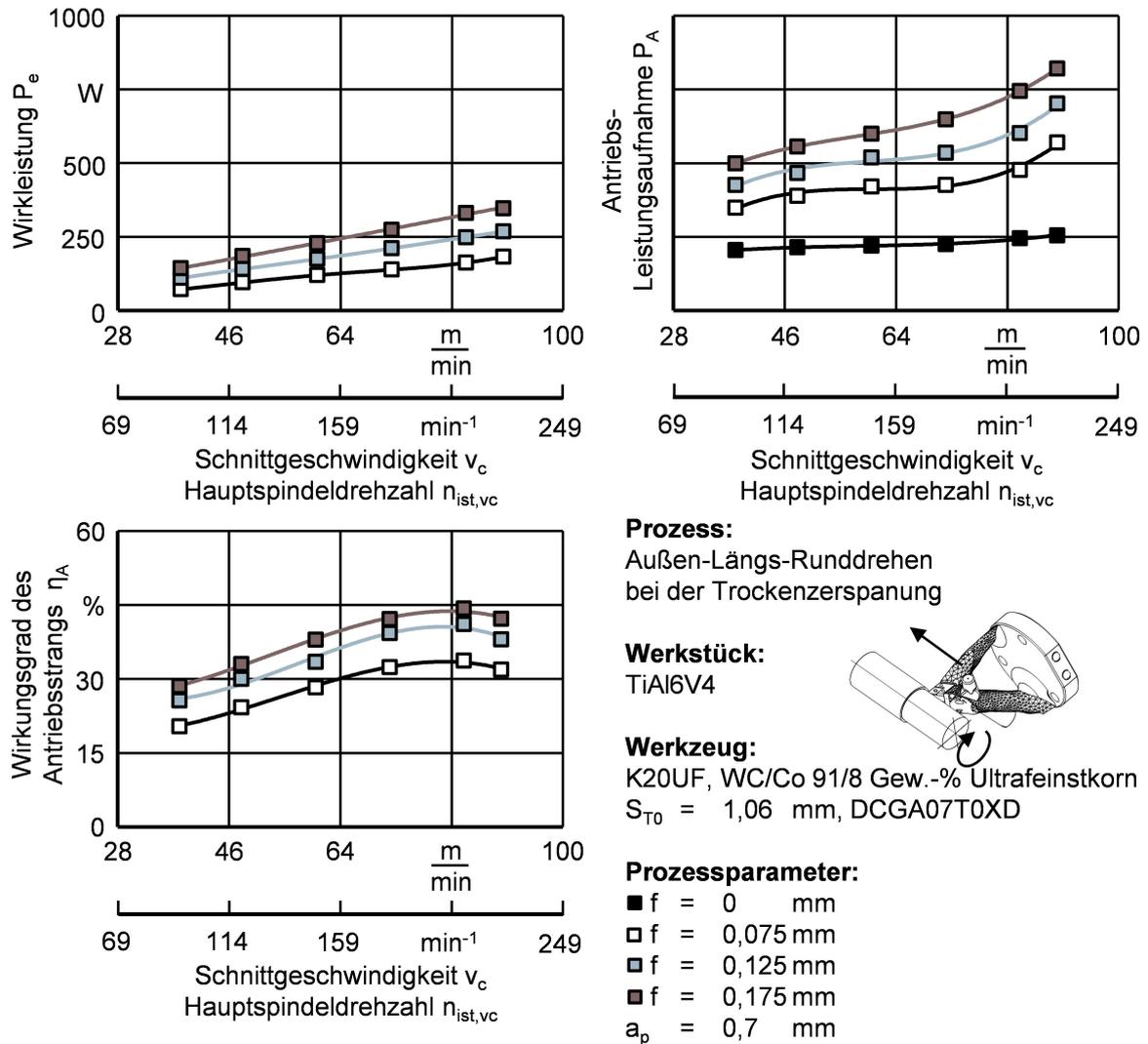


Bild 6-42: Gegenüberstellung der Wirkleistung  $P_e$  beim Zerspanen und der Antriebs-Leistungsaufnahme  $P_A$  bei variablen Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten und fester Schnitttiefe

Dieser liegt bei den untersuchten Schnittparametern zwischen  $\eta_A = 24 \%$  und  $\eta_A = 51 \%$ . Der Wirkungsgrad des Antriebsstrangs steigt mit dem Vorschub bzw. dem geforderten Drehmoment und der Hauptspindeldrehzahl. Eine Steigerung der Schnitttiefe bewirkt eine Erhöhung des Antriebsstrangwirkungsgrads. Diese lässt sich auf eine bessere Ausnutzung des Motor-kennfelds zurückführen. Bei der Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 72 \text{ m min}^{-1}$  bzw. einer Hauptspindeldrehzahl von  $178 \text{ min}^{-1}$  und Vorschüben zwischen  $f = 0,075 \text{ mm}$  und  $f = 0,175 \text{ mm}$  beginnt bei Schnitttiefen von etwa  $a_p = 0,7 \text{ mm}$  ein lokales Wirkungsgradoptimum (Bild 6-43). Mit zunehmendem Vorschub nimmt der Wirkungsgrad kaum noch zu, was auf den abnehmenden elektrischen Wirkungsgrad der Hauptspindel und den zunehmenden Wirkungsgrad des Vorschubantriebs zurückzuführen ist.

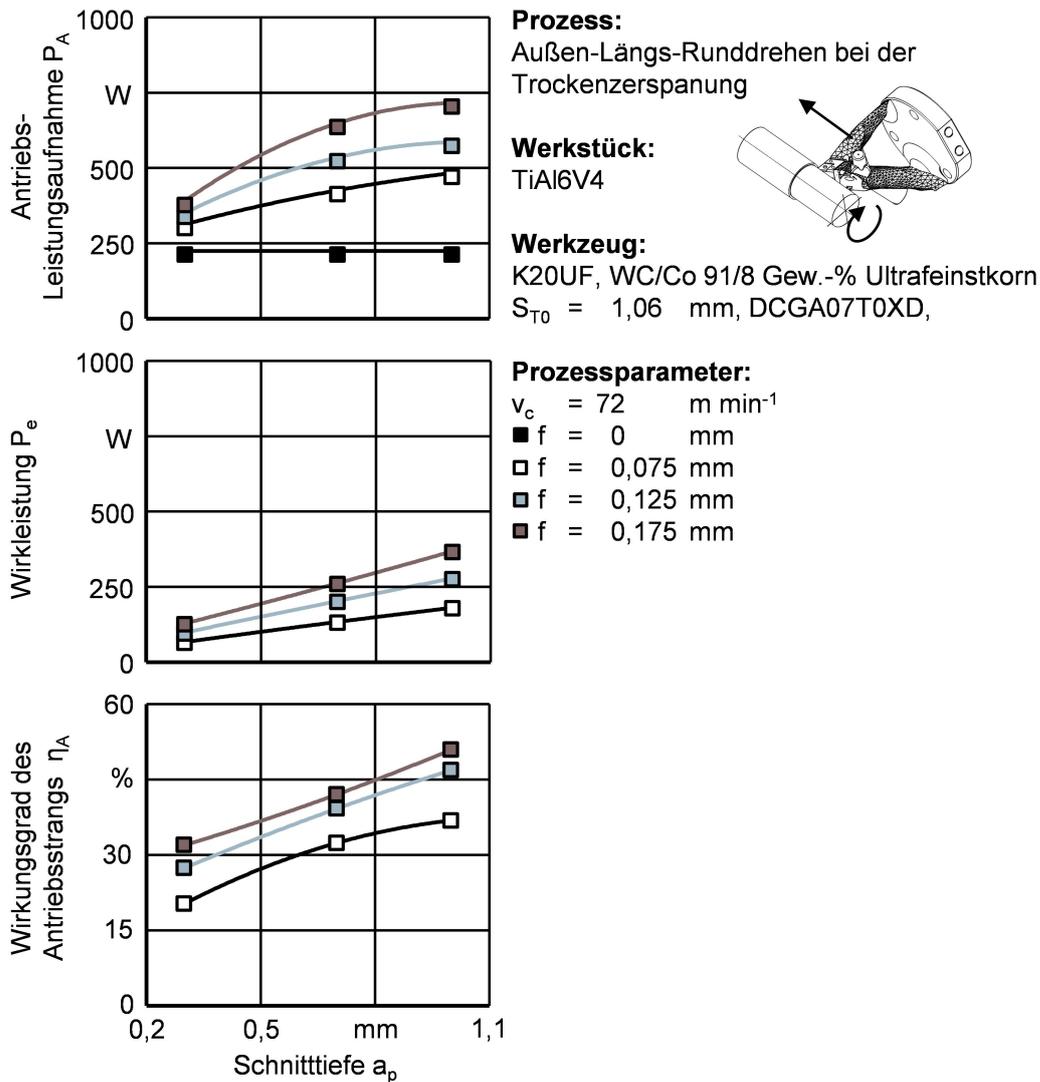
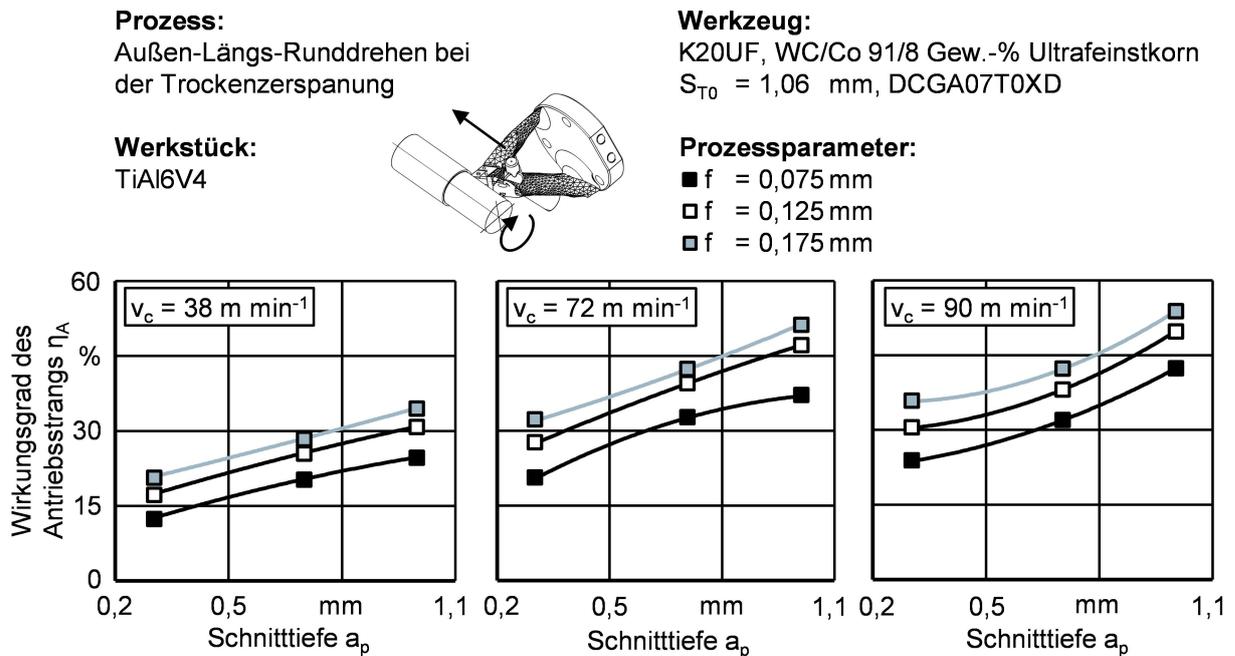


Bild 6-43: Gegenüberstellung der Wirkleistung  $P_e$  und Gesamtleistungsaufnahme der Antriebe  $P_A$  bei festgelegter Schnittgeschwindigkeit und variierenden Schnitttiefen und Vorschüben

Die Abhängigkeiten zwischen Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ , Schnitttiefe  $a_p$  und Vorschub  $f$  sind in Bild 6-44 veranschaulicht. Die geringsten Wirkungsgrade werden bei niedrigen Schnittparametern erreicht, was vor allem an der hohen Grundlast und der dann geringen Wirkleistung  $P_e$  liegt. Durch eine Erhöhung der Schnittparameter und der damit anwachsenden Wirkleistung  $P_e$  wird auch der Wirkungsgrad des Antriebstrangs  $\eta_A$  erhöht. Von den untersuchten Schnittparametersätzen erreicht der Wirkungsgrad bei  $v_c = 38 \text{ m min}^{-1}$ ,  $a_p = 0,3 \text{ mm}$  und  $f = 0,075 \text{ mm}$  einen Wert von  $\eta_A = 12 \%$  und ist damit einer der niedrigsten. Der mit  $\eta_A = 54 \%$  höchste gemessene Antriebsstrangwirkungsgrad wird bei  $v_c = 90 \text{ m min}^{-1}$ ,  $a_p = 1,0 \text{ mm}$  und  $f = 0,175 \text{ mm}$  erreicht.

Generell zeigt sich, dass durch die Steigerung der Hauptspindeldrehzahl bzw. der Schnittgeschwindigkeit der Wirkungsgrad des Antriebstrangs  $\eta_A$  ansteigt. Diese Verbesserung wird aber nur dann realisiert, wenn die Antriebsmotoren mit einem dann drehzahloptimalen Drehmoment belastet werden und die Motoren in ihrem Kennfeldoptimum arbeiten.



**Bild 6-44:** Wirkungsgrade des Antriebssystems bei unterschiedlichen Schnittparametern beim Außen-Längs-Runddrehen von TiAl6V4 im Trockenschnitt

Wird anstatt des energetischen Wirkungsgrads  $\eta_A$  die aufgewendete elektrische Energie pro zerspanntes Materialvolumen  $p_A$  betrachtet, wird der Zusammenhang zwischen dem Zeitspannungsvolumen  $Q$  und der elektrischen Arbeit  $E_A$  offensichtlich. Es ist dann möglich, die energieminimalen Schnittparameter auszuwählen.

Mit Gleichung 6-6 lässt sich die elektrische Energie pro zerspanntem Materialvolumen  $p_A$  aus der aufgewendeten elektrischen Arbeit  $E_A$  und dem Zeitspannungsvolumen  $Q$  berechnen. Weiterhin wird der Zusammenhang zwischen der Energiemenge pro zerspanntem Materialvolumen  $p_A$ , dem Wirkungsgrad  $\eta_A$  und der spezifischen Schnittkraft  $k_c$  hergestellt.

$$p_A = \frac{E_A}{Q \Delta t} = \frac{P_A}{A v_c \Delta t} = \frac{k_c A v_c}{\eta_A} \frac{1}{A v_c \Delta t} = \frac{k_c}{\eta_A \Delta t} \quad (6-6)$$

Mit dieser Gleichung kann zudem die theoretisch minimal mögliche Energiemenge pro zerspanntem Materialvolumen berechnet werden, indem ein Wirkungsgrad von  $\eta_A = 100 \%$  angenommen wird. Das heißt, dass mit abnehmender spezifischer Schnittkraft  $k_c$  die Energiemenge pro zerspanntes Materialvolumen abnimmt und damit die Energieeffizienz des Zerspannungsvorgangs unabhängig von der verwendeten Werkzeugmaschine und Kühlung ansteigt.

Unter Berücksichtigung der Ergebnisse aus Abschnitt 6.2.4 bis Abschnitt 6.2.5 nimmt der  $k_c$ -Wert mit steigendem Vorschub  $f$  ab. Das bedeutet aber auch, dass es ein energetisches Minimum beim Zerspanen von Metallen gibt, welchem sich durch technischen Fortschritt angenähert, welches aber nicht unterschritten werden kann. Das energetische Minimum entspricht dann der niedrigsten spezifischen Schnittkraft  $k_c$ , die beim Zerspanen erreicht werden kann. Doch hier ergibt sich der Widerspruch, dass der Werkzeugverschleiß bei niedrigen  $k_c$ -Werten höher ist und dadurch mehr Energie für die Werkzeugherstellung aufgewendet werden muss als bei hohen  $k_c$ -Werten (vgl. Abschnitt 6.2.5).

Wird der zuvor beschriebene Sachverhalt des erhöhten Werkzeugverschleißes nicht berücksichtigt, weisen wie schon beim Wirkungsgrad des Antriebstrangs  $\eta_A$  niedrige Schnittparameter eine schlechte Energieausbeute des Antriebstrangs auf, wohingegen hohe Schnittparametersätze und damit hohe Zeitspannungsvolumina  $Q$  eine hohe Energieausbeute bzw. eine niedrige Energiemengen pro zerspantem Materialvolumen  $p_A$  bewirken (Bild 6-45).

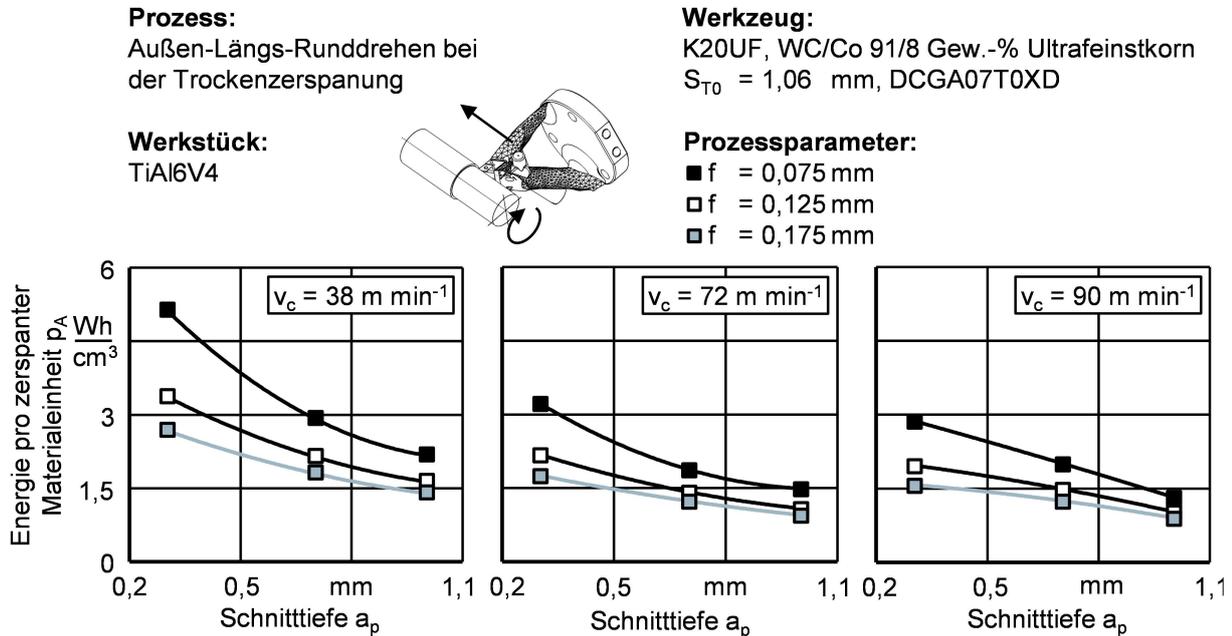


Bild 6-45: Energiemenge pro zerspantem Materialvolumen  $p_A$  für verschiedene Schnittparametersätze

### 6.3.4 Einflussfaktor Zerspanwerkzeug

Durch die Kühlung des Zerspanwerkzeugs steigt die Gesamt-Leistungsaufnahme des Bearbeitungsprozesses an. Der gestiegene Energieverbrauch reduziert aber auch die Menge der benötigten Werkzeuge, wodurch Energie bei der Werkzeugherstellung eingespart wird. Hier lässt sich nun anwenderspezifisch entscheiden, ob entweder der Energieverbrauch bei der Prozess- bzw. Werkzeugkühlung minimiert wird und dadurch mehr Werkzeuge benötigt werden oder aber ob die Kühlwirkung maximiert und so die Zahl der benötigten Werkzeuge verringert wird.

KARPUSCHEWSKI ET AL. [KAR11b] hat für Wendeschneidplatten des Typs DCGT0702 den Herstellungsprozess bei der Fa. CERATIZIT S. A., Reutte, Österreich, energetisch analysiert. Für die Herstellung dieses Hartmetallwendeschneidplattentyps mit CVD-Beschichtung wurde eine Energiemenge von 637 KJ benötigt. Allerdings fehlt in dieser Analyse die Energiemenge für die Herstellung des Hartmetallpulvers. Für Kobalt, vom Erzabbau bis zum fertigen Metall, wird eine kumulierte Energiemenge von etwa  $KEA_H = 115 \pm 13 \text{ MJ}_{Co} \text{ Kg}^{-1}$  benötigt. Mit  $53 \text{ MJ}_W \text{ Kg}^{-1}$  ist die Energiemenge zur Produktion des Schwermetalls Wolfram nur halb so groß wie die für Kobalt [GIE12, KAU14, NUS14].

KARHU ET AL. [KAU14] hat für den Herstellungsprozess von Wolfram zu Wolframkarbid einen Energiebedarf von  $34 \text{ MJ}_{W \rightarrow WC} \text{ Kg}^{-1}$  angegeben. Dabei wird aus Ammoniumparawolframat durch Kalzinieren Wolframtrioxid erzeugt. Dieses wird anschließend durch einen Hydrierprozess vom Sauerstoff befreit, sodass Wolfram und Wasser als Reaktionsprodukte entstehen. Die Korngröße wird dabei maßgeblich durch die Prozesstemperatur, den Wasserstoffmas-

senstrom, die Pulverbettstärke und die Verweilzeit im Reaktor bestimmt. Im Pulverbett entsteht durch den Hydrationsprozess Wasserdampf, welcher die Reaktion des verbliebenden Wolframtrioxids mit Wasserstoff behindert und zu einer Kornvergrößerung führt. Um dieses Problem zu umgehen, wird die Pulverbethöhe reduziert und der erforderliche Wasserstoffmassenstrom erhöht. Weiterhin wird, um das Kornwachstum zu bremsen bzw. um Agglomerationen zu verhindern, die Prozesstemperatur und damit die Reaktionsgeschwindigkeit reduziert. Diese Maßnahmen führen dann dazu, dass der Pulverdurchsatz im Reaktionsofen verringert und der erforderliche Wasserstoffmassenstrom erhöht wird [LAS00]. Das daraus entstandene feinkörnige Wolframpulver wird anschließend durch Karburieren zu Wolframkarbid umgewandelt.

Für die Herstellung von ultrafeinstkörnigem Wolframkarbidpulver wird daher im Vergleich zur Herstellung feinstkörniger Pulver ein um das zehnfache höherer Energiebedarf von  $340 \text{ MJ}_{\text{W} \rightarrow \text{WC}} \text{ Kg}^{-1}$  angenommen. Für die sogenannte Ansatzfertigung, bei der Wolframkarbid und Kobalt durch Mahlen und Vermischen homogenisiert werden und ein rieselfähiges Pulver entsteht, wird eine Mindestenergie von  $11,5 \text{ MJ}_{\text{WC/Co}} \text{ Kg}^{-1}$  benötigt [KAR11a]. Aus diesem Stoffgemisch werden Wendeschneidplattenrohlinge gepresst, die danach einem Sinterprozess zugeführt werden.

Der Energieaufwand für das Sintern und Pressen ist stark von der verwendeten Technologie und der geforderten Anlagenflexibilität abhängig. Bei den Pressen setzen sich verstärkt elektrisch angetriebene Hochdruckpressen durch, da diese gegenüber den hydraulischen Systemen schnell auf unterschiedliche Werkzeugchargen umgerüstet werden können und auch energetische Vorteile aufweisen. Zum Sintern der dann gepressten Grünlinge werden vor allem zwei Anlagentypen eingesetzt: flexible Batch-Öfen für unterschiedliche Grünlingsabmessungen und statische Durchlauföfen für Standardwendeschneidplatten. Die Wendeschneidplatten weisen nach dem Sintern nicht die geforderte Mikrogeometrie auf und werden durch abtragende Verfahren nachbearbeitet. Danach durchlaufen die meisten Werkzeuge einen Beschichtungsprozess und sind dann einsatzbereit.

Für eine Hartmetallsorte aus  $m_{\text{WC}} = 91 \%$  Wolframkarbid und  $m_{\text{Co}} = 9 \%$  Kobalt kann eine Energiemenge von  $89,5 \text{ MJ}_{94\text{WC}/6\text{Co}} \text{ Kg}^{-1}$  angenommen werden. Das heißt, dass neben den  $637 \text{ KJ}$  zusätzlich mindestens  $108 \text{ KJ}$  für die Rohstoffe mit einkalkuliert werden müssen und die in der Wendeschneidplatte kumulierte Energie dann  $745 \text{ KJ}$  beträgt. Der letztgenannte Wert ist allerdings stark von der Hartmetallsorte abhängig und steigt bei feinst- und grobkörnigen Hartmetallpulversorten mit dem Kobaltgehalt an. Bei ultrafeinst- oder nanokörnigen Pulversorten steigt die im Werkzeug kumulierte Energie mit dem Wolframkarbidgehalt an, da die Herstellung des ultrafeinstkörnigen Wolframkarbids, wie zuvor beschrieben, eine weniger produktive Prozessführung beim Karburieren erfordert [LAS00]. Feinstkörnige Hartmetalle mit hohem Kobaltgehalt oder ultrafeinstkörnige Hartmetalle mit niedrigem Kobaltgehalt sind daher energetisch aufwendiger in der Rohstoff- bzw. Pulverherstellung.

Unter der Annahme, dass sich der zusätzliche Energiebedarf für das Karburieren von Wolframtrioxid zu ultrafeinstkörnigen Wolframkarbidpulvern aufgrund der verringerten Prozessgeschwindigkeit und der kleineren Durchsatzraten von  $34 \text{ MJ Kg}^{-1}$  auf  $340 \text{ MJ Kg}^{-1}$  verzehnfacht, steigt somit auch die kumulierte Energiemenge von  $87 \text{ MJ Kg}^{-1}$  bei feinstkörnigen auf  $393 \text{ MJ Kg}^{-1}$  bei ultrafeinstkörnigen Wolframkarbidpulvern. Zusammen mit der Ansatzferti-

gung, den nachgeschalteten Press- und Sinterprozessen sowie dem Schleifen und Beschichten steigt der Gesamtenergiebedarf zur Herstellung einer DCGT0702-Wendeschneidplatte auf mindestens  $KEA_H = 959$  KJ an. Davon entfallen etwa 270 KJ auf das Umfangs- und Stärkeschleifen.

Für das beschichten einer Wendeschneidplatte mit einer CVD-Hartstoffschicht ist eine Energiemenge von 150 KJ nötig. KLOCKE ET AL. [KLO13b] beschreibt, dass der PVD-Beschichtungsprozess etwa 40 % der Energie vergleichbarer CVD-Beschichtungsprozesse erfordert, denn PVD-Beschichtungsverfahren sind aufgrund ihrer niedrigeren Abscheidetemperaturen und mitunter höheren Abscheideraten energetisch effizienter. Aus diesem Grund wurde für die Erzeugung von PVD-Beschichtungen eine Leistungsaufnahme von 60 KJ angenommen. Bei den untersuchten CVD-Diamantschichten wurden Abscheideraten von  $1 \mu\text{m h}^{-1}$  erreicht. Aufgrund der niedrigen Schichtwachstumsraten und der dabei verbrauchten Gase wurde etwa 2,33 Mal so viel Energie für die Erzeugung der CVD-Diamantschichten benötigt wie für herkömmliche keramische CVD-Beschichtungen. Daher liegt der Energiebedarf für die CVD-diamantbeschichteten Werkzeuge bei 350 KJ (Bild 6-46).

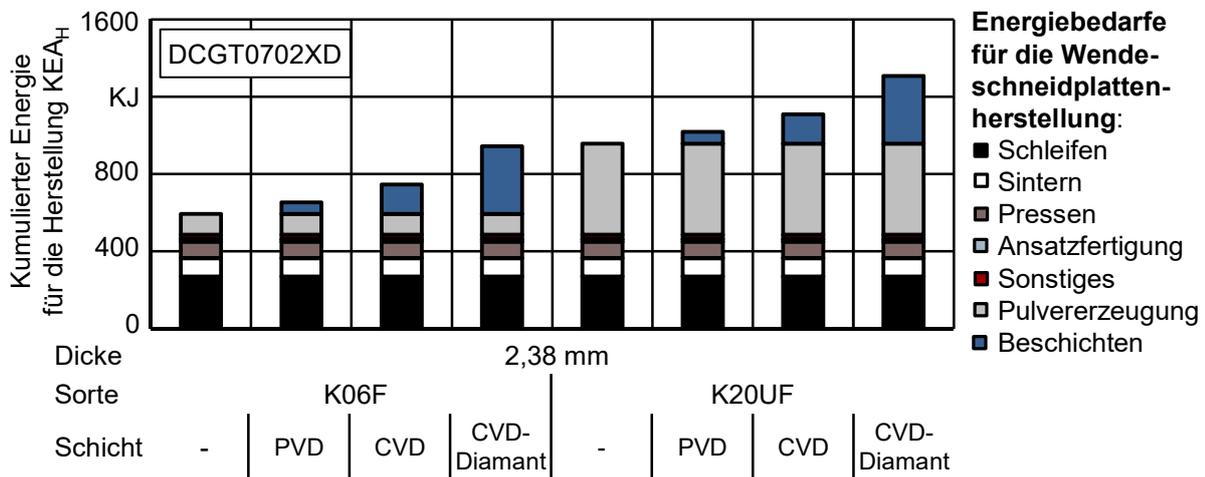


Bild 6-46: Gegenüberstellung des kumulierten Energiebedarfs bei unterschiedlichen Hartmetallsubstraten und Beschichtungstypen

Die Herstellung einer unbeschichteten Hartmetallwendeschneidplatte aus einem Feinstkorn erfordert einen kumulierten Energieaufwand von  $KEA_H = 595$  KJ. Für die Herstellung einer unbeschichteten Wendeschneidplatte aus einem ultrafeinstkörnigen Hartmetall wird eine Energiemenge von  $KEA_H = 959$  KJ angenommen. Mit zusätzlicher CVD-Diamantdünnenschicht steigt der kumulierte Energieaufwand auf  $KEA_H = 1309$  KJ pro Wendeschneidplatte der Form DCGT0702.

Wie in Abschnitt 6.2.1 beschrieben, ist es günstig, bei der Titanzerspannung Hartmetallsubstrate mit möglichst kurzen freien Binderlängen einzusetzen, wie sie feinstkörnige oder ultrafeinstkörnige Substrate mit niedrigem Kobaltbinderanteil aufweisen. Inwiefern sich der höhere kumulierte Energieaufwand bei der Herstellung lohnt, kann durch einen Vergleich der Quotienten aus dem für die Werkzeugherstellung kumulierten Energiebedarfs  $KEA_H$  [VDI4600] und dem erreichten Spannungsvolumen  $V$  errechnet werden, welche den spezifischen Energiebedarf durch den Werkzeugverschleiß für die Werkzeugherstellung pro zerspanntes Materialvolumen  $p_w$  ergibt. Das Spannungsvolumen  $V$  lässt sich auch durch das Zeit-

spanungsvolumen  $Q$  und die Werkzeugstandzeit  $T$  ausdrücken, wobei die Standzeit aus der Kolkwachstumsrate  $dKT dt_c^{-1}$  und einer maximalen Kolktiefe  $KT_{\max}$  bestimmt werden kann. Diesen Sachverhalt gibt Gleichung 6-7 wieder.

$$p_w = \frac{KEA_H}{V} = \frac{KEA_H}{Q T} = \frac{KEA_H \frac{dKT}{dt_c}}{v_c a_p f KT_{\max}} \quad (6-7)$$

Die in Bild 6-23, Bild 6-24 und Bild 6-27 dargestellten Kolkwachstumsraten  $dKT dt_c^{-1}$  sind von der Kühlmethode und den Schnittparametern abhängig. Wie in Abschnitt 6.3.2 dargestellt, steigt der spezifische Energiebedarf des Bearbeitungsprozesses mit der Kühlmethode, sodass diese den stärksten Einfluss auf den spezifischen Energiebedarf durch den Werkzeugverschleiß für die Werkzeugherstellung pro zerspanntes Materialvolumen  $p_w$  hat.

---

---

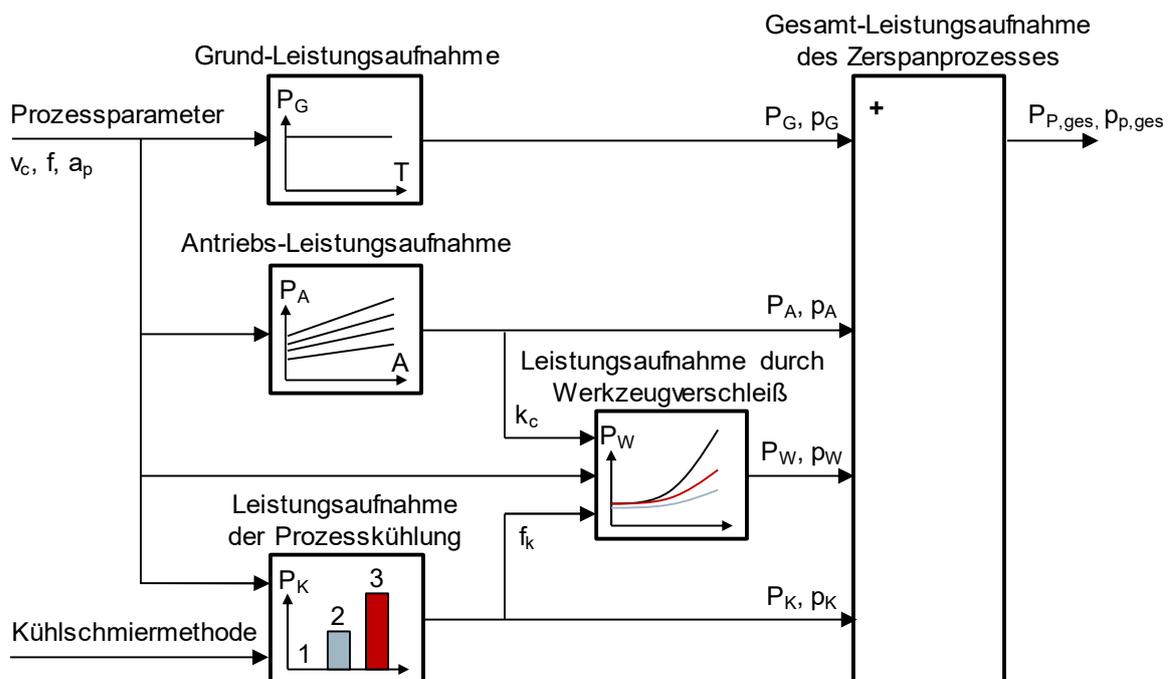
# 7 Modellierung und Simulation der Leistungsbedarfe und Wirkungsgrade

## 7.1 Lösungsansatz und Modellaufbau

Als Basis für die Modellierung der Leistungsbedarfe dient der in Gleichung 7-1 angegebene Lösungsansatz, welcher zuvor schon von RAJEMI ET AL. [RAJ10, MAT11] und PRIARONE ET AL. [PRI16] in ähnlicher Form genutzt wurde. Dabei ist  $P_{P,ges}$  die Gesamt-Leistungsaufnahme des Bearbeitungsprozesses, welche sich aus der Grundlast der Werkzeugmaschine im betriebsbereiten Zustand  $P_G$ , der elektrischen Leistung zur Prozesskühlung  $P_K$ , der elektrischen Leistung der Antriebsachsen und der Hauptspindel  $P_A$  und der durch den Werkzeugverschleiß verursachten elektrischen Leistung bei der Werkzeugherstellung  $P_W$  zusammensetzt. Die elektrische Leistungsaufnahme für die Werkstückmaterialherstellung wurde bei dieser Modellbildung ausgelassen, da diese stark vom Halbzeug, von der späteren Bauteilform und maßgeblich von der Fertigungsabfolge abhängt.

$$P_{P,ges} = P_G + P_A + P_K + P_W \quad (7-1)$$

Die in den Gleichungen 6-3, 6-4, 6-6 und 6-7 dargestellten Funktionen ermöglichen eine Aussage über die Abhängigkeiten der verschiedenen Verbraucher voneinander. Darauf aufbauend sind die Abhängigkeiten der Energieverbraucher und das in Gleichung 7-1 beschriebene Modell mit dem in Bild 7-1 dargestellten Energiebilanzierungsmodells zusammengefasst. Für jeden Verbraucher wird ein Teilmodell erstellt. Durch die Verknüpfung der einzelnen Modelle lässt sich mit den gewählten Schnittparametern und der gewählten Kühlmethode das werkzeugmaschinen-, werkzeugschneidstoff- und prozessspezifische Energieoptimum bestimmen. Dieses Minimum wird dann mit Hilfe der VDI-Richtlinie für Schnittwertoptimierung [VDI3321] wirtschaftlich bewertet (vgl. Abschnitt 7.5.6).



**Bild 7-1:** Struktur des Energiebilanzierungsmodells zur Bestimmung der Gesamt-Leistungsaufnahme des Zerspanprozesses

Im betriebsbereiten Zustand variieren die elektrische Leistungsaufnahme der Werkzeugmaschine  $P_G$  und die Leistungsaufnahme der Prozesskühlung  $P_K$  kaum. Daher werden beide als konstant angenommen. Die Leistungsaufnahme der Antriebsachsen und der Hauptspindel  $P_A$  ist von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ , dem Vorschub  $f$ , der Schnitttiefe  $a_p$ , den kinematischen Eingriffsbedingungen des Werkzeugs und der Werkzeuggeometrie abhängig. Die Antriebsmotoren arbeiten in einem breiten Drehzahl-Drehmomentspektrum und weisen stark variierende Wirkungsgrade auf [STO10]. Bei einer Drehzahl- oder Drehmomentenänderung des Hauptspindelantriebs verändern sich neben dem Antriebswirkungsgrad auch die Drehzahlen und Drehmomente der Antriebsachsen (Bild 6-41).  $P_A$  ist stark nicht linear und bestimmt den variablen Leistungsbedarf der Werkzeugmaschine. Die Leistungsaufnahme der Antriebe  $P_A$  muss für jede Werkzeugmaschine bestimmt werden, wobei der Einfluss der spezifischen Schnittkraft  $k_c$  auf das Drehmoment der Antriebe bezogen werden muss. Im Idealfall werden Kennfelder erfasst, welche die spezifischen Schnittkräfte  $k_c$  über die Drehzahlen  $n$  und Drehmomente  $M$  der Antriebe abbilden.

Bei der Zerspanung ist der Werkzeugverschleiß abhängig vom Werkstückwerkstoff, von den Eingriffsbedingungen, von der Kühlungsart und von den Prozessparametern. Die Energie, die für die Werkzeugherstellung  $P_W$  verwendet wurde, wird bei der Energiebetrachtung von Bearbeitungsprozessen üblicherweise nicht berücksichtigt. Einzig KARPUSCHEWSKI ET AL. [KAR11b] und SCHLOSSER [SCL13] haben das in ihren Arbeiten getan. Der Energiebedarf für die Werkzeugherstellung  $P_W$  wird bei der Modellierung der Leistungsbedarfe berücksichtigt, indem davon ausgegangen wird, dass parallel zum Bearbeitungsprozess ein neues Zerspanwerkzeug produziert wird, um das verschleißende Werkzeug zu ersetzen.

## 7.2 Teilmodell Werkzeugmaschine

### 7.2.1 Grund-Leistungsaufnahme

Wie in Abschnitt 6.3.2 beschrieben, setzt sich die Leistungsaufnahme der Werkzeugmaschine im betriebsbereiten Zustand aus dem Bedarf an elektrischer Energie für das Hydrauliksystem, der Steuerspannungsversorgung, dem Gleichrichter, den Lüftern und den Kühlern zusammen (Bild 6-31, Bild 6-32, Bild 6-33), da die Leistungsaufnahme für die Druckluftversorgung  $P_D$  konstant ist wird diese bei den Berechnungen der Grund-Leistungsaufnahme zugerechnet.

Bei den Versuchen zeigte sich, dass sich die Grund-Leistungsaufnahme  $P_G$  trotz unterschiedlicher Kühlkonzepte und Schnittkräfte nicht verändert. Daher kann für die Grund-Leistungsaufnahme  $P_G$  der Werkzeugmaschine ein von den Prozessparametern unabhängiger Wert angenommen werden. Für die vom Bearbeitungsprozess unabhängigen Maschinensysteme ist eine Leistung von 3,83 KW gemessen worden. Für die Druckluftversorgung der Werkzeugmaschine ist eine elektrische Leistung von 2,45 KW notwendig (Gleichung 7-2):

$$P_G = 3,83 \text{ KW} + 2,45 \text{ KW} = 6,28 \text{ KW} \quad (7-2)$$

Wie schon mit Gleichung 6-3 beschrieben, wird die elektrische Grund-Leistungsaufnahme  $P_G$  in Relation zum Zeitspannungsvolumen  $Q$  gesetzt, um die Grund-Leistungsaufnahme der Werkzeugmaschine mit der Messgröße für die Produktivität von Bearbeitungsprozessen zu verknüpfen.

### 7.2.2 Antriebs-Leistungsaufnahme

Der Bedarf an elektrischer Energie der Antriebe  $P_A$  ist während der Zerspanung in Echtzeit gemessen worden (vgl. Abschnitt 6.3.3). Da die Werkzeuggeometrie und der Bearbeitungsprozess bei den Zerspanversuchen nicht verändert wurde, lässt sich die Antriebs-Leistungsaufnahme  $P_A$  durch eine Regressionsfunktion mit den veränderlichen Schnittparametern  $v_c$ ,  $f$  und  $a_p$  mit  $P_{A,calc}$  berechnen.

Der Ausgangspunkt ist die mathematische Nachbildung vorhandener Messdatenpunkte. Aus den Messdaten geht hervor, dass der Zusammenhang zwischen der Antriebs-Leistungsaufnahme  $P_A$ , der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und dem Spanungsquerschnitt  $A_K$  linear ist (Bild 7-2a).

Als Lösungsansatz bietet sich dann eine lineare Regressionsfunktion an. In Gleichung 7-3 ist die Ansatzfunktion dargestellt:

$$P_{A,calc} = m_0 A_K + n_0 \quad (7-3)$$

Der Betrag der Ordinate  $n_0$  ist von der Schnittgeschwindigkeit bzw. der Hauptspindeldrehzahl abhängig und kann durch die Methode der kleinsten Quadrate berechnet werden, indem nur Messdatensätze für den Vorschub  $f = 0$  mm und die Schnitttiefe  $a_p = 0$  mm betrachtet werden (Bild 7-2b). Das Ergebnis dieser Regression ist in Gleichung 7-4 abgebildet:

$$n_0 = 169,13 v_c^3 - 491,77 v_c^2 + 498,25 v_c + 43,85 \quad (7-4)$$

Der Anstieg  $m_0$  kann nun durch die bekannten Größen  $n_0$ ,  $A_K$  und  $P_A$  berechnet werden. Da  $m_0$  stark streut, wird dieser Parameter durch eine weitere Regressionsfunktion angenähert. Das berechnete Ergebnis  $m_0$  lässt sich über das Zeitspannungsvolumen  $Q$  darstellen (Bild 7-2c). Auch hier ist die Abhängigkeit zwischen  $m_0$  und  $Q$  linear und es kann erneut ein linearer Ansatz angenommen werden. Dieser ist mit Gleichung 7-5 beschrieben.

$$m_0 = m_1 Q + n_1 \quad (7-5)$$

Für  $n_1$  ergibt sich ein konstanter Wert von  $n_1 = 1005$ . Durch Ableiten von  $m_0$  nach  $Q$  und Auftragen über den Vorschub  $f$  ergibt sich eine exponentielle Abhängigkeit, die sich durch den Ansatz  $m_0 = n_3 f^{n_2}$  mit den unbekannt Variablen  $n_2$  und  $n_3$  beschreiben lässt (Bild 7-2d). Durch eine weitere Regression von  $m_1$  in Abhängigkeit von der Schnitttiefe  $a_p$  lassen sich die zwei unbekannt Variablen  $n_2$  und  $n_3$  bestimmen (Bild 7-2e). Das Ergebnis ist in Gleichung 7-6 dargestellt:

$$P_{A,calc} = n_3 v_c a_p^2 f^{(n_2)} + a_p f n_1 + n_0 \quad (7-6)$$

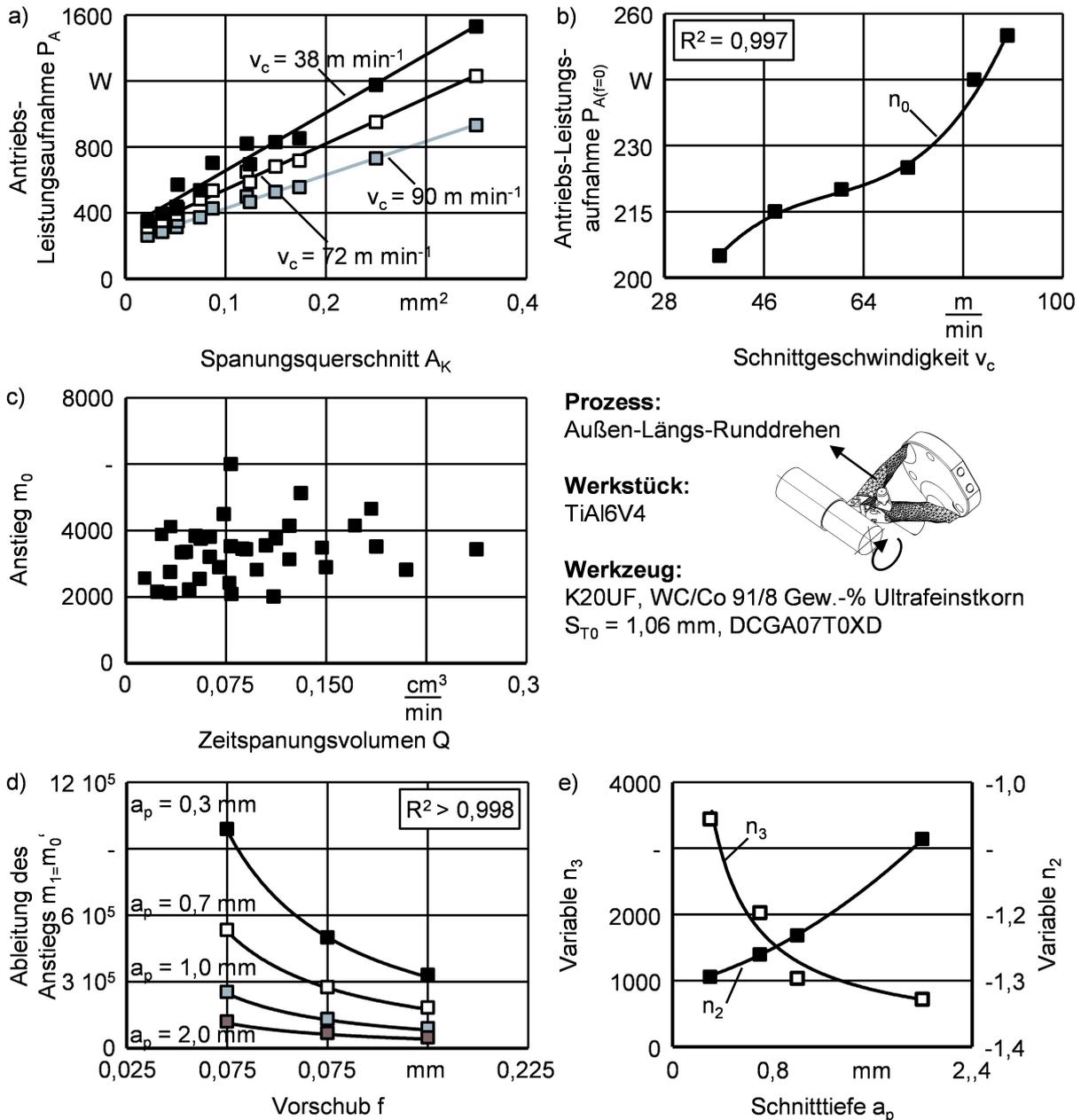
mit den Variablen  $n_2$  (Gleichung 7-7) und  $n_3$  (Gleichung 7-8):

$$n_2 = 0,0342 a_p^2 + 0,0476 a_p - 1,3109 \quad (7-7)$$

$$n_3 = 1252,9 a_p^{-0,862} \quad (7-8)$$

Mit Gleichung 7-6 kann auch die spezifische elektrische Energie der Antriebe pro zerspanntem Materialvolumen  $p_{A,calc}$  berechnet werden, indem Gleichung 7-6 durch das Zeitspannungsvolumen  $Q = v_c a_p f$  dividiert wird (Gleichung 7-9).

$$p_A = n_3 a_p f^{(n_2)} + \frac{n_1}{v_c} + \frac{n_0}{v_c a_p f} \quad (7-9)$$



**Bild 7-2:** Ablauf zur Berechnung der Regressionsfunktion für  $P_{A,calc}$ : a) linearer Lösungsansatz für  $P_{A,calc}$ , b) Approximieren der Antriebs-Leistungsaufnahme  $P_A$  bei einem Vorschub von  $f = 0 \text{ mm}$  und einer Schnitttiefe von  $a_p = 0 \text{ mm}$  durch ein Polynom dritten Grades, c) Berechnen und Ableiten der Anstiege  $m_0$ , d) exponentielle Abhängigkeit der Ableitung vom Anstieg  $m_0$  vom Vorschub  $f$  und der Schnitttiefe  $a_p$  ergibt eine exponentielle Ansatzfunktion, e) die durch eine Variablenvariation der kleinsten Quadrate bestimmt werden kann

Zur Validierung von Gleichung 7-6 sind Antriebs-Leistungsaufnahmen  $P_{A,calc}$  berechnet und anschließend mit echten Messwerten für  $P_A$  verglichen worden (Bild 7-3). Die Abweichung von den tatsächlichen Messwerten beträgt im Mittel 4,3 % und maximal  $\pm 13,5$  %.

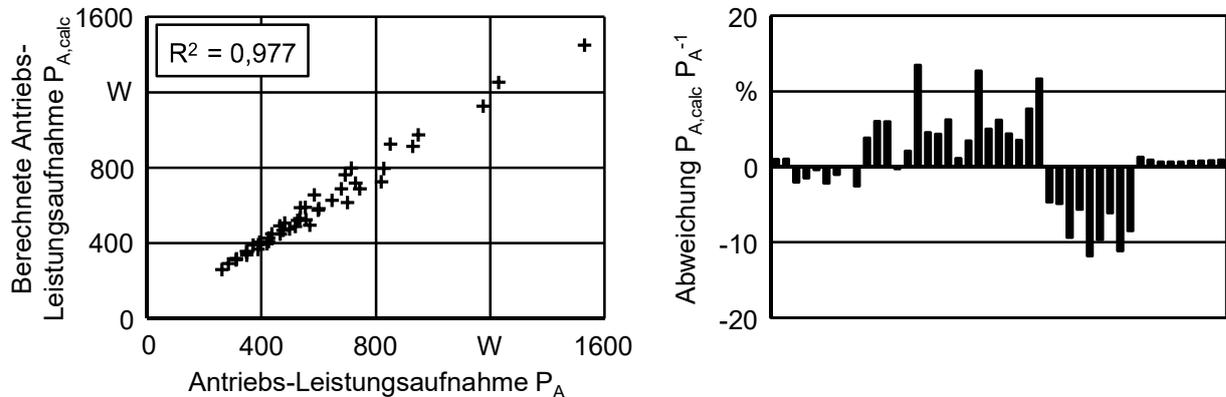


Bild 7-3: Abweichung der berechneten Antriebs-Leistungsaufnahme  $P_{A,calc}$  von der gemessenen Antriebs-Leistungsaufnahme  $P_A$

### 7.3 Teilmodell Kühlkonzept

Bei der Trockenerspanung ist für die Kühlung keine elektrische Energie notwendig. Demnach kann für die Trockenerspanung ein Wert von  $P_K = 0$  KW angenommen werden (vgl. Abschnitt 6.3.2). Für die Überflutungskühlung mit KSS müssen Kühlmittelpumpen und Rückkühler betrieben werden. Diese verursachen im Mittel eine Leistungsaufnahme von  $P_K = 1,6$  KW (vgl. Abschnitt 6.3.2). Bei der Trockenerspanung mit dem geschlossenen Innenkühlsystem mit Flüssigstickstoffkühlung ergibt sich bei einem Stickstoffmassenstrom von  $\dot{m}_{N_2} = 1 \text{ g s}^{-1}$  ein elektrischer Energiebedarf von  $P_K = 7,49$  KW (vgl. Abschnitt 6.3.2). Der zuvor beschriebene Sachverhalt lässt sich mit dem Kühlungsfaktor  $f_k$  und einer quadratischen Funktion ausdrücken (Gleichung 7-10).

$$P_K = -6,69 f_k^2 + 0,8 f_k + 7,49 \quad (7-10)$$

Dabei ist  $f_k = 0$ , wenn die  $LN_2$ -Kühlung verwendet wird. Für die Trockenerspanung ist  $f_k = -1$  und bei der Überflutungskühlung mit KSS wird für  $f_k$  ein Wert von 1 angenommen.

### 7.4 Teilmodell Zerspanwerkzeug

Da gemäß der Gleichung 2-1 die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und die Wirkleistung  $P_e$  voneinander abhängen, ist es sinnvoll, die Wirkleistung  $P_e$  sowie die Schnittparameter als Eingangsgrößen im Teilmodell Werkzeugverschleiß zusammenzufassen. Mit Bild 6-24 wird verdeutlicht, wie sich die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und eine Kühlung der Zerspanzone auf die Werkzeugstandzeit auswirken. Um den Einfluss der Schnittparameter und des Kühlkonzepts auf den Werkzeugverschleiß zu erfassen, werden die Verschleißraten mit dem Kühlungsfaktor  $f_k$  verknüpft.

Bei Schnittgeschwindigkeiten von etwa  $v_c = 70 \text{ m min}^{-1}$  tritt eine Abschwächung der Kolkwachstumsraten auf (vgl. Abschnitt 6.2.4). Diese Abschwächung wird im weiteren Verlauf nicht vollumfänglich berücksichtigt, da sonst eine von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und dem Kühlsystem abhängige Fallunterscheidung notwendig wäre.

Zwischen den Kolkwachstumsraten  $dKT dt_c^{-1}$  und der Wirkleistung  $P_e$  ergibt sich nach dieser Vereinfachung eine exponentielle Abhängigkeit mit dem Ansatz (Gleichung 7-11):

$$\left. \frac{dKT}{dt_c} \right|_{f, a_p = \text{const.}} = b_1 e^{b_2 P_{e, \text{calc}}} \quad (7-11)$$

Die Variablen  $b_1$  und  $b_2$  lassen sich direkt mit der Methode der kleinsten Quadrate berechnen. Die Gleichung 7-12 und Gleichung 7-13 beschreiben deren Lösungen:

$$b_1 = -5,351 \cdot 10^{-4} f_k^2 + 0,0114 f_k + 0,04 \quad (7-12)$$

$$b_2 = 1,026 \cdot 10^{-3} f_k^2 + 2,189 f_k + 0,026 \quad (7-13)$$

Dabei gelten für  $f_k$  die in Abschnitt 7.3 festgesetzten Werte (Gleichung 7-14):

$$f_k = \begin{cases} \text{Trockenzerspannung } f_k = -1 \\ \text{Trockenzerspannung mit LN}_2\text{-Kühlung } f_k = 0 \\ \text{Überflutungskühlung mit Kühlschmierstoff } f_k = 1 \end{cases} \quad (7-14)$$

Für die aufgestellte Näherungsfunktion sind der Vorschub  $f$  und die Schnitttiefe  $a_p$  als konstant angenommen worden. Mit den Messwerten für die Kolkwachstumsraten aus Abschnitt 6.2.5, bei denen die Schnitttiefen  $a_p$  und die Vorschübe  $f$  variiert werden, wird ein Korrekturfaktor für den Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit von der Schnitttiefe  $a_p$  und dem Vorschub  $f$  eingeführt, mit dem sich der Werkzeugverschleiß über die Schnittparameter  $a_p$  und  $f$  anpassen lässt.

Bei gleichbleibendem Kühlkonzept und konstanter Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  weisen der Kolkverschleiß  $dKT dt_c^{-1}$  und die Wirkleistung  $P_e$  einen logarithmischen Zusammenhang auf (Bild 7-4b). Durch diesen Sachverhalt wird eine logarithmische Ansatzfunktion gewählt, welche durch Gleichung 7-15 ausgedrückt ist:

$$\left. \frac{dKT}{dt_c} \right|_{v_c, f_k = \text{const.}} = c_1 \ln(P_{e, \text{calc}}) + c_2 \quad (7-15)$$

Für die Variablen  $c_1$  und  $c_2$  ergeben sich mit der Methode der kleinsten Quadrate für die in Gleichung 7-15 angegebene Funktion folgende Werte (Gleichung 7-16 und Gleichung 7-17):

$$c_1 = 104,62 f - 3,786 \quad (7-16)$$

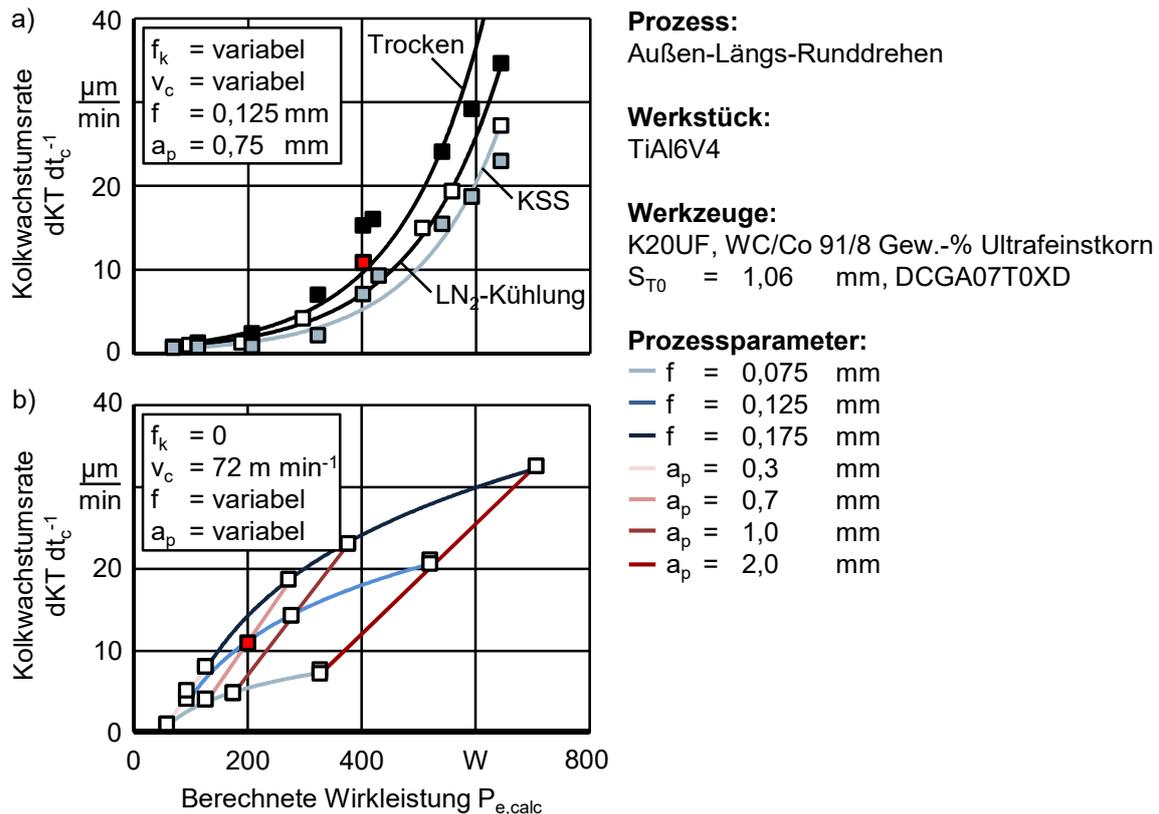
$$c_2 = -466,47 f + 19,416 \quad (7-17)$$

Als Bezugspunkt für den Korrekturfaktor des Kolkverschleißes wird die Kolkverschleißrate bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 72 \text{ m min}^{-1}$ , einem Vorschub von  $f = 0,125 \text{ mm}$ , einer Schnitttiefe von  $a_p = 0,7 \text{ mm}$  und aktiver LN<sub>2</sub>-Kühlung angenommen. Alle anderen Verschleißraten werden auf diesen Bezugspunkt bezogen. Die Verknüpfung der Exponentialfunktion und des Korrekturfaktors erfolgt durch eine Verkettung mittels Multiplikation (Gleichung 7-18).

$$\frac{dKT}{dt_c} = b_1 e^{b_2 P_{e, \text{calc}}} \frac{c_1 \ln(P_{e, \text{calc}}) + c_2}{c_1 \ln(P_{e, v_c = 72, f = 0,125, a_p = 0,7, f_k = 0}) + c_2} \quad (7-18)$$

Das Ergebnis der Approximation ist Gleichung 7-19. Mit dieser ist die Möglichkeit gegeben, die Leistungsaufnahme in Abhängigkeit von den Schnittparametern zu berechnen, welche durch den Werkzeugverschleiß hervorgerufen werden. Dabei ist  $KEA_H$  der kumulierte Energieaufwand für die Werkzeugherstellung und  $T$  die Standzeit bis zum Erreichen des Standzeitkriteriums:

$$P_W = \frac{KEA_H}{T} = \frac{KEA_H}{KT_{max}} \frac{dKT}{dT} = \frac{KEA_H}{KT_{max}} (c_1 \ln(P_{e,calc}) + c_2) \frac{b_1 e^{b_2 P_{e,calc}}}{b_{1, f_k=0} e^{b_2, f_k=0 P_{e,calc}}} \quad (7-19)$$



**Bild 7-4:** Ablauf zur Berechnung der Regressionsfunktion von  $dKT dt_c^{-1}$ : a) Exponentialfunktion als Lösungsansatz zur Berechnung der Kolkwachstumsrate in Abhängigkeit von dem Kühlkonzept und der Schnittgeschwindigkeit, b) Berücksichtigung des Vorschubs und der Schnitttiefe durch eine logarithmische Ansatzfunktion

Die letzte Unbekannte in Gleichung 7-19 ist  $P_{e,calc}$ . Durch die Verknüpfung mit dem Wirkungsgrad der Antriebe  $\eta_A$  lässt sich die Wirkleistung  $P_{e,calc}$  mit folgendem Ansatz berechnen (Gleichung 7-20) [HE114, DEG15]:

$$P_{e,calc} = \eta_A P_A = k_c v_c f a_p \quad (7-20)$$

Die experimentelle Bestimmung des Antriebstrang-Wirkungsgrads  $\eta_A$  und der spezifischen Schnittkraft  $k_c$  für alle Antriebsdrehzahlen und Drehmomente ist unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten nicht zielführend. Dafür ist zum einen die Bestimmung der Schnittkräfte während des Bearbeitungsprozesses erforderlich und zum anderen muss die Leistungsaufnahme des Antriebstrangs für unterschiedlichste Werkstückmaterialien bei variierenden Werkstückdurchmessern und wechselnden Schnittparametersätzen vermessen werden. Daher bietet sich eine vom Wirkungsgrad  $\eta$  unabhängige Berechnung der Wirkleistung  $P_e$  an. Mit

den vorhandenen Messwerten wurde eine Regressionsfunktion für die spezifische Schnittkraft  $k_c$  erstellt. Die spezifische Schnittkraft  $k_c$  kann wegen des gleichbleibenden Werkzeugs und Werkstoffe in Abhängigkeit vom Zeitspannungsvolumen  $Q$  gesetzt werden (Bild 7-5a). Die damit erzeugten Kurvenverläufe können durch folgende Potenzfunktion angenähert werden (Gleichung 7-21):

$$k_c = r_1 Q^{r_0} \tag{7-21}$$

Mit der Methode der kleinsten Quadrate ist eine Iteration durchgeführt worden, mit der die Variablen  $r_0$  und  $r_1$  bestimmt werden konnten. Für  $r_1$  hat sich folgende Konstante ergeben (Gleichung 7-22):

$$r_1 = 1554 \tag{7-22}$$

Die Variable  $r_0$  ist von der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und dem Vorschub  $f$  abhängig. Der Einfluss des Vorschubs  $f$  ist im Vergleich zur Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  vernachlässigbar. Die Variable  $r_0$  kann daher durch folgende Logarithmusfunktion (Bild 7-5b) beschrieben werden (Gleichung 7-23):

$$r_0 = -5,552 \cdot 10^{-2} \ln(v_c) + 0,102 \tag{7-23}$$

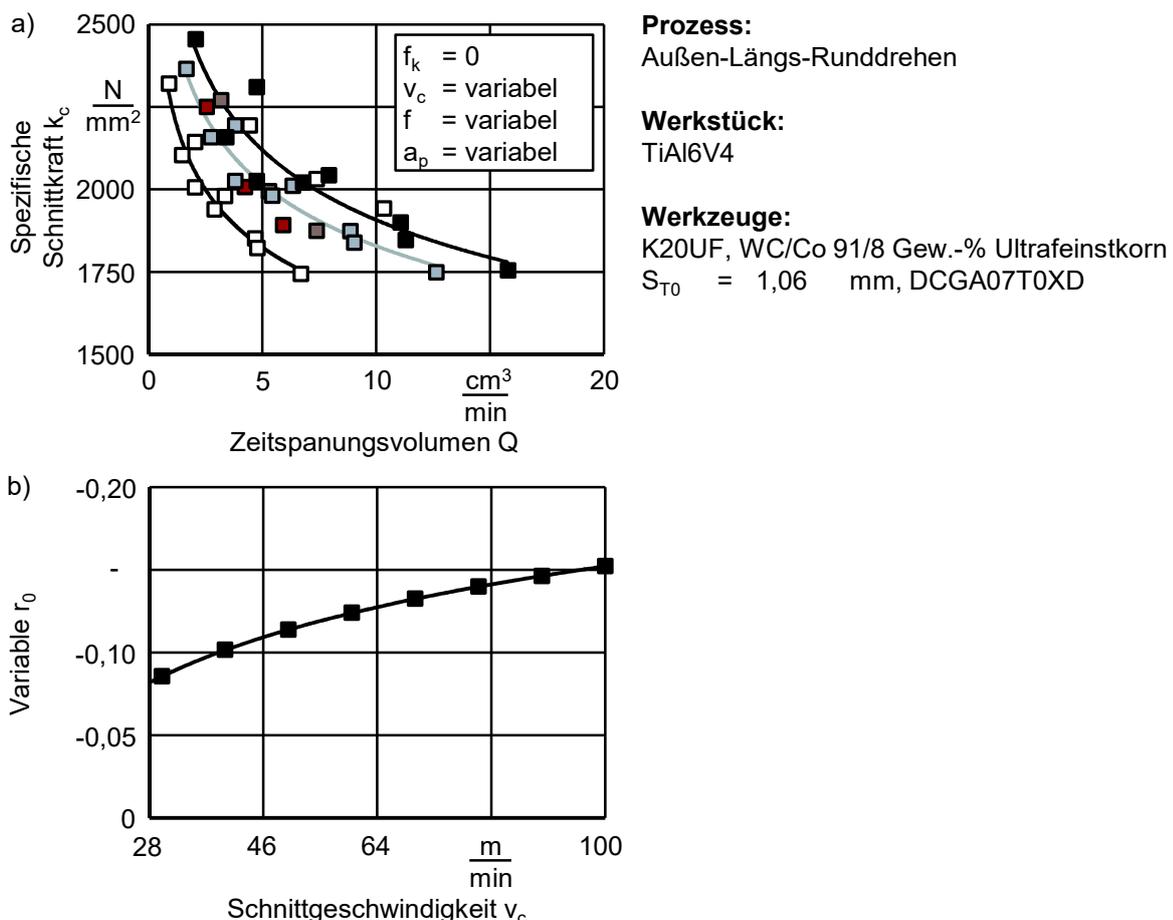


Bild 7-5: Ablauf zur Berechnung der Regressionsfunktion von  $k_c$ , a) Potenzfunktion als Lösungsansatz für  $k_c$ , b) Approximieren des Exponenten durch Logarithmusfunktion

Wie auch bei der Grund- bzw. Antriebs-Leistungsaufnahme der Werkzeugmaschine kann die Wirkleistung  $P_{e,calc}$  durch das Zeitspannungsvolumen  $Q$  dividiert werden, um die spezifische Energie pro zerspantem Volumen  $p_{p,calc}$  zu bestimmen (Gleichung 7-24).

$$p_{e,calc} = k_c = 1554 (v_c a_p f)^{(5,552 \cdot 10^{-2} \ln(v_c) - 0,102)} \quad (7-24)$$

Zur Validierung von Gleichung 7-24 sind die berechneten Schnittleistungen  $P_{e,calc}$  und die gemessenen Schnittleistungen  $P_e$  in Bild 7-6 gegenübergestellt. Das arithmetische Mittel der Abweichung vom gemessenen Wert beträgt 3,5 %. Die Maximalabweichung zwischen berechnetem und dem gemessenem Wert liegt bei  $\pm 8$  %.

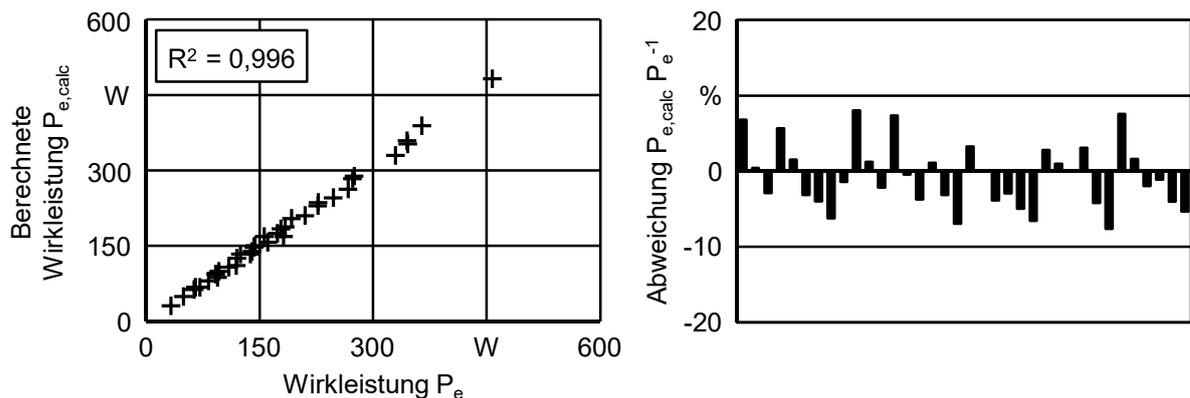


Bild 7-6: Abweichung der berechneten Wirkleistung  $P_{e,calc}$  von der gemessenen Wirkleistung  $P_e$

## 7.5 Parameterstudien

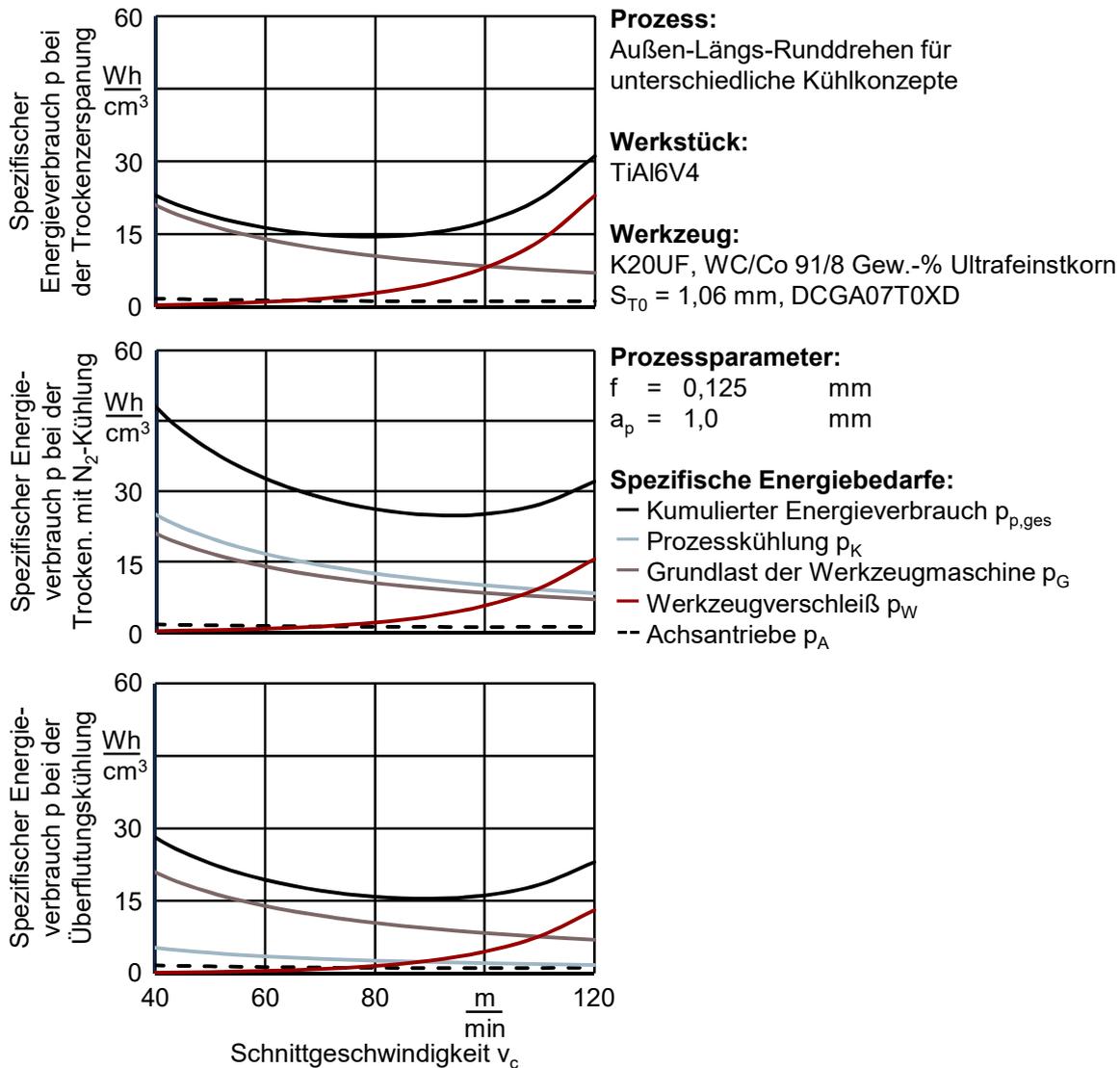
### 7.5.1 Einsparpotenziale durch Kühlkonzeptoptimierung

Die Gleichung 7-2, Gleichung 7-3, Gleichung 7-9 und Gleichung 7-10 können in Gleichung 7-1 eingesetzt werden, um die Gesamt-Leistungsaufnahme des Bearbeitungsprozesses  $P_{P,ges}$  zu berechnen. Dieser Wert ist jedoch kein Maß für die Energieeffizienz eines Prozesses, da eine Verknüpfung mit einem Kennwert der Produktivität fehlt. Als Produktivitätsgröße wird das Zeitspannungsvolumen  $Q$  herangezogen und auf den Leistungsbedarf bezogen. Es ergibt sich dann der in Gleichung 7-20 dargestellte Sachverhalt, mit dem der spezifische Energieverbrauch pro zerspantem Materialvolumen  $p_{P,ges}$  berechnet werden kann. Die Variation der Parameter  $f_k$ ,  $v_c$ ,  $a_p$  und  $f$  ermöglicht die Berechnung der spezifischen Energieverbräuche von niedrigen bis hin zu hohen Zeitspannungsvolumina unter Berücksichtigung des Kühlkonzepts.

$$p_{P,ges} = \frac{P_{P,ges}}{Q} = p_G + p_A + p_K + p_W \quad (7-20)$$

In Bild 7-7 ist ein Ergebnis des Modells dargestellt, bei dem das Kühlkonzept und die Schnittgeschwindigkeiten variiert wurden. Im ersten Schritt ist das Modell genutzt worden, um den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  auf den spezifischen Energiebedarf bei unterschiedlichen Kühlkonzepten zu untersuchen (Bild 7-7). Es zeigte sich, dass die Prozesskühlung  $p_K$  und die Grundlast der Werkzeugmaschine  $p_G$  den größten Einfluss auf den spezifischen Energieverbrauch  $p_{P,ges}$  haben. Die Leistungsaufnahme der Achsantriebe  $p_A$  beeinflusst den Energiebedarf kaum. Ein ähnliches Bild ergibt sich auch beim Werkzeugverschleiß

bei Schnittgeschwindigkeiten kleiner  $v_c = 65 \text{ m min}^{-1}$ . Dort wirkt sich der Energieverbrauch durch den Werkzeugverschleiß  $p_W$  nur geringfügig auf den kumulierten spezifischen Energieverbrauch  $p_{p,ges}$  aus. Bei Schnittgeschwindigkeiten über  $v_c = 65 \text{ m min}^{-1}$  tritt der thermisch induzierte Diffusionsverschleiß stärker hervor und lässt das Werkzeug verschleifen, so dass der Werkzeugverschleiß bei Schnittgeschwindigkeiten über  $v_c = 75 \text{ m min}^{-1}$  den spezifischen Energiebedarf maßgeblich beeinflusst und der Energieverbrauch durch die Werkzeugmaschinenrundlast  $p_G$  und die Prozesskühlung  $p_K$  in den Hintergrund tritt.



**Bild 7-7:** Einfluss der Schnittgeschwindigkeit und der verschiedenen Kühlkonzepte auf den spezifischen Energieverbrauch

In Bild 7-7 ist der energetische Vergleich der verschiedenen Kühlkonzepte und deren Wirkung auf den Werkzeugverschleiß bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  dargestellt. Mit der Trockenerspannung können bei Schnittgeschwindigkeiten zwischen  $v_c = 70 \text{ m min}^{-1}$  und  $v_c = 80 \text{ m min}^{-1}$  bei  $p_{p,ges} = 14,5 \text{ Wh cm}^{-3}$  die niedrigsten spezifischen Energieverbräuche erreicht werden, wohingegen bei der Trockenerspannung mit LN<sub>2</sub>-Kühlung bei  $v_c = 93 \text{ m min}^{-1}$  das Minimum des spezifischen Energieverbrauchs erreicht wird. Dieses Minimum liegt bei  $p_{p,ges} = 25 \text{ Wh cm}^{-3}$  und ist damit um 75 % höher als bei der Trockenerspannung.

Bei der Überflutungskühlung mit KSS kann der spezifische Energieverbrauch auf  $p_{p,ges} = 15,5 \text{ Wh cm}^{-3}$  gesenkt werden, wenn die Schnittgeschwindigkeit auf  $v_c = 85 \text{ m min}^{-1}$  gesteigert wird.

### 7.5.2 Einsparpotenzial durch Schnittparameteroptimierung

Mit dem Modell (Gleichung 7-1 bzw. Gleichung 7-20) kann der spezifische Energieverbrauch beim Schruppen und Schlichten von TiAl6V4 mit unterschiedlichen Kühlkonzepten errechnet werden. Damit lässt sich eine Aussage treffen, inwiefern sich eine Variation der Schnittparameter auf den Gesamt-Energiebedarf auswirkt und welche Prozesskühlung dann die energetisch sinnvollste ist.

Bei der Fertigung von rotationssymmetrischen Bauteilen wird üblicherweise geschruppt und dann geschlichtet, um die erforderliche Oberflächengüte und Maßhaltigkeit zu erzeugen. Bei der Teilefertigung werden vor allem zwei Schnittparameterbereiche genutzt. Beim Schruppen von TiAl6V4 sind Schnittwerte von  $55 \text{ m min}^{-1} < v_c < 85 \text{ m min}^{-1}$ ,  $1,0 \text{ mm} < a_p < 2,5 \text{ mm}$  und  $0,15 \text{ mm} < f < 0,3 \text{ mm}$  üblich. Bei Schlichten verringern sich diese: Üblich sind dann Schnittwerte von  $35 \text{ m min}^{-1} < v_c < 55 \text{ m min}^{-1}$ ,  $0,2 \text{ mm} < a_p < 0,5 \text{ mm}$  und  $0,05 \text{ mm} < f < 0,15 \text{ mm}$ .

Im Vergleich zur Trockenzerspanung und zur Überflutungskühlung mit KSS ist die Trockenzerspanung mit  $\text{LN}_2$ -Kühlung energetisch am ungünstigsten und ist weder für das Schlichten noch für das Schruppen geeignet (Bild 7-8). Beim Schlichten ist die Trockenzerspanung das energetisch günstigste System, denn bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $50 \text{ m min}^{-1}$  und einer Schnitttiefe von  $0,5 \text{ mm}$  weist der Verschleiß einen vernachlässigbaren Einfluss auf den spezifischen Energieverbrauch auf. Am stärksten wirken sich dann die Energie für die Prozesskühlung  $P_K$ , insofern vorhanden, und die Energie für den Grundleistungsbedarf der Werkzeugmaschine  $P_G$  aus. Beim Schruppen von TiAl6V4 nimmt der Einfluss des Werkzeugverschleißes auf den spezifischen Gesamt-Energiebedarf  $p_{p,ges}$  zu. Bei Schnittwerten von  $v_c = 85 \text{ m min}^{-1}$ ,  $a_p = 2,5 \text{ mm}$  und  $f > 0,125 \text{ mm}$  ist es sinnvoll, anstatt einer Trockenzerspanung eine Überflutungskühlung mit KSS einzusetzen.

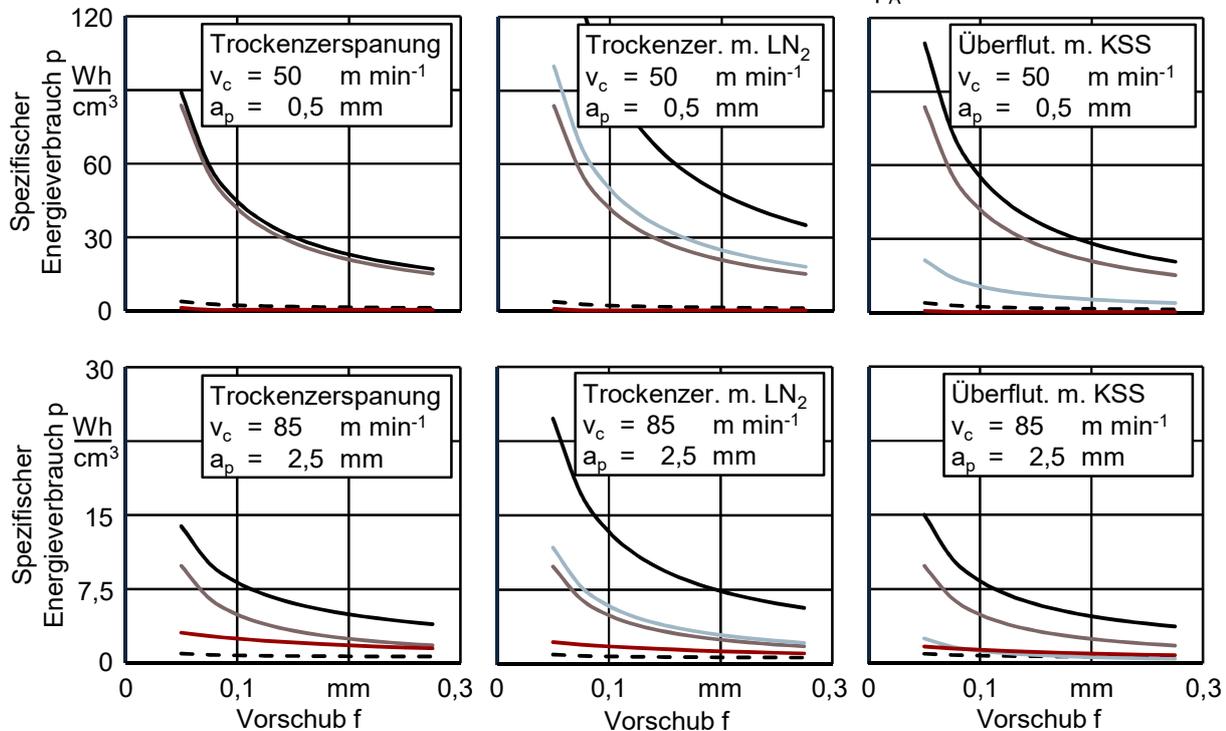
Der Wechsel von einer Trockenzerspanung auf eine Überflutungskühlung mit KSS wird in der industriellen Praxis früher erreicht, denn dort werden zum Schruppen keine Wendscheidplatten der Form DCGT0702 verwendet, sondern Wendschneidplatten mit einer höheren Masse, wie zum Beispiel die des Typs CNMG120408, sodass der Energiebedarf für die Werkzeugherstellung höher ist. Bei der Trockenzerspanung nimmt dadurch der spezifische Energieverbrauch durch den Werkzeugverschleiß stärker als bei der Überflutungskühlung mit KSS zu. Der kumulierte spezifische Energieverbrauch ist bei der Trockenzerspanung dann höher als bei der Überflutungskühlung.

**Prozess:**  
Außen-Längs-Runddrehen für unterschiedliche Kühlkonzepte

**Werkstück:**  
TiAl6V4

**Werkzeug:**  
K20UF, WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn  
 $S_{T0} = 1,06 \text{ mm}$ , DCGA07T0XD

**Spezifische Energiebedarfe:**  
— Kumulierter Energieverbrauch  $p_{p,ges}$   
— Prozesskühlung  $p_K$   
— Grundlast der Werkzeugmaschine  $p_G$   
— Werkzeugverschleiß  $p_W$   
-- Achsantriebe  $p_A$



**Bild 7-8:** Einfluss des Vorschubs  $f$  auf den spezifischen Energieverbrauch beim Schlichten und Schruppen bei unterschiedlichen Kühlkonzepten

Die in Bild 7-7 dargestellten Kurvenverläufe für den spezifischen Gesamt-Energiebedarf  $p_{p,ges}$  lassen sich erweitern, insofern neben der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  auch die Vorschübe  $f$  und die Schnitttiefen  $a_p$  variiert werden. Für die untersuchten Kühlkonzepte ergeben sich dann die in Bild 7-9 gegenübergestellten spezifischen Energieverbräuche  $p_{p,ges}$ . Auch hier ergibt sich für die Trockenzerspannung ein im Vergleich zu den anderen untersuchten Kühlkonzepten günstigeres Energieniveau. Besonders hervorzuheben ist, dass sich bei gleichen Spannungsquerschnitten die Kurven der Trockenzerspannung mit den Kurven der Überflutungskühlung mit KSS schneiden. Das heißt, dass es von der gewählten Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  abhängig ist, ob eine Prozesskühlung eingesetzt werden sollte oder nicht. Die Kurven des spezifischen Energieverbrauchs bei der Trockenzerspannung mit LN₂-Kühlung schneiden bei Schnittgeschwindigkeiten über  $v_c = 110 \text{ m min}^{-1}$  ebenfalls die Kurven der Trockenzerspannung. Bei diesen Schnittgeschwindigkeiten liegt die Werkzeugstandzeit  $T$  jedoch unter drei Minuten, was einen wirtschaftlichen Einsatz aufgrund der vergleichsweise langen Werkzeugwechselzeit unmöglich macht.

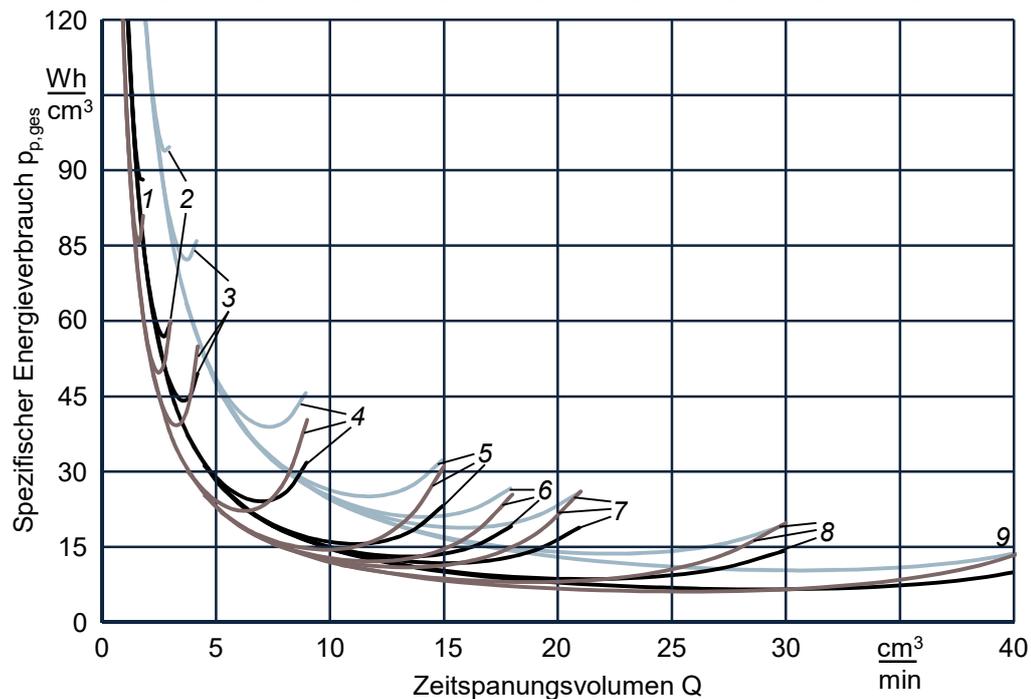
**Prozess:**  
Außen-Längs-Runddrehen

**Spezifischer Energieverbrauch:**  
— Überflutungskühlung mit Kühlschmierstoff  
— Trockenzerspannung mit LN<sub>2</sub>-Kühlung  
— Trockenzerspannung

**Werkstück:**  
TiAl6V4

**Prozessparameter:**

	1	2	3	4	5	6	7	8	9
f	0,075	0,075	0,075	0,125	0,125	0,125	0,175	0,175	0,175
a <sub>p</sub>	0,2	1,0	2,0	0,2	1,0	2,0	0,2	1,0	2,0



**Bild 7-9:** Einfluss des Kühlkonzepts auf den kumulierten spezifischen Energiebedarf  $p$  bei unterschiedlichen Schnittparametern

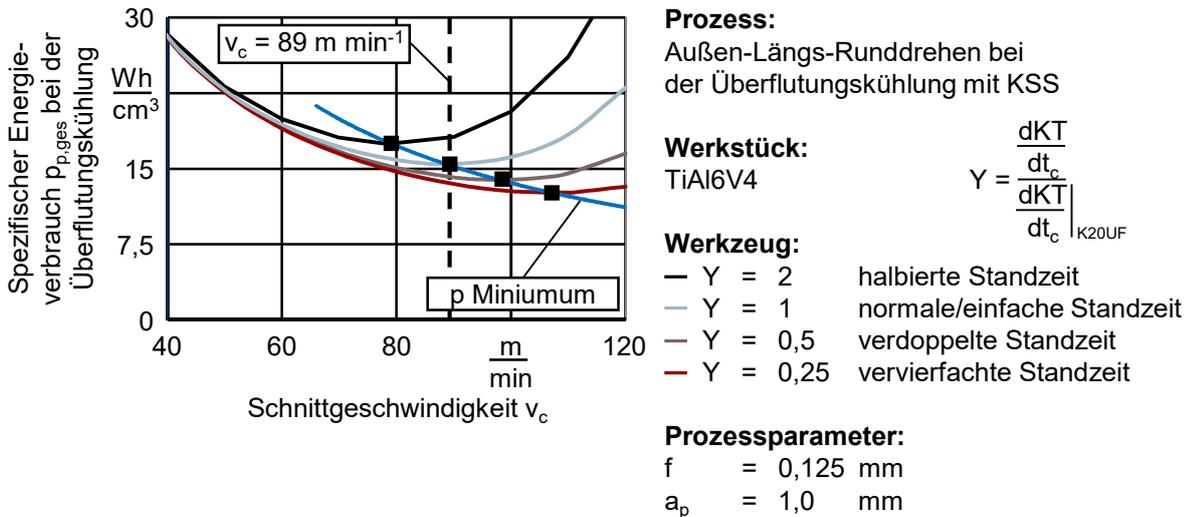
Aus Bild 7-9 lässt sich zudem erkennen, dass der Vorschub  $f$  beim Schlichten möglichst groß zu wählen ist, um ein hohes Zeitspannungsvolumen  $Q$  und damit niedrige spezifische Energieverbräuche  $p_{p,ges}$  zu erreichen. Das ist jedoch nur möglich, wenn der Schneideckenradius groß oder aber eine Breitschlichtfase auf der Nebenschneide vorhanden ist.

### 7.5.3 Einsparpotenzial durch Zerspanwerkzeugoptimierung

Der spezifische Energieverbrauch durch den Werkzeugverschleiß  $p_w$  ist von der Werkzeugstandzeit  $T$  und der für die Werkzeugherstellung aufgewendeten Energie  $KEA_H$  abhängig. Mit dem aufgestellten Modell lässt sich der Einfluss einer theoretischen Standzeiterhöhung auf den spezifischen Energiebedarf berechnen.

Für die bei den Versuchen bestimmten Kolkverschleißraten liegt das energetische Minimum bei der Überflutungskühlung mit KSS bei einer Werkzeugstandzeit von  $T = 9,5$  min und den Schnittparametern  $v_c = 89$  m min<sup>-1</sup>,  $f = 0,125$  mm und  $a_p = 1,0$  mm (Bild 7-10). Wenn die Kolkwachstumsrate bzw. der Werkzeugverschleiß verdoppelt wird, wandert das energetische Minimum zu niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$ . Laut Modell liegt diese dann bei  $v_c = 79$  m min<sup>-1</sup>, was dann einer Werkzeugstandzeit von  $T = 9,1$  min entspricht. Eine Ver-

dopplung der Werkzeugstandzeit von  $T = 9,5$  min auf  $T = 19$  min und die Beibehaltung der Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 89 \text{ m min}^{-1}$  ermöglicht einen niedrigeren Gesamt-Energieverbrauch, da der spezifische Energieverbrauch durch den geringeren Werkzeugverschleiß niedriger ist. Dieser entspricht nicht dem energetischen Minimum, denn durch die höhere Werkzeugstandzeit wird das energetische Minimum zu höheren Zeitspannungsvolumina bzw. Schnittgeschwindigkeiten verschoben. Bei einer Halbierung der Kolkwachstumsrate liegt das Energieminimum bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 98 \text{ m min}^{-1}$  und einer Werkzeugstandzeit von  $T = 10,7$  min. Bei einer Absenkung der Kolkwachstumsrate auf 25 % seines ursprünglichen Werts verschiebt sich das energetische Minimum zu einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 107 \text{ m min}^{-1}$ , wobei eine Werkzeugstandzeit von  $T = 12,1$  min erreicht wird.



**Bild 7-10:** Einfluss der Kolkwachstumsrate auf den spezifischen Energieverbrauch bei unterschiedlichen Kolkwachstumsratenverhältnissen; die Energieminima liegen bei  $v_c = 79 \text{ m min}^{-1}$  und  $T = 9,1$  min,  $v_c = 89 \text{ m min}^{-1}$  und  $T = 9,5$  min,  $v_c = 98 \text{ m min}^{-1}$  und  $T = 10,7$  min sowie bei  $v_c = 107 \text{ m min}^{-1}$  und  $T = 12,1$  min

Unabhängig vom energetischen Minimum lässt sich durch das Modell die Werkzeugstandzeit durch eine Anpassung der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  auf seinen Ursprungswert zurückrechnen (Bild 7-11). Die Verdopplung der Werkzeugstandzeit von  $T = 9,5$  min auf  $T = 19$  min bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 89 \text{ m min}^{-1}$  und gleichbleibenden Schnittparametern ermöglicht keinen Produktivitätsgewinn. Erst die Steigerung der Schnittgeschwindigkeit auf  $v_c = 99,8 \text{ m min}^{-1}$  und der damit einhergehende Ausgleich des Standzeitvorteils auf  $T = 9,5$  min macht eine Produktivitätssteigerung um 12,1 % möglich. Bei einer Absenkung der Kolkwachstumsrate auf 25 % seines Ursprungswerts lässt sich die Produktivität um 24,7 % steigern, insofern die Schnittgeschwindigkeit auf  $v_c = 111 \text{ m min}^{-1}$  erhöht wird. Die Werkzeugstandzeit beträgt dann ebenfalls  $T = 9,5$  min.

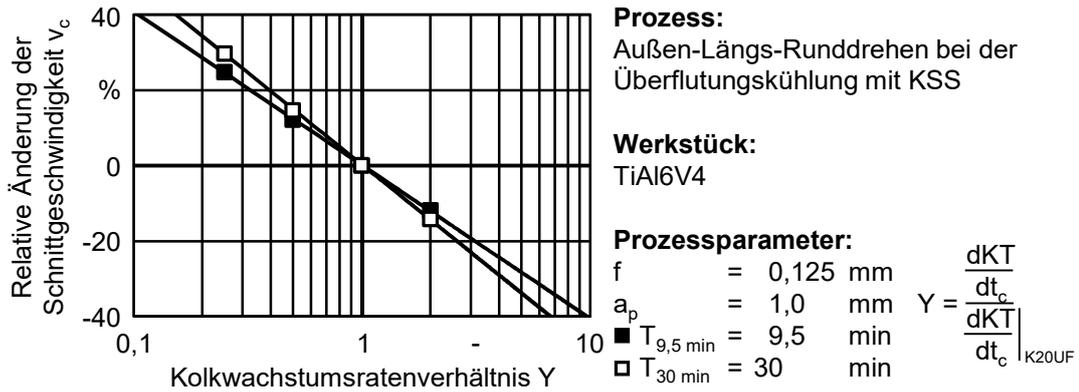


Bild 7-11: Zusammenhang zwischen der veränderten Kolkwachstumsrate und dem Zeitspannungsvolumen

In Abschnitt 6.2.1 und Abschnitt 6.2.3 sind für verschiedene Schneidstoff-Beschichtungs-Systeme Standzeiten ermittelt worden. Die Verwendung von ultrafeinstkörnigem Wolframkarbidpulver erfordert mehr Energie bei der Werkzeugherstellung. Gleiches gilt auch für Hartstoffbeschichtungen (vgl. Abschnitt 6.3.4). In Bild 7-12 sind die kumulierten spezifischen Energiebedarfe für einen Teil der erprobten Schneidstoff-Beschichtungs-Systeme unter Berücksichtigung der damit erreichten Werkzeugstandzeiten dargestellt. Die Werkzeugstandzeiten wurden dabei auf die Referenzsorte HM-K20UF bezogen.

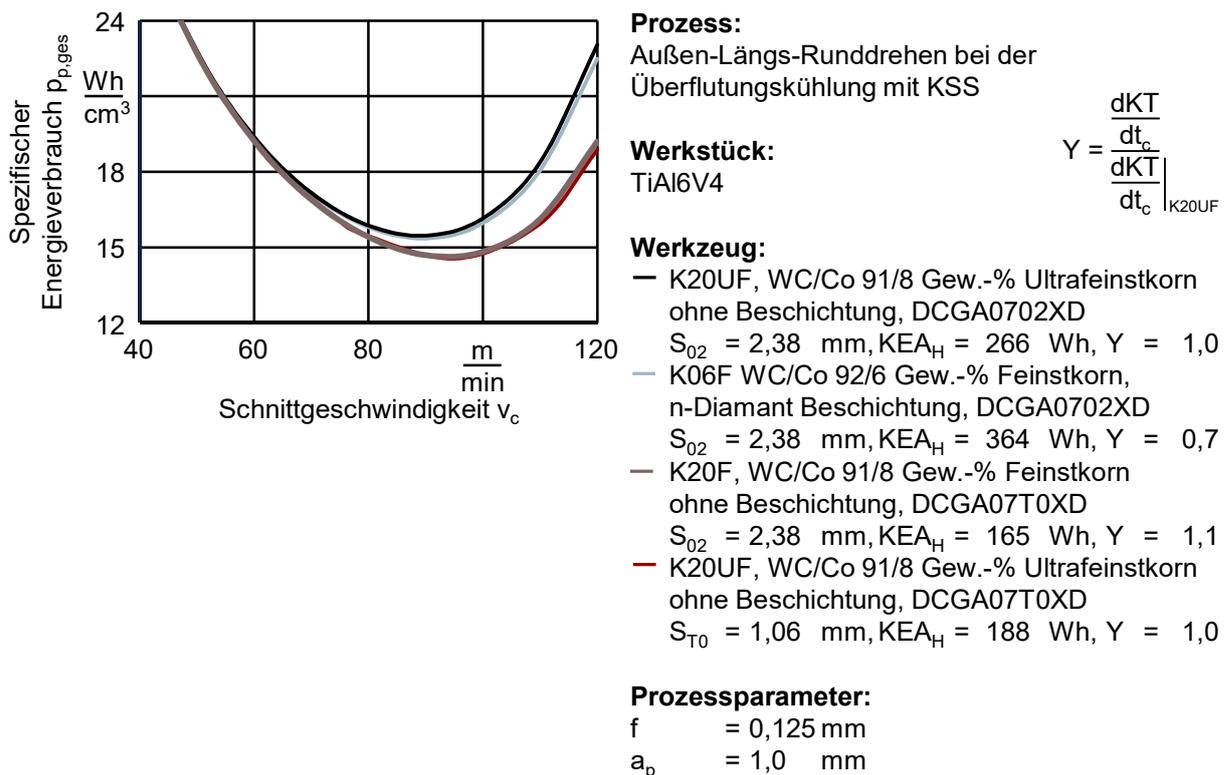


Bild 7-12: Einfluss unterschiedlicher Zerspanwerkzeuge auf den spezifischen Energieverbrauch des Zerspanprozesses

Die Wendeschneidplatten aus ultrafeinstkörnigem Wolframkarbidpulver mit Plattendicken von  $S_{T0} = 1,06 \text{ mm}$  und  $S_{02} = 2,38 \text{ mm}$  zeigen, dass Wendeschneidplatten mit niedrigerem Gewicht den spezifischen Energieverbrauch verringern. In diesem Fall von  $p_{p,ges} = 15,5 \text{ Wh cm}^3$  auf  $p_{p,ges} = 14,7 \text{ Wh cm}^3$ , was einer Verbesserung von fünf Prozent

entspricht. Eine weitere Verbesserung ist in diesem Fall kaum möglich, da das Ausgangsgewicht bei einer Plattendicke von  $S_{02} = 2,38$  mm und die dafür notwendige Hartmetallmenge niedrig sind. Wenn anstatt einer Wendeschneidplatte aus einem ultrafeistkörnigem HM-K20UF eine Wendeschneidplatte aus einem feinstkörnigen HM-K20F als Werkzeugsubstrat verwendet wird, steigen zwar der relative Verschleiß bzw. die Kolkwachstumsrate um den Faktor  $Y = 1,1$  an, doch die Herstellung des Werkzeugs erfordert weniger Energie. Durch diese Maßnahme lässt sich das Energieniveau senken.

Mit den CVD-diamantbeschichteten Wendeschneidplatten wurden bei den Versuchen die höchsten Werkzeugstandzeiten erreicht. Bei der Herstellung wird im Vergleich zu den unbeschichteten Wendeschneidplatten jedoch mehr Energie benötigt; die Kolkwachstumsrate ist mit einem Verhältnis von  $Y = 0,7$  aber niedriger. Dennoch kann dadurch der spezifische Energiebedarf  $p_{p,ges}$  nicht reduziert werden, da sich der Vorteil der größeren Standzeit und der Nachteil des höheren Energiebedarfs bei der Werkzeugherstellung gegenseitig aufheben. In diesem Fall kann durch den Einsatz einer Beschichtung keine Energie eingespart werden.

Am energetisch effektivsten ist die Reduktion der Hartmetallpulvermenge, wodurch leichtere Wendeschneidplatten hergestellt werden können. Weiterhin ist die Vermeidung energieintensiver Grundstoffe wichtig, mit denen nur geringe Standzeitgewinne erreicht werden. Der Einsatz von Beschichtungen lohnt sich in diesem Falle nur bei Werkzeugen, welche durch ihre Masse energetisch aufwändig in ihrer Herstellung sind.

### 7.5.4 Einsparpotenzial durch die Absenkung der Grund-Leistungsaufnahme

Im Idealfall lässt sich durch verbrauchsoptimierte Aggregate die elektrische Grundlast der Werkzeugmaschine um 50 % reduzieren, siehe auch Bild 2-7b [ABE13, BRE10, HEG13, KLO12a].

Das Modell der Leistungsbedarfe eignet sich zudem, um die Auswirkung unterschiedlicher Energiesparmaßnahmen bei Maschinenteilsystemen auf den spezifischen Energiebedarf  $p_{p,ges}$  zu simulieren. In Bild 7-13 ist der spezifische Energieverbrauch bei der Zerspanung von TiAl6V4 mittels Überflutungskühlung mit KSS dargestellt. Zudem ist in dem Diagramm der spezifische Energieverbrauch für eine verbrauchsoptimierte Werkzeugmaschine mit halber Leistungsaufnahme und gesteigertem Vorschub dargestellt, wie sie mit Bild 2-7b beschrieben wurde. Zusätzlich dazu ist der Effekt hocheffizienter Achsantriebe mit einer Wirkungsgradsteigerung von gegenwärtig  $\eta_A = 45$  % (vgl. Abschnitt 6.3.3) auf  $\eta_A = 90$  % abgebildet.

Letztgenannte Effizienzsteigerungsmaßnahme bewirkt nur eine geringfügige Verbesserung des spezifischen Energieverbrauchs, denn die Leistungsaufnahme für die Achsantriebe  $P_A$  ist im Vergleich zur Energieaufnahme für die Prozesskühlung  $P_K$  und zur Grundlast der Werkzeugmaschine  $P_G$  gering. Die Verringerung der Grund-Leistungsaufnahme der Werkzeugmaschine und der Kühlungsanlage für die Überflutungskühlung mit KSS auf 50 % ihres ursprünglichen Werts bewirken eine deutliche Verbesserung des spezifischen Energieverbrauchs von etwa  $p_{p,ges} = 15,5$  Wh cm<sup>-3</sup> auf  $p_{p,ges} = 7,1$  Wh cm<sup>-3</sup>.

Das energetische Optimum verschiebt sich in diesem Fall zu niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$ . Dies ist auch bei unveränderten Schnittparametern der Fall, da sich dann der Werkzeugverschleiß stärker auf den Gesamtenergiebedarf auswirkt. Durch eine Absenkung des Leistungsbedarfs der Werkzeugmaschine tritt der Energiebedarf für die Werkzeugbereitstellung bzw. -herstellung  $P_w$  stärker in den Fokus des Energiesparens. Das heißt, dass dann die Reduktion des Energieverbrauchs bei der Werkzeugherstellung primäres Entwicklungsziel ist.

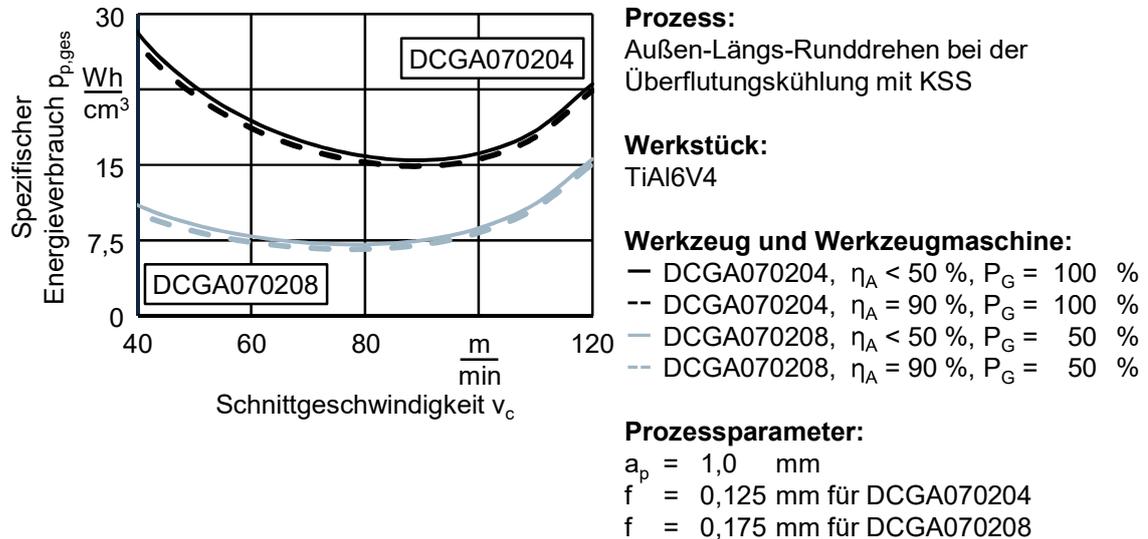


Bild 7-13: Gegenüberstellung der spezifischen Energieverbräuche

### 7.5.5 Einfluss auf den Prozesswirkungsgrad

Für die unterschiedlichen Kühlkonzepte und Prozessparameter sind in [Bild 7-14](#) die Wirkungsgrade gemäß [Gleichung 7-21](#) berechnet worden. Dabei wird die Nutzleistung durch die Wirkleistung  $P_e$  und die zugeführte Leistung durch die Gesamt-Leistungsaufnahme des Bearbeitungsprozesses  $P_{P,ges}$  beschrieben.

$$\eta = \frac{P_e}{P_{P,ges}} \quad (7-21)$$

Der Wirkungsgrad liegt im untersuchten Schnittparameterbereich bei weniger als 15 %, wobei mit der Trockenzerspannung die höchsten Wirkungsgrade erreicht werden können. Die Trockenzerspannung mit  $LN_2$ -Kühlung weist im Vergleich zu anderen Kühlkonzepten einen um die Hälfte reduzierten Wirkungsgrad auf. Die Zerspannung mit der Überflutungskühlung mit KSS liegt beim Wirkungsgrad zwischen der Trockenzerspannung und der Trockenzerspannung mit  $LN_2$ -Kühlung. Dieser Sachverhalt zeigt, dass die Prozesskühlung den Prozesswirkungsgrad signifikant beeinflusst.

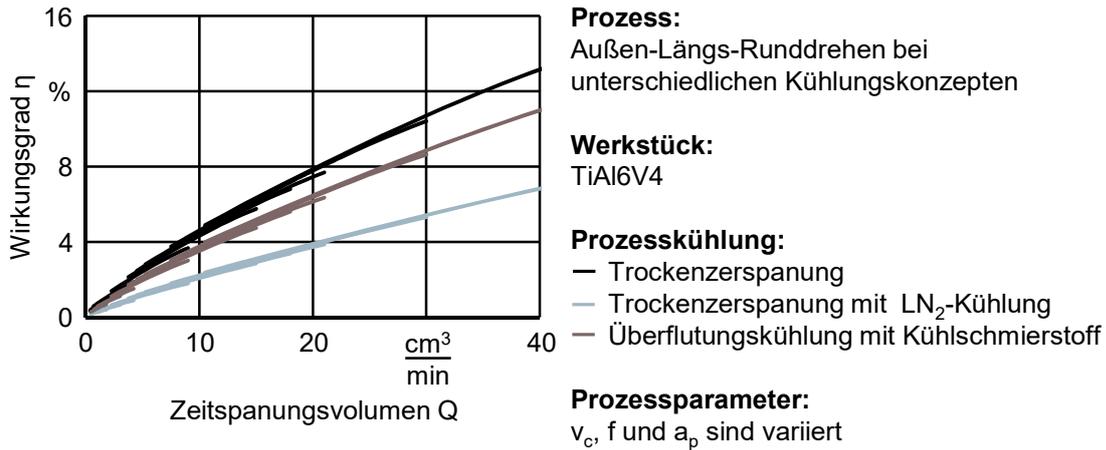


Bild 7-14: Wirkungsgrade bei unterschiedlichen Kühlkonzepten und Schnittparametersätzen

Der Gesamtwirkungsgrad  $\eta$  kann verbessert werden, indem der Grundleistungsbedarf der Werkzeugmaschine reduziert wird (vgl. Abschnitt 7.5.4). Durch eine Reduktion der Grundleistungsaufnahme  $P_G$  von 6,28 kW und des Kühlleistungsbedarfs  $P_K$  von 1,6 kW auf 50 % des Ausgangswerts kann der Gesamtwirkungsgrad  $\eta$  nahezu verdoppelt werden (Bild 7-15). Hocheffiziente Antriebe lassen eine weitere Wirkungsgradsteigerung zu. Diese ist im Vergleich zur Absenkung der Grundleistungsaufnahme  $P_G$  oder der Kühlleistungsaufnahme  $P_K$  erst dann sinnvoll, wenn die Grundleistungsaufnahme  $P_G$  und der Kühlleistungsbedarf  $P_K$  reduziert wurden.

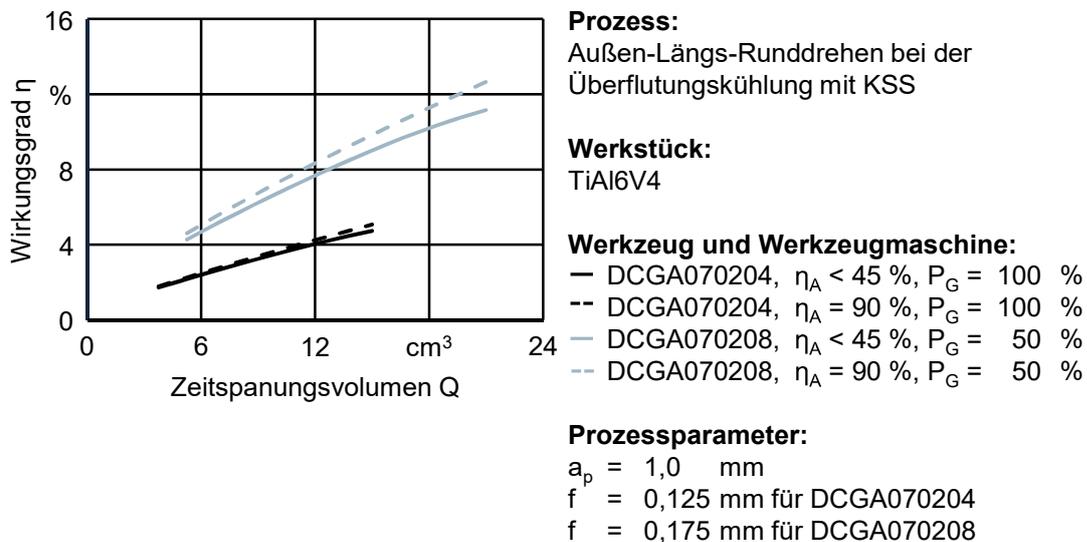


Bild 7-15: Wirkungsgradsteigerung durch reduzierten Grundlastbedarf und höhere Achsantriebswirkungsgrade

### 7.5.6 Einfluss auf die Fertigungskosten

Mit der VDI-Richtlinie 3321 „Schnittwertoptimierung, Grundlagen und Anwendung“ sind die Fertigungskosten von spanabhebenden Prozessen zur Herstellung von Bauteilen berechnet worden [VDI3321]. Die Maschinen-Stunden-Sätze für die Traub TNX 65/42 wurden für die Trockenerspannung, die Trockenerspannung mit LN<sub>2</sub>-Kühlung sowie für die Überflutungskühlung mit KSS in Tabelle 7-1 gegenübergestellt.

Tabelle 7-1: Berechnung der Maschinen-Stunden-Sätze für eine Traub TNX 65/42 bei verschiedenen Kühlkonzepten

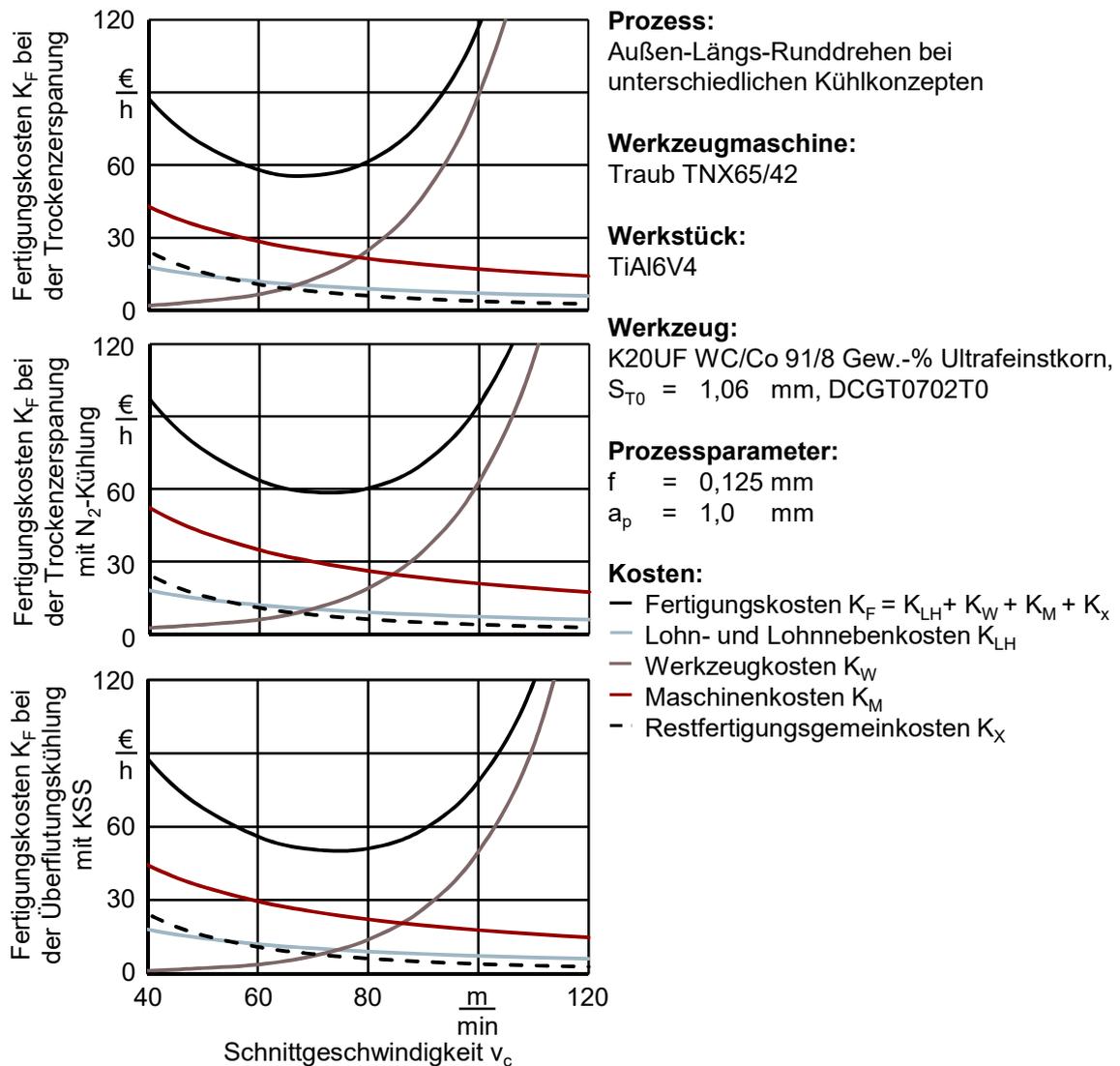
	Bezeichnung	Einheit	Gleichung	Trocken	LN <sub>2</sub>	KSS
1	Anschaffungspreis	€		365.000		
2	Zubehörcosten	€		45.000	100.000	45.000
3	Montagekosten	€		3.500	4.500	3.500
4	Fundamentkosten	€		1.000		
5	Gesamtanschaffungswert	€	(5)=(1)+(2)+(3)+(4)	414.500	470.500	414.500
6	Investitionssteuerindex	-		1		
7	Berechnungsjahrindex	-		1		
8	Anschaffungsjahrindex	-		1		
9	Wiederbeschaffungswert	€	$(9)=\frac{(5)\cdot(6)\cdot(7)}{(8)}$	391.440	454.160	391.440
10	Flächenbedarf	m <sup>2</sup>		40	44	40
11	Spez. Raumkosten	€ m <sup>-2</sup> Monat <sup>-1</sup>		5		
12	Raumkosten	€ Monat <sup>-1</sup>	(12)=(10)·(11)	200	220	200
13	Zinssatz	% a <sup>-1</sup>		5,0		
14	Zinsen	€ Monat <sup>-1</sup>	$(14)=\frac{(9)\cdot(13)}{100\cdot12\cdot2}$	864	980	864
15	Nutzungsdauer	a		10		
16	Abschreibung	€ Monat <sup>-1</sup>	$(16)=\frac{(9)}{12\cdot(15)}$	3.454	3.921	3.454
17	Schichtzahl	-		2		
18	Auslastungsfaktor	-		0,8		
19	Nutzungszeit	h Monat <sup>-1</sup>	$(19)=\frac{(17)\cdot(18)\cdot1700}{12}$	227		
20	Fixkosten	€ h <sup>-1</sup>	$(20)=\frac{(12)+(14)+(16)}{(19)}$	19,93	22,59	19,93
21	Instandhaltungs-%-Satz	% a <sup>-1</sup>		2,5		
22	Instandhaltungskosten	€ h <sup>-1</sup>	$(22)=\frac{(9)\cdot(21)}{100\cdot12\cdot(19)}$	3,81	4,32	3,81
23	Leistungsaufnahme	KW		7		9
24	Spez. Stromkosten	€ kWh <sup>-1</sup>		0,3		
25	Druckluftbedarf	m <sup>3</sup> h <sup>-1</sup>		9		
26	Spez. Druckluftkosten	€ m <sup>-3</sup>		0,05		
27	Stromkosten	€ h <sup>-1</sup>	(27)=(23)·(24)+(25)·(26)	0,45		
28	Kühlmittelbedarf	l a <sup>-1</sup>		0	2050	1.400
29	Kühlmittelpreis	€ l <sup>-1</sup>		0	0,8	0,8
30	Kühlmittelentsorgung	€ l <sup>-1</sup>		0		0,2
31	Kühlmittelkosten	€ h <sup>-1</sup>	$(31)=\frac{(28)\cdot[(29)+(30)]}{12\cdot(19)}$	0	0,6	0,51
32	Variable Kosten	€	(32)=(22)+(27)+(31)	6,36	7,48	7,47
33	Maschinen-Stunden-Satz	€	(33)=(20)+(32)	26,29	30,07	27,41

Die Fixkosten der Maschinen-Stunden-Sätze unterscheiden sich durch die Kosten für die Beschaffung und Montage der Flüssigstickstoffanlage sowie dem dafür erforderlichen Platzbedarf. Die variablen Kosten unterscheiden sich in den Instandhaltungskosten und den Kosten für die Beschaffung und Entsorgung des KSS und des Flüssigstickstoffs.

Der niedrigste Maschinen-Stunden-Satz wird bei der Trockenzerspanung ohne Kühlung erreicht. Dieser liegt bei  $K_M = 26,29 \text{ €}$ . Die Verwendung einer Überflutungskühlung mit KSS lässt den Maschinen-Stunden-Satz um  $1,12 \text{ €}$  auf  $K_M = 27,41 \text{ €}$  ansteigen. Die Trockenzerspanung mit  $N_2$ -Kühlung ist mit  $K_M = 30,07 \text{ €}$  wegen der Zubehör- und Kühlmittelkosten um  $2,66 \text{ €}$  teurer als die Überflutungskühlung mit KSS.

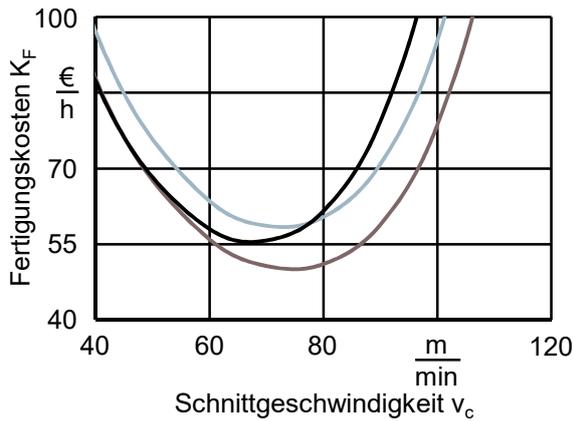
Aus den Maschinen-Stunden-Sätzen sind die Maschinenkosten beim Außen-Längs-Runddrehen von TiAl6V4 bestimmt worden. Dabei ist als Referenzparametersatz eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 60 \text{ m min}^{-1}$ , ein Vorschub von  $f = 0,125 \text{ mm}$  und eine Schnitttiefe von  $a_p = 1,0 \text{ mm}$  angenommen worden, was einem Zeitspannungsvolumen von  $Q = 450 \text{ cm}^3 \text{ h}^{-1}$  entspricht. Für die Lohnkosten wurde ein Wert von  $19,50 \text{ € h}^{-1}$  zzgl.  $23 \%$  Lohnnebenkosten angenommen. Bei einem Zweischichtbetrieb liegen die Restfertigungsgemeinkosten bei etwa  $30 \%$ . Die Lohnkosten sind anteilig mit  $55 \%$  berücksichtigt worden. Daraus ergibt sich ein Betrag der Restfertigungsgemeinkosten von  $12,82 \text{ €}$ . Bei den Werkzeugkosten wurde der Einfluss des Kühlkonzepts auf den Werkzeugverschleiß und die Kosten für Klemmhalter und Ersatzteile berücksichtigt. Eine Wendeschneidplatte des Typs DCGT070204 aus unbeschichtetem Hartmetall kostet  $5,00 \text{ €}$ , die Kosten für den Klemmhalter der Bauform SDJCR2020 mit Schraube und Hartmetallunterlage belaufen sich bei der Trockenzerspanung ohne Kühlung und bei der Überflutungskühlung mit KSS auf etwa  $0,125 \text{ € h}^{-1}$ . Für ein Drehwerkzeug mit geschlossenem Innenkühlsystem verzehnfacht sich der Kostensatz auf  $1,25 \text{ € h}^{-1}$ . Zudem wurde bei der Kalkulation der Werkzeugkosten die Werkzeugwechsel- und Einstellzeit mit  $3,5 \text{ min}$  pro Schneidecke berücksichtigt. Das Ergebnis dieser Annahmen ist in Bild 7-16 dargestellt:

Das Fertigungskostenminimum der Trockenzerspanung und das der Überflutungskühlung unterscheiden sich um  $4,69 \text{ €}$ . Wirtschaftlich macht die Trockenzerspanung nur dann Sinn, wenn dadurch nachgelagerte Reinigungsprozesse entfallen und die Produktivität nicht das Hauptauslegungskriterium des Bearbeitungsprozesses ist.



**Bild 7-16:** Gegenüberstellung der Fertigungskosten beim Außen-Längs-Runddrehen von TiAl6V4 bei unterschiedlichen Kühlmethoden

Bei Schnittgeschwindigkeiten über  $v_c = 50 \text{ m min}^{-1}$  werden mit der Überflutungskühlung mit KSS die geringsten Fertigungskosten erreicht. Dort ist der Werkzeugverschleiß am geringsten. Die Kosten für Werkzeuge, Werkzeugwechsel- und Einstellzeiten sind dann minimal. Bei Schnittgeschwindigkeiten über  $v_c = 78 \text{ m min}^{-1}$  ist eine Trockenzerspannung mit  $N_2$ -Kühlung wirtschaftlicher als eine ungekühlte Zerspanung, da dann die Einsparungen durch den reduzierten Werkzeugverschleiß die Kosten für die Flüssigstickstoffversorgung übersteigen. **Bild 7-17** verdeutlicht den in Bild 7-16 dargestellten Zusammenhang nochmals:



**Prozess:**

Außen-Längs-Runddrehen bei unterschiedlichen Kühlkonzepten

**Werkzeugmaschine:**

Traub TNX65/42

**Werkstück:**

TiAl6V4

**Werkzeug:**

K20UF WC/Co 91/8 Gew.-% Ultrafeinstkorn,  $S_{T0} = 1,06 \text{ mm}$ , DCGT0702T0

**Prozessparameter:**

$f = 0,125 \text{ mm}$

$a_p = 1,0 \text{ mm}$

**Kosten:**

- Trockenzerspannung
- Trockenzerspannung mit  $N_2$ -Kühlung
- Überflutungskühlung mit KSS

**Bild 7-17:** Fertigungskosten bei unterschiedlichen Kühlkonzepten in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit

**7.5.7 Verbesserungen durch technische Maßnahmen**

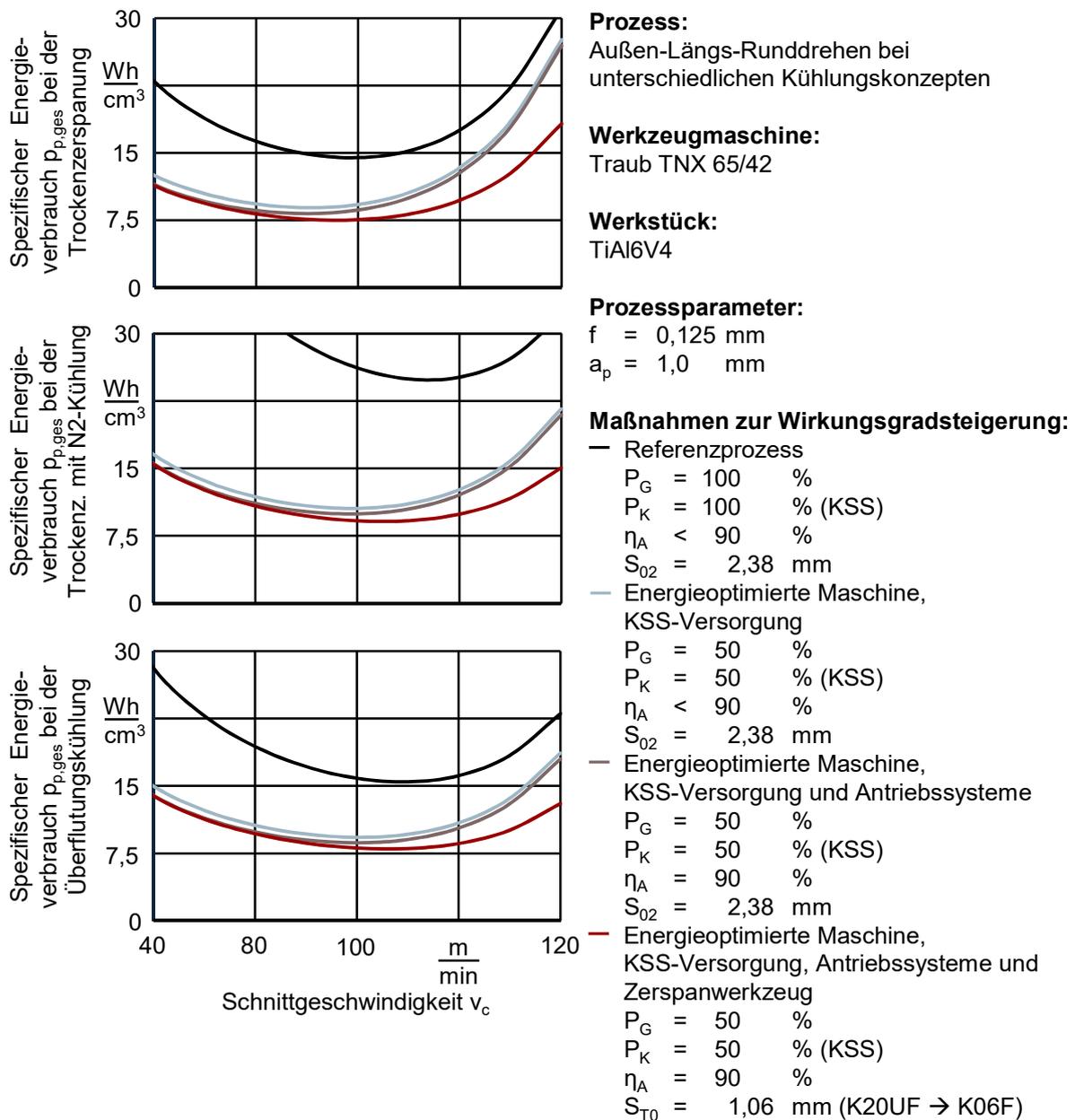
Die in **Bild 7-18** dargestellten Verläufe zeigen, dass sich der spezifische Energieverbrauch des Bearbeitungsprozesses verbessert, wenn die Grund-Leistungsaufnahme der Werkzeugmaschine  $P_G$  und der Energiebedarf des KSS-Versorgungssystems  $P_K$  auf die Hälfte ihrer ursprünglichen Werte reduziert werden. Gleiches gilt auch bei einer Reduktion des  $LN_2$ -Bedarfs von  $\dot{m}_{N_2} = 1 \text{ g s}^{-1}$  auf  $\dot{m}_{N_2} = 0,4 \text{ g s}^{-1}$ . Mit steigendem Zeitspannungsvolumen  $Q$  fallen die Anteile der Grund-Leistungsaufnahme der Werkzeugmaschine  $P_G$ , die Energie für die Antriebe  $P_A$  und die Energie für die Prozesskühlung  $P_K$  an der Gesamt-Leistungsaufnahme  $P_P$  des Bearbeitungsprozesses ab (**Bild 7-7**). Gleichzeitig steigt der Anteil der Energie für die Werkzeugherstellung  $P_W$ . Mit der Trockenzerspannung lässt sich das energetische Minimum erreichen, welches bei  $p_{p,ges} = 14,7 \text{ Wh cm}^{-3}$  liegt. Ein Wert von  $p_{p,ges} = 24,9 \text{ Wh cm}^{-3}$  lässt sich mit der Trockenzerspannung mit  $LN_2$ -Kühlung erreichen. Die Überflutungskühlung mit KSS ist mit  $p = 15,1 \text{ Wh cm}^{-3}$  energetisch weniger effizient als die Trockenzerspannung.

Wenn ein ungekühlter Drehprozess um eine Kühlschmierung ergänzt wird, sollten die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  oder der Vorschub  $f$  gesteigert werden, denn die Kühlung verschiebt das energetische Minimum zu höheren Zeitspannungsvolumina  $Q$ . Umgekehrt bedeutet dies, dass das Zeitspannungsvolumen  $Q$  reduziert werden sollte, wenn beim Drehen anstatt einer Kühlschmierung eine Trockenzerspannung angewendet wird (**Bild 7-18**).

Weiterhin sind in **Bild 7-18** die Auswirkungen auf den spezifischen Energieverbrauch dargestellt, wenn der durchschnittliche Wirkungsgrad der Hauptspindel und der Achsantriebe auf 90 % festgesetzt wird. Eine Steigerung des energetischen Wirkungsgrads der Achsantriebe  $\eta_A$  und des Hauptspindelantriebs ermöglichen eine weitere Reduktion des spezifischen Energiebedarfs  $p_{p,ges}$  und damit eine energetische Verbesserung. Diese ist im

Vergleich zur verringerten Grund-Leistungsaufnahme der Werkzeugmaschine  $P_G$  oder zur energieoptimierten Prozesskühlung  $P_K$  jedoch marginal (vgl. Abschnitt 7.5.4).

Neben der verringerten Grund-Leistungsaufnahme  $P_G$  und den wirkungsgradgesteigerten Motoren  $\eta_A$  lässt sich durch energieverbrauchsreduzierte Zerspanwerkzeuge der Gesamt-Energiebedarf des Zerspanprozesses reduzieren. Aus Bild 7-18 wird ersichtlich, dass es nur durch energieoptimierte Wendeschneidplatten möglich ist, den spezifischen Energieverbrauch auch bei höheren Zeitspannungsvolumina  $Q$  zu verringern. Die Wendeschneidplatten müssen dabei nicht zwangsläufig höhere Werkzeugstandzeiten aufweisen, vielmehr kommt es darauf an, dass bei deren Herstellung im Vergleich zu herkömmlichen Wendeschneidplatten besonders wenig Energie aufgewendet wird.



**Bild 7-18:** Energieeinsparmöglichkeiten bei verschiedenen Kühlkonzepten beim Drehprozess und deren Wirkung auf den spezifischen Energieverbrauch

Durch die Entwicklung und das Inverkehrbringen neuer, energieeffizienter Werkzeugmaschinen mit niedriger Grund-Leistungsaufnahme und hocheffizienten Kühlsystemen reduziert sich der Energieverbrauch der Werkzeugmaschine erheblich und die Umweltbelastung nimmt ab (Bild 7-18). Durch die verringerte Leistungsaufnahme wird die Fertigungsstätte weniger stark aufgeheizt und der Energiebedarf der Klimatisierung wird verringert (vgl. Abschnitt 2.4 und Abschnitt 2.5). Durch diese Effizienzsteigerungen tritt der mit der Werkzeugherstellung verbundene Energieaufwand stärker in den Fokus potenzieller energetischer Einsparungen. Das führt zwangsläufig zur Entwicklung energieoptimierter Zerspanwerkzeuge. Mögliche Lösungsansätze dafür sind:

- Eine Ausweitung der Multimaterial-Mischbauweise. Speziell geformte (beschichtete) Hartmetalleinsätze lassen sich aufgrund ihrer Form in hochfesten vorgeformten Werkzeugträgern formschlüssig fixieren. Die gegenwärtig angewandten Grundsätze von hart zu weich und von teuer zu billig werden dann ausgenutzt (Abschnitt 5.3.1).
- Marktübliche Geometrien von Zerspanwerkzeugen weisen ungünstige Formen auf, um die Schnittkräfte effizient in den Klemmhalter zu leiten. Dieses Gestaltungsproblem lässt sich durch optimierte Kraftpfade beseitigen, wobei das Wendeschneidplattengewicht auf ein Minimum reduziert und die Schneidenzahl auf ein Maximum gesteigert werden muss (Abschnitt 5.3.1).
- Beim Einsatz der Überflutungskühlung kann die Werkzeugstandzeit durch größere Wendeschneidplattenoberflächen erhöht werden, denn gegenwärtig ist die Wärmeaustausch- bzw. Kühlfläche zwischen Werkzeug und KSS stark begrenzt (Abschnitt 6.1.2).

Parallel zur Entwicklung von energie- und kostenoptimierten Wendeschneidplatten bieten sich bei der Weiterentwicklung von Systemen der Überflutungskühlung folgende Möglichkeiten:

- Reduzierung des KSS-Volumenstroms und Steigerung der Kühlwirkung durch eine zielgerichtete Anströmung der Werkzeugfrei- und Werkzeughauptflächen.
- Verkleinerung des KSS-Tanks durch regelbare Kühlaggregate.
- Verringerung des KSS-Austrags aus der Werkzeugmaschine durch an Werkstücken und Spänen anhaftenden KSS, beispielsweise durch Rüttelsiebe und die Nutzung der Maschinenabwärme in Luftvorhängen am Werkstücktransportband und am Späneförderband.
- Die KSS-Aufbereitung kann durch eine kontinuierliche physikalische und/oder thermische Reinigung des KSS in der Werkzeugmaschine geschehen, so dass der Einsatz von Bakteriziden oder Fungiziden vermieden werden kann.

Insofern eine Trockenzerspannung genutzt werden soll, lässt sich diese mit Blick auf die Produktivität durch ein geschlossen-innengekühltes Drehwerkzeug verbessern. Dort ist dann auf eine Kühlung mit kryogenen Kühlmitteln, zum Beispiel mit  $N_2$  und  $CO_2$ , zu verzichten. Die Effizienz kann dann durch folgende Maßnahmen gesteigert werden:

- Anstatt kryogener Fluide sollten Wasser-Alkohol-Gemische verwendet werden. Diese arbeiten als Kühlmedium in dem geschlossenen-innengekühlten Drehwerkzeug [UHL12b, UHL13a, WAR16].
- Die Werkzeugstandzeit kann durch eine prozessparallele Verschleiß- und Oberflächengütekennung ausgereizt werden [UHL14].

---

## 8 Zusammenfassung

Hochwarmfeste Werkstoffe werden immer häufiger eingesetzt. Die breite Anwendung dieser Werkstoffgruppe hängt aber von effizienten und kostengünstigen Fertigungsprozessen ab, denn im Gegensatz zu konventionellen Werkstoffen bewirkt die Gruppe der hochwarmfesten Werkstoffe eine höhere thermo-mechanische Belastung der Zerspanwerkzeuge, insbesondere bei der Drehbearbeitung. Neben der Erforschung neuer Schneidstoffe und Hartstoffschichten ist die Kühlschmierung der Zerspanzone ein probates Mittel, die Werkzeugstandzeit bei der Drehbearbeitung hochwarmfester Schneidstoffe zu erhöhen. Hier bieten sich mehrere technische Lösungen an, um die Wärme abzuführen. Neben der Überflutungskühlung mit Kühlschmierstoff können auch geschlossen-innengekühlte Drehwerkzeuge eingesetzt werden, um die Werkzeugschneide zu kühlen. Das letztgenannte System hat zudem den Vorteil, dass das Werkstück und die Späne nicht mit Kühlschmierstoff kontaminiert werden und nachgeschaltete Reinigungsprozesse entfallen.

Geschlossen-innengekühlte Drehwerkzeuge wurden bisher nur in Forschungsvorhaben entwickelt und erprobt. Ein breiter industrieller Einsatz oder zumindest eine Nischenanwendung konnte dieser Technologie noch nicht erschlossen werden, da geschlossen-innengekühlte Drehwerkzeuge mit technologisch ausgereiften Kühlkonzepten konkurrieren müssen. Hier stellen sich nun die Fragen, welche Werkzeugstandzeiten und energetischen Wirkungsgrade sich mit den verschiedenen Kühlkonzepten erreichen lassen und was verbessert werden muss, um das geschlossen-innengekühlte Drehwerkzeug im industriellen Umfeld einzusetzen. Lohnt sich der Einsatz von flüssigem Stickstoff als Kühlmittel in geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeugen, um eine bestmögliche Kühlung des Zerspanwerkzeugs zu erreichen, und welche Auswirkung hat der Einsatz von Stickstoff auf die Energiebilanz des Bearbeitungsprozesses?

Drehwerkzeuge mit geschlossenem Innenkühlsystem für kryogene Kühlmedien und entsprechende Versorgungssysteme sind nicht erhältlich. Darum sind ein strukturoptimierter Drehwerkzeughalter mit geschlossenem Innenkühlsystem für kryogene Kühlmedien und eine Flüssigstickstoffversorgungsanlage entwickelt und erprobt worden (Abschnitt 5.1). Um die Wirkung der geschlossenen Innenkühlung auf den Werkzeugverschleiß beim Zerspanen eines hochwarmfesten Werkstoffs zu untersuchen, in diesem Fall TiAl6V4, sind unterschiedliche Hartmetallsubstrate, Plattendicken und Hartstoffbeschichtungen getestet und analysiert worden. Die vom Zerspanwerkzeug aufgenommene Wärme konnte über im und am Drehwerkzeug platzierte Sensoren erfasst und anschließend in Echtzeit berechnet werden. Zusätzlich dazu ist die Antriebsleistung der Werkzeugmaschine gemessen und aufgezeichnet worden. Dadurch konnte zeitgleich die von der Werkzeugmaschine aufgebrachte Wirkleistung und die vom Flüssigstickstoff aufgenommene Wärme gemessen werden.

Durch Versuche konnte nachgewiesen werden, dass sich die Abkühlung von beschichteten und unbeschichteten Wendeschneidplatten auf  $-196\text{ °C}$  negativ auf das Hartmetallsubstrat sowie auf die Schichthaftung auswirkt. Die tiefen Temperaturen bewirken eine lokale Schädigung der Grenzschicht zwischen Hartmetallsubstrat und Beschichtung und eine Eta-Phasenbildung im Hartmetall, was zur lokalen Versprödungen führt. Das heißt, dass beschichtete Werkzeuge für die Kühlung mit Stickstoff ungeeignet sind (Abschnitt 6.1.1).

Das thermische und mechanische Verhalten der eingesetzten Wendeschneidplatten ist mittels Computational Fluid Dynamics Simulation überprüft worden. Dabei konnte gezeigt werden, dass das strukturoptimierte Werkzeug und Wendeschneidplatten mit einer Stärke von 1,06 mm die mechanischen Belastungen beim Zerspanen aushalten. Es zeigte sich aber auch, dass sich an der Hauptschneidkante aufgrund hoher Temperaturunterschiede hohe Spannungsgradienten im Übergangsbereich zwischen Span und Kühlschmierstoff ausbilden. Die Simulationen haben zudem gezeigt, dass mit der Überflutungskühlung die beste Positionstreuung der Schneidecke und die geringsten Zerspantemperaturen erreicht werden. Bei der Trockenzerspanung sind die Zerspantemperaturen am höchsten. Bei den mit Flüssigstickstoff gekühlten Wendeschneidplatten liegen die Zerspantemperaturen zwischen der Überflutungskühlung und Trockenzerspanung (Abschnitt 6.1.2).

Die Ursachen-Wirkungs-Analyse von Schnittparametern und Kühlkonzepten auf den Werkzeugverschleiß ermöglichte ein tiefgreifendes Verständnis der Verschleißmechanismen beim Außen-Längs-Runddrehen von TiAl6V4.

Bei den untersuchten Schneidstoffen ermöglichten Hartmetalle mit geringen Kobaltanteilen die längsten Standzeiten. Bei den Zerspanversuchen zeigte sich zudem, dass sich auf der Spanfläche eine Schutzfase ausbildet, deren Winkel mit der Warmhärte des Schneidstoffs korreliert. Auf dieser Schutzfase bildet sich dann der Kolk aus. Letztgenannter führt zur Ausbildung einer Kolkklippe, welche bis zum Erreichen des Standzeitendes mehrfach abbricht. Das wiederholte Abbrechen der Kolkklippe bis zum Erreichen des Standzeitendes erklärt auch die oft beobachteten aber unerklärten Sprünge im Verschleißmarkenbreitenverlauf. Durch eine Variation der Wendeschneidplattendicke wurde geklärt, ob durch die reduzierte Plattendicke die Kühlwirkung erhöht wird. Bei den verschiedenen Kühlkonzepten hatte diese jedoch keinen Einfluss auf den Werkzeugverschleiß. Dafür konnte bei der Überflutungskühlung durch die Variation der Schneidkantenverrundung und der Spanflächenrauheit nachgewiesen werden, dass sich durch die richtige Wahl beider Größen das Temperaturfeld im Schneidkeil reduzieren lässt (Abschnitt 6.2.1 und Abschnitt 6.2.2).

TiAl6V4 und andere Titanlegierungen sind dafür bekannt, dass Hartstoffbeschichtungen auf Hartmetallwendeschneidplatten in den ablaufenden Span diffundieren. Dieser Sachverhalt konnte für die untersuchten Kühlkonzepte bei allen getesteten PVD-Nanokompositbeschichtungen und CVD-Diamantschichten bestätigt werden. Bei der Überflutungskühlung mit Kühlschmierstoff versagten die mit einer CVD-Diamantschicht versehenen Hartmetallwerkzeuge sofort. Nachdem das Hartmetallsubstrat unter der CVD-Diamantschicht freigelegt war, reduzierte sich der Werkzeugverschleiß schlagartig und die Kolkverschleißrate ging im Vergleich zu den anderen getesteten Werkzeugen auf ein Minimum zurück. Die verbliebene Diamantschicht arbeitete dann als Wärmespreizschicht und transportierte einen Teil der von der Wendeschneidplatte aufgenommenen Wärme in die umliegenden Areale, sodass der Kühlschmierstoff diese besser abführen konnte (Abschnitt 6.2.3).

Durch eine Variation der Schnittparameter konnten vom Kühlkonzept abhängigen Kolkwachstumsraten gemessen werden. Bei einer bestimmten Schnitttemperatur weisen die Kurven einen charakteristischen Knick auf. Trotz stärker ansteigender Wirkleistung verlangsamte sich ab diesem Punkt der Werkzeugverschleiß. Die Ursache dafür ist die Ausbildung einer Passivierungsschicht aus Titankarbid, welche die Diffusion des weichen Kobalts in den

abfließenden Span behindert. Diese Passivierungsschicht führt zudem zu einem Anstieg des Reibungskoeffizienten und damit zu einem stärkeren Temperaturanstieg in der Zerspanzone. Dieser Temperaturanstieg wurde mittels Einmeißelmethode jedoch nie gemessen, da die TiC-Schicht zu einer Veränderung der Thermopaarung und damit zu einer Veränderung des Seebeck-Effekts führt (Abschnitt 6.2.4 und Abschnitt 6.2.5).

Bei der Trockenzerspannung mit aktiver Innenkühlung ist der Einsatz von unterkühltem flüssigen Stickstoff zu vermeiden, denn sonst ist der Wärmeübergang im Kühlkörper am geringsten und die Kühlleistung begrenzt. Es sollte immer gasförmiger oder siedender Stickstoff zur Werkzeugkühlung verwendet werden, da sich auf diese Weise die meiste Wärme aus dem Werkzeug abtransportieren lässt (Abschnitt 6.2.6).

Zur Bestimmung des Prozesswirkungsgrads sind die Leistungsbedarfe der Bearbeitungsprozesse bei den verschiedenen Kühlkonzepten bestimmt worden. Die jeweiligen Bedarfe an elektrischer Energie unterschieden sich lediglich durch den für die Prozesskühlung. Die Werkzeugkühlung mit Flüssigstickstoff ist wegen des hohen Leistungsbedarfs sehr energieintensiv. Durch eine Absenkung des Stickstoffmassenstroms lässt sich der Energiebedarf der Flüssigstickstoffkühlung auf den der Überflutungskühlung mit Kühlschmierstoff absenken (Abschnitt 6.3.2).

Für die Trockenzerspannung, die Trockenzerspannung mit geschlossenen-innengekühltem Drehwerkzeug und die Überflutungskühlung mit Kühlschmierstoff ist aus den Energiebedarfen der Werkzeugmaschine, der Prozesskühlung und den für die Werkzeugherstellung notwendigen Energien ein Energiebilanzierungsmodell erstellt worden, womit sich die spezifischen Energieverbräuche beim Außen-Längs-Runddrehen von TiAl6V4 berechnen lassen. Dieses Modell ist für Schnittgeschwindigkeiten von  $30 \text{ m min}^{-1}$  bis  $120 \text{ m min}^{-1}$ , für Vorschübe von  $0,075 \text{ mm}$  bis  $0,25 \text{ mm}$  und für Schnitttiefen von  $0,2 \text{ mm}$  bis  $2,5 \text{ mm}$  gültig. Die Trockenzerspannung ohne Kühlung ist dabei energetisch am effizientesten (Abschnitt 7.5). Die Trockenzerspannung mit dem geschlossen-innengekühlten Drehwerkzeug mit Flüssigstickstoffkühlung energetisch am ineffizientesten. Mit dem Modell konnte durch Parameterstudien zudem gezeigt werden, inwiefern sich eine Standzeiterhöhung des Werkzeugs oder geringere Energiebedarfe bei der Werkzeugherstellung auf den Gesamtenergiebedarf des Bearbeitungsprozesses auswirken und wie dann die Schnittparameter angepasst werden müssen, um das energetische Minimum zu erreichen. Das Modell wurde auch genutzt, um die Wirkung einer geringeren Leistungsaufnahme der Werkzeugmaschine zu untersuchen und um den Gesamtwirkungsgrad des Bearbeitungsprozesses zu bestimmen. Das größte Verbesserungspotenzial besteht dabei in der Reduktion der Grundleistungsaufnahme der Werkzeugmaschinen, denn diese wirkt sich am stärksten auf den Gesamtwirkungsgrad aus. Eine Verbesserung der Achsantriebswirkungsgrade kann dagegen vernachlässigt werden (Abschnitt 7.5).

---

---

---

## 9 Literatur

- ABE08a Abele, E.; Schramm, B.: Using PCD for machining CGI with a CO<sub>2</sub> coolant system. *Production Engineering – Research and Development* 2 (2008) 2, S. 165 – 169.
- ABE08b Abele, E.; Fröhlich, B.: High-Speed Milling of Titanium Alloy. *Advances in Production Engineering and Management* 3 (2008) 3, S. 131 – 140.
- ABE09 Abele, E.; Fröhlich, B.: Hochgeschwindigkeitsfräsen von Titanlegierungen. *Werkstattstechnik online* 99 (2009) 1/2, S. 25 – 31.
- ABE11a Abele, E.; Sielaff, T.; Schiffler, A.; Rothenbücher, S.: Analyzing Energy Consumption of Machine Tool Spindle Units and Identification of Potential for Improvements of Efficiency. In: *Glocalized Solutions for Sustainability in Manufacturing. Proceedings of the 18<sup>th</sup> CIRP International Conference on Life Cycle Engineering*; Hrsg.: Hesselbach, J.; Herrmann, C. Berlin: Springer, 2011, S. 280 – 285.
- ABE12 Abele, E.; Fischer, J.; Dewald, M.; Schmidt, S.: Innere Kälte optimiert Werkzeugstandzeiten. *VDI-Z* 154 (2012) 7/8, S. 22 – 25.
- ABE13 Abele, E.; Sielaff, T.; Beck, M.: BMBF-Projekt 0327488 A „Schlussbericht zum Projekt MaxiEM. Maximierung der Energieeffizienz spanender Werkzeugmaschinen“. Abschlussbericht, Darmstadt, 2013.
- ABE15a Abele, E.; Hasenfratz, C.: Unterstützung der Titanzerspanung durch induktive Erwärmung. *ZWF* 110 (2015) 5, S. 256 – 260.
- ABE15b Abele, E.; Hasenfratz, C.; Brinkhus, H.; Karch, M.: Die beste Beschichtung für das Fräsen von Titan. *Werkstatt+Betrieb* 5 (2015), S. 28 – 32.
- AKA87 Akasawa, T.; Takeshita, H.; Uehara, K.: Hot Machining with Cooled Cutting Tools. *Annals of the CIRP* 36 (1987) 1, S. 37 – 40.
- AKB08 Akbar, F.; Mativenga, P. T.; Sheikh, M. A.: An Evaluation of Heat Partition Models in High Speed Machining of AISI/SAE 4140 Steel. In: *Tagungsberichtsband zur 6<sup>th</sup> International Conference on Manufacturing Research der Brunel University, London, 09.09 – 11.09.2008*.
- AMT12 Amtsblatt der Europäischen Union, Verordnung (EU) Nr. 206/2012 der Kommission vom 6. März 2012 URL: <http://eur-lex.europa.eu/legal-content/DE/TXT/PDF/?uri=CELEX:32012R0206&from=DE> (Zugriff: 16.09.2015).
- ARM10 Armendia, M.; Garay, A.; Iriarte, L.-M.; Arrazola, P.-J.: Comparison of the machinability of Ti6Al4V and TIMETAL® 54M using uncoated WC–Co tools. *Journal of Materials Processing Technology* 210 (2010), S. 197 – 203.
- ARN10 Arnold, K. H.; Stoll, A.: Economic and Energy – Efficient Cutting Assisted by High-Pressure Cooling, Using the Example of Titanium Alloys. In: *Sustainable Production for Resource Efficiency and Ecomobility, Proceedings of the International Chemnitz Manufacturing Colloquium 2010*; Hrsg.: Neugebauer, R. Zwickau: Verlag Wissenschaftliche Scripten, 2010, S. 231 – 246.
- ARR09 Arrazola, P.-J.; Garaya, A.; Iriarte, L.-M.; Armendia, M.; Mary, S.; Le Maître, F.: Machinability of titanium alloys (Ti6Al4V and Ti555.3). *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009), S. 2223 – 2230.
- ARR15 Arrazola, P.-J.; Aristimuno, P.; Soler, D.; Childs, T.: Metal cutting experiments and modelling for improved determination of chip/tool contact temperature by infrared thermography. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 64 (2015). S. 57 – 60.

- ATT04 Attia, M. H.; Kops, L.: A New Approach to Cutting Temperature Prediction Considering the Thermal Constriction Phenomenon in Multi-layer Coated Tools. *Annals of the CIRP* 53 (2004) 1, S. 47 – 52.
- BAB04 Babitsky, V. I.; Mitrofanov, A. V.; Silberschmidt, V. V.: Ultrasonically assisted turning of aviation materials: simulations and experimental study. *Ultrasonics* 42 (2004), S. 81 – 86.
- BAS12 Bassett, E.; Köhler, J.; Denkena, B.: On the honed cutting edge and its side effects during orthogonal turning operations of AISI1045 with coated WC-Co inserts. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 5 (2012) 2, S. 108 – 126.
- BAS14 Bassett, E.: Belastungsspezifische Auslegung und Herstellung von Schneidkanten für Drehwerkzeuge. *Berichte aus dem IFW 01-2014*. Hrsg.: Denkena, B. Garbsen: PZH, 2014.
- BAT10 Basturk, S.; Senbabaoglu, F.; Islam, C.; Erten, M.; Lazoglu, I.; Gulmez, T.: Titanium machining with new plasma boronized cutting tools. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 59 (2010), S. 101 – 104.
- BER82 Ber, A.; Kaldor, S.: The First Seconds of Cutting. *Wear Modelling. Annals of the CIRP* 31 (1982) 1, S. 13 – 17.
- BEM15 Bermingham, M. J.; Sim, W. M.; Kent, D.; Gardiner, S.; Dargusch, M. S.: Tool Life and Wear Mechanisms in Laser Assisted Milling Ti–6Al–4V. *Wear* 322–323 (2015), S. 151 – 163.
- BES93 Bessenay, G.; Thomas, T.: Laser Assisted Machining (LAM) Processes and their Industrial Developments. In: *Aerodays '93: 2<sup>nd</sup> Community aeronautics RTD conference*; Hrsg.: European Communities, S. 413 – 420.
- BOB08 Bobzin, K.; Bagcivan, N.; Immich, P.; Pinero, C.; Goebbels, N.; Krämer, A.: PVD – Eine Erfolgsgeschichte mit Zukunft. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 39 (2008) 1, S. 5 – 12.
- BOD07 Bode, H.-O.: Einfluss einer energieeffizienten Produktion auf Planungs- und Produktprämissen am Beispiel der Motorenfertigung. In: *Nachhaltigkeit in der Produktionswirtschaft – Erfolgreich produzieren im globalen Umfeld. Tagungsband XII. Internationales Produktionstechnisches Kolloquium*; Hrsg.: Uhlmann, E.; Herrmann, J.; Krause, F.-L.; Krüger, J.; Mertins, K.; Seliger, G. Berlin: Fraunhofer IPK 2007, S. 299 – 305.
- BÖN13 Bönsch, C.: Mehr als Energie sparen. Energiemanagement in produzierenden Unternehmen als neue Herausforderung. Vortrag anlässlich des Ideen-Forum+ 2013: Energieeffizienz– Die Kennzahl der Zukunft? Hält das zukunftsweisende Produktionssystem des 21. Jahrhunderts was es verspricht?. *Ideen-Forum+ 2013, Besigheim, 25.04.2013*.
- BOR15 Bordin, A.; Bruschi, S.; Ghiotti, A.; Bariani, P. F.: Analysis of Tool Wear in Cryogenic Machining of Additive Manufactured Ti6Al4V Alloy. *Wear* 328-329 (2015), S. 89 – 99.
- BÖT13 Böttger, H. M.; Lewin, E.; Patscheider, J.; Shklover, V.; Cahill, D. G.; Ghisleni, R.; Sobiech, M.: Thermal conductivity of hard oxynitride coatings. *Thin Solid Films* 549 (2013), S. 232 – 238.
- BOU12 Bouzakis, D.-K.; Michailidis, N.; Skordaris, G.; Bouzakis, E.; Biermann, D.; M'Saoubi, R.: Cutting with coated tools: Coating technologies, characterization methods and performance optimization. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 61 (2012), S. 703 – 723.

- BOU14 Bouzakis, K. D.; Bouzakis, E.; Kombogiannis, S.; Makrimalakis, S.; Skordaris, G.; Michailidis, N.; Charalampous, P.; Paraskevopoulou, R.; M'Saoubi, R.; Aurich, J. C.; Barthelmä, F.; Biermann, D.; Denkena, B.; Dimitrov, D.; Engin, S.; Karpuschewski, B.; Klocke, F.; Özel, T. Poulachonm, I, G.; Rech, J.; Schulze, V.; Settineri, L.; Srivastava, A.; Wegener, K.; Uhlmann, E.; Zeman, P.: Effect of cutting edge preparation of coated tools on their performance in milling various materials. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 7 (2014), S. 264 – 273.
- BOY94 Boyer, R.; Welsch, G.; Collings, E. (Hrsg.): *Materials Property Handbook: Titanium Alloys*, ASM, 1994.
- BRE13 Breidenstein, B.; Denkena, B.: Significance of residual stress in PVD-coated carbide cutting tools. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 62 (2013), S. 67 – 70.
- BRG52 Brunberg, P. E.: Here's the story behind CO2 coolant as explained by Paul E. Brunberg. *American Machinist* 96 (1952), S. 130 – 132.
- BRI15 Brinksmeier, E.; Meyer, D.; Huesmann-Cordes, A. G.; Herrmann, C.: Metalworking fluids. Mechanisms and performance. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 64 (2015), S. 605 – 628.
- BRU14 Bruckner T.; Bashmakov, I. A.; Mulugetta, Y.; Chum, H.; De la Vega Navarro, A.; Edmonds, J.; Faaij, A.; Functammasan, B.; Garg, A.; Hertwich, E.; Honnery, D.; Infield, D.; Kainuma, M.; Khennas, S.; Kim, S.; Nimir, H. B.; Riahi, K.; Strachan, N.; Wiser, R.; Zhang, X.: Energy Systems. In: *Climate Change 2014: Mitigation of Climate Change. Contribution of Working Group III to the Fifth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change*. Hrsg.: Edenhofer, O.; Pichs-Madruga, R.; Sokona, Y.; Farahani, E.; Kadner, S.; Seyboth, K.; Adler, A.; Baum, I.; Brunner, S.; Eickemeier, P.; Kriemann, B.; Savolainen, J.; Schlömer, S.; Von Stechow, C.; Zwickel T.; Minx, J. C. Cambridge: Cambridge University Press, 2014, S. 511 – 597.
- BRÜ03 Brücher, M.: *CVD-Diamant als Schneidstoff*. Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin. Hrsg.: Uhlmann, E. Stuttgart: Fraunhofer IRB, 2003.
- BÜR05 Bürgel, R.: *Festigkeitslehre und Werkstoffmechanik. Lehr- und Übungsbuch Festigkeitslehre*. Vieweg+Teubner, 2005.
- BYR93 Byrne, G.; Scholta, E.: Environmentally Clean Machining Processes. *Annals of the CIRP* 42 (1993) 1, S. 471 – 474.
- BYR03 Byrne, G.; Dornfeld, D.; Denkena, B.: Advancing Cutting Technology. *Annals of the CIRP* 52 (2003) 2, S. 483 – 507.
- CAC06 Cacciamani, G.; De Keyser, J.; Ferro, R.; Klotz, U. E.; Lacaze, P.; Wollants, J.: Critical evaluation of the Fe–Ni, Fe–Ti and Fe–Ni–Ti alloy systems. *Intermetallics* 14 (2006) 10–11, S. 1312 – 1325.
- CHE76 Chermant, J. L.; Osterstock, F.: Fracture toughness and fracture of WC-Co composites. *Journal of Materials Science* 11 (1976), S. 1939 – 1951.
- CHI89 Childs, T. H. C.; Mahdi, M. I.: On the Stress Distribution Between the Chip and Tool During Metal Turning. *Annals of the CIRP* 38 (1989) 1, S. 55 – 58.
- CHI06a Childs, T. H. C.: Friction modelling in metal cutting. *Wear* 260 (2006), S. 310 – 318.
- CHI06b Childs, T. H. C.: Numerical experiments on the influence of material and other variables on plane strain continuous chip formation in metal machining. *International Journal of Mechanical Sciences* 48 (2006), S. 307 – 322.

- CHO03 Chiou, R. Y.; Lu, L.; Chen, J. S. J.; North, M. T.: The Effect of an Embedded Heat Pipe in a Cutting Tool on Temperature and Wear. Proceedings of the International Mechanical Engineering Congress & Exposition 2003; Hrsg.: ASME Washington D.C.: ASME, 2003, S. 369 – 376.
- CHR51 Christian, J. W.: A Theory of the Transformation in pure Cobalt. Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences 206 (1951) 1084, S. 51 – 64.
- CHU03 Chiou, R. Y.; Lu, L.; Chen, J. S. J.; North, M. T.: The Effect of an Embedded Heat Pipe in a Cutting Tool on Temperature and Wear. HTD 374 (2003) 3, S. 369 – 376.
- COR03 Corduan, N.; Himbart, T.; Poulachon, G.; Dessoly, M.; Lambertin, M.; Vigneau, J.; Payoux, B.: Wear Mechanisms of New Tool Materials for Ti-6Al-4V High Performance Machining. CIRP Annals – Manufacturing Technology 52 (2003) 1, S. 73 – 76.
- COT08a Cotterell, M.; Byrne, G.: Characterisation of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy Ti-6Al-4V. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology 1 (2008), S. 81 – 85.
- COT08b Cotterell, M.; Byrne, G.: Dynamics of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy Ti-6Al-4V. CIRP Annals – Manufacturing Technology 57 (2008), S. 93 – 96.
- COU13 Courbon, C.; Mabrouki, T.; Rech, J.; Mazuyer, D.; D'Eramod, E.: On the Existence of a Thermal Contact Resistance at the Tool-chip Interface in Dry Cutting of AISI 1045: Formation Mechanisms and Influence on the Cutting Process. Applied Thermal Engineering 50 (2013), S. 1311 – 1325.
- CZI10 Czichos, H.; Habig, K.-H. (Hrsg.): Tribologie Handbuch. Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik. Vieweg+Teubner, 2010.
- DAH04 Dahmus, J. B.; Gutowski, T. G.: An Environmental Analysis of Machining. In: Proceedings of International Mechanical Engineering Congress and RD&D Expo, Anaheim, 2004, URL: [http:// http://web.mit.edu/ebm/Publications/ASME2004-62600.pdf](http://web.mit.edu/ebm/Publications/ASME2004-62600.pdf) (Zugriff: 10.05.2015).
- DAN10 Dandekar, C.R.; Shin, Y.C.; Barnes, J.: Machinability improvement of titanium alloy via LAM and hybrid machining. International Journal of MachineTools & Manufacture 50 (2010), S. 174 – 182.
- DAW43 Dawihl, W.; Hinnüber, J.: Über den Aufbau der Hartmetalllegierungen. Kolloid Zeitschrift 104 (1943) 2/3, S. 233 – 236.
- DEA83 Dearnley, P. A.: New technique for determining temperature distribution in cemented carbide cutting tools. Metals Technology 10 (1983) 6, S. 205-214.
- DEA86 Dearnley, P. A.; Grearson, A. N.: Evaluation of principal wear mechanisms of cemented carbides and ceramics used for machining titanium alloy IMI 318. Materials Science and Technology 2 (1986) 1, S. 47-58.
- DEG15 Degner, W.; Lutze, H.; Smejkal, E.: Spanende Formung. Theorie – Berechnung – Richtwerte. München: Hanser, 2015.
- DEI14 Deiab, I.; Raza, S. W.; Pervaiz, S.: Analysis of Lubrication Strategies for Sustainable Machining during Turning of Titanium Ti-6Al-4V alloy. Procedia CIRP 17 (2014), S. 766 – 771.
- DEN08 Denkena, B.; Breidenstein, B.: Influence of the Residual Stress State on Cohesive Damage of PVD-Coated Carbide Cutting Tools. Advanced Engineering Materials 10 (2008) 7, S. 613 – 616.

- DEN11 Denkena, B.; Lucas, A.; Bassett, E.: Effects of the cutting edge microgeometry on tool wear and its thermomechanical load. CIRP Annals – Manufacturing Technology 60 (2011), S. 73 – 76.
- DEN14 Denkena, B.; Biermann, D.: Cutting edge geometries. CIRP Annals – Manufacturing Technology 63 (2014), S. 631 – 653.
- DEN15 Denkena, B.; Helmecke, P.; Hülsemeyer, L.: Energy efficient machining of Ti-6Al-4V. CIRP Annals – Manufacturing Technology 64 (2015) 1, S. 61 – 64.
- DET06 Dettmer, T.: Nichtwassermischbare Kühlschmierstoffe auf Basis nachwachsender Rohstoffe. Schriftenreihe des Instituts für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik der TU Braunschweig. Hrsg. Hesselbach, J. Essen: Vulkan, 2006.
- DEW12 Dewald, M.: Titanzerspanung: Ein Beitrag zur Erhöhung der Standzeit. Schriftenreihe des PTW: Innovation Fertigungstechnik. Hrsg. Abele, E. Aachen: Shaker, 2012.
- DIA15 Diaz-Elsayed, N.; Dornfeld, D.; Horvath, A.: A comparative analysis of the environmental impacts of machine tool manufacturing facilities. Journal of Cleaner Production 95 (2015), S. 223 – 231.
- DIE09 Dietmair, A.; Verl, A.: Energy Consumption Forecasting and Optimisation for Tool Machines. Modern Machinery Science Journal 2 (2009) 1, S. 63 – 67.
- DIN1071-2 DIN EN 1071-2, Teil 2, (02.2002) Hochleistungskeramik; Verfahren zur Prüfung keramischer Schichten: Bestimmung der Schichtdicke mit dem Kalottenschleifverfahren. Berlin: Beuth.
- DIN1071-3 DIN EN 1071-3, Teil 3, (10.2005) Hochleistungskeramik; Verfahren zur Prüfung keramischer Schichten: Bestimmung der Haftung und Formen des mechanischen Versagens mit dem Ritztest. Berlin: Beuth.
- DIN1071-8 DIN CEN/TS 1071-8, Teil 8, (11.2004) Hochleistungskeramik; Verfahren zur Prüfung keramischer Schichten: Rockwell-Eindringprüfung zur Bewertung der Haftung. Berlin: Beuth.
- DIN1832 DIN ISO 1832, (10.2014) Wendeschneidplatten für Zerspanwerkzeuge; Bezeichnung. Berlin: Beuth.
- DIN3369 DIN EN ISO 3369, (08.2010) Undurchlässige Sintermetallwerkstoffe und Hartmetalle; Ermittlung der Dichte. Berlin: Beuth.
- DIN4287 DIN EN ISO 4287, (07.2010) Geometrische Produktspezifikation (GPS); Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit. Berlin: Beuth.
- DIN4516 DIN EN ISO 4516, (10.2002) Metallische und andere anorganische Überzüge; Mikrohärteprüfungen nach Vickers und Knoop. Berlin: Beuth.
- DIN4545 DIN EN ISO 4545, (01.2005) Metallische Werkstoffe; Härteprüfung nach Knoop: Prüfverfahren. Berlin: Beuth.
- DIN4984-12 DIN 4984, Teil 12, (07.2004) Klemmhalter mit Vierkantschaft für Wendeschneidplatten; Form S. Berlin: Beuth.
- DIN14577-1 DIN EN ISO 14577-1, Teil 1, (05.2003) Metallische Werkstoffe, Instrumentierte Eindringprüfung zur Bestimmung der Härte und anderer Werkstoffparameter; Prüfverfahren. Berlin: Beuth.
- DIN17869 DIN 17869, (06.1992) Werkstoffeigenschaften von Titan und Titanlegierungen; Zusätzliche Angaben. Berlin: Beuth.
- DIN50106 DIN 50106, (12.1978) Prüfung metallischer Werkstoffe; Druckversuch. Berlin: Beuth.

- DNG13 Deng, J.; Lian, Y.; Wu, Z.; Xing, Y.: Performance of femtosecond laser-textured cutting tools deposited with WS<sub>2</sub> solid lubricant coatings. *Surface & Coatings Technology* 222 (2013), S. 135 – 143.
- DOR11 Dorn, C.; Stark, M.; Renger, U.; Bleicher, F.: Untersuchung zur Energieeffizienz von Werkzeugmaschinen unter Berücksichtigung der kinematischen Struktur und der Prozesskräfte. In: Tagungsband zum Industrielles Symposium Mechatronik – Smart Production des Mechatronik-Cluster, Linz, 18.11.2010.
- DRA03 Draganescu, F.; Gheorghe, M.; Doicin, C. V.: Models of machine tool efficiency and specific consumed energy. *Journal of Materials Processing Technology* 141 (2003), S. 9 – 15.
- DUC03 Ducros, C.; Benevent, V.; Sanchette, F.: Deposition, characterization and machining performance of multilayer PVD coatings on cemented carbide cutting tools. *Surface and Coatings Technology* 163 –164 (2003), S. 681 – 688.
- EGS05 Shell Macron GmbH: EG-Sicherheitsdatenblatt zum Produkt Shell Adrana AY401 vom 22.07.2005. URL: [http://schmierstoff-datenbank.de/uploads/tx\\_albertbeck/12569297144850cce3c5a00.pdf](http://schmierstoff-datenbank.de/uploads/tx_albertbeck/12569297144850cce3c5a00.pdf) (Zugriff: 10.01.2016).
- ENO12 Enomoto, T.; Sugihara, T.; Yukinaga, S.; Hirose, K.; Satake, U.: Highly wear-resistant cutting tools with textured surfaces in steel cutting. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 61 (2012), S. 571 – 574.
- ESS10 Essig, C.; Klocke, F.: Beurteilung von Spanleitgeometrien. Analytisches Modell für die Bestimmung der Spannungsverteilung im Span. *Wt Werkstattstechnik online* 100 (2010) 3, S. 190 – 196.
- EPU13 EPUTEC Drucklufttechnik GmbH: Vortex Tube – Wirbelrohre – Installation und Wartung. Installations- und Gebrauchsanweisung. Kaufering. Firmenschrift. 2013.
- EXN79 Exner, H. E.: Physical and Chemical nature of cemented carbides. *International Metals Reviews* 4 (1979), S. 149 – 173.
- EZU07 Ezugwu, E.; Bonney, J.; Da Silva, R. B.; Çakir, O.: Surface integrity of finished turned Ti–6Al–4V alloy with PCD tools using conventional and high pressure coolant supplies. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47 (2007) 6, S. 884 – 891.
- FAH12 Fahad, M.: A Heat Partition investigation of Multilayer Coated Carbide Tools for High Speed Machining through experimental studies and Finite Element Modelling. Manchester, United Kingdom, PhD Thesis, 2012. URL: <https://www.escholar.manchester.ac.uk/api/datastream?publicationPid=uk-acman-scw:159006&datastreamId=FULL-TEXT.PDF> (Zugriff: 01.09.2015).
- FAL13 Fallqvist, M.; Schultheiss, F.; M'Saoubi, R.; Olsson, M.; Stahl, J.-E.: Influence of the tool surface micro topography on the tribological characteristics in metal cutting: Part I experimental observations of contact conditions. *Wear* 298–299 (2013), S. 87 – 98.
- FEI13 Ferri, C.; Minton, T.; Ghani, S.; Cheng, K.: Internally cooled tools and cutting temperature in contamination-free machining. *Journal of Mechanical Engineering Science* 218 (2013) 1, S. 135 – 145.
- FER09 Ferreira, J. A. M.; Pina Amaral, M. A.; Antunes, F. V.; Costa, J. D. M.: A study on the mechanical behaviour of WC/Co hardmetals. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials* 27 (2009), S. 1 – 8.
- FRI97 Friedrich, C.; Berg, G.; Broszeit, E.; Berger, C.: Datensammlung zu Hartstoffeigenschaften. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 28 (1997) 2, S. 59-76.

- FRK01 Frick, J. P.: Woldman's Engineering Alloys. 9. Auflage, Novelty: ASM International, 2001.
- FRO09 Frost, T.: Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem. Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin. Hrsg.: Uhlmann, E. Stuttgart: Fraunhofer IRB, 2009.
- GEC85 Gecim, B.; Winer, W. O.: Transient Temperatures in the Vicinity of an Asperity Contact. *Journal of Tribology* 107 (1985), S. 333 – 342.
- GEN01 Gente, A.; Hoffmeister, H. W.; Evans, C. J.: Chip formation in machining Ti6Al4V at extremely high cutting speeds. *CIRP Annals* 50 (2001) 1, S. 49 – 52.
- GEN02 Gente, A.: Spanbildung von TiAl6V4 und Ck45N bei sehr hohen Schnittgeschwindigkeiten. Schriftenreihe des Instituts für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik der TU Braunschweig. Essen : Vulkan-Verl., 2002.
- GHO05 Schutzrecht EP 1 637 257 A1 Offenlegungsschrift (2006-03-22). Air Products and Chemicals, Inc. Allentown. Ghosh, R.; Zurecki, Z.; Grimm, L. M.: Method and Apparatus for Cutting Workpieces with The Provision of Cooling of the Cutting Tool.
- GIE12 Giegrich, J.; Liebich, A.; Lauwigi, C.; Reinhardt, J.: Indikatoren / Kennzahlen für den Rohstoffverbrauch im Rahmen der Nachhaltigkeitsdiskussion. Hrsg.: Umweltbundesamt. 2012, URL: <https://www.umweltbundesamt.de/sites/default/files/medien/461/publikationen/4237.pdf> (Zugriff: 10.01.2016).
- GIL11 Gill, S. S.; Singh, J.; Singh, H.; Singh, R.: Investigation on wear behaviour of cryogenically treated TiAlN coated tungsten carbide inserts in turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 51 (2011), S. 25 – 33.
- GRA04 Grams, J. V.: Untersuchungen zum Fräsen mit CVD-diamantbeschichteten Werkzeugen. Berichte aus der Produktionstechnik. Hrsg.: Eversheim, W.; Klocke, F.; Pfeifer, T.; Schuh, G.; Weck, M.; Brecher, C. Aachen: Shaker, 2004.
- GRZ01 Grzesik, W.: An Investigation of the Thermal Effects in Orthogonal Cutting Associated with Multilayer Coatings. *Annals of the CIRP* 50 (2001) 1, S. 53 – 56.
- GRZ05 Grzesik, W.; Bartoszuk, M.; Nieslony, P.: Finite Element Modelling of Temperature Distribution in the Cutting Zone in Turning Processes with Differently Coated Tools. *Journal of Materials Processing Technology* 164–165 (2005), S. 1204 – 1211.
- GUT06 Gutowski, T. G.; Dahmus, J. B.; Thiriez, A.: Electrical Energy Requirements for Manufacturing Processes. In: 13<sup>th</sup> CIRP International Conference of Life Cycle Engineering, Lueven, 2006, URL: <http://www.mech.kuleuven.be/lce2006/071.pdf> (Zugriff: 12.07.2015).
- HAR82 Hartung, P. D.; Kramer, B. M.: Tool wear in titanium machining. *Annals of the CIRP* 31 (1982) 1, S. 75 – 80.
- HEG13 Hegener, G.: Energieeffiziente Werkzeugmaschinen. Vortrag anlässlich des Themas „Ressourceneffizienz – Chancen, Technologien und Rahmenbedingungen“, Festhalle Denkendorf, Denkendorf, 27.06.2013.
- HEI14 Heisel, U.; Klocke, F.; Uhlmann, E.; Spur, G. (Hrsg.): Handbuch Spanen. Edition Handbuch der Fertigungstechnik, München Carl Hanser, 2014.
- HEN09 Herrmann, C.; Thiede, S.; Zein, A.; Ihlenfeldt, S.; Blau, P.: Energy Efficiency of Machine Tools: Extending the Perspective. In: Proceedings of the 42<sup>nd</sup> CIRP International Conference on Manufacturing Systems, Grenoble, 03.07. – 05.07.2009.

- HER10 Herter, S.: Spanbildung und Randzonenbeeinflussung beim Drehen intermetallischer Titanaluminide. Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin. Hrsg.: Uhlmann, E. Stuttgart: Fraunhofer IRB, 2010.
- HEW00 Herwig, H.: Wärmeübertragung A-Z. Systematische und ausführliche Erläuterungen wichtiger Größen und Konzepte. Berlin: Springer, 2000.
- HIC62 Hickey, C. F.: Mechanical properties of titanium and aluminium alloys at cryogenic temperatures. Technical Report WAT TR 340.27. Hrsg.: Sullivan, J. F. Watertown: Arsenal Laboratories, 1962.
- HOL98 Hollman, P.; Wänstrand, O.; Hogmark, S.: Friction properties of smooth nanocrystalline diamond coatings. *Diamond and Related Materials* 7 (1998) 10, S. 1471 – 1477.
- HON01a Hong, S.; Markus, I.; Jeong, W.: New cooling approach and tool life improvement in cryogenic machining of titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41 (2001) 15, S. 2245 – 2260.
- HON01b Hong, S.: Economical and ecological cryogenic machining. *Transactions of the ASME. Journal of Manufacturing and Science Engineering* 123 (2001) 2, S. 331 – 338.
- HUA05 Hua, J.; Shivpuri, R.: A cobalt diffusion based model for prediction crater wear of carbide tools in machining titanium alloys. *Transactions of the ASME* 127 (2005) 1, S. 136 – 144.
- HUC55 Hucks, H.; Kattwinkel, W.: Beitrag zur Klärung an Schneiden spanender Werkzeuge mit Hilfe der Spannungsoptik. *Industrie-Anzeiger* 77 (1955) II, S. 119 – 124.
- HUG06 Hughes, J. I.; Sharman, A.; Ridgway, K.: The effect of cutting tool material and edge geometry on tool life and workpiece surface quality. *Journal of Engineering Manufacture* 220 (2006) 2, S. 93 – 107.
- HÜN10 Hühns, T.: Charakterisierung und Auslegung der Grenzschicht PVD-beschichteter Schneidkeramiken. Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin. Hrsg.: Uhlmann, E. Stuttgart: Fraunhofer IRB, 2010.
- IEA10 Organisation for Economic Co-operation and Development/International Energy Agency: Projected Costs of Generating Electricity. Paris. Firmenschrift. 2010.
- INC74 International Nickel Limited: Materials for Cryogenic Service – Engineering Properties of Austenitic Stainless Steels. Toronto. Firmenschrift. 1974.
- ISE14 Fraunhofer-Institut für Solare Energiesysteme: Photovoltaics Report. Freiburg. Firmenschrift. 2014.
- ISO3327 ISO 3327, (05.2009) Hartmetalle; Bestimmung der Biegebruchfestigkeit. Berlin: Beuth.
- ISO3369 ISO 3369, (11.2006) Undurchlässige Sintermetallwerkstoffe und Hartmetalle – Ermittlung der Dichte. Berlin: Beuth.
- ISO3878 ISO 3878, (08.1983), Hartmetalle; Vickers-Härteprüfung. Berlin: Beuth.
- ISO4499 ISO 4499-2, Teil 2, (09.2008) Hartmetalle; Metallographische Bestimmung der Mikrostruktur, Messung der WC Korngröße. Berlin: Beuth.
- ISO23146 ISO 23146, (12.2012) Hochleistungskeramik; Prüfverfahren zur Bestimmung der Bruchzähigkeit monolithischer Keramik – Verfahren für Biegeproben mit V-Kerb (SEVNB-Verfahren). Berlin: Beuth.

- JAF12 Jaffery, S. I.; Mativenga, P. T.: Wear mechanisms analysis for turning Ti-6Al-4V—towards the development of suitable tool coatings. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 58 (2012), S. 479 – 493.
- JAN13 Janghorbanian, J.; Razfar, M. R.; Zarchi, M. M. A.: Effect of cutting speed on tool life in ultrasonic-assisted milling process. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 227 (2013) 8, S. 1157 – 1164.
- JAW88 Jawahir, I.S.: The tool restricted contact effect as a major influencing factor in chip breaking. An experimental analysis. *Annals of the CIRP* 37 (1988) 1, S. 121 – 126.
- JAW93 Jawahir, I. S.; Van Lutervelt, C. A.: Recent Developments in Chip Control Research and Applications. *Annals of the CIRP* 42 (1993) 2, S. 659 – 693.
- JAW95 Jawahir, I. S.; Fang, X. D.: A Knowledge-Based Approach for Designing Effective Grooved Chip Breakers – 2D and 3D Chip Flow, Chip Curl and Chip Breaking. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 10 (1995), S. 225 – 239.
- JAW16 Jawahir, I.; Attia, H.; Biermann, D.; Duflou, J.; Klocke, F.; Meyer, D.; Newman, S.T.; Pusavec, F.; Putz, M.; Rech, J.; Schulze, V.; Umbrello, D.: Cryogenic manufacturing processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 65 (2016) 2, S. 713 - 736.
- JEF70 Jeffries, N. P.; Zerkle, R.D.: Thermal analysis of an internally-cooled metal-cutting tool. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 10 (1970) 3, S. 381 – 399.
- JEF72 Jeffries, N. P.: Internal Cooling of Metal-Cutting Tools. *Industrial Lubrication and Tribology* 24 (1972) 4, S. 179 – 181.
- JIA98 Jia, K.; Fischer, T. E.; Gallois, B.: Microstructure, Hardness and Toughness of Nanostructured and Conventional WC-Co Composites. *NanoStructured Materials* 10 (1998) 5, S. 875 – 891.
- JIG14 Jiang, A. M.; Jiang, X. Q.; Yu, R.; Yang, R. J.: Effect of Cryogenic Treatment on the Performance of Ultrafine Cemented Carbide. *Advanced Materials Research* 1015 (2014), S. 181 – 184.
- JIX08 Jianxin, D.; Yousheng, L.; Wenlong, S.: Diffusion wear in dry cutting of Ti-6Al-4V with WC/Co carbide tools. *Wear* 265 (2008), S. 1776 – 1783.
- JÖR01 Jörgensen, G.: Methoden zur Haftfestigkeitsprüfung diamantbeschichteter Hartmetall-Wendeschneidplatten. Braunschweig, Technische Universität Braunschweig, Diss, Marburg: Tectum, 2000.
- KAL06 Kalss, W.; Reiter, A.; Derflinger, V.; Gey, C.; Endrino, J. L.: Modern coatings in high performance cutting applications. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials* 24 (2006), S. 399 – 404.
- KAP09 Karpat, Y.: Finite element modelling of machining Ti-6Al-4V alloy using a modified material model. *12th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations* (2009), S. 390 – 410.
- KAP11 Karpat, Y.: Temperature dependent flow softening of titanium alloy Ti6Al4V: An investigation using finite element simulation of machining. *Journal of Materials Processing Technology* 211 (2011), S. 737 – 749.
- KAR11a Karpuschewski, B.; Kalhöfer, E.; Joswig, D.; Rief, M.: Energiebedarf für die Hartmetallherstellung. *ZWF* 106 (2011) 7-8, S. 496 – 501.

- KAR11b Karpuschewski, B.; Kalhöfer, E.; Joswig, D.; Rief, M.: Energiebedarf bei der Herstellung von Hartmetall-Wendeschneidplatten. *ZWF* 106 (2011) 9, S. 602 – 605.
- KAU14 Karhu, M.; Laukkanen, A.; Pinomaa, T.; Andersson, T.; Kivikytö-Reponen, P.: Sustainable material design aspects through WC/Co substitution case study. In: *Proceedings of the 1<sup>st</sup> International Conference on Minerals in Circular Economy*, Espoo, 26.11. – 27.11.2014.
- KAW09 Kawasegia, N.; Sugimori, H.; Morimoto, H.; Morita, N.; Hori, I.: Development of Cutting Tools with Microscale and Nanoscale Textures to Improve Frictional Modelling. *Precision Engineering* 33 (2009), S. 248 – 254.
- KEL13 Kellens, K.; Dewulf, W.; Lauwers, B.; Kruth, J. P.; Duflou, J. R.: Environmental Impact Reduction in Discrete Manufacturing: Examples for Non-Conventional Processes. *Procedia CIRP* 6 (2013), S. 27 – 34.
- KIE52 Kienzle, O.: Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. *Z. VDI* 94 (1952) 11/12. S. 299 – 305.
- KIM93 Kim, J. D.; Lee, Y.: Keramik mit tiefgekühlten Werkzeugen zerspanen, *Werkstatt und Betrieb* 126 (1993) 3, S. 159 – 162.
- KLA09 Klaus, M.: Röntgendiffraktometrische Ermittlung tiefenabhängiger Eigenspannungsverteilungen in Dünnschichtsystemen mit komplexem Aufbau. Berlin, Technische Universität Berlin, Diss, Berlin: Universitätsverlag der TU Berlin, 2009.
- KLE05 Klein, K.: Auslegung dünner Hartstoffschichten für Zerspanwerkzeuge. *Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin*. Hrsg.: Uhlmann, E. Stuttgart: Fraunhofer IRB, 2005.
- KLO97 Klocke, F.; Eisenblätter, G.: Dry Cutting. *Annals of the CIRP-Manufacturing Technology* 46 (1997) 2, S. 519 – 526.
- KLO10 Klocke, F.; Sangermann, H.; Krämer, A.; Lung, D.: Influence of a high-pressure lubricoolant supply on 134odelli-mechanical tool load and tool wear behaviour in the turning of aerospace materials. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 225 (2010) B, S. 52 – 61.
- KLO12a Klocke, F.; Döbbeler, B.; Binder, M.; Schlosser, R.; Lung, D.: Ecological evaluation of main consumers in manufacturing within the automotive sector. In: *Proceedings of the 10<sup>th</sup> Global Conference on Sustainable Manufacturing*, Istanbul, 29.09. – 02.10.2012.
- KLO12b Klocke, F.; Lung, D.; Binder, M.; Döbbeler, B.; Riemer, B.; Schindler, A.; Herrmann, C.; Niemczyk, M.; Graf, M.; Zimmermann, W.; Herrmann, H.: BMBF-Projekt 02PO2160-64 „Abschlussbericht für das Verbundprojekt Bewertung der Energieeffizienz alternativer Prozesse und Technologieketten (BEAT)“. Abschlussbericht, Stuttgart, 2012.
- KLO13a Klocke, F.; Döbbeler, B.; Binder, M.; Schlosser, R.; Lung, D.: Ecological Assessment of Coated Cemented Carbide Tools and their Behavior during Machining. In: *Re-engineering Manufacturing for Sustainability. Proceedings of the 20<sup>th</sup> CIRP International Conference on Life Cycle Engineering*. Hrsg.: Nee, A. Y. C.; Song, B.; Ong, S.-K. Berlin, Heidelberg: Springer, 2013, S. 257 – 262.
- KLO13b Klocke, F.; Döbbeler, B.; Binder, M.; Kramer, N.; Grüter, R.; Lung, D.: Ecological evaluation of PVD and CVD coating systems in metal cutting processes. In: *Proceedings of the 11<sup>th</sup> Global Conference on Sustainable Manufacturing*, Hrsg. Seliger, G. Berlin: Universitätsverlag, 2013, S. 381 – 386.

- KLO13c Klocke, F.; Zeis, M.; Klink, A.; Veselovac, D.: Technological and economical comparison of roughing strategies via milling, sinking-EDM, wire-EDM and ECM for titanium- and nickel-based blisks. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 6 (2013) 3, S. 198 – 203.
- KLO14 Klocke, F.; Klink, A.; Veselovac, D.; Aspinwall, D. K.; Soo, S. L.; Schmidt, M.; Schilp, J.; Levy, G.; Kruth, J.-P.: Turbomachinery component manufacture by application of electrochemical, electro-physical and photonic processes. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 63 (2014), S. 703 – 726.
- KNO13 Knoll Maschinenbau GmbH: Zentralsysteme. Bad Saulgau. Firmenschrift. 2013.
- KOL13 Kolesnikov, A.; Wabner, M.: Die Qualität elektrischer Energie und deren Auswirkungen auf Maschinen und Anlagen. In: Proceedings of the 1<sup>st</sup> and 2<sup>nd</sup> workshop of the cross-sectional group 1 “Energy related technologic and economic evaluation” of the Cluster of Excellence eniPROD: Hrsg.: Neugebauer, R.; Götze, U.; Drossel, W.-G. Auerbach: Wissenschaftliche Scripten, 2013, S. 55 – 67.
- KOM01 Komanduri, R.; Hou, Z. B.: Tribology in Metal Cutting. Some Thermal Issues. *Journal of Tribology* 123 (2001), S. 799 – 815.
- KÖN79 König, W.: Applied Research on the Machinability of Titanium and its Alloys. In: Proceedings of the 47<sup>th</sup> Meeting of AGARD Structural and Materials Panel: Hrsg.: NATO; AGARD. London: NATO, 1979, S. 1.1 – 1.10.
- KÖN92 König, W.; Fritsch, R.; Kammermeier, D.: New Approaches to Characterizing the Performance of Coated Cutting Tools. *Annals of the CIRP* 41 (1992) 1, S. 49 – 54.
- KÖG09 König, J.: Herstellung und Einsatz CVD-diamantbeschichteter Bohrgewindefräser. Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin. Hrsg.: Uhlmann, E. Stuttgart: Fraunhofer IRB, 2009.
- KOT07 Kott, R.: Eigenschaften und Einsatzverhalten CVD-diamantbeschichteter Hartmetallwerkzeuge. Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin. Hrsg.: Uhlmann, E. Stuttgart: Fraunhofer IRB, 2007.
- KRA81 Krause, M.: Stähle für temperaturbeanspruchte Schmiedestücke. Konstruieren und Bauen mit Schmiedestücken, Sonderteil der VDI-Z 123 (1981) 11, S. 98 – 109.
- KRE73 Kreis, W.: Verschleißursachen beim Drehen von Titanwerkstoffen. Aachen, Technische Hochschule Aachen, Diss. Mainz, Aachen: Eigen, 1973.
- KRO27 Kronenberg, M.: Theorie der Drehbearbeitung und ihre praktische Anwendung im Betriebe. *Werkstattstechnik* 21 (1927), S. 228 – 229.
- KUR82 Kurimoto, T.; Barrow, G.: The Influence of Aqueous Fluids on the Wear Characteristics and Life of Carbide Cutting Tools. *Annals of the CIRP* 31 (1982) 1, S. 19 – 23.
- KUT52 Kutateladze, S. S.: Teploperedacha pri kondensatsii i kipienii. Moskau: Mashgiz, 1952.
- LAN05 Landua, S.: Einfluss von Gefüge und Schnittgeschwindigkeit auf die Mechanismen der Spanbildung und die Ermüdungseigenschaften von Leichtmetalllegierungen. Darmstadt, Dissertation, 2005. URL: [http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/560/1/Landua\\_Dissertation\\_Teil\\_1.pdf](http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/560/1/Landua_Dissertation_Teil_1.pdf) (Zugriff: 31.10.2015)
- LAS00 Lassner, E.; Schubert, W.-D.; Lüderitz, E.; Wolf, H. U.: Tungsten, Tungsten Alloys, and Tungsten Compounds. *Ullmann’s Encyclopedia of Industrial Chemistry*. Wiley-VCH: Weinheim, 2000.

- LAU14 Lauwers, B.; Klocke, F.; Klink, A.; Tekkaya, E.; Neugebauer, R.; McIntosh, D.: Hybrid processes in manufacturing. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 63 (2014), S. 561 – 583.
- LEE83 Lee, M.: Temperature hardness of tungsten carbide. *Metallurgical Transactions A* 14 (1983) 8, S. 1625 – 1629.
- LEW98a Lee, W.; Lin, C.: Plastic deformation and fracture behaviour of Ti–6Al–4V alloy loaded with high strain rate under various temperatures. *Materials Science and Engineering A241* (1998), S. 48 – 59.
- LEW98b Lee, W.; Lin, C.: High-temperature deformation behaviour of Ti6Al4V alloy evaluated by high strain-rate compression tests. *Journal of Materials Processing Technology* 75 (1998), S. 127 – 136.
- LIA11 Liang, L.; Quan, Y.; Ke, Z.: Investigation of Tool-chip Interface Temperature in Dry Turning Assisted by Heat Pipe Cooling. *International Journal of Advanced Manufacturing* 54 (2011) 1-4, S. 35 – 43.
- LIU07 Liu, J.; Chou, Y. K.: Cutting Tool Temperature Analysis in Heat-Pipe Assisted Composite Machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 129 (2007) 5, S. 902 – 910.
- LIR13 Liu, R.; Melkotea, S.; Pucha, R.; Morehouse, J.; Man, X.; Marusich, T.: An enhanced constitutive material model for machining of Ti–6Al–4V alloy. *Journal of Materials Processing Technology* 2013 (2013), S. 2238 – 2246.
- LIZ13 Liu, Z.; An, Q.; Xu, J.; Chen, M.; Han, S.: Wear performance of (nc-AlTiN)/(a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>) coating and (nc-AlCrN)/(a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>) coating in high-speed machining of titanium alloys under dry and minimum quantity lubrication (MQL) conditions. *Wear* 305 (2013), S. 249 – 259.
- LOE54 Loewen, E. G.; Shaw, M. C.: On the analysis of cutting tool temperatures. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers* 76 (1954), S. 217 – 231.
- LYO64 Lyon, D. N.; Kosky, P. G.; Harman, B. N.: Nucleate Boiling Heat Transfer Coefficients and Peak Nucleate Boiling Fluxes for Pure Liquid Nitrogen and Oxygen on Horizontal Platinum Surfaces from Below 0.5 Atmosphere to the Critical Pressures. *Advances in Cryogenic Engineering* 9 (1964), S. 77 – 87.
- MAC56 McQuillan, A. D.; McQuillan, M. K.: Titanium. *Metallurgy of the rarer metals – 4*. London: Butterworth, 1956.
- MAD15 Madanchi, N.; Kurlle, D.; Winter, M.; Thiede, S.; Herrmann, C.: Energy efficient process chain: The impact of cutting fluid strategies. *Procedia CIRP* 29 (2015), S. 360 – 365.
- MAE11 Maekawa, K.; Ohshima, I.; Murata, R.: Thermal Analysis of Internally Cooled Cutting Tools. *Journal of the Japan Society for Precision Engineering* 57 (1991) 11, S. 121 – 126.
- MAR99 Mari, D.; Bolognini, S.; Feusier, G.; Viatte, T.; Benoit, W.: Experimental strategy to study the mechanical behaviour of hardmetals for cutting tools. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials* 17 (1999), S. 209 – 225.
- MAT11 Mativenga, P.; Rajemi, M.: Calculation of optimum cutting parameters based on minimum energy footprint. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 60 (2011), S. 149 – 152.
- MAT12 Martan, J.; Benes, P.: Thermal properties of cutting tool coatings at high temperatures. *Thermochimica Acta* 539 (2012). S. 51 – 55.
- MAY13 Mayfran GmbH: Anlagen für KSS-Reinigung und KSS-Management. Zentrale Filteranlagen. Aachen. Firmenschrift. 2013.

- MCM01 McManus, M.: Life Cycle Assessment of Rapeseed and Mineral Oil Based Fluid Power Systems. Bath, United Kingdom, PhD Thesis, 2012. URL: [http://people.bath.ac.uk/mm291/McManus\\_Thesis.pdf](http://people.bath.ac.uk/mm291/McManus_Thesis.pdf) (Zugriff: 2016-01-09).
- MIN13 Minton, T.; Ghani, S.; Sammler, F.; Bateman, R.; Fürstmann, P.; Roeder, M.: Temperature of internally-cooled diamond-coated tools for dry-cutting titanium. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 75 (2013), S. 27 – 35.
- MOL02 Molinari, A.; Nouari, M.: Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting. *Wear* 252 (2002), S. 135 – 149.
- MOL11 Molinari, A.; Cheriguene, R.; Miguelez, H.: Numerical and Analytical Modelling of Orthogonal Cutting: The Link Between Local Variables and Global Contact Characteristics. *International Journal of Mechanical Sciences* 53 (2011), S. 183 – 206.
- MOL12 Molinari, A.; Cheriguene, R.; Miguelez, H.: Contact Variables and Thermal Effects at the Tool–Chip interface in Orthogonal Cutting. *International Journal of Solids and Structures* 49 (2012), S. 3774 – 3796.
- MOR11 Mori, M.; Fujishima, M.; Inamasu, Y.; Oda, Y.: A study on energy efficiency improvement for machine tools. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 60 (2011), S. 145 – 148.
- MÜL04 Müller, B.: Thermische Analyse des Zerspanens metallischer Werkstoffe bei hohen Schnittgeschwindigkeiten. Aachen, Dissertation, 2004. URL: [http://publications.rwth-aachen.de/record/59704/files/Mueller\\_Bernhard.pdf](http://publications.rwth-aachen.de/record/59704/files/Mueller_Bernhard.pdf) (Zugriff: 24.09.2015).
- NAB01 Nabhani, F.: Machining of aerospace titanium alloys. *Robotics and Computer Integrated Manufacturing* 17 (2001), S. 99 – 106.
- NAE77 Naerheim, Y.; Trend, E.M.: Diffusion wear of cemented carbide tools when cutting steel at high speeds. *Metals Technology* 4 (1977), S. 548 – 556.
- NAK83 Nakajima, H.; Koiwa, M.; Minonishi, Y.; Ono, S.: Diffusion of Cobalt in Single Crystal  $\alpha$ -Titanium. *Transactions of the Japan Institute of Metals* 24 (1983) 10, S. 655 – 660.
- NAR83 Narutaki, N.; Murakoshi, A.; Motonishi, S.; Takeyama, H.: Study on Machining of Titanium Alloys. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 32 (1983) 1, S. 65 – 69.
- NAR93 Narutaki, N.; Yamane, Y.; Hayashi, K.; Kitagawa, T.: High speed machining of Inconel 718 with ceramic tools. *Annals of CIRP*, 42 (1993) 1, S. 103 – 106.
- NEU10 Neugebauer, R.; Wertheim, R.; Hochmuth, C.; Schmidt, G.; Dix, M.: Modelling of Energy and Resource-Efficient Machining. In: *Proceedings of 4<sup>th</sup> CIRP International Conference on High Performance Cutting*, Gifu, 2010, URL: [http://publica.fraunhofer.de/eprints/urn\\_nbn\\_de\\_0011-n-1436993.pdf](http://publica.fraunhofer.de/eprints/urn_nbn_de_0011-n-1436993.pdf) (Zugriff: 10.05.2015).
- NEU11 Neugebauer, R.; Bouzakis, K.-D.; Denkena, B.; Klocke, F.; Sterzing, A.; Tekkaya, A. E.; Wertheim, R.: Velocity Effects in Metal Forming and Machining Processes. *Annals of the CIRP* 60 (2011) 2, S. 627 – 650.
- NEU12 Neugebauer, R.; Drossel, W.; Wertheim, R.; Hochmuth, C.; Dix, M.: Resource and Energy Efficiency in Machining Using High-Performance and Hybrid Processes. *Procedia CIRP* (2012) 1, S. 3 – 16.
- NIC13 Nicol, K.: Status of advanced ultra-supercritical pulverised coal technology. *IEA Clean Coal Centre Report CCC/229*. 2013.

- NOH15 Nohava, J.; Dessarzin, P.; Karvankova, P.; Morstein, M.: Characterization of tribological behaviour and wear mechanisms of novel oxynitride PVD coatings designed for applications at high temperatures. *Tribology International* 81 (2015), S. 231 – 239.
- NOU14 Nouari, M.; Makich, H.: On the Physics of Machining Titanium Alloys: Interactions between Cutting Parameters, Microstructure and Tool Wear. *Metals* 4 (2014), S. 335 – 358.
- NUS14 Nuss, P.; Eckelman, M. J.: Life Cycle Assessment of Metals: A Scientific Synthesis. *PLOS ONE* 9 (2014) 7, S. 1 -12.
- OBI11 Obikawa, T.; Kamio, A.; Takaoka, H.; Osada, A.: Micro-texture at the coated tool face for high performance cutting. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 51 (2011), S. 966 – 972.
- ODA12 Oda, Y.; Kawamura, Y.; Fujishima, M.: Energy Consumption Reduction by Machining Process Improvement. *Procedia CIRP* 4 (2012), S. 120 – 124.
- OLO65 Olofson, C. T.; Boulger, F. W.; Gurklis, J. A.: Machining and Grinding of Titanium and its Alloys. Huntsville: NASA Technical Memorandum, 1965.
- OLS93 Olson, J. R.; Pohl, R. O.; Vandersande, J. W.; Zoltan, A.; Anthony, T. R.; Banholzer, W. F.: Thermal conductivity of diamond between 170 and 1200 K and the isotope effect. *Physical Review B* 47 (1993) 22, S. 850 – 856.
- OPI67 Opitz, H.; König, W.: On the Wear of Cutting Tools. In: *Advances in Machine Tool Design and Research. Proceedings of the 8<sup>th</sup> International M.T.D.R. Conference (Incorporating the 2<sup>nd</sup> International CIRP Production Engineering Research Conference)*. Hrsg.: Tobias, S. A.; Königsberger, F. Amsterdam: Elsevier, 1967, S. 173 – 190.
- ÖZB16 Özbek, N. A.; Çiçek, A.; Gülesin, M.; Özbek, O.: Effect of cutting conditions on wear performance of cryogenically treated tungsten carbide inserts in dry turning of stainless steel. *Tribology International* 94 (2016), S. 223 – 233.
- ÖZE13 Özer, I.: Legierungstechnische und tribologische Entwicklung von Brems-scheiben aus sprühkompaktierten Aluminium-Matrixkompositen. *Schriftenreihe Werkstoffe und Werkstofftechnische Anwendungen*, 51. Hrsg.: Wagner, G.: Chemnitz: Eigenverlag, 2013.
- ÖZL10a Özel, T.; Sima, M.: Finite Element Simulation of High Speed machining Ti-6Al-4V alloy using modified material models. *Transactions of NAMRI/SME* 38 (2010), S. 41 – 52.
- ÖZL10b Özel T.: Investigations on the effects of multi-layered coated inserts in machining Ti-6Al-4V alloy with experiments and finite element simulations. *CIRP Annals – Manufacturing Techn4ology* 59 (2010), S. 77 – 82.
- PAN10 Panjan, P.; Cekada, M.; Panjan, M.; Kek-Merl, D.: Growth defects in PVD hard coatings. *Vacuum* 84 (2010), S. 209 – 214.
- PET02 Peters, M.; Leyens, C. (Hrsg.): *Titan und Titanlegierungen*. Wiley-VCH: Weinheim, 2002.
- PRI16 Priarone, P.; Robiglio, M.; Settineri, L.; Tebaldo, V.: Modelling of specific energy requirements in machining as a function of tool and lubricoolant usage. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 65 (2016), S. 25 – 28.
- PUS10a Pusavec, F.; Krajnik, P.; Kopac, J: Transitioning to sustainable production – Part I: application on machining technologies. *Journal of Cleaner Production* 18 (2010), S. 174 – 184.

- PUS10b Pusavec, F.; Kramar, D.; Krajnik, P.; Kopac, J.: Transitioning to sustainable production – part II: evaluation of sustainable machining technologies. *Journal of Cleaner Production* 18 (2010), S. 1211 – 1221.
- PUS11 Pusavec, F.; Kopac, J.: Sustainability Assessment: Cryogenic Machining of Inconel 718. *Strojniški vestnik – Journal of Mechanical Engineering* 57 (2011) 9, S. 637 – 647.
- PUS14 Pusavec, F.; Deshpande, A.; Yang, S.; M'Saoubi, R.; Kopac, J.; Dillon, O. W.; Jawahir, I. S.: Sustainable machining of high temperature Nickel alloy – Inconel 718: part 1 – predictive performance models. *Journal of Cleaner Production* 81 (2014), S. 255 – 269.
- PUS15 Pusavec, F.; Deshpande, A.; Yang, S.; M'Saoubi, R.; Kopac, J.; Dillon, O. W.; Jawahir, I. S.: Sustainable machining of high temperature Nickel alloy – Inconel 718: part 2 – chip breakability and optimization. *Journal of Cleaner Production* 87 (2015), S. 941 – 952.
- RAJ10 Rajemi, M. F.; Mativenga, P. T.; Aramcharoen, A.: Sustainable machining: selection of optimum turning conditions based on minimum energy considerations. *Journal of Cleaner Production* 18 (2010), S. 1059 – 1065.
- RED80 Redford, A. H.: The Effect on Cutting Tool Wear on Various Types of Chip Control Device. *Annals of the CIRP* 29 (1980) 1, S. 67 – 71.
- REZ81 Reznikov, A. N.: Thermophysical aspects of metal cutting processes. Moskau: Mashinostroenie, 1981.
- REZ87 Reznikov, A. N.; Zhivoglyadov, N. I.: Turning Tool with Autonomous Cooling System (Titel russ.), *Stank ii Instrument* 58 (1987) 2, S. 18 – 20.
- ROE13 Roeder, M.: Spanbildung und Werkzeugverschleiß bei der Zerspanung partikelverstärkter Titanmatrix-Verbundwerkstoffe. *Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin*. Hrsg.: Uhlmann, E. Stuttgart: Fraunhofer IRB, 2013.
- ROT12 Rother, R.: Weniger Reibung, Wärme und Verschleiß. Nass- und Minimalmengenschierung, Trockenzerspannung – es gibt mehrere Wege, die Wärme an der Scheide zu reduzieren. Doch es geht auch anders. *Werkstatt und Betrieb* 1–2 (2012), S. 122.
- ROZ00 Rozzi, J. C.; Pfefferkorn, F. E.; Shin, Y. C.; Incropera, F. P.: Experimental Evaluation of the Laser Assisted Machining of Silicon Nitride Ceramics. *Journal of Manufacturing Scientific Engineering* 122 (1999) 4, S. 666 – 670.
- ROZ11 Rozzi, J. C.; Sanders, J. K.; Chen, W.: The Experimental and Theoretical Evaluation of an Indirect Cooling System for Machining. *Journal of Heat Transfer* 133 (2011) 3, S. 031006.1 – 031006.10.
- RÜD78 Rüdiger, K.: *Moderne Werkstoffe – Auswahl – Prüfung – Anwendung. Übersichten über Sondergebiete der Werkstofftechnik für Studium und Praxis. Titan und Titanlegierungen.* Zeitschrift für Werkstofftechnik 9 (1978), S. 181 – 188.
- SAL15 Salonitis, K.: Energy efficiency assessment of grinding strategy. *International Journal of Energy Sector Management* 9 (2015) 1, S. 20 – 37.
- SAN13 Sangermann, H.: Hochdruck-Kühlschmierstoffzufuhr in der Zerspanung. *Ergebnisse aus der Produktionstechnik*. Hrsg.: Brecher, C.; Klocke, F.; Schmitt, R.; Schuh, G. Aachen: Apprimus, 2013.
- SAM15 Sammler, F.: Steigerung der Nutzungspotenziale von CVD-diamantbeschichteten Werkzeugen. *Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin*. Hrsg.: Uhlmann, E. Stuttgart: Fraunhofer IRB, 2015.

- SCH13 Schultheiss, F.; Fallqvist, M.; M'Saoubi, R.; Olsson, M.; Ståhl, J.-E.: Influence of the tool surface microtopography on the tribological characteristics in metal cutting. Part II Theoretical calculations of contact conditions. *Wear* 298–299 (2013). S. 23 – 31.
- SCL13 Schlosser, R.: Methodik zur Prognose der Nachhaltigkeit des Energie- und Stoffeinsatzes spanender Fertigungsprozesse. Ergebnisse aus der Produktionstechnik. Hrsg.: Brecher, C.; Klocke, F.; Schmitt, R.; Schuh, G. Aachen: Apprimus, 2013.
- SCM10 Schramm, B.: Randbedingungen und Einsatzverhalten von diamantbasierten Schneidstoffen zur Bearbeitung von Gusseisen. Schriftenreihe des PTW: Innovation Fertigungstechnik. Hrsg. Abele, E. Aachen: Shaker, 2010.
- SCN13 Schneider, R.; Heine, B.; Grant, R. J.; Kelsch, R.; Gerstner, F.; Hägele, T.: Low Temperature Mechanical Properties of Wrought Aluminium Alloys Applicable to the Automotive Sector. *WOMag* 1 (2013), S. 1 – 8.
- SCR88 Schedler, W.: Hartmetall für den Praktiker. Düsseldorf: VDI-Verlage, 1988.
- SCU98 Schulz, H.; Emrich, A.; Limitations of drilling in difficult-to-machine materials such a Titanium TiAl6V4. *Production engineering* 5 (1998) 1, S. 35 – 38.
- SCW64 Schwartzberg, F. R.; Osgood, S. H.; Keys, R. D.; Kiefer, T. F.: Cryogenic Materials Data Handbook. Progress Report 171809–6. Hrsg.: Air Force Materials Laboratory Research and Technology Division. Wright-Patterson Air Force Base: Air Force Systems Command, 1964.
- SEA03 Seah, K. H. W.; Rahman, M.; Yong, K. H.: Performance evaluation of cryogenically treated tungsten carbide cutting tool inserts. *Journal of Engineering Manufacture* 217 (2003) 1, S. 29 – 43.
- SED14 Sedelbauer, K. P.: Energieeffizienz – schlafender Riese der Energiewende. Vortrag anlässlich der FVEE – Jahrestagung 2014: Forschung für die Energiewende – Phasenübergänge aktiv gestalten. Umweltforum Berlin, Berlin, 06.11.2014.
- SET08 Settineri, L.; Faga, M. G.; Gautier, G.; Perucca, M.: Evaluation of wear resistance of AlSiTiN and AlSiCrN nanocomposite coatings for cutting tools. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 57 (2008), S. 575 – 578.
- SHA89 Shaw, M. C.: *Metal Cutting Principles*. Oxford: Clarendon Press, 1989.
- SHI02 Shivpuri, R.; Hua, J.; Mittal, P.; Srivastava, A.: Microstructure-mechanics interactions in 140odelling chip segmentation during titanium machining. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 51 (2002), S. 71 – 74.
- SHU13 Shu, S.; Cheng, K.; Ding, H.; Chen, S.: An Innovative Method to Measure the Cutting Temperature in Process by Using an Internally Cooled Smart Cutting Tool. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 135 (2013), S. 061018-1 – 061018-11.
- SIL07 Siller, I.; Schweiger, H.: Einfluss von thermomechanischen und physikalischen Werkstoffeigenschaften auf die Brandrissbeständigkeit von Warmarbeitsstählen für Druckgussanwendungen. *Gießerei-Rundschau* 54 (2007) 3/4, S. 38 – 40.
- SIM10 Sima M., Özel T.: Modified material constitutive models for serrated chip formation simulations and experimental validation in machining of titanium alloy Ti–6Al–4V. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 50 (2010), S. 943 – 960.
- SMA75 Smart, E. F.; Trent, E. M.: Temperature distribution in tools used for cutting iron, titanium and nickel. *International Journal of Production Research* 13 (1975) 3, S. 265 – 290.

- SPU10 Spurk, J.; Aksel, N.: Strömungslehre. Einführung in die Theorie der Strömungen. Berlin, Heidelberg: Springer, 2010.
- STÅ12 Ståhl, J.-E.: Metal Cutting – Theories and Models. Lund, Mölnlycke: Elanders, 2012.
- STA15 Stark, C.; Pless, J.; Logan, J.; Zhou, E.; Arent, D.: Renewable Electricity: Insights for the Coming Decade. Technical Report NREL/TP-6A50-63604. Denver: Joint Institute for Strategic Energy Analysis, 2015.
- STO10 Stockman, K.; Dereyne, S.; Vanhooydonck, D.; Symens, W.; Lemmens, J.; Deprez, W.: ISO Efficiency Contour Measurement Results for Variable Speed Drives. In: Proceedings of the XIX International Conference on Electrical Machines, Hrsg.: IEEE, Rome: IEEE, 2010, S. 1 – 6.
- SUG13 Sugihara, T.; Enomoto, T.: Crater and flank wear resistance of cutting tools having micro textured surfaces. Precision Engineering 37 (2013), S. 888 – 896.
- SUK05 Sukhadolau, A. V.; Ivakin, E. V.; Ralchenko, V. G.; Khomich, A. V.; Vlasov, A. V.; Popovich, A. F.: Thermal conductivity of CVD diamond at elevated temperatures. Diamond and Related Materials 14 (2005) 3-7, S. 589 – 593.
- TAI15 Taillon, J.; Blanchard, R. E.: Exergy efficiency graphs for thermal power plants. Energy 88 (2015), S. 57 – 66.
- TAM22 Tammann, G.; Schönert, K.: Über die Diffusion des Kohlenstoffs in Metalle und in die Mischkristalle des Eisens. Metallographische Mitteilungen aus dem Institut für physikalische Chemie der Universität Göttingen. CIV. Zeitschrift für anorganische und allgemeine Chemie 122 (1922) 1, S. 27 – 43.
- TAN52 Tangerman, E. J.: CO<sub>2</sub> COOLS TOOLS to Machine the „Unmachinable“. American Machinist 96 (1952), S. 130 – 132.
- TIA94 Tian, X.; Kennedy, F. E.: Maximum and Average Flash Temperatures in Sliding Contacts. Journal of Tribology 116 (1994), S. 167 – 174.
- TOL01 Tolédano, P.; Krexner, G.; Prem, M.; Weber, H.-P.; Dmitriev, V. P.: Theory of the martensitic transformation in cobalt. Physical Review B 64 (2001) 144104, S. 1 – 17.
- TÖN05 Tönshoff, H. K.; Hollmann, C. (Hrsg.): Hochgeschwindigkeitsspanen metallischer Werkstoffe. Weinheim: WILEY-VCH, 2005.
- ULU11 Ulutan, D.; Ozel, T.: Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. International Journal of Machine Tools and Manufacture 51 (2011). S. 250 – 280.
- UHL00 Uhlmann, E.; Klein, K.: Stress design in hard coatings. Surface and Coatings Technology 131 (2000), S. 448 – 451.
- UHL05 Uhlmann, E.; Graf von der Schulenburg, M.; Zettler, R.: Finite Element Modeling and Cutting Simulation of Inconel 718. Annals of the CIRP 56 (2007) 1, S. 61 – 64.
- UHL07 Uhlmann, E.; Wiemann, E.; Zettler, R.: Untersuchung des Zerspanverhaltens von Inconel 718. Experimentelle und numerische Untersuchung des Zerspanvorgangs beim Drehen von Inconel 718. wt Werkstattstechnik online 95 (2005) 1/2, S. 62 - 67.
- UHL09 Uhlmann, E.; Richarz, S.; Mihotovic, V.: Oberflächenvorbehandlung und Kantenpräparation an Hartmetallwerkzeugen. Wt Werkstattstechnik 99 (2009) 1/2, S. 17 – 24.

- UHL11 Uhlmann, E.; Reinicke, T.: Wärmebilanzierung an Hartmetall-Wendeschnidplatten. Experimentelle Ermittlung einer werkzeugseitigen Wärmebilanz in der Außen-Längs-Runddrehbearbeitung. *Wt Werkstattstechnik online* 101 (2011) 7/8, S. 459 – 466.
- UHL12a Uhlmann, E.; Duchstein, B.: Höhere Energieproduktivität von Werkzeugmaschinen. *Werkstatt und Betrieb* 11 (2012), S. 26 – 30.
- UHL12b Uhlmann, E.; Fürstmann, P.; Roeder, M.; Richarz, S.; Sammler, F.: Tool Wear Behaviour of Internally Cooled Tools at Different Cooling Liquid Temperatures. In: *Proceedings of the 10<sup>th</sup> Global Conference on Sustainable Manufacturing*. Hrsg.: Seliger G.; Kılıç, S. E. Berlin, Ankara: Eigen, 2012, S. 92 – 97.
- UHL13a Uhlmann, E.; Fürstmann, P.; Rosenau, B.; Gebhard, S.; Gerstenberger, R.; Müller, G.: The Potential of Reducing the Energy Consumption for Machining TiAl6V4 by Using Innovative Metal Cutting Processes. In: *Proceedings of the 11<sup>th</sup> Global Conference on Sustainable Manufacturing*, Hrsg. Seliger, G. Berlin: Universitätsverlag, 2013, S. 646 – 651.
- UHL13b Uhlmann, E.; Fuentes, J. A.; Gerstenberger, R.; Frank, H.: nc-AlTiN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> and nc-AlCrN/a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> nanocomposite coatings as protection layer for PCBN tools in hard machining. *Surface and Coatings Technology* 237 (2013), S. 142 – 148.
- UHL14 Uhlmann, E.; Fürstmann, P.: Onlinemessung der Verschleißmarkenbreite. Verschleißentwicklung während des Längs-Runddrehens mittels Lasertriangulation bestimmen. *Wt Werkstattstechnik online* 104 (2014) 11/12, S. 741 – 746.
- UHL16 Uhlmann, E.; Peukert, B.; Thom, S.; Prasol, L.; Fürstmann, P.; Sammler, F., Richarz, S.: Solutions for Sustainable Machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 139 (2017) 5, S. 051009-051009-7.
- VAS85 Vasel, C. H.; Krawitz, A. D.; Drake, E. F.; Kenik, E. A.: Binder deformation in WC-(Co, Ni) cemented carbide composites. *Metallurgical Transactions A* 16 (1985) 12, S. 2309 - 2317.
- VDI06 Verein Deutscher Ingenieure VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (Hrsg.): *VDI-Wärmeatlas*. Berlin: Springer, 2006.
- VDI3321 VDI 3321, (03.1994) Schnittwertoptimierung; Grundlagen und Anwendung. Berlin: Beuth.
- VDI3198 VDI 3198, (08.1992) Beschichten von Werkzeugen der Kaltmassivumformung; CVD- und PVD-Verfahren. Berlin: Beuth.
- VDI4600 VDI 4600, (01.2012) Kumulierter Energieaufwand (KEA); Begriffe, Berechnungsmethoden. Berlin: Beuth.
- VEI12 Veiga, C.; Davim, J. P.; Loureiro, A. J. R.: Properties and Applications of Titanium Alloys: A Brief Review. *Re. Reviews on Advanced Material Science* 32 (2012), S. 133 - 148.
- VEL14 Velchev, S.; Kolev, I.; Ivanov, K.; Gechevski, S.: Empirical models for specific energy consumption and optimization of cutting parameters for minimizing energy consumption during turning. *Journal of Cleaner Production* 80 (2014), S. 139 - 149.
- VEN07a Venugopal, K. A.; Paul, S.; Chattopadhyay, A. B.: Growth of tool wear in turning of Ti-6Al-4V alloy under cryogenic cooling. *Wear* 262 (2007), S. 1071 - 1078.
- VEN07b Venugopal, K. A.; Paul, S.; Chattopadhyay, A. B.: Tool wear in cryogenic turning of Ti-6Al-4V alloy. *Cryogenics* 47 (2007), S. 12 - 18.

- VIE53 Vieregge, G.: Die Energieverteilung und die Temperatur bei der Zerspanung. Werkstatt und Betrieb 86 (1953) 11, S. 691 - 703.
- VIE55 Vieregge, G.: Wärmequellen des Zerspanungsvorgangs, Warmzerspannung und Kühlung. Industrie-Anzeiger 77 (1955) 45, S. 615 - 619.
- VIE59 Vieregge, G.: Zerspanung der Eisenwerkstoffe. Düsseldorf: Stahleisen, 1959.
- WAG00 Wang, Z. Y., Rajukar, K. P.: Cryogenic machining of hard-to-cut materials. Wear 239 (2000) 2, S. 168 - 175.
- WAR16 Ward, H.; Burger, M.; Chang, Y.-C.; Fürstmann, P.; Neugebauer, S.; Radebach, A.; Sproesser, G.; Pittner, A.; Rethmeier, M.; Uhlmann, E.; Steckel, J. C.: Assessing carbon dioxide emission reduction potentials of improved manufacturing processes using multiregional input output frameworks. Journal of Cleaner Production (2016), doi: 10.1016/j.jclepro.2016.02.062.
- WEC06a Weck, M.; Brecher, C.: Werkzeugmaschinen 2. Konstruktion und Berechnung. Berlin, Heidelberg: Springer, 2006.
- WEC06b Weck, M.; Brecher, C.: Werkzeugmaschinen 3. Mechatronische Systeme, Vorschubantriebe, Prozessdiagnose. Berlin, Heidelberg: Springer, 2006.
- WEI04 Weinert, K.; Inasaki, I.; Sutherland, J. W.; Wakabayashi, T.: Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication. CIRP Annals - Manufacturing Technology 53 (2004) 2, S. 511 - 537.
- WER92 Wertheim, R.; Rotberg, J.; Ber, A.: Influence of High-pressure Flushing through the Rake Face of the Cutting Tool. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 41 (1992) 1, S. 101 - 106.
- WIM15 Wiedenmann, R.; Zäh, M. F.: Laser-assisted milling. Process modeling and experimental validation. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology 8 (2015), S. 70 - 77.
- WU14 Wu, Z.; Deng, J.; Su, C.; Luo, C.; Xia, D.: Performance of the micro-texture self-lubricating and pulsating heat pipe self-cooling tools in dry cutting process. Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials 45 (2014), S. 238 - 248.
- WYE10 Wyen, C.-F.; Wegener, K.: Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium. CIRP Annals - Manufacturing Technology 59 (2010), S. 93 - 96.
- XIN14 Xing, Y.; Deng, J.; Li, S.; Yue, H.; Meng, R., Gao, P.: Cutting performance and wear characteristics of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiC ceramic cutting tool with WS<sub>2</sub>/Zr soft-coatings and nano-textures in dry cutting. Wear 318 (2014), S. 12 - 26.
- XIE13 Xie, J.; Luo, M.J.; Wu, K.K.; Yang, L.F.; Li, D.H.: Experimental study on cutting temperature and cutting force in dry turning of titanium alloy using an on-coated micro-grooved tool. International Journal of Machine Tools & Manufacture 73 (2013), S. 25 - 36.
- YEL83 Yellowley, I.: The Utilization of Restricted Rake Face Contact Turning Tools. Annals of the CIRP 32 (1983) 1, S. 75 - 78.
- YON11 Yong, J.; Ding, C.: Effect of cryogenic treatment on WC-Co cemented carbides. Materials Science and Engineering: A 528 (2011) 3, S. 1735 - 1739.
- YOO14 Yoon, H. S.; Lee, J. Y.; Kim, H. S.; Kim, M. S.; Kim, E. S.; Shin, Y. J.; Chu, W. S.; Ahn, S. H.: A comparison of energy consumption in bulk forming, subtractive, and additive processes: review and case study. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-green Technology 1 (2014) 3, S. 261 - 279.

- ZAN13 Zanger, F.: Segmentspanbildung, Werkzeugverschleiß, Randschichtzustand und Bauteileigenschaften: Numerische Analysen zur Optimierung des Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V. Hrsg.: Fleischer, J.; Lanza, G.; Schulze, V. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie. Aachen: Shaker, 2013.
- ZHA13 Zhang, D. (Hrsg.): Ultra-Supercritical Coal Power Plants: Materials, Technologies and Optimisation. Cambridge: Woodhead Publishing, 2013.
- ZHF10 Zhao, F.; Bernstein, W. Z.; Naik, G.; Cheng, G. J.: Environmental assessment of laser assisted manufacturing: case studies on laser shock peening and laser assisted turning. *Journal of Cleaner Production* 18 (2010), S. 1311 - 1319.
- ZHO02 Zhao, H.; Barber, G. C.; Zou, Q.: A Study of Flank Wear in Orthogonal Cutting with Internal Cooling, *Wear* 253 (2002) 9/10, S. 957 - 962.
- ZOR63 Zorev, N. N.: Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting. *International Research in Production Engineering* (1963), S. 42 - 49.