

Stephan Basten

**Sub-zero Kühlschmierstoffe:
Wirkmechanismen und
Einsatzverhalten am Beispiel
der Drehbearbeitung**

Produktionstechnische Berichte aus dem FBK

Band 1 | 2023

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

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

Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data is available in the Internet at <http://dnb.ddb.de>.

Produktionstechnische Berichte aus dem FBK

Wissenschaftliche Schriftenreihe des
Lehrstuhls für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation
der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau

Herausgeber: Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation
Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich
Postfach 3049
Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau
67653 Kaiserslautern

Verlag: Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau

Druck: Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau
Dezernat 5 Technik
Abteilung 5.6 Foto-Repro-Druck

D-386

© Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation, 2023
Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau
Erwin-Schrödinger-Straße
67663 Kaiserslautern

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISBN 978-3-95974-202-3
ISSN 0937-9061

**Sub-zero Kühlschmierstoffe:
Wirkmechanismen und Einsatzverhalten am Beispiel der Drehbearbeitung**

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik
der Technischen Universität Kaiserslautern
zur Verleihung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation

von

**Diplom-Ingenieur (FH)
Stephan N. Basten**

aus

Köwerich an der Mosel

Tag der mündlichen Prüfung: 09.05.2023

Promotionskommission:

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Erik von Harbou
1. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich
2. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Hans Hasse

Kaiserslautern 2023

D 386

Vorwort des Verfassers

*"... – sondern Wissenschaft ist zugleich eine zur
sozialen Verantwortung verpflichtete Erkenntnisssuche!"
/Helmut Schmidt/*

Diese Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation (FBK) der Technischen Universität Kaiserslautern.

Mein besonderer Dank gilt Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich für das mir entgegengebrachte Vertrauen und die Möglichkeit, meine Dissertation am FBK zu verfassen. Darüber hinaus möchte ich ihm für die ausgesprochen freie Entfaltung bezüglich der Erforschung wissenschaftlicher Fragestellungen danken. Ferner konnte ich mir durch die Bearbeitung spannender Forschungsprojekte im Sonderforschungsbereich 926 sowie im Schwerpunktprogramm 2086 wertvolle Kompetenzen und vielfältiges Fachwissen innerhalb interdisziplinärer Forschungsverbünde der Deutschen Forschungsgemeinschaft aneignen.

PD Dr.-Ing. habil. Benjamin Kirsch danke ich nicht nur für die Begleitung der von mir erforschten wissenschaftlichen Fragestellungen als Oberingenieur. Durch unzählige fachliche Diskussionen und Denkanstöße zu allen Forschungsthemen hat er auch einen unverzichtbaren Beitrag zu meiner Arbeit geleistet.

Weiterhin danke ich Sonja Kieren-Ehse, Dr.-Ing. Hendrik Hotz, Tobias Mayer und Prof. Dr.-Ing. Manuel Oehler für die kritische Durchsicht der Arbeit und die hilfreichen Anmerkungen. Weiterhin gilt mein Dank allen ehemaligen Kolleginnen und Kollegen für die Diskussionen, Anregungen und Hilfestellungen während meiner Zeit am Lehrstuhl. Ohne die vielen fruchtbaren und auch die weniger fruchtbaren Diskussionen in Tür-und-Angel-Gesprächen und den Mittagspausen wäre dieser Lebensabschnitt möglicherweise fruchtlos geblieben. Ferner möchte ich mich bei allen meinen Studien- und Abschlussarbeitern für das Interesse an den von mir vorgeschlagenen Forschungsthemen und die tolle Zusammenarbeit bedanken. Auch ohne die gewissenhafte Arbeit und den Einsatz meiner langjährigen Hiwis, besonders Engin Göher, Lukas Seis und Büsra Sahin, wäre diese umfangreiche Arbeit in der vorliegenden Form nicht möglich gewesen. Den Kooperationspartnern von Petrofer Chemie sowie BorgWarner Turbo Systems gilt mein Dank für wichtige Impulse und wertvolle Diskussionen bezüglich produktions-technischer Fragestellungen sowie der Überlassung von Versuchstechnik und Werkstoffen.

Meinen Nachfolgern Kevin Gutzeit sowie Felix Grossmann wünsche ich weiterhin viel Erfolg und Motivation bei der Weiterführung der von mir begonnen Arbeiten zu sub-zero Kühlschmierstoffen und der Prozessregelung von Randschichteigenschaften metallischer Bauteile.

Publikationsverzeichnis

Teilergebnisse dieser Arbeit wurden in den folgenden Publikationen vorab veröffentlicht:

1. S. Basten, L. Seis, M. Oehler, B. Kirsch, H. Hasse, J.C. Aurich: Tribological behaviour of AISI 4140 and WC-Co carbides in analogy to cutting processes during dry condition, using cryogenic media, and sub-zero metalworking fluids. *Wear* (2022): 204525.
2. S. Basten, B. Kirsch, H. Hasse, J.C. Aurich: Sub-zero metalworking fluids for high performance cutting of difficult to cut materials. *Procedia CIRP 101 – Proceedings of the 9th CIRP Conference on High Performance Cutting* (2021): S. 342-345.
3. S. Basten, B. Kirsch, W. Ankener, M. Smaga, T. Beck, J. Uebel, J. Seewig, J.C. Aurich: Influence of different cooling strategies during hard turning of AISI 52100 - part I: thermo-mechanical load, tool wear, surface topography and manufacturing accuracy. *Procedia CIRP 87 - Proceedings of the 5th CIRP Conference on Surface Integrity* (2020): S. 77-82.
4. S. Basten, B. Kirsch, K. Gutzeit, H. Hasse, J.C. Aurich: Influence of the supplying technique of a sub-zero metalworking fluid on the performance of face turning of Ti-6Al-4V titanium alloy. *Proceedings of the 20th Machining Innovations Conference for Aerospace Industry* (2020): S.123-131.
5. S. Basten, B. Kirsch, R. Merz, M. Kopnarski, H. Hasse, J. C. Aurich: Adsorption and reaction layers when turning AISI 304 using various cooling strategies. *Procedia CIRP 87 (2020) – Proceedings of the 5th CIRP Conference on Surface Integrity* (2020): S. 125-130.
6. S. Basten, B. Kirsch, H. Hasse, Jan C. Aurich: Formulation of sub-zero metalworking fluids for cutting processes: Influence of additives. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 31 (2020): S. 25-33.
7. S. Basten, B. Kirsch, H. Hasse, J.C. Aurich: Turning of AISI 4140 (42CrMo4V): A novel sub-zero cooling approach. *Advances in Production Research - Proceedings of the 8th Congress of the German Academic Association for Production Technology* (2018): S. 313-323.
8. B. Kirsch, S. Basten, H. Hasse, J.C. Aurich: Sub-zero cooling: A novel strategy for high performance cutting. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 67/1 (2018): S. 95-98.
9. S. Basten, B. Kirsch, H. Hasse, J.C. Aurich: Neue kryogene Kühlstrategie für die Zerspanung. *MM Maschinenmarkt* 13 (2017): S. 24-28.
10. J.C. Aurich, S. Basten, H. Hasse, E. von Harbou, B. Kirsch, P. Mayer: Verfahren zum Betrieb einer spanenden Werkzeugmaschine und Werkzeugmaschine für die spanende Bearbeitung von Werkstücken. Deutsches Patentamt. DE 102016215545B3. Erteilungsdatum: 17.10.2017.
11. S. Basten, P. Mayer, B. Kirsch, H. Hasse, J.C. Aurich: Kryogener Kühlschmierstoff auf der Basis von Ethylenglykol. *ZWF - Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* 111/7-8 (2016): S. 444-448.

Kurzfassung

Die für die Kühlung und Schmierung eingesetzte Technologie ist für die Leistungsfähigkeit fertigungstechnischer Prozesse von hoher Bedeutung, sowohl für die Produktivität und Prozessstabilität als auch hinsichtlich der Qualität gefertigter Werkstücke. Beim Drehen werden dazu üblicherweise Emulsionen eingesetzt. Der Einsatz kryogener Medien weist zwar ein hohes Verbesserungspotential auf, wird aber bislang nur selten industriell eingesetzt. In dieser Arbeit wird auf Basis einer umfangreichen Analyse der strömungsmechanischen, thermodynamischen und tribologischen Vorgänge verschiedener Kühlschmierstrategien eine neuartige sub-zero Kühlschmierstrategie motiviert und entwickelt. Zu diesen Zweck werden sub-zero Kühlschmierstoffe formuliert, die einen Gefrierpunkt von weit unter 0 °C aufweisen und dadurch unter geringen Zufuhrtemperaturen in einem flüssigen stabilen Zustand eingesetzt werden können. In dieser Arbeit wird die sub-zero Kühlschmierstrategie ganzheitlich mit Blick auf die Strahlerzeugung, die Zufuhrmethodik sowie hinsichtlich der Kühl- und Schmierwirkung erforscht. Auf Basis dieser Erkenntnisse wird eine optimierte sub-zero Kühlschmierstrategie am Beispiel der Drehbearbeitung von Titanlegierungen und Stahlwerkstoffen analysiert. Im Vergleich zur Trockenzerspannung sowie der Verwendung kryogener und herkömmlicher KSS weist der neuartige sub-zero Ansatz ein hohes Potential auf. Die sub-zero Kühlschmierstrategie ist eine universell einsetzbare Kühlschmierstrategie, mit der die Vorteile der kryogenen Zerspannung mit den Vorteilen herkömmlicher Emulsion kombiniert werden können. Weitgehend unabhängig von dem zerspannten Werkstoff, der Werkstückgeometrie, den Zerspannungswerkzeugen oder den Stellgrößen wird der Drehprozess durch die Kombination aus hoher Kühl- und Schmierwirkung verbessert.

Abstract

The technology used for cooling and lubrication plays an important role in the performance of manufacturing processes, in terms of the productivity and process stability as well as the quality of the machined workpieces. In turning, emulsions are commonly used for this purpose. Although the use of cryogenic media has an enormous potential for further improvements, they are rarely used on an industrial scale. In this work, a novel sub-zero cooling approach is motivated and developed as a result of a detailed analysis of fluid-mechanical, thermodynamic and tribological aspects of various cooling and lubrication methods. In this context, sub-zero metalworking fluids are developed, which exhibit freezing points of far below 0 °C and can thus be used in a liquid stable state at sub-zero temperatures. The novel sub-zero cooling and lubrication strategy is investigated in its entirety with regard to the formation of free jets, the supply methods and the cooling and lubricating effect. Based on these findings, it is analysed whether an optimised sub-zero cooling approach can be used for turning of titanium alloys and steels. The novel sub-zero approach has a high potential in comparison to dry machining and the use of cryogenic media as well as emulsion. The sub-zero cooling approach is a robust and all-purpose cooling and lubrication strategy that combines the advantages of cryogenic machining with the advantages of emulsion. The combination of a high cooling and lubricating effect improves the turning process widely irrespective of the machined work material and the geometry of the workpieces as well as the cutting tools or the control variables used.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungen	III
Formelzeichen	V
1 Einleitung	1
2 Stand der Wissenschaft und Technik	3
2.1 Analyse der Drehbearbeitung	3
2.1.1 Kinematik, Spanbildung und thermo-mechanische Belastung	3
2.1.2 Werkzeugeigenschaften und Oberflächenrauheit des Werkstücks	7
2.1.3 Reibungsvorgänge in den sekundären Scherzonen	8
2.1.4 Verschleißmechanismen und Verschleißformen des Werkzeugs	11
2.1.5 Maß- und Formabweichungen des Werkstücks	13
2.2 Einsatz von Kühlschmierstoffen (KSS) in der Drehbearbeitung	15
2.2.1 Kühlschmierstoffarten	15
2.2.2 Anlagentechnik und Zufuhrmethoden	17
2.2.3 Analyse der Düsenströmung und des Freistrahls	20
2.2.4 Analyse der Kühlwirkung	24
2.2.5 Analyse der Schmierwirkung	28
2.3 Einfluss von KSS auf das Drehen von TiAl6V4, 42CrMo4 und 100Cr6	33
2.3.1 Einfluss von KSS auf das Drehen von TiAl6V4	33
2.3.2 Einfluss von KSS auf das Drehen von 42CrMo4 und 100Cr6	37
2.4 Eignung von Kälteträgern als KSS und möglicher Additivierungsansatz	41
2.4.1 Kälteträger auf Basis von Solen und zweiwertiger Alkohole	41
2.4.2 Additive für wässrige Mischungen zweiwertiger Alkohole	42
2.4.3 Mischungsverhältnisse für den Einsatz als KSS	43
2.5 Motivation und Ableitung einer neuen sub-zero Kühlschmierstrategie	46
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	48
4 Versuchstechnik und Methoden	51
4.1 Maschinensystem, Kühlschmiersysteme und Düsengeometrien	51
4.2 Werkstückwerkstoffe und Werkstückgeometrien	52
4.3 Drehwerkzeuge und Kugeln für den Einsatz im Tribometer	53
4.4 Kühlschmierstoffe und verwendete Additive	54
4.5 Analogieuntersuchungen	55
4.5.1 Strahleigenschaften und deren Einfluss auf die Kühlwirkung	55
4.5.2 Bewertung der Schmierwirkung mittels Tribometer	56
4.6 Drehversuche	59
4.7 Erfassung und Auswertung von Mess- und Kenngrößen	61
4.7.1 Staudruckprofile, Strahlkraft und Abkühlraten	62
4.7.2 Bewertung der Schmierwirkung mittels Tribometer	62
4.7.3 Prozessgrößen und Prozessergebnisgrößen der Drehversuche	63

5	Einflüsse der sub-zero Kühlschmierstrategie auf die Kühl- und Schmierwirkung..	66
5.1	Einfluss der Stoffeigenschaften auf die Strahlerzeugung	66
5.1.1	Charakterisierung der Strahleigenschaften	67
5.1.2	Bewertung der Einflüsse auf die Strahlerzeugung.....	70
5.2	Einfluss der Stoff- und Strahleigenschaften auf die Kühlwirkung	71
5.3	Einfluss des Viskositätsverhaltens auf die Schmierwirkung	73
5.3.1	Reibungskoeffizienten und Temperaturgradienten.....	74
5.3.2	Oberflächentopographie der Reibpartner.....	77
5.3.3	Analyse der Schmierfilmdicke von sub-zero KSS	79
5.3.4	Diskussion.....	80
5.4	Einfluss von Additiven auf das Drehen von 42CrMo4.....	82
5.4.1	Ergebnisse der Drehversuche	82
5.4.2	Diskussion des Einflusses von Additiven auf den Drehprozess	84
5.5	Einfluss der Zufuhrmethode auf das Drehen von TiAl6V4.....	86
5.5.1	Thermo-mechanische Belastung des Werkzeugs	86
5.5.2	Werkzeugverschleiß und Werkzeug-Span-Kontaktlänge.....	89
5.5.3	Oberflächenrauheit der Werkstücke	91
5.6	Zwischenfazit.....	91
6	Einsatzverhalten der sub-zero Kühlschmierstrategie	94
6.1	Vergleichende Analyse der Schruppbearbeitung von TiAl6V4	94
6.1.1	Thermo-mechanische Belastung des Werkzeugs	94
6.1.2	Werkzeugverschleiß	96
6.1.3	Spanbildung.....	99
6.2	Vergleichende Analyse des Schruppbearbeitung von 42CrMo4.....	100
6.2.1	Thermo-mechanische Belastung des Werkzeugs	100
6.2.2	Werkzeugverschleiß	102
6.2.3	Spanbildung.....	104
6.3	Vergleichende Analyse der Schlichtbearbeitung von TiAl6V4.....	105
6.3.1	Thermo-mechanische Belastung des Werkzeugs	105
6.3.2	Werkzeugverschleiß und Adhäsionen	108
6.3.3	Oberflächentopographie des Werkstücks	109
6.3.4	Radiale Maßabweichungen des Werkstücks.....	111
6.4	Vergleichende Analyse des Hartdrehens von 100Cr6	114
6.4.1	Thermo-mechanische Belastung des Werkzeugs	114
6.4.2	Werkzeugverschleiß und Adhäsionen	117
6.4.3	Oberflächentopographie des Werkstücks	118
6.4.4	Radiale Maßabweichungen des Werkstücks.....	119
7	Wirkmechanismen und Gestaltungsempfehlungen	121
8	Zusammenfassung, weitere Arbeiten und Ausblick	129
9	Quellenverzeichnis	135

Abkürzungen

A	weichgeglühter Zustand	FBK	Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation der TU Kaiserslautern
Abb.	Abbildung		
AG	Aktiengesellschaft		
Al	Aluminium	Fe	Eisen
AT	spannungsarmgeglühter Zustand	geb.	geborene
AW	Verschleißschutz (Anti-Wear)	ggf.	gegebenenfalls
Bspw.	Beispielsweise	GKZ	Globulares Zementit
bzw.	beziehungsweise	Gl.	Gleichung
C	Kohlenstoff	GmbH	Gesellschaft mit beschränkter Haftung
Ca.	circa	H	Wasserstoff
cBN	kubisches Bornitrid	HM	Hartmetall
CNC	Computer numerical control	HRC	Härte nach Rockwell mit kegelförmiger Spitze
Co	Kobalt	HV	Härte, gemessen nach dem Vickersverfahren
CO ₂	Kohlendioxid	i. d. R.	In der Regel
COF	Reibungskoeffizient	ISO	International Organization for Standardization
Cr	Chrom	IT	ISO-Grundtoleranz
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft	KB	Kolkbreite
DGUV	Deutsche gesetzliche Unfallversicherung	KSS	Kühlschmierstoff
DIN	Deutsches Institut für Normung	KT	Kolktiefe
e. V.	eingetragener Verein	KWI	Kühlwirkungsintensität
EG	sub-zero Kühlschmierstoff auf Basis von Monoethylenglykol	LN ₂	Flüssigstickstoff
EN	Europäische Norm	MAK	Maximale Arbeitsplatzkonzentration
EP	Hochdruckzusatz (Extreme-Pressure)	max.	maximal
et al.	und andere	MEG	Mono-Ethylenglykol
F1	Additiv-Formulierung mit Dinatriummetasilikat	Mo	Molybdän
F2	Additiv-Formulierung mit Dinatriummetasilikat + Polyalkylenglykol	MPG	Mono-Propylenglykol
F3	Additiv-Formulierung mit Dinatriummetasilikat + Polyalkylenglykole+Triisobutylphosphat	MZCI	Minimale Kreiszone mittels Gauß-Filter
Fa.	Firma	N	Stickstoff
		Na	Natrium
		Nb	Niob
		Ø	Durchmesser
		O	Sauerstoff

P	Phosphor	TiC	Titancarbid
P1	spanflächenseitige KSS-Zufuhr	TiN	Titannitrid
P2	freiflächenseitige KSS-Zufuhr	U.	Umdrehung
P3	span- und freiflächenseitige KSS-Zufuhr	u. a.	unter anderem
PAG	Polyalkylenglykole	V	Vanadium
PG	sub-zero Kühlschmierstoff auf Basis von Monopropylenglykol	var.	Variiert
QT	Vergütet (quenched and tempered)	VB	Verschleißmarkenbreite
S	Schwefel	VDI	Verein Deutscher Ingenieure
Si	Silizium	vgl.	vergleiche
Step	Düsengeometrie mit abrupter Düsenverengung	Vol.	Volumen
SV	Schneidkantenversatz	VP	Versuchspunkt
s-z	sub-zero	W	Wolfram
Ta	Tantal	WC	Monowolframkarbid
Tab.	Tabelle	WSP	Wendeschneidplatte
Ti	Titan	Wz	Werkzeug
TiBP	Triisobutylphosphat	z. B.	zum Beispiel
		α -Phase	hexagonale Phase
		β -Phase	kubisch-raumzentrierte Phase

Formelzeichen

Lateinische Buchstaben

A	mm ²	Querschnittsfläche	E_Y	N/mm ²	E-Modul des Gegenkörpers (Werkstück)
$A'\alpha$	-	Nebenfleißfläche des Werkzeugs	f_C	mm	Vorschubrate
AB_K	µm	Projizierte Fläche der Kalotte	F_C	N	Schnittkraft
A_C	mm ²	Spannungsquerschnitt	F_D	N	Rückstoßkraft der Düse
A_D	mm ²	Düsenaustrittsquerschnitt	F_F	N	Vorschubkraft
A_F	mm ²	Querschnitt des KSS-Freistrahls	F_N	N	Normalkraft
a_K	µm	Hauptachse der Kalotte	F_{NS}	N	Normalkraft wirkend auf der Spanfläche
A_N	mm ²	Nominale Kontaktfläche	F_R	N	Reibungskraft
a_p	mm	Schnitttiefe	$F_{R,a}$	N	Reibungskraft durch adhäsive Vorgänge
$a_{p,n}$	mm	nominale Schnitttiefe	F_S	N	Stoßkraft des Freistrahls
$a_{p,r}$	mm	reale Schnitttiefe	F_{TS}	N	Tangentialkraft wirkend auf der Spanfläche
A_R	mm ²	Reale Kontaktfläche	F_Z	N	Zerspankraft
A_W	mm ²	Kontaktfläche zwischen Wirkstelle und KSS	$h'c$	mm	Spandicke
$A\alpha$	-	Hauptfreifläche des Werkzeugs	H_C	µm	Zentrale Schmierfilmdicke
$A\gamma$	-	Spanfläche des Werkzeugs	h_C	mm	Spannungsdicke
b_C	mm	Spannungsbreite	H_D	mm	Düsenabstand
b_K	µm	Nebenachse der Kalotte	h_K	µm	Höhe der Kalotte
b_{KSS}	-	Druck-Viskositäts-Koeffizient des KSS	h_R	µm	Höhe der Riefe
b_R	µm	Breite der Riefe	h_W	W/m ² ·K	Wärmeübergangskoeffizient
$c_{p,KSS}$	kJ/kg·K	Spezifische Wärmekapazität des Kühlschmierstoffs	\dot{I}_F	kg·m/s	Impulsstrom des KSS-KSS-Freistrahls
d_D	mm	Durchmesser des Düsenaustritts	K	µm	Kolkverhältnis
d_F	mm	Durchmesser des KSS-Freistrahls	KB	µm	Kolkbreite
D_W	mm	Durchmesser des Werkstücks	$k_{C,1,1}$	N/mm	Hauptwert der spezifische Schnittkraft
E	N/mm ²	E-Modul	$k_{F,1,1}$	N/mm	Hauptwert der spezifische Vorschubkraft
E_X	N/mm ²	E-Modul des Grundkörpers (HM-Kugel)	KM	µm	Kolkmitteabstand
			$k_{P,1,1}$	N/mm	Hauptwert der spezifische Passivkraft
			KT	µm	Kolktiefe

K_W	-	Kühlwirkungsintensität	r_P	mm	Radius der Prallplatte
L	mm	Länge des Werkstücks	R_{tkin}	μm	kinematische Rautiefe
l_C	μm	Kontaktlänge	R_X	mm	Radius der Grundkörpers (HM-Kugel)
$l_{C,e}$	μm	elastischer Anteil der Kontaktlänge	R_Y	mm	Radius des Gegenkörpers (Werkstück)
$l_{C,p}$	μm	plastischer Anteil der Kontaktlänge	R_z	μm	gemittelte Rautiefe
L_{ch}	mm	charakteristische Länge	r_β	μm	Schneidkantenradius
L_D	mm	Länge des Düsenansatzes	r_e	mm	Schneideneckenradius
\dot{m}_{KSS}	kg/min	Massenstrom des zugeführten Kühlschmierstoffs	SV_α	μm	Schneidkantenversatz an der Freifläche
m	-	Scherreibfaktor	SV_γ	μm	Schneidkantenversatz an der Spanfläche
Nu	-	Nußelt-Zahl	t_C	s	Schnittzeit
P_D	hPa	Dampfdruck	T_K	$^\circ\text{C}$	Temperatur des Festkörpers oder Kugel
P_e	W	Wirkleistung des Drehprozesses	T_{KSS}	$^\circ\text{C}$	Zufuhrtemperatur des Kühlschmierstoffs
P_{ges}	bar	Totaldruck	t_K	s	Kühldauer Prallplatte
p_{max}	N/mm^2	Hertzsche Pressung	T_P	$^\circ\text{C}$	Temperatur der Prallplatte
P_o	-	Orthogonalebene des Werkzeugs	\dot{V}	l/min	Volumenstrom
Pr	-	Prandtl-Zahl	v	m/s	Geschwindigkeit
P_s	-	Schneideebene des Werkzeugs	VB_{Bmax}	μm	Maximale Verschleißmarkenbreite
P_{stat}	bar	Statischer Druck	VB_{Bn}	μm	Verschleißmarkenbreite Kerbverschleiß
p_{Zufuhr}	bar	Zufuhrdruck des KSS	v_C	m/min	Schnittgeschwindigkeit
\dot{Q}	$\text{kg}\cdot\text{m}^2/\text{s}^3$	Wärmestrom/Wärmeeintrag	v_D	m/s	Strömungsgeschwindigkeit nach der Düsenverengung
Ra	μm	Mittenrauwert	$v_{D,th}$	m/s	Theoretische Strömungsgeschwindigkeit nach der Düsenverengung
Ra_x	μm	Mittelrauwert des Grundkörpers (HM-Kugel)	v_F	m/s	Strahlgeschwindigkeit
Ra_y	μm	Mittelrauwert des Gegenkörpers (Werkstück)	v_G	m/s	Gleitgeschwindigkeit
Re_D	-	Reynoldszahl bezogen auf den Düsenaustrittsdurchmesser	v_{SP}	m/min	Spanablaufgeschwindigkeit
Re_F	-	Reynoldszahl bezogen auf den Strahldurchmesser	w	mm	maximale Durchbiegung des Werkstücks

Formelzeichen

Griechische Buchstaben

α	m·K	Ausdehnungskoeffizient			
α_{KSS}	m ² /s	Temperaturleitfähigkeit			
α_0	°	Freiwinkel in der Werkzeug-Orthogonalebene	λ	°	Neigungswinkel in der Werkzeug-Orthogonalebene
β_0	°	Keilwinkel in der Werkzeug-Orthogonalebene	μ	N/N	Reibungskoeffizienten
γ_0	°	Spanwinkel in der Werkzeug-Orthogonalebene	μ_a	N/N	Adhäsiver Anteil des Reibungskoeffizienten
ΔG	μm	Maßabweichung aufgrund Änderungen der Schneidengeometrie	μ_D		Ausflusszahl der Düsenströmung
ΔM	μm	Maßabweichung aufgrund mechanischer Effekte	μ_{me}	N/N	Mechanischer Anteil des Reibungskoeffizienten
ΔT	μm	Maßabweichung aufgrund thermischer Effekte	μ_s	N/N	Reibungskoeffizient auf der Spanfläche
ΔT_R	°C	Temperaturgradient zwischen T_K und T_{KSS}	ν_{KSS}	mPa·s	Dynamische Viskosität des Kühlschmierstoffs
Δw	μm	Maßabweichung des Werkstückdurchmessers	$\nu_{\text{P,X}}$		Poissonzahl des Grundkörpers (HM-Kugel)
$\delta_{\text{WS,X}}$	μm	Werkstück-Verschiebung in X-Richtung	$\nu_{\text{P,Y}}$		Poissonzahl des Grundkörpers (Werkstück)
$\delta_{\text{WZ,X}}$	μm	Werkzeug-Verschiebung in X-Richtung	π	-	Kreiszahl
$\delta_{\text{WZ,Y}}$	μm	Werkzeug-Verschiebung in Y-Richtung	ρ_{KSS}	kg/m ³	Dichte des Kühlschmierstoffs
$\dot{\epsilon}$	1/s	Dehnrage	$\bar{\sigma}$	-	gemittelte Standardabweichung
η_{KSS}	Pa·s	dynamische Viskosität des KSS	σ_N	N/mm ²	Normalspannung
κ	°	Einstellwinkel	τ_R	N/mm ²	Reibschubspannung
λ_{KSS}	W/m·K	Wärmeleitfähigkeit des Kühlschmierstoffs	τ_S	N/mm ²	Schubspannung
λ_S	-	spezifische Schmierfilmdicke	$\tau_{S,B}$	N/mm ²	Schubfestigkeit
			Φ	°	Scherwinkel
			φ_D	-	Geschwindigkeitsbeiwert der Düsenströmung
			ψ_D	-	Kontraktionszahl des KSS-Freistrahls

1 Einleitung

Aus ökonomischer Perspektive gelten Kühlschmierstoffe (KSS) als Stoffe, die während des Produktionsprozesses zur Aufrechterhaltung des Betriebsablaufs verbraucht werden. KSS gelten als Betriebsstoffe, die kein Bestandteil des Produkts werden und dessen physikalische Eigenschaften auch nicht substantiell prägen. Auch nach dem deutschen Handelsrecht werden KSS im Rechnungswesen als Betriebsstoffe bilanziert [Ulme02]; unerwünschte Fertigungsgemeinkosten, die es nach einem wertorientierten Kostenmanagement zu reduzieren gilt.

Die Produktionstechnik ist sich dagegen bewusst, dass die Eigenschaften des gefertigten Produkts durch die zur Kühlung und Schmierung eingesetzte Technologie beeinflusst werden. Aus diesem Grund gelten KSS aus technischer Sicht nicht als Betriebsstoffe, sondern als Hilfsstoffe [Heis14]. Sie erfüllen im Produktionsprozess wichtige Funktionen und Aufgaben, deren Wirkungen sich unmittelbar auf die physikalischen Eigenschaften des Produkts auswirken. Um einen automatisierten Betrieb des Drehprozesses zu gewährleisten, müssen die Späne sicher entfernt, das Wirkpaar Werkzeug-Werkstück geschmiert und eine kontinuierliche Wärmeabfuhr aus der Wirkstelle sichergestellt werden. Dadurch werden der Werkzeugverschleiß sowie unerwünschte thermische und mechanische Effekte auf das Werkstück reduziert, welche die physikalischen Eigenschaften gefertigter Werkstücke substantiell prägen. Darüber hinaus werden die Prozessstabilität verbessert, Ausschuss vermieden und Stillstandszeiten reduziert. Auch aus ökonomischer Perspektive könnten KSS daher als nützliche Hilfsstoffe verstanden werden, die letztlich zu einer positiveren Gewinn- und Verlustrechnung verhelfen.

Zur Erfüllung dieser Funktionen und Aufgaben werden in Drehprozessen üblicherweise wassermischbare KSS eingesetzt, meist Öl-in-Wasser Emulsionen. Durch die Kombination aus den vorteilhaften thermo-physikalischen Stoffeigenschaften des Wassers mit der reibungsreduzierenden Wirkung von Ölen werden sowohl eine hohe Kühlwirkung als auch eine hinreichende Schmierwirkung erreicht. Durch Impulse aus der Produktionsforschung werden Emulsionen mittlerweile häufig unter einem Druck von etwa 50 bar zugeführt, womit die Produktivität, Prozessstabilität und Prozesssicherheit des Drehprozesses weiter verbessert werden.

In den letzten Jahrzehnten wurden alternative Ansätze zur Vermeidung oder Substitution von KSS entwickelt. Die Trockenzerpannung ist beim Drehen häufig möglich, aber nur bei genau auf den Drehprozess optimierten Eingangsoperanden, was ein sehr hohes Maß an Prozesswissen erfordert [Sing22]. Zur Substitution wurden beispielsweise die Minimalmengenkühlschmierung oder die kryogene Zerpannung intensiv erforscht. Besonders die kryogene Zerpannung, auch in Kombination mit einer Minimalmengenkühlschmierung, ermöglicht dabei nicht nur eine Substitution von Emulsion, sondern birgt auch ein enormes Verbesserungspotential: Der Werkzeugverschleiß, unerwünschte thermische und mechanische Effekte auf das Werkstück sowie die Fertigungskosten können reduziert werden. Analog zur Trockenzerpannung erfordert die kryogene Zerpannung aber ein hohes Maß an Prozesswissen [Kräm14].

Ein Vergleich zwischen der Entwicklung der Inlandsablieferung wassermischbarer KSS und dem Produktionsindex des Metallgewerbes zeigt, dass diese alternativen Ansätze vermehrt eingesetzt werden (Abbildung 1-1). Die erbrachte Leistung des Metallgewerbes stieg inflationsbereinigt um etwa 25 %, während dies auf den Verbrauch von wassermischbaren KSS (Konzentrat) nicht zutrifft. Auffällig ist der sinkende Verbrauch zwischen 2010 und 2015, was vermuten lässt, dass alternative Ansätze versuchsweise eingesetzt wurden. Nichtsdestotrotz ist der jährliche Verbrauch seit 2015 wieder auf das ursprüngliche Niveau von 30.000 t pro Jahr

angestiegen. Diese hohe Aktualität wassermischbarer KSS lässt vermuten, dass mit deren Einsatz offenbar signifikante Kostenvorteile in industriellen Produktionsprozessen einhergehen.

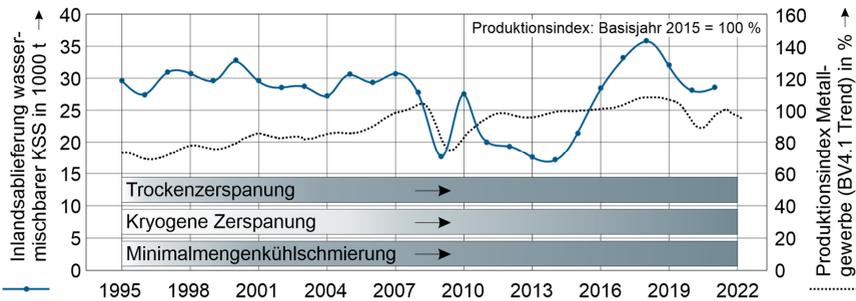


Abbildung 1-1: Inlandsablieferung wassermischbarer Metallbearbeitungsöle im Vergleich zum Produktionsindex des Metallgewerbes von 1995 – 2022, Daten: [BAFA22], [Stat22].

Besonders das Drehen schwer zerspanbarer Werkstoffe, z. B. Titanlegierungen, stellt höchste Anforderungen an das Werkzeug und an die zur Kühlung und Schmierung eingesetzte Technologie. Mit den Trends geringer Losgrößen zur Reduzierung von Durchlaufzeiten gehen ferner häufig wechselnde Fertigungsaufträge mit verschiedenen Werkstoffen und Geometrien einher. Zur Reduzierung der Kapitalbindung sind nicht für alle Fertigungsaufträge die optimalen Werkzeuge oder Werkzeugmaschinen vorrätig bzw. verfügbar. Auch das Optimieren eines jeden Auftrags ist kostenintensiv. Wahrscheinlich erschwert nicht nur das erforderliche Prozesswissen den Einsatz vielversprechender substituierender Kühlschmierstrategien, sondern auch diese betriebsorganisatorischen Aspekte. Die Inlandsablieferungen sind jedenfalls ein deutlicher Hinweis darauf, dass auf den Einsatz wassermischbarer KSS meist nicht verzichtet werden kann.

Das Ziel dieser Dissertation ist die Entwicklung und Erforschung einer robusten und universell einsetzbaren Kühlschmierstrategie, mit der die Vorteile der kryogenen Zerspanung mit den Vorteilen herkömmlicher Emulsion kombiniert werden können, ohne ein zu hohes Maß an Prozesswissen zu fordern. Im Stand der Wissenschaft und Technik werden die Wirkungen verschiedener Kühlschmierstrategien auf den Drehprozess mit Blick auf entsprechende Kombinationsmöglichkeiten umfangreich analysiert. Anhand von Stoffeigenschaften werden mögliche alternative KSS untersucht, mit denen die hohe Kühlwirkung kryogener Medien mit der einfachen Handhabung und hohen Schmierwirkung herkömmlicher Emulsion kombiniert werden können. Auf Basis dieser Analyse wird eine neuartige sub-zero Kühlschmierstrategie definiert, welche hinsichtlich deren Wirkmechanismen auf den Drehprozess weitergehend erforscht wird. Beginnend ab der Strahlerzeugung werden strömungsmechanische, thermodynamische und tribologische Wirkmechanismen anhand experimenteller Daten identifiziert. Mit der Kenntnis dieser Wirkmechanismen werden optimierte Zufuhrparameter und Zufuhrmethoden der sub-zero Kühlschmierstrategie erarbeitet. Nachfolgend wird das generierte Prozesswissen bezüglich der sub-zero Kühlschmierstrategie hinsichtlich des Einsatzverhaltens für das Drehen von Titanlegierungen sowie weichgeglühten und vergüteten Stählen in Referenz zu anderen Kühlschmierstrategien vergleichend bewertet. Zum Abschluss werden die Wirkmechanismen zusammengefasst und Gestaltungshinweise für einen industriellen Einsatz aufgezeigt.

2 Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 Analyse der Drehbearbeitung

Drehen ist in der DIN 8580 als spanendes Verfahren mit geometrisch bestimmter Schneide den trennenden Fertigungsverfahren zugeordnet [DIN 03a]. Mit Hilfe eines geometrisch bestimmten Werkzeugs, dessen Schneiden hinsichtlich Geometrie und Lage definiert sind, werden Werkstoffschichten eines Werkstücks in Form von Spänen mechanisch getrennt [DIN 03b]. Abbildung 2-1 zeigt den Drehprozess als ein System mit Eingangs- und Ausgangsoperanden [Denk11]. Auf der Eingangsseite stehen die über längere Zeit invarianten Systemgrößen, welche die Bedingungen des Drehprozesses definieren. Die fertigungsspezifische Einflussnahme auf den Drehprozess erfolgt mit Hilfe von Stellgrößen, zu denen auch die Kühlschmierstrategie zählt. Auf der Ausgangsseite werden die während des Drehprozesses auftretenden physikalischen Größen als Prozessgrößen definiert. Die Wirkgrößen können nach dem Drehprozess am Werkstück und Werkzeug gemessen werden [Denk11]. Durch die Prozesskinematik ergeben sich mehrere Verfahrensvarianten. Die folgende Analyse bezieht sich auf das in dieser Arbeit eingesetzte Außenlängs-Runddrehen und das Quer-Plandrehen [DIN 03c].

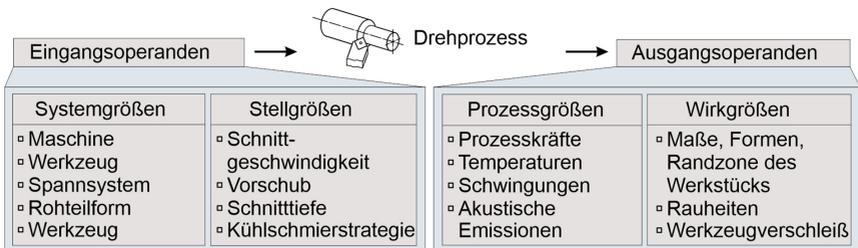


Abbildung 2-1: Drehprozess als System nach DENKENA & TÖNSHOFF [Denk11].

2.1.1 Kinematik, Spanbildung und thermo-mechanische Belastung

Drehen ist definiert als Spanen mit geschlossener, meist kreisförmiger Schnittbewegung bei einer beliebigen Vorschubbewegung des Werkzeugs in einer zur Schnittichtung senkrechten Ebene [Kloc17]. Die Drehachse der Schnittbewegung behält dabei ihre Lage zum Werkstück unabhängig von der Vorschubbewegung bei [Heis14]. Als Schnittparameter werden Stellgrößen bezeichnet, die für die Spanabnahme eingestellt werden (siehe Abbildung 2-2): Schnitttiefe a_p , Vorschub f_c und Schnittgeschwindigkeit v_c . Die Spanungsbreite b_c und Spanungsdicke h_c ergeben sich aus dem Einstellwinkel κ und a_p bzw. f_c . Die mit diesen Spanungsgrößen h_c und b_c aufgespannte Fläche wird als Spanungsquerschnitt A_c definiert [Kloc17].

Spanbildungsvorgang

Von besonderer Bedeutung für die Spanbildung sind die in Abbildung 2-2 gezeigten Winkel in der Orthogonalebene (P_0 -Ebene) und Schneidenebene (P_s -Ebene) des Werkzeugs [Kloc17, Denk11]. Der Span- γ_0 , Frei- α_0 und Keilwinkel β_0 sowie der Neigungswinkel λ_s des Werkzeugs ergeben sich durch die drei Werkzeugflächen: Spanfläche (A_γ), Hauptfreifläche (A_α) und Nebenfreesfläche (A'_α) [Schö02]. Diese Winkel und Flächen des Werkzeugs definieren die Lage des für die Spanbildung erforderlichen Schneidkeils. Beim Eindringen des Schneidkeils in das Werkstück kommt es zu elastischen und plastischen Verformungsvorgängen und durch die Überschreitung der Schubfestigkeit des zerspannten Werkstoffs zur Spanbildung [Tsch08].

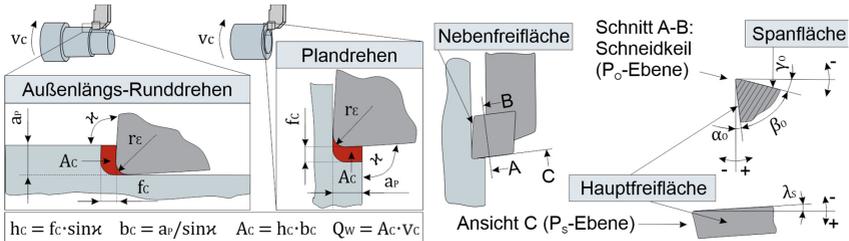


Abbildung 2-2: Stell- und Spanungsgrößen für das Außenlängs-Runddrehen und Plandrehen sowie Flächen und Winkel des Drehwerkzeugs in Anlehnung an [Kloc17, Denk11, Asta06].

Die Spanbildung kann nach VIEREGGE [Vier70] in vier Arten differenziert werden (Abbildung 2-3A). Bei der Fließspanbildung gleitet der Span mit gleichmäßiger Geschwindigkeit über die Spanfläche. Diese kontinuierliche Spanbildung tritt vornehmlich bei duktilen Werkstoffen auf, z. B. bei niedrig legierten Stählen im weichgeglühten Zustand. Die Lamellenspanbildung ähnelt der Fließspanbildung, wobei es jedoch aufgrund periodischer Formänderungsschwankungen zu Segmentierungen des Spans kommt [Vyas99]. Diese Spanbildungsart tritt vornehmlich bei duktilen Werkstoffen auf, wenn der Verformungsgrad in der Scherebene höher ist als die Gleichmaßdehnung des Werkstoffs, aber geringer als dessen Bruchdehnung [Vyas99, Vier70], z. B. bei Titanlegierungen [Ezug03]. Die Scherspan- und Reißspanbildung zeichnen sich durch eine diskontinuierliche Spanbildung aus und treten bei starken Inhomogenitäten oder spröden Werkstoffen auf [Kloc17], z. B. bei Stählen mit martensitischer Mikrostruktur [Bart12].

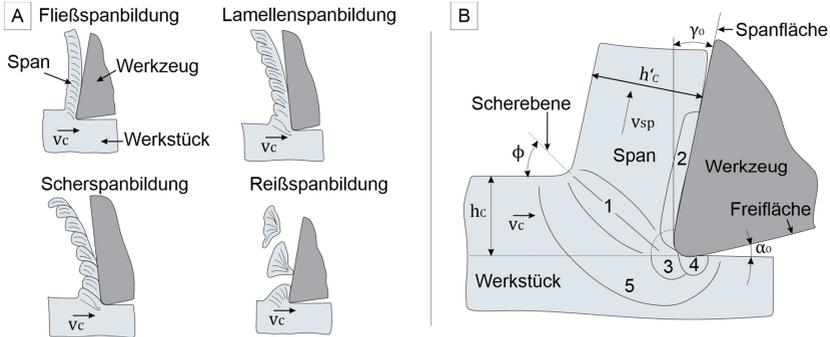


Abbildung 2-3: Spanbildungsarten nach VIEREGGE (A) [Vier70] und Spanbildungsmodell kontinuierlicher Spanentstehung nach WARNECKE(B) [Warn74].

Der kontinuierliche Spanbildungsvorgang kann nach WARNECKE [Warn74] anhand von fünf Verformungszonen beschrieben werden (Abbildung 2-3B): Die plastische Verformung des Werkstoffs erfolgt hauptsächlich in der primären Scherzone (1) durch Schubverformung unter hoher Wärmeentstehung. In den sekundären Scherzonen an der Stau- und Trennzone (3) wirken hohe Drücke, in deren Folge der Werkstoff getrennt wird und der Span mit der Spanablaufgeschwindigkeit v_{sp} über die Spanfläche gleitet. In den sekundären Scherzonen zwischen Spanfläche und Span (2, Werkzeug-Span-Kontaktzone) und zwischen Freifläche und Werkstück (4, Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone) kommt es aufgrund hoher Kontaktdrücke zu ausgeprägten Reibungsvorgängen und plastischer Verformung. In der Verformungsvorlaufzone (5) treten geringe aber bleibende plastische Verformungen im Werkstück auf. [Denk11, Tsch08, Asta06]

Mechanische Belastung des Werkzeugs

Die mechanische Belastung des Werkzeugs resultiert aus dem Überwinden des Werkstoffwiderstands gegen das Eindringen des Schneidkeils. Infolge der Spannbildung muss dadurch vom Werkzeug die Zerspankraft F_Z aufgebracht werden (Abbildung 2-4A), die aus drei orthogonalen Kraftkomponenten (Prozesskräfte) besteht [Merc45a, Merc45b]: Die Schnittkraft F_C wirkt entgegen der Schnittgeschwindigkeit v_c und die Vorschubkraft F_F entgegen der Vorschubbewegung f_c . Die Passivkraft F_P wirkt statisch und zeigt in Richtung des Drehhalters. [Denk11]

In Abbildung 2-4B sind die Einflüsse der Stellgrößen und der Winkel auf die Prozesskräfte dargestellt. Steigende Schnittgeschwindigkeiten v_c führen infolge der höheren Schnittleistung zu einem zunehmenden Wärmeeintrag. Die Temperatur steigt und führt zu einer vorübergehenden thermischen Entfestigung des Werkstoffs, wodurch der Werkstoffwiderstand gegen die Zerspanung sinkt. Innerhalb werkstoffabhängiger Bereiche der Schnittgeschwindigkeit kommt es zur Bildung von Aufbauschneiden, wodurch der Spanwinkel γ_0 in den positiven Bereich verschoben wird. Eine Zunahme des Span- γ_0 und Neigungswinkels λ_s in den positiven Bereich bewirkt eine geringere Spanstauchung, wodurch die Kräfte sinken. Eine Erhöhung der Schnitttiefe a_p und des Vorschubs f_c führen in steigende Kräfte, weil der Spanungsquerschnitt A_c vergrößert wird. Eine Variation des Einstellwinkels κ führt bei konstanter Schnitttiefe und Vorschub zu einer Veränderung der Spanungsgrößen und beeinflusst so die Prozesskräfte. [Kloc17]

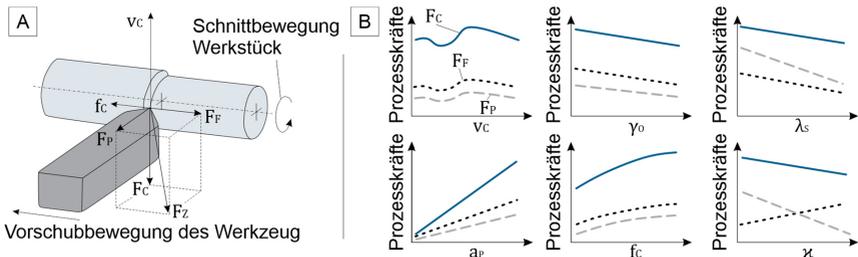


Abbildung 2-4: Prozesskräfte am Werkzeug (A) und Einflüsse der Schnittparameter und Winkel des Werkzeugs auf die Prozesskräfte (B) nach KLOCKE [Kloc17].

Die Prozesskräfte können anhand von Modellen geschätzt werden. Das Modell nach KIENZLE basiert auf den in Abbildung 2-4B gezeigten Wirkzusammenhängen. Anhand der direkten Proportionalität zwischen Schnitttiefe/Spannungsbreite und Prozesskraft sowie der Proportionalität zwischen Vorschub/Spannungsdicke und Prozesskraft im doppelt-logarithmischen System kann eine Potenzfunktion zur Schätzung aufgestellt werden. Die Prozesskräfte werden in diesen Potenzfunktionen auf den Spanungsquerschnitt bezogen und als spezifische Schnitt-, Passiv- und Vorschubkraft bezeichnet. Die auf eine Spannungsbreite und Spannungsdicke von 1 mm bezogene spezifische Schnitt- ($k_{C,1,1}$), Passiv- ($k_{P,1,1}$) und Vorschubkraft ($k_{F,1,1}$) sind werkstoffabhängige und für definierte Eingriffsbedingungen geltende Kennwerte. Abweichende Eingriffsbedingungen werden mit Hilfe von Korrekturfunktionen angepasst. [Kloc17, Denk11, Asta06]

Die messtechnische Erfassung der Prozesskräfte erfolgt üblicherweise mit Hilfe von piezoelektrischen 3-Komponenten-Dynamometern. Durch eine Proportionalität zwischen der angreifenden mechanischen Last und der durch den piezoelektrischen Effekt erzeugten Ladung eignen sich diese Dynamometer zur Messung der Kräfte. Ferner weisen Dynamometer eine hohe Steifigkeit auf, wodurch die Zerspanung nur gering durch Schwingungen beeinflusst wird. [Heis14]

Thermische Belastung des Werkzeugs

Durch die Schnitt- und Vorschubbewegung wird mechanische Leistung in den Drehprozess eingebracht [Denk11]. Nach VIERGEGE resultiert die erforderliche mechanische Wirkarbeit zur Spanbildung aus Scher- und Trennarbeit sowie Span- und Freiflächenreibung [Vier70] und kann örtlich jeweils auf die Verformungszonen nach WARNECKE [Warn74] bezogen werden (Abbildung 2-3B). Diese Wirkarbeit wird während des Spanbildungsvorgangs hauptsächlich in Wärme umgewandelt. Nur ein geringer Teil verbleibt in Form von latenter Energie aufgrund plastischer Verformung in den Spänen und der Werkstückrandzone zurück [Heis14].

Durch den kontinuierlichen Schneideneingriff beim Drehen verändern sich die Temperaturfelder in der Wirkstelle, bis ein Gleichgewicht zwischen eingebrachter und abgeführter Wärme erreicht ist [Kloc17]. Bei der Trockenzerspanung bilden sich Wärmefflüsse in Richtung des Spans, Werkzeugs, Werkstücks und die Umgebung heraus. Für die Zerspanung von Vergütungsstahl mittels Hartmetall bei $v_c = 60$ m/min sind in Abbildung 2-5A die Temperaturfelder [Vier70] und die Verteilung der Wärmeströme [Kron54] im thermischen Gleichgewichtszustand abgebildet. Die Verteilung der Wärmeströme ist von vielen Variablen abhängig, z. B. der Wärmeleitfähigkeit des Werkzeugs oder Werkstoffs [Krei73] und der Schnittgeschwindigkeit [Zimm15]. Aus Abbildung 2-5B ist ersichtlich, dass es durch die geringe Wärmeleitfähigkeit von Titanlegierungen zu einer Verdopplung der thermischen Belastung des Werkzeugs im Vergleich zu niedrig legierten Stählen kommt, weil weniger Wärme über den Span abgeführt wird. Dies wird durch eine geringe Wärmeleitfähigkeit des Werkzeugs verstärkt [Krei73].

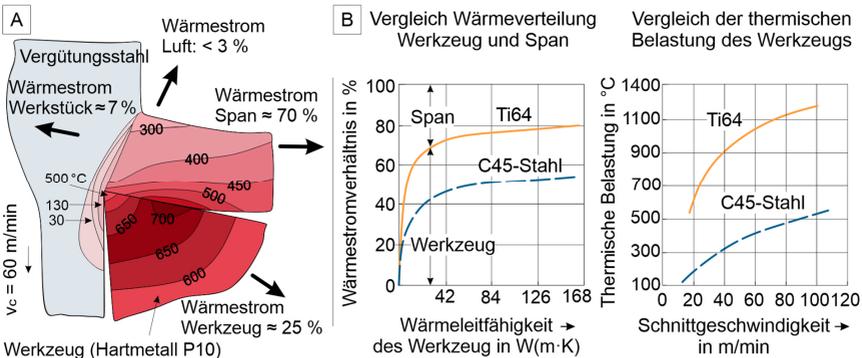


Abbildung 2-5: Temperaturfelder und Wärmeströme (A) [Vier70] sowie Einfluss der Wärmeleitfähigkeit und Schnittgeschwindigkeit auf die thermische Last in der Wirkstelle [Krei73].

Durch die ortsabhängigen Temperaturfelder ist der Ort der Temperaturmessung von hoher Bedeutung [Denk11]. Es gibt zahlreiche berührende und berührungsfree Methoden zur Messung der thermischen Belastung beim Drehen [Davi07]. Ein robustes Verfahren zur berührenden Temperaturmessung ist die Verwendung von Thermoelementen, bei welchen zur Ermittlung der Temperatur der SEEBECK-Effekt genutzt wird. Nach der Methode von KÜSTERS kann das Thermoelement dazu im Schneidkeil positioniert werden, wobei jedoch die Position des Thermoelement nach einem Werkzeugwechsel reproduzierbar sein muss [Küst56]. Die geringe zeitliche Auflösung von Thermoelementen ist beim Drehen im kontinuierlichen Schneideneingriff nicht von Nachteil [Davi07]. Thermoelemente eignen sich besonders beim Einsatz von Kühlschmierstoffen, weil vergleichsweise nur geringe Messfehler auftreten [Davi07].

2.1.2 Werkzeugeigenschaften und Oberflächenrauheit des Werkstücks

Drehwerkzeuge bestehen aus einem Schaft, einer Schneide und einem Werkzeug-Grundkörper, der Schaft und Schneide miteinander verbindet [Kloc17]. Aus wirtschaftlichen Gründen werden in der Regel genormte Drehhalter [DIN 15a] und Wendeschneidplatten (WSP) [DIN 17] eingesetzt (siehe Abbildung 2-6A). Die geometrische Gestalt des Werkstücks wird durch die Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück erzeugt. Die Oberflächenrauheit des Werkstücks ergibt sich im Wesentlichen aus den kinematischen Bewegungsabläufen des Drehprozesses und dem Schneideneckenradius r_e des Werkzeugs. Durch die Überlagerung der rotatorischen Schnitt- mit der translatorischen Vorschubbewegung wird der Schneideneckenradius r_e in Form einer Helix auf dem Werkstück abgebildet (vgl. Abbildung 2-6B). Die aus dieser Helix resultierende Oberflächenrauheit in Gl. 2-1 entspricht der kinematischen Rautiefe Rt_{kin} .

$$r_e^2 = \frac{f^2}{4} + r_e^2 - 2 * r_e * Rt_{kin} + Rt_{kin}^2 \quad \text{mit} \quad Rt_{kin}^2 \approx 0 \rightarrow Rt_{kin} \approx \frac{f^2}{8 \cdot r_e} \quad \text{Gl. 2-1}$$

Die reale Oberflächenrauheit weicht jedoch aufgrund verschiedener Phänomene von Rt_{kin} ab. Verschlechterungen treten nach BRAMMERTZ beispielsweise auf, wenn eine Mindestspannungsdicke unterschritten wird [Bram60]. Dabei kommt es während der Spannbildung zu seitlichen plastischen Fließvorgängen und elastischen Rückfederungseffekten des zerspannten Werkstoffs. Durch Aufbauschneiden, verfestigte Adhäsionen des zerspannten Werkstoffs im Bereich der Schneidkante, kann es zu geometrischen Änderungen des Schneideneckenradius kommen [Chow17, Maso97]. Die verfestigten Aufbauschneiden weisen eine höhere Härte als der zerspannte Werkstoff auf. Dadurch werden diese geometrischen Änderungen der Schneidengeometrie auf dem Werkstück abgebildet und erzeugen entsprechende Abweichungen von Rt_{kin} . Nachteilig ist auch, dass diese Aufbauschneiden durch das zyklische Ablösen vom Werkzeug in die Werkstückoberfläche gedrückt werden [Maso97]. Vorübergehende Verbesserungen sind hingegen möglich, wenn es aufgrund von Werkzeugverschleiß zu einer Abflachung des Schneideneckenradius kommt (vgl. Abbildung 2-6B) [Scha20]. [Kloc17, Denk11]

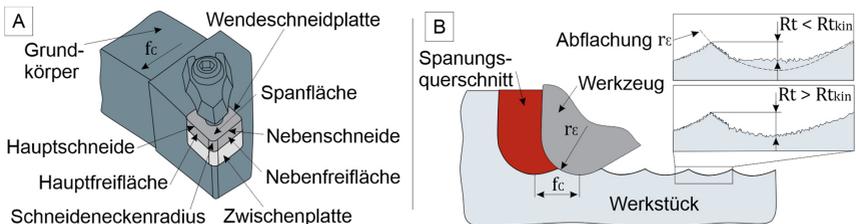


Abbildung 2-6: Aufbau genormter Drehwerkzeug (A) und kinematische Rautiefe (B).

Schneidstoffe

Die Grundbedingung der Spanbildung ist die deutlich höhere Härte des Werkzeugwerkstoffs (Schneidstoff) im Vergleich zum zerspannten Werkstoff. Aufgrund der hohen mechanischen, thermischen und chemischen Belastung während der Spannbildung müssen die Eigenschaften von Schneidstoffen hohen Anforderungen genügen: Hohe Warmhärte, Duktilität, chemische Stabilität, Kantenstabilität, Druck-, Biege-, Bindungs-, und Verschleißfestigkeit sowie weitere. Aufgrund physikalischer Gegensätze einzelner Anforderungen ergeben sich Zielkonflikte bei der Auswahl des Schneidstoffs, z. B. Härte und Duktilität. Schneidstoffe werden in vier Gruppen unterteilt: Werkzeugstähle, Hartmetalle, Schneidkeramiken und hochharte Schneidstoffe

[Kloc17]. In der aufgelisteten Reihenfolge weisen diese Gruppen eine steigende Härte auf, aber eine sinkende Duktilität. [Kloc17]

Für die Bewertung der Wirksamkeit verschiedener Kühlschmierstrategien werden in dieser Arbeit ausschließlich Hartmetallwerkzeuge eingesetzt. Hartmetalle sind Metallmatrix-Verbundwerkstoffe, in denen Hartstoffpartikel in einer Matrix aus Co und/oder Ni zusammengehalten werden (Abbildung 2-7A) [Kloc17]. Die Härte des Hartmetalls ist daher geringer als die Härte der Hartstoffphase, aber die Duktilität deutlich höher [Broo96]. Durch eine Variation des Anteils der Co-Matrix sowie der Größe und Zusammensetzung der Hartstoffphasen können die Eigenschaften des Hartmetalls verändert werden (Abbildung 2-25B). Das Monowolframkarbid WC ist die wichtigste Hartstoffphase, weil durch eine hohe Löslichkeit von WC in der Co-Matrix hohe Biege- und Bindungsfestigkeiten erreicht werden. Bei reinen WC-Co-Hartmetallen (Sorte K nach ISO 513 [DIN 14a]) führt diese hohe Löslichkeit jedoch zu einer geringen chemischen Stabilität bei hohen Temperaturen, wodurch die Verschleißfestigkeit rapide sinkt. Um dies zu verbessern, werden zusätzlich chemisch stabilere Titankarbid in der Hartstoffphase eingesetzt, was jedoch die Biege- und Bindungsfestigkeit beeinträchtigt. Dieser Nachteil kann mittels Tantal- und Niobkarbiden kompensiert werden. Diese Hartmetallsorte wird als WC-(Ti,Ta,Nb)C-Co-Hartmetall bezeichnet (Sorte P nach ISO 513 [DIN 14a]). [Kloc17, Heis14]

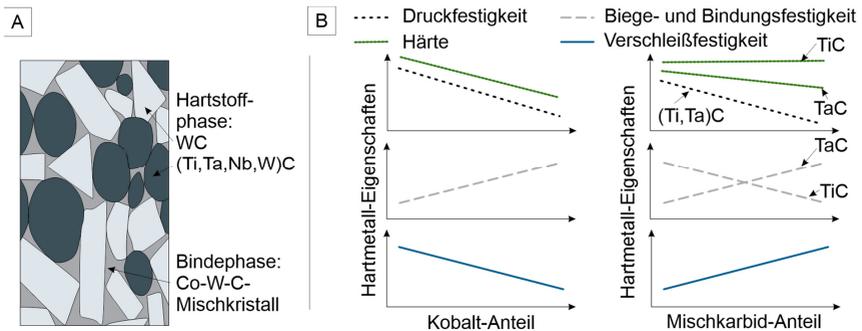


Abbildung 2-7: Aufbau von Hartmetall (A) und Einfluss der Zusammensetzung von Hartmetallen auf deren Eigenschaften, die für die Zerspaltung wichtig sind (B) [Kloc17].

Die Verschleißfestigkeit des Hartmetalls kann mittels Hartstoffschichten, die durch chemische oder physikalische Abscheidung aus der Dampfphase erzeugt werden, weiter verbessert werden [Kloc17]. Meist kommen dabei keramische Viellagen-Schichtsysteme zum Einsatz, die aus titanbasierter Nichtoxidkeramik, z. B. TiN, und klassischer Oxidkeramik, z. B. Al₂O₃, bestehen.

2.1.3 Reibungsvorgänge in den sekundären Scherzonen

Die Werkzeug-Span-Kontaktzone und Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone sind unmittelbar am Spanbildungsvorgang beteiligt. Die Kontaktbedingungen in diesen sekundären Scherzonen sind folgende: Hohe Kontaktdrücke, hohe Temperaturen, den Kontakt mit neugebildeten und damit reaktiven Gegenflächen sowie hohe Dehnraten infolge hoher Geschwindigkeitsgradienten [Asta06]. Die Unterschiede dieser Kontaktbedingungen zwischen der Werkzeug-Span- und Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone sind im Wesentlichen von den Schnittparametern und der Härte des zerspanten Werkstoffs abhängig [Zore66]. Sind Vorschub und Schnitttiefe hoch und die Härte des zerspanten Werkstoffs moderat, dann ist die thermo-mechanische Belastung in

der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone deutlich geringer als in der Werkzeug-Span-Kontaktzone [Asta06]. Mit sinkenden Schnittparametern sowie steigender Härte des Werkstoffs nähern sich die Kontaktbedingungen an [Asta06, Zore66]. Im Folgenden werden nur die Vorgänge in der Werkzeug-Span-Kontaktzone betrachtet, weil dort die Belastung in der Regel deutlich höher ist und die zugrundeliegenden Mechanismen vergleichbar sind [Asta06, Shaw04].

Kombiniertes Reibmodell zur Beschreibung der Reibungsvorgänge

Die Spanbildung kann als tribologisches System verstanden werden, das aus vier Strukturelementen besteht: Grundkörper, Gegenkörper, Zwischenstoff und Umgebungsmedium [Shaw04]. Reibungsvorgänge werden nach der Relativbewegung der Kontaktpartner in Gleit-, Roll- und Spinreibung unterschieden [Czic15]. Da das Werkzeug fest eingespannt ist, treten beim Drehen ausschließlich Gleitreibungsvorgänge auf [Cour13]. Diese überlagern sich während der Spanbildung mit der Trennung und plastischen Verformung des zerspannten Werkstoffs [Shaw04]. Dabei wirken hohe Normalspannungen in der Kontaktzone, weshalb die Spanbildung als hochbelasteter Gleitreibungskontakt gilt [Asta06]. Die Gleitreibung zwischen zwei Festkörpern ist definiert als Widerstand F_R gegen eine Relativbewegung v unter einer Normalkraft F_N , was mit dem Reibungskoeffizienten (COF) nach Gl. 2-2 charakterisiert wird [Hut17]. Dieser ist auch als Verhältnis zwischen Reibschubspannung τ_R und Normalspannung σ_N definiert [Czic15].

$$\mu = \frac{F_R}{F_N} = \frac{\tau_R}{\sigma_N} \quad \text{Gl. 2-2}$$

Der COF kann ursächlich auf zwei zugrundeliegende Reibungsmechanismen zurückgeführt werden [Chal79, Bowd51]: Ein COF für mechanische Wechselwirkungen (μ_{me}) zwischen den Reibpartnern und ein COF für atomare und molekulare Phänomene (μ_a). Zu den mechanischen Wechselwirkungen zählen Verhaken, Abrasion oder Fremdkörperpartikel (Abbildung 2-9B). Zu den atomaren Wechselwirkungen zählen Adhäsion oder Pressverschweißungen. Durch die atomare Annäherung der Kontaktflächen kommt es zu einer Adhäsionsbindung, die bei einer Relativbewegung getrennt werden muss [Rabi95]. Das kontinuierliche Bilden und Trennen dieser Adhäsionsbindung ist die wesentliche physikalische Ursache des μ_a [Chal79], mit einem Anteil von 90 % am COF [Rabi95], auch während der Spanbildung [Asta06]. Der Widerstand gegen Gleiten zum Abscheren der Adhäsionsbindung F_R kann daher überschlägig als erforderliche Schubspannung τ_s in Bezug auf die reale Kontaktfläche A_R definiert werden [Asta06]:

$$F_R \approx \tau_s \cdot A_R \quad \text{Gl. 2-3}$$

Dabei ist A_R die Summe aller in Kontakt stehenden Rauheitsspitzen (Asperiten) [Czic15]. Diese Summe ist von der Oberflächentopographie und den Werkstoffkenngrößen der Reibpartner sowie der Normal- σ_N und Reibschubspannung τ_R im tribologischen Kontakt abhängig [Asta06]. Eine Näherung für A_R ist für ein ideal-plastisches Verhalten im statischen Kontakt möglich [Kräm14, Rabi95]: A_R wird durch die Verformung des Reibpartners mit der geringeren Härte H so lange vergrößert, bis die Last F_N getragen werden kann (siehe Gl. 2-4). [Rabi95]

$$A_R \geq \frac{F_N}{H} \quad \text{Gl. 2-4}$$

Mit Gl. 2-4 und Gl. 2-3 in Gl. 2-2 kann μ_a als das Verhältnis von geringster Schubfestigkeit $\tau_{s,B}$ zu geringster Härte H beider Reibpartner verstanden werden [Asta06, Rabi95]:

$$\mu_a \approx \frac{F_{R,a}}{F_N} \leq \frac{\tau_{s,B} \cdot A_R}{H \cdot A_R} = \frac{\tau_{s,B}}{H} \quad \text{Gl. 2-5}$$

Durch dieses Konzept von realer und scheinbarer (nominaler) Kontaktfläche A_N lässt sich zwischen gering und hochbelasteten Gleitreibungsvorgängen durch ein kombiniertes Reibmodell nach FINNIE und SHAW (Abbildung 2-8A) unterscheiden [Shaw63]. Wenn die Reibpartner sich gerade berühren, ist A_R unendlich klein. Infolge steigender Normalspannung vergrößert sich A_R aufgrund elastischer Verformung der Asperiten zunächst in einem linearen Zusammenhang (Bereich I in Abbildung 2-8A). Dieses lineare Verhalten entspricht dem Geltungsbereich klassischer Reibungsgesetze: Proportionalität des Verhältnisses von F_R zu F_N unabhängig von der nominalen Kontaktfläche, Oberflächentopographie oder Relativgeschwindigkeit [Shaw04]. Die Relativbewegung erfolgt dabei zwischen den Kontaktpartnern als äußere Reibung. Mit weiter steigender Normalspannung übersteigt der COF das lineare-elastische Materialverhalten des Reibpartners mit der geringeren Schubfließgrenze (Bereich II) [Shaw63], was zu nichtlinearem Verhalten führt. Aufgrund der Verfestigung des plastisch verformten Reibpartners steigt dessen Schubfestigkeit, wodurch es noch zu äußerer Reibung kommt. Durch die Nichtlinearität liegt Bereich II außerhalb des Gültigkeitsbereichs klassischer Reibungsgesetze. Im Grenzbereich III kommt es zwischen den Reibpartnern in hochbelasteten Gleitreibungsvorgängen zu einem Vollkontakt ($A_R \approx A_N$). Die Festigkeit der Adhäsionsbindung übersteigt in der Folge die Scherfestigkeit τ_{SB} eines Reibpartners. Die Relativbewegung des Gleitvorgangs erfolgt in der Folge durch innere Reibung des Reibpartners mit der geringeren Scherfestigkeit [Shaw04]. Dieses Verhalten entspricht dem Reibfaktormodell nach WANHEIM und BAY [Wanh74, Wanh73].

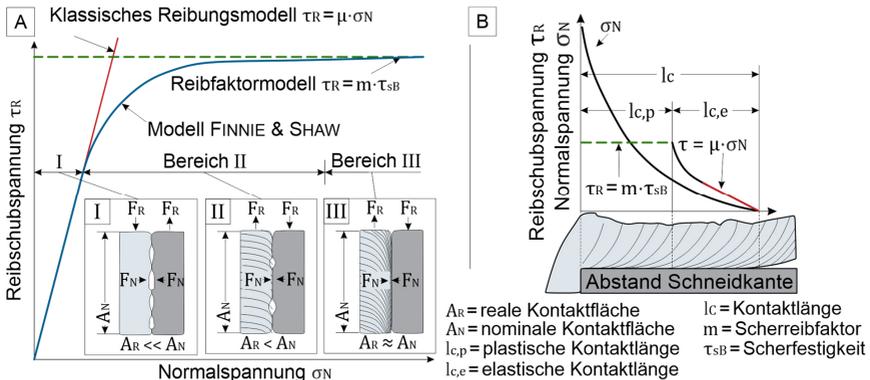


Abbildung 2-8: Reibmodell hochbelasteter Gleitreibungsvorgänge (A) [Asta06, Shaw63] und Spannungsverläufe auf der Werkzeug-Span-Kontaktlänge (B) [Asta06, Shaw04, Zore66].

Übertragung des kombinierten Reibmodells auf die Werkzeug-Span-Kontaktzone

Die nach ZOREV in der Werkzeug-Span-Kontaktzone auftretenden Verläufe der Normal- σ_N und der Reibschubspannung τ_R sind in Abbildung 2-8B auf der Kontaktlänge l_c zwischen Span und Spanfläche aufgetragen [Zore66]. Die Kontaktlänge l_c kann in einen Bereich für plastisches Verhalten $l_{c,p}$ und einen für elastisches Verhalten $l_{c,e}$ unterschieden werden [Zore66, Shaw63].

Infolge hoher Normalspannungen ab der Schneidkante kommt es durch plastische Verformung der Spanunterseite fast zu einem Vollkontakt, was eine starke Adhäsionsbindung zwischen Span und Spanfläche bewirkt. Der Widerstand gegen Gleiten τ_R zwischen Span und Spanfläche entspricht bis zu der Kontaktlänge $l_{c,p}$ der inneren Reibung des Spans und damit dessen Scherfestigkeit (Reibfaktormodell). Die Scherfestigkeit des Spans entspricht dabei nicht der Scherfestigkeit τ_{SB} des zerspannten Werkstoffs. Die während der Spanbildung auftretenden hohen

Dehnraten von bis zu 10^6 s^{-1} [Zhan20] haben einen massiven Anstieg der Schubfestigkeit zur Folge, wohingegen eine steigende Temperatur das Gegenteil bewirkt [John85a, John85b]. Durch höhere Schnittgeschwindigkeiten steigen sowohl die Temperatur als auch die Dehnraten. Wegen des überproportionalen Einflusses der Dehnraten steigt die Schubfestigkeit in Summe, wodurch die Adhäsionsbindung bei gleicher Normalspannung früher aufgebrochen wird [Asta06]. In der Folge sinkt die Kontaktlänge $l_{c,p}$ mit steigender Schnittgeschwindigkeit. Auch eine Kühlung bewirkt durch die steigende Formänderungsfestigkeit eine sinkende Kontaktlänge $l_{c,p}$ [Asta12]. In diesem Bereich innerer Reibung liegt ein hochbelasteter Gleitreibungskontakt vor (Bereich III), der durch klassische Reibungsgesetze nicht analysiert werden kann [Chil13].

Über der Kontaktlänge l_c kommt es durch die sinkende Normalspannung σ_N zu einer Reduzierung der realen Kontaktfläche A_R zwischen Span und Spanfläche. Dies bewirkt die Bildung von Zwischenräumen, in deren Folge die adhäsiven Wechselwirkungen zwischen Span und Spanfläche verringert werden. Die Schubspannung τ_s im Span sinkt und es kommt zur Ausbildung einer äußeren Reibung, der Span gleitet über die Spanfläche. Der COF sinkt ausgehend von der Scherfestigkeit des Spans so lange (Bereich II), bis sich unter einem elastischen Materialverhalten ein konstanter COF ausbildet. In diesem Bereich I, wenn die plastischen Verformungsvorgänge der Spanbildung abgeschlossen sind, gleitet der Span unter einem konstanten COF und äußerer Reibung über die Spanfläche mit der Spanablaufgeschwindigkeit v_{sp} ab. Durch die Spanstauchung kommt es zu mechanischen Spannungen im Span. Diese überlagern sich mit thermischen Spannungen, die infolge der Temperaturgradienten zwischen Spanober- und Spanunterseite auftreten. Überschreiten diese Spannungen in Summe die Normalspannung kommt es zur Ablösung des Spans von der Spanfläche. [Asta12, Asta06, Asta05, Zore66, Shaw63]

Die Normalspannung an der Schneidkante steigt mit zunehmender Festigkeit und Härte sowie mit sinkender Kontaktlänge l_c des zerspannten Werkstoffs [Zhan17, Asta05]. BONNET et al. konnten zeigen, dass am Übergang der inneren zur äußeren Reibung eine Flächenpressung wirkt, die ca. 1/3 der spezifischen Schnittkraft beträgt [Bonn08]. Anschaulich kann dies dadurch erklärt werden, dass die Kontaktfläche des Spans mit der Spanfläche deutlich größer ist als der Spanungsquerschnitt A_c , der als Bezugsgröße für die spezifische Schnittkraft dient.

2.1.4 Verschleißmechanismen und Verschleißformen des Werkzeugs

Das Einwirken des thermo-mechanischen Belastungskollektivs auf das Werkzeug führt zu dessen Verschleiß. Der damit verbundene Stoffverlust bewirkt geometrische Änderungen der Schneidengeometrie. Die Eingriffsbedingungen des Schneidkeils werden dadurch verändert, was sich meist nachteilig auf den Drehprozess auswirkt. Die geometrischen Änderungen werden daher nur in einem definierten Bereich toleriert, der durch ein Standkriterium begrenzt wird. Die Überschreitung dieses Kriteriums ist zeitlich als Standzeit definiert. [Kloc17, Heis14]

Verschleißmechanismen und Verschleißursachen des Werkzeugs

Beim Einsatz von Hartmetallwerkzeugen sind die folgenden Vorgänge ursächlich für den Werkzeugverschleiß (vgl. Abbildung 2-9B): mechanischer Abrieb durch Abrasion, Abscheren von Presserschweißungen infolge adhäsiver Vorgänge, thermo-chemische Lösungsvorgänge des Schneidstoffs mit dem zerspannten Werkstoff durch Diffusion, Verzunderung mit Umgebungssauerstoff sowie Beschädigungen der Schneidkante durch Überbeanspruchung. In der Regel treten diese Vorgänge gleichzeitig auf und interagieren teilweise miteinander. Abhängig von der Werkstoff-Schneidstoff-Kombination und den gewählten Stellgrößen (vgl. auch Abbildung 2-9A) dominieren jedoch meist einzelne Mechanismen. [Kloc17, Heis14, Köni75]

Abrieb durch Abrasion ist ein mechanischer Vorgang, wird jedoch durch hohe Temperaturen begünstigt, weil die Verschleißfestigkeit des Schneidstoffs sinkt. Die hohen wirkenden Normal- und Schubspannungen führen zum Mikrozerspanen des Schneidstoffs, was zu Stoffverlust führt. Abrasion wird verstärkt, wenn der zerspante Werkstoff harte Phasen aufweist. [Denk11] Bei Pressverschweißungen kommt es zu Grenzflächen-Adhäsionsbindungen. Ursächlich für die Pressverschweißungen sind die hohen Normal- und Schubspannungen in den Kontaktzonen (vgl. Kapitel 2.1.3). Ferner sind die mit dem Werkzeug in Kontakt stehenden neugebildeten Grenzflächen reaktiv, was Adhäsion begünstigt. Die Adhäsionsbindung übersteigt die Bindungsfestigkeit des Hartmetalls. Die Folge sind Stoffverlust, wenn die Pressverschweißungen abgescert werden. Aufbauschneiden sind Pressverschweißungen, in denen hochverfestigte Schichten des zerspanen Werkstoffs temporär die Funktion der Schneide übernehmen. Die mit bis zu 1,5 kHz zyklisch stattfindende Aufbauschneidenbildung wird durch höhere Schnittgeschwindigkeiten erschwert, weil durch die steigende thermische Belastung in den Kontaktzonen die Scherfestigkeit der Adhäsionsbindung der Aufbauschneide sinkt. [Kloc17, Pauc08, Asta06]

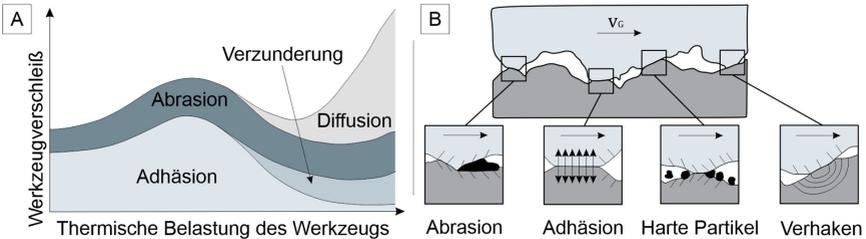


Abbildung 2-9: Verschleißmechanismen in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit (A) [Kloc17] und energiedissipierende Elementarprozesse der Reibung (B) [Czic15].

Infolge thermisch aktivierter Vorgänge kommt es bei der Diffusion in Festkörpern zum Ausgleich von Konzentrationsunterschieden, was durch hohe Temperaturen begünstigt wird [Rami17]. Bei einigen Hartmetall-Werkstoff-Kombinationen kann es durch den Ausgleich von Konzentrationsunterschieden zu einer Erhöhung der Löslichkeit von chemischen Elementen in der Matrix des Hartmetalls kommen. Dies kann die Bildung unerwünschter Mischkarbide begünstigen und negative Auswirkungen auf die Verschleißfestigkeit haben. [Moli02, Lola81]

Verzunderungen sind Oxidationsvorgänge des Schneidstoffs mit Luftsauerstoff ab einer Temperatur von 700 °C: je höher die thermische Belastung, desto höher die Verzunderung. Durch die Bildung von W-Co-Fe-Oxiden kann dies zum vorzeitigen Kantenbruch führen. [Kloc17]

Ausbrüche an der Schneidkante infolge mechanischer und thermischer Überbeanspruchung können durch eine günstige Wahl der Schneidenmikrogeometrie vermieden werden, z. B. durch Schneidkantenverrundungen. Infolge mechanischer Schwellbelastungen kann es zu einer Materialermüdung des Schneidstoffs kommen, was insbesondere im Bereich der Schneidkante Brüche begünstigt. Ferner sind die möglichen Kantenbrüche wesentlich für die Festlegung des Standkriteriums von Drehwerkzeugen: Durch Verschleiß kommt es in der Regel final zu einer thermo-mechanischen Überbeanspruchung der Schneidkante. Dies gilt es zu vermeiden, da schwere Beschädigungen an Maschine und Werkzeug auftreten können. [Denk11, Köni75]

Verschleißformen und Verschleißmessgrößen des Werkzeugs

Durch den Stoffverlust kommt es an der Span- und Freifläche zu charakteristischen Verschleißformen, die anhand von Verschleißmessgrößen quantifiziert werden können (Abbildung 2-10).

An der Freifläche kommt es durch den Stoffverlust zu einer Verschleißmarke, deren Ausdehnung in Schnittrichtung als Verschleißmarkenbreite (VB) bezeichnet wird (Abbildung 2-10A). Bei einer hohen VB verstärken sich die Reibungsvorgänge in der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone und damit die dort vorliegende thermo-mechanische Belastung. Dies verschlechtert die Qualität der Werkstücke und führt zu einer schnelleren Verschleißzunahme. Ferner wird die Fertigungsgenauigkeit durch den Schneidkantenversatz SV_α und SV_γ beeinträchtigt. Als Standkriterium der VB gilt nach ISO 3685 $VB_{Bmax} = 600 \mu\text{m}$ [DIN 93]. [Kloc17, Denk11, DIN 93]

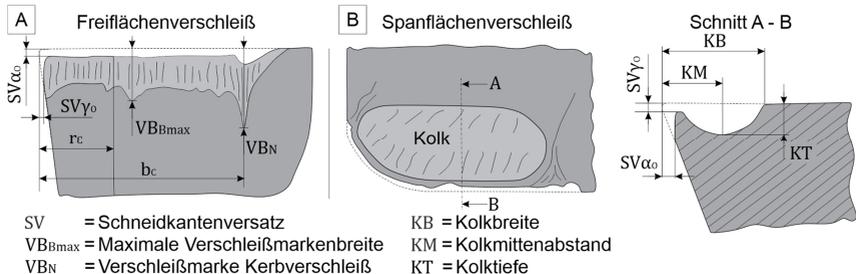


Abbildung 2-10: Verschleißmessgrößen und Kolkverschleiß nach ISO 3685 [DIN 93].

Die charakteristische Verschleißform der Spanfläche wird als Kolk bezeichnet (siehe Abbildung 2-10B). Dieser muldenförmige Stoffverlust führt zu Änderungen der Eingriffsbedingungen. Der effektive Spanwinkel steigt in den positiven Bereich, was mit sinkenden Prozesskräften einhergeht (vgl. Abbildung 2-4B). Überdies wird der Spanbruch verschlechtert. Das Standkriterium ist erreicht, wenn die Stabilität der Kolkklippe nicht mehr gewährleistet ist. Nach ISO 3685 ist das Standkriterium erreicht, wenn die Kolktafel größer ist als $KT > 0,06 + 0,3 \cdot f_c$ oder das Kolkverhältnis K von KT zum Kolkmitteabstand KM größer ist als $K > 0,2$. Die Kolkbreite KB dient häufig als Indikator für die Kontaktlänge l_c [Bala99]. [Kloc17, Denk11, DIN 93]

Die messtechnische Erfassung von VB und KB erfolgt klassischerweise mittels Mikroskopie. Die Messung von KT erfolgt meist mittels optischer Oberflächenmesstechnik, z. B. Streifenlichtprojektion. VB wird wegen der einfachen Messung am häufigsten verwendet.

2.1.5 Maß- und Formabweichungen des Werkstücks

Die Fertigungsgenauigkeit von Drehprozessen ist zur Einhaltung der geforderten geometrischen Produktspezifikation von hoher Bedeutung. Beim Drehen ist die Fertigungsgenauigkeit besonders von der Einhaltung der nominalen Schnitttiefe abhängig. Eine Änderung der Schnitttiefe führt nach DIN 4760 [DIN 82] zu Abweichungen erster Ordnung. Diese beschreiben die Grobgestalt des Werkstücks anhand makroskopischer Kenngrößen bezüglich Maß-, Form- und Lageabweichungen. Abweichungen der realen von der nominalen Schnitttiefe können auf die Prozessgestaltung, das Werkstück und die Werkzeugmaschine zurückgeführt werden. Prozess- und werkstückbedingte Einflüsse werden durch den Einsatz von KSS beeinflusst und daher analysiert. Ursächlich für die prozessbedingten Abweichungen sind die thermo-mechanische Belastung und der Werkzeugverschleiß. Die Einflüsse des Werkstücks ergeben sich aus dessen Geometrie und den Werkstoffkenngrößen. [Kloc17, Zimm15, Heis14, Koch96]

Prozessbedingte Einflüsse auf Abweichungen von der nominalen Schnitttiefe

Die endliche Steifigkeit des Gesamtsystems, bestehend aus Maschinenkomponenten, Werkstück und Werkzeug, führt infolge der angreifenden Prozesskräfte zu elastischen Verformungen. Dies hat ortsabhängige Verschiebungen des Wirkpaars zur Folge (Abbildung 2-11).

Höhere Prozesskräfte bzw. geringere Steifigkeiten begünstigen diese elastischen Verschiebungen. Der Passivkraft F_P kommt aufgrund der Rotationsymmetrie eine hohe Bedeutung zu, weil die radiale Verschiebung des Werkstücks $\delta_{Wz,x}$ und des Werkzeugs $\delta_{Wz,x}$ in Richtung der Passivkraft unmittelbar die Schnitttiefe beeinflussen. Die Schnittkraft bewirkt eine Verschiebung des Werkstücks $\delta_{Wz,y}$ und des Werkzeugs $\delta_{Wz,y}$ in Richtung der Schnittbewegung y . Dies bewirkt einen außermittigen Schneideneingriff und hat Formabweichungen zur Folge. Die Summe dieser ortsabhängigen Verschiebungen verändert sich entlang des Vorschubwegs. Häufig wird nur die Verschiebung $\delta_{Wz,x}$ in Abhängigkeit der Biegelinie des Werkstücks zur Schätzung der Abweichungen verwendet, da diese betragsmäßig am höchsten ist. [Zimm15, Maye00, Koch96]

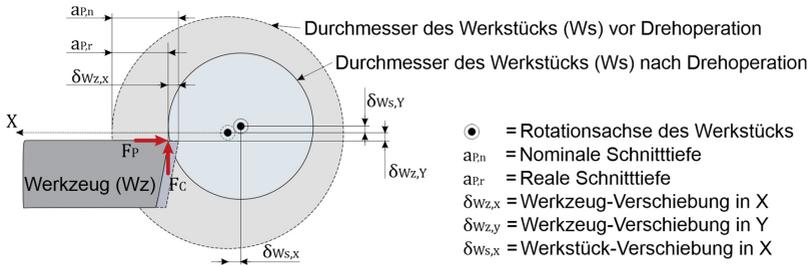


Abbildung 2-11: Prozessbedingte Verschiebungen des Wirkpaares nach [Zimm15, Maye00].

Die während der Spanbildung entstehende Wärme führt zu thermo-elastischen Dehnungen aller am Drehprozess beteiligten Komponenten. Der Betrag der jeweiligen Dehnung ist neben der vorliegenden Temperatur von dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten und der Dimension der Komponente abhängig. Die radialen thermo-elastischen Dehnungen des Wirkpaares haben einen hohen Einfluss auf die Abweichung der realen von der nominalen Schnitttiefe. Gemäß der jeweiligen lokalen Temperaturverteilung vergrößert sich die Schnitttiefe mit zunehmender thermischer Belastung entlang des Vorschubwegs. Nach der Abkühlung des Werkstücks verbleiben entsprechende Maß-, Form- und Lageabweichungen am Werkstück. [Kloc13a]

Durch den Schneidkantenversatz SV_γ und SV_α wird die Schnitttiefe ebenfalls unmittelbar beeinflusst. Die Verschleißzunahme während einzelner Schnitte ist jedoch i. d. R. gering. Diese Einflüsse können daher mit Hilfe der CNC-Steuerung vergleichsweise einfach kompensiert werden. Aufbauschneiden und Adhäsionen an der Schneidkante können die Schneidengeometrie jedoch auch während einzelner Schnitte beeinflussen. Die dadurch verursachten Abweichungen bezüglich der Schnitttiefe können nicht kompensiert werden. [Bena06]

Einflüsse des Werkstoffs und der Geometrie des Werkstücks auf die reale Schnitttiefe

Die Steifigkeit und die Temperaturverteilung des Werkstücks ergeben sich aus dessen Geometrie und Werkstoffkenngrößen. Mit steigendem E-Modul und Werkstückdurchmesser nimmt die Steifigkeit des Werkstücks entsprechend dessen Biegelinie zu. Die nominale Schnitttiefe kann folglich besser eingehalten werden. Eine größere Dimension des Werkstücks bewirkt jedoch betragsmäßig höhere thermo-elastische Dehnungen, wenn die während der Spanbildung entstehende Wärme nicht hinreichend abgeführt wird. Besonders bei Werkstoffen mit einer hohen Temperaturleitfähigkeit kann dies hinsichtlich der Einhaltung der nominalen Schnitttiefe problematisch sein, insbesondere bei längeren Schnittzeiten. [Kloc17, Zimm15, Koch96]

2.2 Einsatz von Kühlschmierstoffen (KSS) in der Drehbearbeitung

Kühlschmierstoffe (KSS) sind Hilfsstoffe, welche die Wirk- und Prozessgrößen des Drehprozesses erheblich beeinflussen [Brin15]. KSS erfüllen drei Hauptfunktionen: Erstens, die Reduzierung der tribologischen Beanspruchung in den Kontaktzonen (Schmierwirkung). Zweitens, die Abfuhr der während der Spanbildung entstehenden Wärme (Kühlwirkung). Drittens, den Abtransport der Späne (Spülwirkung). Zwischen den Hauptfunktionen Kühlen und Schmieren bestehen Wechselwirkungen. Eine hohe Schmierwirkung reduziert den Wärmeeintrag, wohingegen eine dominante kühlende Funktion eine höhere Formänderungsfestigkeit des zerspannten Werkstoffs bewirkt, was höhere Prozesskräfte zur Folge hat [Denk11]. Auch die Wirkgrößen werden sowohl durch die Schmierwirkung als auch durch die Kühlwirkung beeinflusst. Eine isolierte Betrachtung der Kühl- oder Schmierwirkung ist daher meist nicht möglich [Denk11]. Die Kombination aus KSS und Zufuhrmethode wird als Kühlschmierstrategie bezeichnet [Kloc17], welche im Drehprozess nach DENKENA & TÖNSHOFF als Stellgröße definiert wird [Denk11]. Der Einsatz von KSS beim Drehen erfolgt prinzipiell nach folgendem Ablauf:

- Druckerzeugung in einer Pumpe oder Bereitstellung des KSS unter Druck
- Rohrströmung des KSS in einem Versorgungssystem bis zu einer oder mehreren Düsen
- Düsenströmung und Erzeugung sowie Ausbildung des KSS-Freistrahls
- Thermodynamische, tribologische und strömungsmechanische Wechselwirkungen des KSS-Freistrahls bzw. des KSS mit dem Werkzeug, Werkstück und Span
- Optional: Filterung des KSS und Rücktransport in einen Vorratsbehälter

Im Folgenden erfolgt zunächst eine Analyse verschiedener Kühlschmierstoffarten und der darin eingesetzten Additive. Darüber hinaus werden verschiedene Zufuhrmethoden von KSS sowie die dazu erforderlichen Kühlschmieranlagen analysiert. Ferner werden für die Abläufe ab der Düsenströmung strömungsmechanische, thermodynamische und tribologische Aspekte von Kühlschmierstrategien diskutiert. Der Fokus liegt dabei auf einer Identifizierung möglicher Verbesserungspotentiale durch den Einsatz einer neuartigen sub-zero Kühlschmierstrategie.

2.2.1 Kühlschmierstoffarten

KSS werden nach der DIN 51385 [DIN 13] in zwei Gruppen klassifiziert (herkömmliche KSS): wassermischbare und nicht wassermischbare KSS. Kryogene Medien wie z. B. Flüssigstickstoff (LN₂) oder Kohlendioxid-Schnee (CO₂-Schnee) werden dort nicht aufgeführt. Herkömmliche KSS können durch diese kryogenen Medien jedoch substituiert werden. In Anlehnung an KRÄMER werden daher kryogene Medien als kryogene KSS definiert [Kräm14].

In herkömmlichen KSS werden fluidstabilisierende Additive zur Verbesserung der Haltbarkeit eingesetzt. Je nach KSS-Art werden z. B. Emulgatoren, Entschäumer, Biozide und weitere Additive eingesetzt. Ferner werden oberflächenaktive Additive zur Verbesserung der verschleiß- und reibungsreduzierenden Wirkung verwendet. Diesbezüglich werden z. B. Hochdruckzusätze (EP-Additive), Verschleißschutzadditive (AW-Additive) oder Korrosionsinhibitoren benutzt. Für die Verbesserung der Schmierwirkung sind besonders schwefel- und phosphorhaltige EP- und AW-Additive von hoher Bedeutung [Schu13, Schu10]. Durch Wechselwirkungen dieser Additive mit den Metalloberflächen reduzieren EP-Additive hohe lokale Flächenbelastungen auf das Werkzeug und AW-Additive vermindern den abrasiven Werkzeugverschleiß [Brin15, Schu13]. [Brin15, Asta12, Walt98]

Nichtwassermischbare Kühlschmierstoffe

Als nichtwassermischbare KSS werden meist Öle eingesetzt. Nichtwassermischbare KSS weisen im Vergleich zu wassermischbaren KSS aufgrund einer höheren Viskosität eine bessere Schmierwirkung auf. Im Einsatz zeichnen sich nichtwassermischbare KSS durch eine hohe mikrobiologische Stabilität aus. Die Korrosionsschutzwirkung von Ölen ist hoch. Problematisch ist die Entflammbarkeit nichtwassermischbarer KSS, weshalb Sicherheitseinrichtungen zur Vermeidung von Bränden verwendet werden müssen. Zur Reduzierung der Aerosolbelastung werden ferner Absaug- bzw. Filterungsanlagen eingesetzt. [Brin15, Mang14, Asta12]

Wassermischbare Kühlschmierstoffe

Wassermischbare KSS werden in Emulsionen und Lösungen unterschieden. Diese werden aus Konzentraten beim Anwender hergestellt. Durch hohe Wasseranteile weisen diese KSS eine vergleichsweise hohe Kühlwirkung auf, aber nur eine moderate Schmierwirkung [Kloc17]. Zur Verbesserung der Schmierwirkung werden bis zu 60 verschiedene Additive gleichzeitig eingesetzt [Brin15]. Brände können wegen des hohen Wasseranteils nicht auftreten. Absaug- oder Filterungsanlagen müssen meist aus Arbeitsschutzgründen eingesetzt werden. Die Lösungen bestehen aus hydrophilen Polymeren und Polyglykolen, werden jedoch nicht als KSS in Drehprozessen eingesetzt. Aufgrund des Fehlens von unpolaren Bestandteilen sind Lösungen auf Wasserbasis frei von Emulgatoren. [Asta12, Denk11]

In Emulsionen werden die unpolaren Öle mit Hilfe von Emulgatoren im Wasser stabilisiert (Abbildung 2-12A). Die Molekülstruktur der Emulgatoren weist dazu polare und unpolare Teile auf. Diese ambivalenten Moleküle schließen Öltröpfchen und unpolare Additive in Mizellen ein. Der polare Teil der Mizellen interagiert mit der Wasserphase. Diese Mizellen führen zu einer Verbesserung der Schmierwirkung. Bei hohen Anforderungen an die Schmierwirkung weisen Emulsionen einen Ölanteil von bis zu 0,1 l/l auf. Zur Maximierung der Kühlwirkung kann der Ölanteil auf bis zu 0,02 l/l reduziert werden [Asta12]. Die Stoffeigenschaften der Emulsion unterscheiden sich nur marginal von denen des Wassers, z. B. ändert sich die dynamische Viskosität nur geringfügig (vgl. Abbildung 2-12B) [Bech55]. [Byer17, Berg15, Brin15, Asta12]

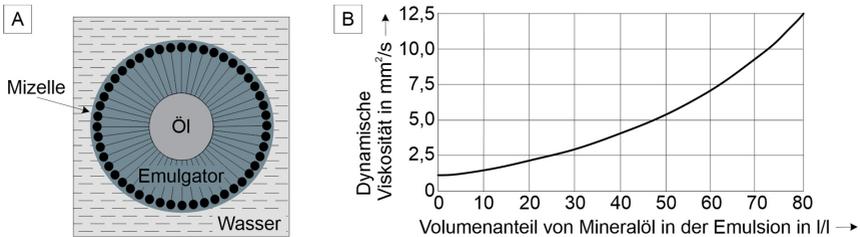


Abbildung 2-12: Aufbau von Emulsion (A) und ihre Viskosität auf dem Ölanteil (B) [Bech55].

Zum Korrosionsschutz der Maschinenkomponenten, Werkzeuge und Werkstücke müssen in wassermischbaren KSS Korrosionsinhibitoren verwendet werden. Bezüglich der Korrosion von Metallen treten beim Einsatz dieser KSS zwei Korrosionsvorgänge auf: Sauerstoff- und Säurekorrosion. Bei der Sauerstoffkorrosion kommt es zu Redoxreaktionen mit Sauerstoff als Oxidationsmittel. Die im Wasser gelösten Sauerstoffmoleküle reagieren mit den Wassermolekülen zu Hydroxid-Ionen. Diese bewirken eine Oxidation metallischer Oberflächen, was zu Stoffverlust führt. Säurekorrosion kann durch biologische Abbauprozesse wassermischbarer KSS entstehen, weil dabei organische Säuren gebildet werden. Diese Säuren führen unter Abwesenheit

von Sauerstoff durch Redoxreaktionen zur Bildung von Wasserstoff und zur Oxidation des Metalls. In wassermischbaren KSS müssen beide Korrosionsmechanismen inhibiert werden. Dazu werden i. d. R. Sulfonate, Aminphosphate oder Natriumsilikate eingesetzt [Walt98]. Diese chemisch wirkenden Korrosionsinhibitoren führen durch eine Passivierung metallischer Oberflächen zu einem hohen Korrosionsschutz. Ferner werden Biozide verwendet, um die Bildung organischer Säuren durch Mikroorganismen zu verlangsamen. [Rudn17, Asta12, Kaes11]

Kryogene Kühlschmierstoffe

In der Zerspanung werden meist CO₂-Schnee oder LN₂ als kryogene KSS eingesetzt. Durch die niedrigen Temperaturen dieser Medien können höhere Kühlwirkungen im Vergleich zu herkömmlichen KSS erreicht werden. LN₂ weist nach dem Düsenaustritt bei einer Temperatur von -196 °C einen flüssig-siedenden Zustand auf. Das CO₂ liegt nach dem Düsenaustritt als Phasengemisch aus gasförmigem CO₂ und CO₂-Partikeln bei einer Temperatur von -78,5 °C vor. Nach der Verwendung als KSS verflüchtigen sich diese Medien und können daher nur einmalig verwendet werden. Brandschutzvorkehrungen sind nicht erforderlich, da LN₂ und CO₂-Schnee nicht brennbar sind. Hinsichtlich gesundheitlicher Risiken des Bedieners sind hohe Konzentrationen der Medien in der Umgebungsluft problematisch: LN₂ verdrängt Luftsauerstoff und führt ab einem Volumenanteil in der Umgebungsluft von 0,88 l/l durch normobare Hypoxie zu Erstickungen [BGN 05]. CO₂ führt ab einem Volumenanteil von 0,04 l/l zu Kohlendioxidintoxikation [BGN 05]. In der Maschine werden diese Konzentrationen überschritten [Mach12], weshalb Absauganlagen aus Arbeitsschutzgründen notwendig sind. [Jawa16, Kloc13b, Yild08]

Auswahl und Eigenschaften verschiedener Kühlschmierstoffarten

Je nach Anwendungsfall ergeben sich unterschiedliche Anforderungen an die Hauptfunktionen Kühlen und Schmieren [Kloc17]. Wenn nur eine geringe thermische Belastung auftritt, wird der KSS hauptsächlich zur Schmierung eingesetzt [Kräm14]. Mit steigender thermischer Belastung steigt die Bedeutung der Kühlwirkung [Denk11]. Die Auswahl des KSS erfolgt dabei üblicherweise erfahrungsbasiert [Brin15], kann aber auch anhand der Stoffeigenschaften ausgewählt werden. Die Stoffeigenschaften des jeweiligen KSS haben einen wesentlichen Einfluss auf die resultierende Kühl- und Schmierwirkung im Drehprozess [Asta12]. Auch die Temperatur des KSS ergibt sich im Wesentlichen aus den jeweiligen Stoffeigenschaften. Ein Überblick über die physikalischen Eigenschaften verschiedener KSS ist in Tabelle 2-1 dargestellt.

Tabelle 2-1: Stoffeigenschaften verschiedener KSS bei Atmosphärendruck für die jeweilige Zufuhrtemperatur des KSS, Daten: [Rumb20, Step19, Kräm14, Asta12].

KSS/Medien	Öle	Wasser	Stickstoff		Kohlendioxid	
Aggregatzustand	Flüssig	Flüssig	Flüssig	Gas	Fest	Gas
Zufuhrtemperatur T_{KSS}	20	20	-196	-196	-78,5	-78,5
Verdampfungs*-/Sublimationsenthalpie** in kJ/kg	200*	2260*	200*	-	590**	-
Dichte ρ_{KSS} in kg/m ³	850	1000	810	1,2	1560	2
Dynamische Viskosität ν_{KSS} in mPa·s	80 - 100	1,0	0,15	< 0,01	-	< 0,01
Wärmeleitfähigkeit λ_{KSS} in W/m·K	0,1	0,6	0,15	< 0,01	-	0,01
Spez. Wärmekapazität $c_{p,KSS}$ in kJ/kg·K	1,8	4,2	2,04	1,04	2,93	0,82

2.2.2 Anlagentechnik und Zufuhrmethoden

Neben der Auswahl des KSS, ergibt sich die Wirksamkeit einer Kühlschmierstrategie aus der verwendeten Zufuhrmethode [Byer17]. Die KSS-Zufuhrmethode umfasst zwei Aspekte:

- Die Eigenschaften des KSS-Freistrahls: Strahlgeschwindigkeit, Strahldurchmesser, Turbulenz und Temperatur des Mediums [Asta12]. Diese Eigenschaften resultieren aus den Stoffeigenschaften des KSS, aber auch aus der eingesetzten Anlagenperipherie.
- Die Position und Anzahl der Düsen sowie die Ausrichtung der Freistrahlen [Asta12].

Anlagenperipherie und Bereitstellung von KSS

Die Anlagenperipherie ergibt sich aus den Eigenschaften des KSS. Herkömmliche KSS werden zur Wiederverwendung meist in Kreislaufsystemen eingesetzt. Systemtechnische und verfahrenstechnische Gestaltungsrichtlinien dieser Kreislaufsysteme sind in der VDI-Richtlinie 3035 definiert [VDI 08]. Zur Temperierung des KSS auf die Umgebungstemperatur werden Vorratsbehälter hinsichtlich deren Oberfläche maximiert. Dies trifft besonders auf die freie Flüssigkeitsoberfläche zur Sicherstellung einer hinreichenden Verdunstungskühlung zu. Beim Drehen werden Pumpen eingesetzt, die für Massenströme von 20-30 l/min ausgelegt sind und meist mit einer Pumpenregelung betrieben werden [Debn14]. Bezüglich des Pumpendrucks wird die KSS-Zufuhr in drei Gruppen unterschieden: Überflutungskühlung bis ca. 5 bar, Mitteldruckkühlung bis ca. 40 bar und Hochdruckkühlung (HD-Kühlung) ab ca. 40 bar. Um Druckverluste zu verringern, werden die Leitungsquerschnitte der KSS-Zufuhr überdimensioniert [Sang13]. Nach der Kühlschmierung des Drehprozesses erfolgt eine Aufbereitung durch Filter und ein Rücktransport in den Vorratsbehälter. Nichtwassermischbare KSS werden auch mittels Minimalmengenschmierung eingesetzt. Dabei werden nur geringe Mengen des KSS mittels Druckluftsystemen als Öl-Gas-Gemisch einmalig und primär zur Schmierung eingesetzt [Kloc17].

Kryogene KSS werden unter vergleichsweise geringen Massenströmen und nur einmalig eingesetzt. Die Anlagenperipherie beschränkt sich daher auf die KSS-Versorgung. Eine Veränderung des Massenstroms erfolgt üblicherweise durch eine Änderung der Düsengeometrie oder durch die Anzahl der Düsen [Jawa16, Yild08]. Die Versorgung des LN₂ erfolgt häufig mit der in Abbildung 2-13 gezeigten Anlagenperipherie.

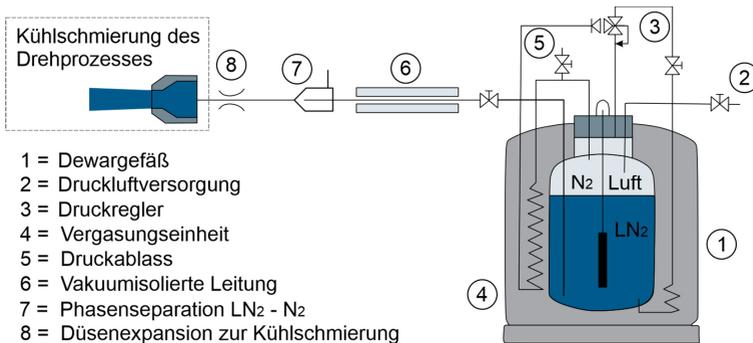


Abbildung 2-13: Anlagentechnik zur Zufuhr von Flüssigstickstoff in Anlehnung an [Kräm14].

Die Bereitstellung des flüssig-siedenden LN₂ erfolgt in einem Dewargefäß mit einer Temperatur von -196 °C. Der Systemdruck im Dewargefäß wird durch das Sieden des LN₂ und durch externe Druckluft aufgebaut. Über ein Steigrohr wird LN₂ aus der flüssig-siedenden Phase entnommen und mittels vakuumsolierter Leitungen in die Maschine geführt. In der Leitung kommt es durch Verdampfung zur Bildung von gasförmigem N₂, das durch Phasenseparation vor der Düse abgeschieden wird. Die Erzeugung des KSS-Freistrahls erfolgt daher mit der

flüssig-siedenden Phase. Nach der Kühlschmierung des Drehprozesses verdampft das Medium und wird über Absauganlagen aus der Maschine ausgeleitet. [Kräm14, Yild08]

Die Anlagenperipherie zur Erzeugung des CO₂-Schnee ist in Abbildung 2-14 schematisch dargestellt. Das CO₂ wird bei Raumtemperatur in einem Steigrohrbehälter gelagert. In dem Behälter liegt ein Phasengleichgewicht zwischen flüssiger und gasförmiger Phase vor. Dabei stellt sich bei einer Temperatur von +20 °C ein Druck von 57 bar ein. Die Entnahme des CO₂ führt im Behälter zum Druckabfall, der durch das Verdampfen der flüssigen Phase wieder ausgeglichen wird. Mittels Steigrohr wird das CO₂ aus der flüssigen Phase entnommen und durch nicht thermisch isolierte Leitungen im flüssigen Zustand zur Düse geführt. [Kräm14, Yild08]

Das flüssige CO₂ erfährt während der Düsenströmung eine Umwandlung in CO₂-Schnee. Während der Düsenströmung steigt die Strömungsgeschwindigkeit des CO₂. Dies bewirkt eine Umwandlung des statischen Drucks in kinetischen Druck. Infolge des sinkenden statischen Drucks verdampft ein Teil des flüssigen CO₂. Die dazu benötigte Verdampfungsenthalpie führt zu einer Abkühlung des CO₂. Das dabei gebildete gasförmige CO₂ wird durch den sinkenden statischen Druck weiter expandiert und kühlt sich infolge des Joule-Thomson Effekts ebenfalls ab. Während der Düsenströmung sinken Druck und Temperatur entlang der im p-T-Phasendiagramm dargestellten Flüssig-Gas Phasengrenze (rote Linie). Ab dem Tripelpunkt erfolgt die weitere Phasenumwandlung entlang der Fest-Gas Phasengrenze (grüne Linie) in feste CO₂-Partikel und gasförmiges CO₂. Das CO₂ liegt nach der Expansion auf Umgebungsdruck im fest-gas Zweiphasengebiet und damit als Gemisch aus festen CO₂-Partikeln sowie gasförmigem CO₂ bei einer Temperatur von -78,5 °C vor. Dieses Gemisch wird zur Kühlschmierung des Drehprozesses eingesetzt, verflüchtigt sich und wird durch Absauganlagen ausgeleitet. [Kräm14, Yild08]

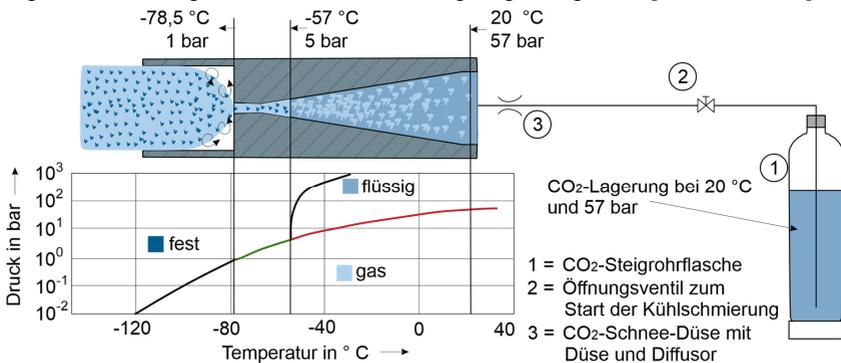


Abbildung 2-14: Erzeugung und Zufuhr von Kohlendioxidschnee in Anlehnung an [Kräm14].

Düsenposition und Ausrichtung des Freistrahls

Beim Drehen werden interne und externe Zufuhrmethoden unterschieden, wobei jeweils eine oder mehrere Düsen eingesetzt werden können. Bei internen Zufuhrmethoden werden Düse(n) im Bereich der Werkzeugschneide positioniert und durch werkzeuginterne Leitungen mit KSS versorgt. Bei externen Zufuhrmethoden werden Düse(n) neben dem Werkzeug positioniert und durch werkzeugexterne Leitungen mit KSS versorgt. Die Düsen werden dabei jeweils in einem Abstand von etwa 10-20 mm von der Schneidenecke des Werkzeugs positioniert. Der Abstand ist erforderlich, um Beschädigungen der Düse zu vermeiden, z. B. durch Späne. Da dieser

Abstand nicht weiter reduziert werden kann, ist die Ausrichtung der Freistrahlen von höherer Bedeutung. Diesbezüglich differenziert ASTAKOV [Asta12] fünf Kategorien (Abbildung 2-15):

- KSS-Freistrahlen, die über den abfließenden Span gerichtet sind (Z-A)
- Strahlen, die auf die Unterseite des Spans gerichtet sind (Z-B)
- Strahlen, die in den Keil zwischen Spanunterseite und Spanfläche gerichtet sind (Z-C)
- Strahlen, die in die Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone gerichtet sind (Z-D)
- Strahlen, die parallel entlang der Werkzeugschneide gerichtet sind (Z-E)

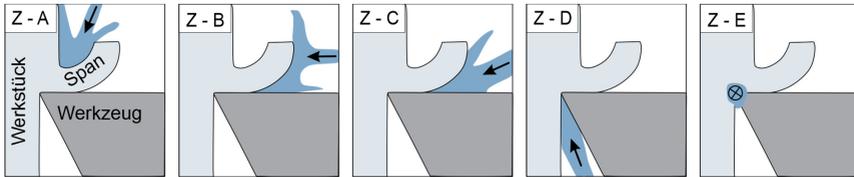


Abbildung 2-15: Möglichkeiten zur Ausrichtung von KSS-Freistrahlen auf die Wirkstelle nach ASTAKOV und KLOCKE [Kloc18, Asta12].

Ferner wurden viele Kombinationen dieser Ausrichtungen untersucht. Ein Freistrahler kann spanflächenseitig zur Schneidenecke gerichtet sein und ein weiterer freiflächenseitig zur Schneidenecke (Kombination Z-B+Z-D) [Berm12, Venu07b, Venu07a]. Ein Freistrahler, der parallel entlang der Hauptschneide zur Schneidenecke gerichtet ist und ein weiterer parallel entlang der Nebenschneide zur Schneidenecke (Kombination Z-E+Z-E) [Paul01]. Ein Freistrahler, der parallel entlang der Hauptschneide zur Schneidenecke gerichtet ist und ein weiterer entlang der Freifläche zur Schneidenecke (Kombination Z-C+Z-E) [Kayn14]. Beim Einsatz kryogener Medien wurden vereinzelt auch indirekte Zufuhrmethoden ohne die Ausbildung eines KSS-Freistrahls untersucht [Evan91]. Auch Kombinationen von indirekten und direkten Zufuhrmethoden wurden untersucht: indirekt mittels Kammer unterhalb der WSP und direkt durch einen Auslass in Richtung der Freifläche [Khan08]. Die Zufuhr durch Bohrungen in der WSP kann ebenfalls als Kombination aus indirekter und direkter Kühlung verstanden werden [Dhan11a]. Die meisten Autoren kommen zu dem Schluss, dass mit einer spanflächen- und freiflächenseitigen KSS-Zufuhr die beste Kühlwirkung erreicht wird [Asta12, Mach11, Venu07a, Paul01].

2.2.3 Analyse der Düsenströmung und des Freistrahls

Infolge der Düsenströmung in die freie Umgebung bildet sich ein KSS-Freistrahler aus, die Strahlerzeugung eines viskosen Flüssigkeitsstrahls in die vorwiegend ruhende Umgebung. Die Eigenschaften des KSS-Freistrahls haben einen hohen Einfluss auf die Wirksamkeit der Kühlschmierstrategie und werden daher weitergehend analysiert. Die beschriebenen Zusammenhänge der Strahlerzeugung gelten für stationäre und inkompressible Strömungen, in denen keine Phasenänderungen auftreten. Dies trifft in guter Näherung auf die Strahlerzeugung zweiphasiger Systeme zu, in denen einphasige KSS in einem stabilen flüssigen Zustand durch eine Düse in die freie Umgebung strömen. Die Strahlerzeugung von LN_2 und CO_2 -Schnee sind aufgrund der Mehrphasenströmung und Phasenumwandlungen während der Düsenströmung deutlich komplexer. Im Vergleich zu herkömmlichen KSS treten zwar ähnliche Effekte auf [Kräm14], werden jedoch im Folgenden nicht explizit diskutiert oder voneinander abgegrenzt.

Düsenströmung

Durch die Düsenströmung kommt es infolge der Umwandlung des statischen Drucks in kinetischen Druck zur Strahlerzeugung (Abbildung 2-16). Wird der KSS als inkompressibles Fluid betrachtet, gilt für die stationäre verlustfreie Strömung die Bernoulli-Gleichung nach Gl. 2-6

$$P_{ges} = P_{stat} + \frac{\rho_{KSS}}{2} \cdot v_D^2 + \rho \cdot g \cdot h = \text{konstant} \quad \text{Gl. 2-6}$$

Der Totaldruck P_{ges} resultiert aus dem statischen Drucks P_{stat} , des durch die Strömungsgeschwindigkeit v_D entstehenden dynamischen Drucks sowie des hydrostatischen Drucks. Durch große Leitungsquerschnitte bis zur Düse ist die Strömungsgeschwindigkeit vor der Düse nur gering und kann daher vernachlässigt werden. Durch die geringen Höhenunterschiede kann der hydrostatische Druck ebenfalls vernachlässigt werden. Mit diesen Vereinfachungen ergibt sich die mittlere theoretische Düsenaustrittsgeschwindigkeit $v_{D,th}$ nach Gl. 2-7:

$$v_{D,th} = \sqrt{\frac{2 \cdot (P_{stat,Zufuhr} - P_{stat,Umgebung})}{\rho_{KSS}}} \quad \text{Gl. 2-7}$$

Für inkompressible Strömungen und ohne den Einfluss von Phasenumwandlungen in der Düsenströmung gilt die Kontinuität zwischen Massenstrom \dot{m} und Volumenstrom \dot{V} nach Gl. 2-8:

$$\text{konstant} = \dot{m} = \rho \cdot \dot{V} = \rho \cdot A \cdot v \quad \rightarrow \quad \dot{V} = A \cdot v = \text{konstant} \quad \text{Gl. 2-8}$$

Durch den sich verengenden Strömungsraum der Düse (Düsenverengung) wird der statische in dynamischen Druck umgewandelt. In der Zerspanung werden Düsen eingesetzt, die sich hinsichtlich der geometrischen Gestalt dieses Strömungsraums unterscheiden (Abbildung 2-16). Interne Zufuhrmethoden erfordern Querbohrungen, was aufgrund abrupter Querschnittsübergänge mit unstetigen Düsenverengungen (Step-Düse) einhergeht. Diese führen zu Strömungsverlusten, wodurch die Düsenaustrittsgeschwindigkeit bei konstantem Zufuhrdruck reduziert wird. Diese Strömungsverluste werden bei konischen Düsen (Taper-Düse) oder Rouse-Webster-Düsen (Rouse-Düse) durch stetige Düsenverengungen reduziert [Morg09, McCa74, Rous52]. Zur Quantifizierung dieser Strömungsverluste dient der Geschwindigkeitsbeiwert φ_D [Bohl13], woraus die Strahlgeschwindigkeit v_F nach Gl. 2-9 berechnet werden kann. φ_D ist abhängig von der Düsengeometrie und sinkt mit steigender Viskosität des KSS [Bohl13].

$$v_F = \varphi_D \cdot v_{D,th} \quad \text{Gl. 2-9}$$

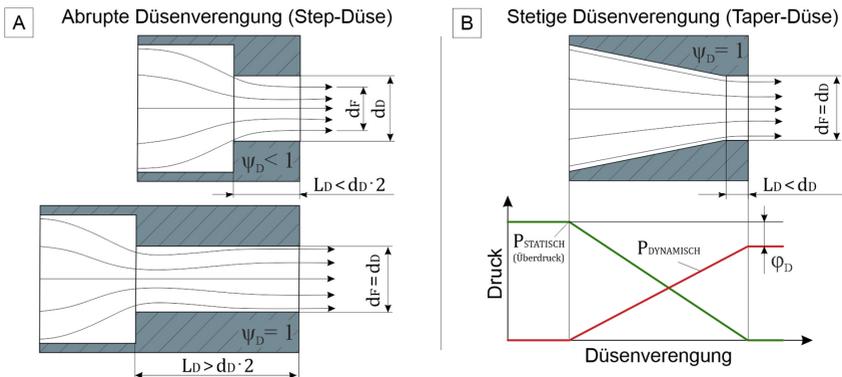


Abbildung 2-16: Düsenströmung bei abrupter und stetiger Düsenverengung [Sang13].

Bei unstetigen Düsenverengungen kommt es durch die abrupte Umlenkung der Stromlinien zu einer Kontraktion des Freistrahls unterhalb des tatsächlichen Düsendurchmessers (siehe Abbildung 2-16A). Dieses als Vena Contracta bezeichnete Verhalten kann anhand der Kontraktionszahl ψ_D beschrieben werden. Nach Gl. 2-10 ist ψ_D als das Verhältnis zwischen der geometrischen Düsenaustrittsfläche A_D und der kontrahierten Freistrahlfäche A_F definiert [Kris94]:

$$\psi_D = \frac{A_F}{A_D} = \frac{d_{\text{Strahl}}^2}{d_{\text{Düse}}^2} \quad \text{Gl. 2-10}$$

Befindet sich nach der abrupten Düsenverengung kein Düsenansatz mit der Länge $L_D > 2 \cdot d_D$, nähert sich die dimensionslose Kontraktionszahl $\psi_D = 0,6$ an [Bohl13, Ghas06]. Dies bedeutet nach Gl. 2-8, dass die Strömungsgeschwindigkeit des Freistrahls v_F bei konstantem Volumenstrom durch die Strahlkontraktion um 66 % zunimmt. Durch einen Düsenansatz (Abbildung 2-16A) mit $L_D > 2 \cdot d_D$ kann ψ_D wieder 1 angenähert werden. Steigende Reibungsverluste im Düsenansatz führen jedoch zu einer Reduzierung des Geschwindigkeitsbeiwerts φ_D . Die Rohrreibung steigt dabei mit sinkender Reynolds-Zahl Re_D . Diese auf den Düsendurchmesser d_D bezogene Reynolds-Zahl ergibt sich aus der kinematischen Viskosität des KSS ν_{KSS} sowie der Strömungsgeschwindigkeit nach der Düsenverengung v_D nach Gl. 2-11:

$$Re_D = \frac{v_D \cdot d_D}{\nu_{\text{KSS}}} \quad \text{Gl. 2-11}$$

Bei Reynolds-Zahlen von $Re_D < 100$ beträgt der Geschwindigkeitsbeiwert etwa $\varphi_D = 0,4$ und steigt bei $Re_D > 3000$ asymptotisch bis auf $\varphi_D = 0,8$ an [Essi19, Jank08, Lich65]. Weist der KSS eine höhere Viskosität auf oder sinkt die Strömungsgeschwindigkeit v_D , dann wird die Reynolds-Zahl reduziert, wodurch die Strömungsverluste zunehmen und daher φ_D sinkt. Das Produkt aus Geschwindigkeitsbeiwert φ_D und ψ_D ist als Ausflusszahl μ_D definiert und beschreibt nach Gl. 2-12 das Verhältnis zwischen realem und theoretischem Durchfluss [Bohl13]:

$$\mu_D = \frac{Q_{\text{Strahl}}}{Q_{\text{th}}} = \frac{\dot{m}_{\text{Strahl}}}{\dot{m}_{\text{th}}} = \varphi_D \cdot \psi_D \quad \text{Gl. 2-12}$$

Aus der Durchflusszahl μ_D , die sich aus dem Druck am Düseneingang und dem realen Massenstrom ergibt, kann der Druckverlust der Düse berechnet werden [Bohl13]. Wird ein konstanter Volumenstrom dem KSS-Zufuhrsystem aufgeprägt, dann bedeutet dies, dass die Strömungsgeschwindigkeit v_D zwar nicht sinkt, aber entsprechend höhere Zufuhrdrücke erforderlich sind.

Bei Wasser kommt es ab einem Zufuhrdruck von 15 bar in abrupten Düsenverengungen zu Kavitation [Darb09, McCa74]. Dabei fällt der statische Druck während der Düsenströmung unter den Dampfdruck der Flüssigkeit. Es bilden sich Dampfblasen, die zu einer Kontraktion des KSS-Freistrahls führen [McCa74]. Durch den Druckanstieg entlang des Düsenansatzes kollabieren die Dampfblasen und führen zu hohen lokalen Geschwindigkeitsgradienten, was die Turbulenz begünstigt [Pala09b]. Bei steigenden Drücken wird die Düse durch Kavitation immer stärker eingeschnürt, was zu einem drastischen Anstieg der Druckverluste führt, aber bei konstanten Volumenströmen auch zu höheren Strahlgeschwindigkeiten v_F [Darb09, Pala09b].

Eigenschaften des KSS-Freistrahls

Während des Ausströmens herkömmlicher KSS aus der Düse in die Umgebung bildet sich ein viskoser Flüssigkeitsfreistrahls (Abbildung 2-17). In Abhängigkeit von der Düsengeometrie und der Reynolds-Zahl bilden sich hinsichtlich der Turbulenz unterschiedliche Freistrahlen. Die

charakteristische Länge der Reynolds-Zahl Re_F entspricht dem Strahldurchmesser d_F , wird aber häufig zur Näherung auf den Düsendurchmesser d_D bezogen. [Webs95, McCa74, Gran66]

- Laminar Flüssigkeitsstrahl: $Re_F < 1000$
- Übergang oder semiturbulenter Flüssigkeitsstrahl: $1000 < Re_F < 3000$
- Voll turbulenter Flüssigkeitsstrahl $3000 < Re_F$

Infolge der Strahlerzeugung in die Umgebung (Abbildung 2-17B) bildet sich eine Scherschicht zwischen KSS-Freistrah und Luft. Diese Scherschicht ist jedoch wegen des hohen Dichteunterschieds nur gering ausgeprägt, was eine hohe Zerfallslänge des Freistrahls zur Folge hat [McCa74]. Die Zerfallslänge eines viskosen Flüssigkeitsstrahls der in eine luftgefüllte Umgebung strömt (Abbildung 2-17A), kann anhand der optimalen Wellenlänge, der Ohnesorge-Zahl und den Stoffeigenschaften berechnet werden [Morg09, Gran66]. Die Zerfallslänge von Flüssigkeitsstrahlen wässriger Mischungen zweiwertiger Alkohole beträgt auch bei Reynolds-Zahlen von über 20.000 mindestens dem Zehnfachen des Düsendurchmessers [Gran66]. Dies gilt auch für die Flüssigkeitsstrahlen von Ölen und Wasser [Morg09, Webs95, McCa74]. Wegen des geringen Düsenabstands zur Wirkstelle wird angenommen, dass kein Strahlerfall eintritt.

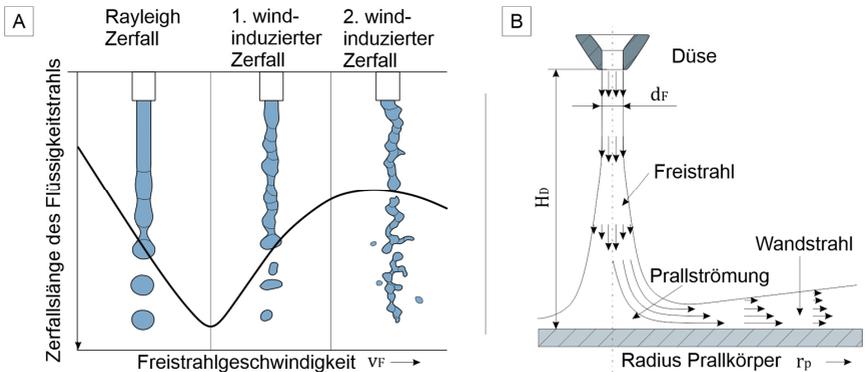


Abbildung 2-17: Zerfallslänge (A) [Bale09] und Prallströmung (B) [Hofm05] von Freistrahlen.

Der durch den KSS-Freistrah übertragene Impulsstrom nach Gl. 2-13 wird nur durch Luftreibung marginal reduziert [Sang13]. Der Impulsstrom entspricht daher sowohl der Rückstoßkraft der Düse F_D als auch ungefähr der Stoßkraft F_S des KSS-Freistrahls auf eine ebene Prallplatte.

$$\dot{I}_F = \dot{m}_{\text{Freistrah}} \cdot v_F = \rho \cdot A_F \cdot v_F^2 = F_D \approx F_S \quad \text{Gl. 2-13}$$

Kommt es infolge der Vena Contracta oder durch Kavitation während der Düsenströmung zu einer Kontraktion des Freistrahls ($A_F < A_D$), dann ist die Strahlgeschwindigkeit im Kernstrahl höher als in den äußeren Bereichen. Durch dieses inhomogene Geschwindigkeitsprofil kommt es zu einem Anstieg des Impulsstroms und der Stoßkraft. Anhand der Stoßkraft des KSS-Freistrahls kann daher auf dessen Kontraktionszahl ψ_D nach dem Düsenaustritt zurückgeschlossen werden [Sang13]. Zu diesem Zweck wird die Stoßkraft F_S sowie der Massenstrom gemessen und nach Gl. 2-13 die Strahlgeschwindigkeit v_F berechnet. Daraus können anhand Gl. 2-8 und Gl. 2-10 die Kontraktionszahl ψ_D und daraus der Strahldurchmesser d_F berechnet werden. Die Ermittlung der Geschwindigkeitsverteilung erfolgt häufig mittels einer Messklinge [Sang13], welche in radialer Richtung durch den viskosen Flüssigkeitsstrahl bewegt wird.

Die mechanische Strahlwirkung des KSS-Freistrahls beeinflusst die Spanbildung. Eine Ausrichtung des Freistrahls auf die Spanoberseite bewirkt ein Anpressen des Spans an die Spanfläche. Die Kontaktlänge und der Spankrümmungsradius werden dadurch vergrößert (vgl. Kapitel 2.1.3). Bei den Zufuhrmethoden in Richtung der Spanunterseite resultiert aus der Strahlkraft ein gegensätzliches Verhalten. Der Span wird von der Spanfläche gedrückt, wodurch sich die Kontaktlänge und der Spankrümmungsradius verkleinern. Durch eine hohe Strahlkraft, die aus einem hohen Zufuhrdruck und der dadurch erzeugten hohen Strahlgeschwindigkeit v_F resultiert, wird deshalb der Spanbruch verbessert [Pala09a]. Um eine hinreichende Strahlkraft zu erreichen sind für Emulsion Zufuhrdrücke von ca. 40 bar erforderlich. [Kloc18, Shar09]

2.2.4 Analyse der Kühlwirkung

Es werden drei Arten der Wärmeübertragung über eine thermodynamische Systemgrenze unterschieden [Böck17]: Wärmeleitung zwischen Festkörpern durch mechanische Berührung, Konvektion zwischen einem Festkörper und Fluid sowie Wärmestrahlung durch elektromagnetische Wellen. Wärme kann von einem Festkörper zudem durch Phasenübergänge eines mit dem Festkörper in Kontakt stehenden Mediums entzogen werden, z. B. durch Sieden [Doer16] oder Sublimation [Mei20]. Der Wärmetransport von den Scherzonen der Spanbildung an die Oberflächen des Werkzeugs, Spans und Werkzeugs erfolgt durch Wärmeleitung infolge der vorliegenden Temperaturunterschiede. Während der Wärmeleitung steigt die Temperatur an den Oberflächen, abhängig von der Temperaturleitfähigkeit des Werk- und Schneidstoffs sowie den geometrischen Gegebenheiten, z. B. der Spandicke. Durch den KSS wird die Wärme von den Oberflächen durch Konvektion und Phasenübergänge von der Wirkstelle abgeführt [Asta12]. Der abgeführte Wärmestrom \dot{Q} kann dazu nach Gl. 2-14 anhand des Wärmeübergangskoeffizienten (HTC) h_W , der mit dem KSS in Kontakt stehenden Fläche A_W und den Temperaturgradienten zwischen den Oberflächen des Festkörpers T_K und dem KSS T_{KSS} quantifiziert werden. Der HTC ist keine Konstante, sondern hängt von vielen Parametern ab [Li96a, Li96b]. Auch die Kontaktfläche A_W ist eine Variable und wird durch die KSS-Zufuhr verändert.

$$\dot{Q} = h_W \cdot A_W \cdot (T_K - T_{KSS}) \quad \text{Gl. 2-14}$$

Die Bewertung der Kühlwirkung erfolgt häufig anhand von Temperaturmessungen während des Drehprozesses oder indirekt anhand des Werkzeugverschleißes. Aufgrund von Wechselwirkungen zwischen Kühl- und Schmierwirkung ist eine isolierte Betrachtung der Kühlwirkung durch Drehversuche jedoch nicht möglich. Alternativ können Analogieversuche durchgeführt werden, z. B. durch Abkühlungsvorgänge temperierbarer Prallplatten [Hrib17, Jamb92] oder Stäbe [Kräm14, Hong01b]. Für relative Vergleiche der Kühlwirkung verschiedener Kühlschmierstrategien werden häufig die Abkühlraten der erwärmten Körper betrachtet [Hrib17, Kräm14, Mosc11]. Alternativ kann der HTC anhand der erforderlichen Heizleistung zur Aufrechterhaltung einer gleichbleibenden Temperatur in den Körpern ermittelt werden [Mosc11].

Vergleich der Wärmeübertragungsmechanismen verschiedener KSS

Werden Flüssigkeitsstrahlen aus Öl oder Emulsion verwendet, resultiert die Kühlwirkung hauptsächlich aus erzwungener Konvektion [Li96a, Li96b, Chil88]. Durch den stabilen flüssigen Zustand dieser KSS werden dabei hohe HTC erreicht [Hrib17, Ma93], was eine gute Kühlwirkung zur Folge hat [Brin15]. Die von der Wirkstelle abgeführte Wärme wird während der Prallströmung im KSS verteilt [Kräm14, Zuck06]. Je schneller diese Verteilung erfolgt, desto höher ist die Kühlwirkung [Rohl14, Zuck06]. Daher wird der HTC beim Einsatz von Emulsion

durch eine turbulente Strömung, z. B. infolge hoher Strahlgeschwindigkeiten verbessert [Stev92]. Die Strahleigenschaften haben demzufolge einen hohen Einfluss auf den HTC. Für Emulsion werden HTC zwischen 5 – 25 kW/(m²·K) angegeben, was mit der hohen Variabilität der Freistrahleigenschaften begründet wird [Li96a, Chil88]. Eine Erhöhung des Temperaturgradienten zwischen Wirkstelle und KSS ist mit herkömmlichen KSS nicht möglich.

LN₂ oder CO₂-Schnee können zur Erhöhung dieser Temperaturgradienten eingesetzt werden, wodurch höhere Kühlwirkungen nach Gl. 2-14 denkbar sind [Jawa16, Yild08]. Im Gegensatz zu herkömmlichen KSS ergibt sich die Kühlwirkung von LN₂ und CO₂-Schnee nicht nur aus erzwungener Konvektion, sondern insbesondere auch aus Phasenübergängen.

LN₂ liegt wegen des flüssig-siedenden Zustands als Zweiphasenströmung bei einer Temperatur von -196 °C nach Düsenaustritt vor. Die Kühlwirkung resultiert aus der Verdampfungsenthalpie der Siedevorgänge an der Wirkstelle sowie aus erzwungener Konvektion des durch Sieden entstehenden kalten gasförmigen Stickstoffs [Jawa16]. Aufgrund der sehr hohen Temperaturdifferenz zwischen dem Siedepunkt des LN₂ und der Wirkstelle kommt es dabei zum Filmsieden [Hrib17]. Infolge der dabei gebildeten gasförmigen Grenzschicht mit geringer Temperaturleitfähigkeit wird der HTC drastisch reduziert [Hrib17, Kräm14]. Die gasförmige Grenzschicht kann durch Zufuhrdrücke von 20 bar [Kräm14] teilweise durchbrochen werden [Dix14]. Dies hat jedoch einen höheren Verbrauch des LN₂ zur Folge und erfordert Sicherheitsvorkehrungen [Kräm14]. Hohe Zufuhrdrücke werden daher selten eingesetzt. Für LN₂ werden abhängig von der Zufuhr HTC von 1–6 kW/(m²·K) angegeben [Jami21, Kräm14, Hong01b].

CO₂-Schnee liegt ebenfalls als Zweiphasenströmung vor. Die aus dem CO₂-Schnee resultierende Kühlwirkung wird auf drei Mechanismen zurückgeführt [Kräm14, Zhan11]: Erstens durch erzwungene Konvektion des kalten gasförmigen CO₂. Zweitens durch den Entzug thermischer Energie von der Wirkstelle durch die erforderliche Sublimationsenthalpie zum Phasenübergang der festen CO₂-Partikel in kaltes gasförmiges CO₂. Drittens durch erzwungene Konvektion des durch Sublimation entstehenden gasförmigen CO₂. Weil durch Konvektion gasförmiger Fluide nur geringe HTC erzielt werden [Kräm14], wird die Kühlwirkung von CO₂-Schnee hauptsächlich mit der Sublimation begründet [Zhan11]. Der HTC von CO₂-Schnee beträgt etwa 4 – 5 kW/(m²·K) und wird durch die Kombination mit Öl auf 1 kW/(m²·K) reduziert, weil durch Öl eine Grenzschicht mit geringer Temperaturleitfähigkeit gebildet wird [Jami21].

Es kann zusammengefasst werden, dass durch den Einsatz herkömmlicher KSS vergleichsweise hohe HTC auftreten, aber geringe Temperaturgradienten. Der Einsatz von LN₂ und CO₂-Schnee führt zu gegensätzlichem Verhalten: Niedrige HTC, aber hohe Temperaturgradienten. In Abhängigkeit von den Stellgrößen, führen diese Gegensätze zu vorteilhaften oder nachteiligen Wirkungen auf den Drehprozess. Kommt es zu einem geringen Wärmeeintrag, z. B. Schlichten, werden durch LN₂ und CO₂-Schnee deutlich geringere Temperaturen in den Kontaktzonen erreicht [Rote14]. Ist der Wärmeeintrag dagegen hoch, z. B. Schruppen, wird durch herkömmliche KSS die thermische Belastung in den Kontaktzonen besser reduziert [Kräm14].

Einfluss der Prallströmung von Freistrahlen auf die Kühlwirkung

Werden KSS in einem flüssigen Zustand eingesetzt, dann resultiert die Kühlwirkung hauptsächlich aus erzwungener Konvektion infolge der Prallströmung des Flüssigkeitsstrahls an der Wirkstelle [Li96a, Li96b, Chil88]. Der HTC wird dabei von den Stoffeigenschaften des KSS, den Strahleigenschaften und den geometrischen Randbedingungen beeinflusst. Die Berechnung des HTC erfolgt üblicherweise anhand der Nußelt-Zahl Nu , der Wärmeleitfähigkeit des

Medium λ_{KSS} und einer charakteristischen Länge L nach Gl. 2-15 [Step19, Li96a]: je höher Nu und λ_{KSS} , desto höher h_w . Die Nußelt-Zahl Nu ist eine dimensionslose Kennzahl, die meist anhand von empirischen Korrelationen bestimmt wird [Böck17]. Nu-Korrelationen werden in der Regel für gasförmige Medien aufgestellt. Diese Nu-Korrelationen können auf Flüssigkeitsstrahlen übertragen werden, wenn deren Durchmesser d_F genau bekannt ist und kein Sieden auftritt [Noba16, Shi02]. Nu ist abhängig von der Prandtl-Zahl Pr für den KSS, der Reynolds-Zahl Re_F für die Strahleigenschaften und den geometrischen Randbedingungen [Rohl14].

$$Nu = f(Pr_{\text{KSS}}, Re_F, \text{Geometrie}) = \frac{h_w \cdot L}{\lambda_w} \Leftrightarrow h_w = \frac{Nu \cdot \lambda_w}{L} \quad \text{Gl. 2-15}$$

Die Prandtl-Zahl Pr_{KSS} (Gl. 2-16), als Einflussvariable des KSS auf den HTC, ergibt sich aus der kinematischen Viskosität des KSS ν_{KSS} sowie dessen Temperaturleitfähigkeit α_{KSS} :

$$Pr = \frac{\nu_{\text{KSS}}}{\alpha_{\text{KSS}}} = \frac{\nu_{\text{KSS}} \cdot \rho_{\text{KSS}} \cdot c_{p,\text{KSS}}}{\lambda_{\text{KSS}}} = \frac{\eta_{\text{KSS}} \cdot c_{p,\text{KSS}}}{\lambda_{\text{KSS}}} \quad \text{Gl. 2-16}$$

Die Reynolds-Zahl Re_F , als Einflussvariable der Strahleigenschaften auf den HTC, ergibt sich aus dem Strahldurchmesser d_F (siehe Gl. 2-10), der Strahlgeschwindigkeit v_F und der kinematischen Viskosität des KSS ν_{KSS} nach Gl. 2-17:

$$Re_F = \frac{\rho_{\text{KSS}} \cdot v_F \cdot d_F}{\eta_{\text{KSS}}} = \frac{v_F \cdot d_F}{\nu_{\text{KSS}}} \quad \text{Gl. 2-17}$$

Hinsichtlich der geometrischen Randbedingungen der Wirkstelle ergeben sich Schwierigkeiten bezüglich der Übertragbarkeit verfügbarer Nu-Korrelationen. Diese können aufgrund des Ähnlichkeitsansatzes nur für genau definierte Geometrien zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten herangezogen werden. Für die komplexen geometrischen Randbedingungen in der Prallströmung zwischen Werkstück, Werkzeug und Span liegen jedoch keine Nu-Korrelationen vor. Die verfügbaren Korrelationen eignen sich daher nur zu qualitativen Zwecken. Es gibt Nu-Korrelationen für eine Vielzahl geometrischer Randbedingungen. Beispielsweise für die Prallströmung entlang einer angewinkelten ebenen Platte [Yan97, Gold88] oder tangential zu einer Platte [Li96a]. Eine Korrelation für die orthogonale Anströmung eines rotationssymmetrischen Freistrahls auf eine ebene Prallplatte wurde von SCHLÜNDER & GNIELINSKI [Mart77, Schl67] vorgeschlagen. WEN und JANG [Wen03] haben den Gültigkeitsbereich bezüglich Re_F erweitert und hinsichtlich sinniger Werte außerhalb des Gültigkeitsbereichs angepasst. Mit dem Radius der Prallplatte r_P als charakteristische Länge L ergibt sich Gl. 2-18:

$$Nu = 0,442 \cdot Pr^{0,33} \cdot Re_F^{0,7} \cdot \left(\frac{H_D}{d_F}\right)^{-0,2} \cdot \left(\frac{r_P}{d_F}\right)^{-0,41} \quad \text{Gl. 2-18}$$

Für diese Nu-Korrelation gilt ein Gültigkeitsbereich für Re_F und H_D/d_F von:

$$750 < Re_F < 27.000 \quad 2 < \frac{H_D}{d_F} < 16$$

Eine qualitative Betrachtung dieser Potenzfunktion zeigt, dass die gebrochenen Potenzen der Prandtl- und Reynolds-Zahl einen degressiven Verlauf aufweisen: je höher beide Kennzahlen, desto höher Nu und damit der HTC. Mit den geometrischen Randbedingungen (H_D/d_F) und (r_P/d_F) lässt sich diese Nu-Korrelation hinsichtlich des Einflusses einzelner Stoffeigenschaften

des KSS und einzelner Strahleigenschaften weitergehend analysieren [Asta12]. Zu diesem Zweck werden Gl. 2-15, Gl. 2-16 und Gl. 2-17 in Gl. 2-18 eingefügt, siehe Gl. 2-19:

$$\frac{h_W \cdot r_P}{\lambda_{KSS}} = 0,442 \cdot \left(\frac{v_F \cdot d_F}{v_{KSS}}\right)^{0,7} \cdot \left(\frac{v_{KSS} \cdot \rho_{KSS} \cdot c_{p,KSS}}{\lambda_{KSS}}\right)^{0,33} \cdot \left(\frac{H_D}{d_F}\right)^{-0,2} \cdot \left(\frac{r_P}{d_F}\right)^{-0,41} \quad \text{Gl. 2-19}$$

Eine Umstellung von Gl. 2-19 ergibt h_W als Potenzfunktion der Einzelfaktoren nach Gl. 2-20:

$$h_W = \frac{0,442}{r_P^{1,41} \cdot H_D^{0,2}} \cdot d_F^{1,31} \cdot v_F^{0,7} \cdot \lambda_{KSS}^{0,67} \cdot c_{p,KSS}^{0,33} \cdot \rho_{KSS}^{0,33} \cdot v_{KSS}^{-0,37} \quad \text{Gl. 2-20}$$

Unter Vernachlässigung des Düsenabstands, der beim Drehen nicht verändert werden kann und den Randbedingungen wird die Kühlwirkungsintensität (KWI) K_W mit Gl. 2-21 eingeführt:

$$K_W = d_F^{1,31} \cdot v_F^{0,7} \cdot \lambda_{KSS}^{0,67} \cdot c_{p,KSS}^{0,33} \cdot \rho_{KSS}^{0,33} \cdot v_{KSS}^{-0,37} \quad \text{Gl. 2-21}$$

Die KWI wird definiert als eine relative dimensionslose Kennzahl, die einen Indikator für den HTC ist. Folglich können die Kühlwirkungen verschiedener Kühlschmierstrategien relativ zu einander verglichen werden. Dies umfasst sowohl den Strahldurchmesser d_F und die Strahlgeschwindigkeit v_F als auch die relevanten Stoffeigenschaften des KSS. Für eine weitere Analyse der KWI sind in Abbildung 2-18 die einzelnen Einflussfaktoren aus Gl. 2-21 für Größenwerte dargestellt, die in Kühlschmierstrategien mit herkömmlichen KSS üblicherweise auftreten.

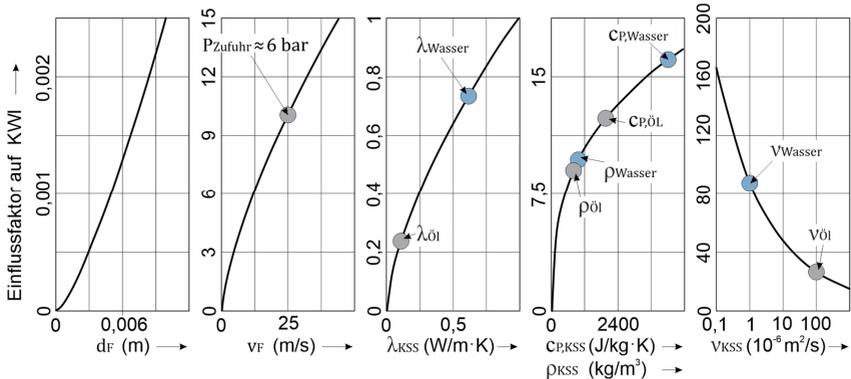


Abbildung 2-18: Analyse einzelner Einflussfaktoren auf die Kühlwirkungsintensität KWI.

Der Strahldurchmesser d_F und insbesondere die Strahlgeschwindigkeit v_F beeinflussen die KWI in hohem Maße. Es ist diesbezüglich jedoch zu berücksichtigen, dass durch die Massenkontinuität eine Halbierung des Strahldurchmessers d_F zu einer Vervierfachung der Strahlgeschwindigkeit v_F führt. KWI wird daher maximal, wenn d_F möglichst klein ist. Der Strahldurchmesser d_F vergrößert jedoch auch die Kontaktfläche des KSS mit der Wirkstelle während der Prallströmung. Daher ist in Abhängigkeit von der geometrischen Gestalt der Wirkstelle, z. B. der Spanbreite, eine Mindestgröße bezüglich d_F sinnvoll. Der Einfluss der Stoffeigenschaften des KSS ist nach Gl. 2-21 ebenfalls hoch: Es ist ersichtlich, dass die deutlich höhere Kühlwirkung von Emulsion im Vergleich zu Mineralölen sowohl aus einer hohen Wärmeleitfähigkeit λ_{KSS} und spezifischen Wärmekapazität $c_{p,KSS}$ als auch aus einer geringen kinematischen Viskosität v_{KSS} resultiert. Alle drei Stoffeigenschaften beeinflussen die resultierende Kühlwirkung in erheblichem Ausmaß. Die geringen Dichteunterschiede beeinflussen die KWI dagegen nur gering.

2.2.5 Analyse der Schmierwirkung

Schmierstoffe dienen der Reduzierung von Reibung und Verschleiß in einem tribologischen System [Czic15]. Die Reibungsvorgänge im tribologischen Kontakt können nicht durch Werkstoffkennwerte quantifiziert werden, sondern ergeben sich aus energiedissipierenden Elementarprozessen [Czic15]. Das Verhalten tribologischer Systeme resultiert aus der thermo-mechanischen Belastung der Reibpartner, deren Relativgeschwindigkeit, Geometrie und Oberflächenchemie sowie dem Viskositätsverhalten des Schmierstoffs [Hute17, Rudn13]. Die Kontaktbedingungen während des Spanbildungsvorgangs weisen dabei mehrere Besonderheiten auf:

- In klassischen tribologischen Kontakten treten primär Reibungsphänomene auf. Beim Drehen ergeben sich dagegen weitere Wechselwirkungen zwischen Reibung, Spanbildung und starker plastischer Verformung. Aufgrund der festen Einspannung des Werkzeugs treten zudem ausschließlich Gleitreibungsvorgänge auf. [Cour13]
- Die Flächenpressungen sind deutlich höher als in klassischen tribologischen Kontakten. Die Flächenpressung auf der Spanfläche beträgt grob $1/3$ der spezifischen Schnittkraft [Bonn08] (vgl. Kapitel 2.1.3). Diese kann bei vergüteten Stählen bis zu 8.000 N/mm^2 betragen [Aoui19, Köni82], weshalb eine Flächenpressung von $2.000 - 3.000 \text{ N/mm}^2$ auftritt. Bei Zahnradern treten Flächenpressungen bis ca. 700 N/mm^2 auf [Park12].
- Beim Drehen treten üblicherweise Gleitgeschwindigkeiten von nur wenigen m/s auf, wodurch die Bildung eines hydrodynamischen Schmierfilms erschwert wird [Lugt11].

Wegen des komplexen Beanspruchungskollektivs sind die Wirkmechanismen der Schmierwirkung von KSS beim Drehen nicht geklärt [Brin15]. Infolge der hohen mechanischen Belastung und der geringen Gleitgeschwindigkeit bildet sich im Bereich innerer Reibung der Werkzeug-Span-Kontaktzone kein oder nur ein geringer Schmierfilm [Brin15, Asta12]. Ein Vordringen des KSS in diesen hochbelasteten Bereich erscheint auch in Molekulardynamik-Simulationen unwahrscheinlich [Step18, Laut17]. Folglich bildet sich im Bereich innerer Reibung eine Festkörper- oder Grenzreibung (Abbildung 2-19). Mehrere Autoren kommen zu dem Ergebnis, dass die Bildung von Grenzschichten oder hydrodynamischer Schmierfilme in den Bereichen äußerer Reibung der Kontaktzonen möglich ist [Rudn13, Asta06, Shaw04, God197, Zore66]. In diesen Bereichen ist daher eine Grenz- oder Mischreibung wahrscheinlich [Clau10, Rech09]. Dies bedeutet, dass eine reibungsreduzierende Wirkung von KSS erst möglich ist, wenn die plastischen Verformungsvorgänge der Spanbildung weitestgehend abgeschlossen sind [Ster19].

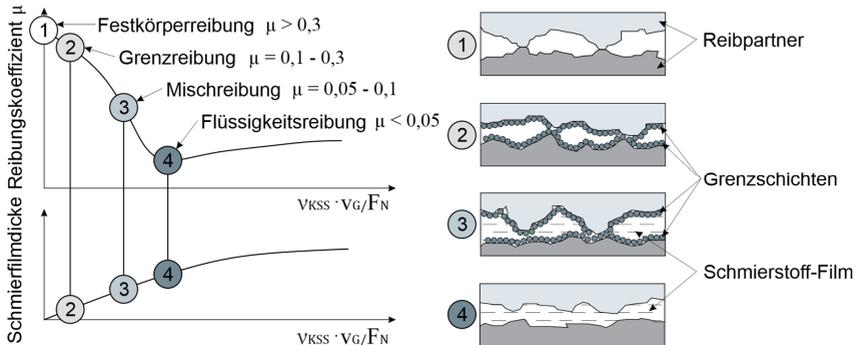


Abbildung 2-19: Einfluss des Schmierstoffs auf Gleitreibungsvorgänge [Walt98].

Eine Bewertung der Schmierwirkung von KSS im Drehprozess, z. B. anhand der Prozesskräfte oder des Werkzeugverschleißes, wird durch Wechselwirkungen mit der Kühlwirkung erschwert [Hede91]. Änderungen der Prozess- und Wirkgrößen sind mit einer veränderten Schmier- oder Kühlwirkung begründbar. Da die Wirkmechanismen der Schmierwirkung von KSS nicht geklärt sind, ist ein analytischer Ansatz zur Ermittlung von Einflussfaktoren nur schwer möglich.

Methoden zur Bewertung der Schmierwirkung

Zur ganzheitlichen Bewertung der Schmierwirkung von KSS werden häufig tribologische Analogieversuche mittels Tribometern durchgeführt. Tribometer stellen bezüglich der Komplexität, des Beanspruchungskollektivs und der Systemstruktur vereinfachte Modellbetrachtungen dar. Je mehr sich die Kontaktbedingungen des Tribometers mit der Spanbildung überschneiden, desto besser können die Ergebnisse auf das Drehen übertragen werden. [Möll02, Hede91]

Tribometer werden in offene und geschlossene tribologische Systeme unterschieden (Abbildung 2-20). In geschlossenen Systemen stehen die Asperiten der Reibpartner wiederholt miteinander in Kontakt [Hutcl7]. Im Gegensatz dazu werden in offenen tribologischen Systemen die gleichen Asperiten des Grundkörpers kontinuierlich durch neue Asperiten des Gegenkörpers belastet [Hutcl7]. Diese Systeme unterscheiden sich sowohl hinsichtlich kinematischer Bewegungsabläufe als auch den Kontaktbedingungen [Rudn13]. Beide in Abbildung 2-20 dargestellte Bewegungsabläufe treten beim Drehen auf. Der geschlossene tritt selten auf, z. B. bei Verweilzeiten. In der Regel kommt es während des Drehens zu einem offenen Bewegungsablauf, z. B. beim Außenlängs-Runddrehen [Cour13]. Bezüglich der Kontaktbedingungen unterscheiden sich die Systeme hinsichtlich der vorliegenden Reibungsvorgänge. Nach BOWDON & TABOR kann der Reibungskoeffizient (COF) μ in einen COF für adhäsive Vorgänge (μ_a) und einen COF für plastische Verformungsvorgänge (μ_{me}) differenziert werden [Chal79, Bowd51] (vgl. auch Kapitel 2.1.3). In geschlossenen Systemen sind Einlaufvorgänge charakteristisch, bei denen der Anteil plastischer Verformung mit der Zeit abnimmt, wodurch sich der COF immer stärker μ_a nähert [Peng20, Ster19]. Dies deckt sich mit den Bereichen äußerer Reibung in den Kontaktzonen, da dort die plastischen Verformungsvorgänge der Spanbildung im Wesentlichen abgeschlossen sind [Asta12]. Da der KSS wahrscheinlich nur bis in diese Bereiche vordringen kann, sind geschlossene Tribometer zur Bewertung der Schmierwirkung von KSS geeignet, obwohl sich die kinematischen Bewegungsabläufe zum Drehprozess unterscheiden [Rech18].

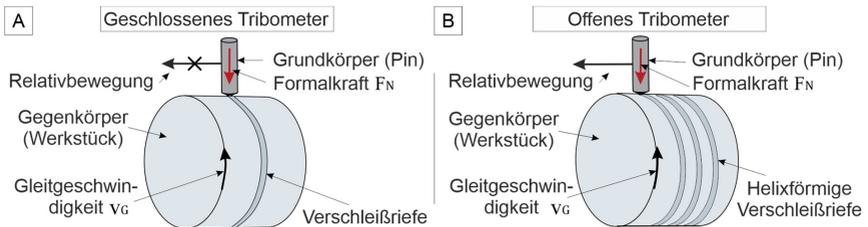


Abbildung 2-20: Pin-on-Ring-Tribometers als offenes (A) und geschlossenes Tribometer (B).

Zur Beurteilung der reibungs- und verschleißreduzierenden Wirkung von Schmierstoffen im Mischreibungsregime werden häufig der Brugger/Reichert-Verschleißtest [DIN 00] oder der Vier-Kugel-Apparat [DIN 15c] verwendet. Bei diesen genormten Tribometern unterscheiden sich die Kontaktbedingungen, die Bewegungsabläufe und die Materialpaarung deutlich von der Spanbildung in Drehprozessen, was die Übertragbarkeit der Ergebnisse einschränkt [Clau10,

Rech09, Hede91]. Ferner erfolgt die Bewertung der Schmierwirkung nur anhand des Stoffverlusts der Reibpartner, was folglich nur relative Vergleiche ermöglicht [Cour13, Clau10].

Modifizierte Drehversuche sind eine Möglichkeit die Analogieversuche näher an die Gegebenheiten der Spanbildung anzupassen. Dazu werden die Schneidengeometrie und die Schnittparameter so gewählt, dass keine Spanbildung auftritt, sondern nur plastische Verformungen und Reibungsvorgänge [Lakn20, Kräml4]. Hierbei ergeben sich Schwierigkeiten hinsichtlich der Stabilität der untersuchten Belastungsszenarien, z. B. hohe Oszillationen der mechanischen Belastung, was die Analyse tribologischer Phänomene erschwert [Lakn20].

Spezielle Tribometer wurden von HEDENQVIST & OLSSON [Hede91] vorgeschlagen, um der Unsicherheit modifizierter Drehversuche zu begegnen. Diese Tribometer entsprechen Stift-Ring-Tribometern und können in Drehmaschinen integriert werden. Die Tribometer entsprechen im Wesentlichen einem Festwalzprozess mit einer nicht rotierbaren Kugel auf der Mantelfläche eines Zylinders (Abbildung 2-20). Mit diesen Tribometern können die Kontaktbedingungen, Bewegungsabläufe und Materialpaarungen sowie die Zufuhr des KSS gezielt an die Gegebenheiten des Spanbildungsvorgangs angepasst werden. [Cour13, Clau10, Rech09]

Wirkmechanismen der Schmierwirkung verschiedener KSS

Öle und Emulsionen weisen in Analogieversuchen mit Tribometern, in denen die Kontaktbedingungen der Spanbildung angenähert wurden, eine hohe Schmierwirkung auf. Verglichen zur trockenen Bedingung wurden die COF für die Materialpaarungen WC-Co-Hartmetall und niedrig legierter Stahl sowie WC-Co-Hartmetall und Titanlegierungen bis zu einer Gleitgeschwindigkeit von 100 m/min mindestens halbiert [Mond11, Clau10]. Daraus kann die Bildung eines dünnen reibungsreduzierenden Schmierfilms auch bei Flächenpressungen von mehreren Tausend N/mm² abgeleitet werden [Mond11, Clau10]. Die Schmierwirkung nimmt dabei mit steigender Viskosität des KSS von $\mu = 0,2$ für Emulsion auf $\mu = 0,1$ für Öle zu [Clau10, Rech09, Asta05]. Das Viskositätsverhalten hat folglich einen hohen Einfluss auf die reibungsreduzierende Wirkung. Da die Viskosität einen hohen Einfluss auf die Bildung des hydrodynamischen Schmierfilms in tribologischen Kontakten aufweist [Hutcl7], vermutet ASTAKOV, dass in den Bereichen äußerer Reibung die Bildung hydrodynamischer Schmierfilme möglich ist [Asta12].

Es werden jedoch weitere Phänomene zur Erklärung der reibungs- und verschleißreduzierenden Wirkungen von KSS angeführt. Zum Beispiel könnten physikalische Phänomene auftreten, z. B. Physisorption [Schu13], Kapillarströmung durch Mikrorisse innerhalb der Späne [Smit88] oder die Bildung eines Luftpolsters durch eine lokale Verdampfung des KSS [Godl97]. Auch chemische Phänomene, wie chemische Reaktionen [Cass65] oder Chemisorption [Brin15, Atki98], könnten die Schmierwirkung von KSS sowie die Bildung von Adhäsionen vorteilhaft beeinflussen. Diese Phänomene sind schwer nachweisbar, werden aber für die vorteilhaften Einflüsse von AW- und EP-Additiven auf die Prozess- und Wirkgrößen des Drehprozesses angenommen [Brin15]. Beispielsweise wird die verbesserte Schmierwirkung im Zusammenhang mit schwefel-, phosphor- und chlorhaltigen Additiven häufig auf die Bildung von Metallsulfiden, Metallphosphaten bzw. Metallchloriden zurückgeführt [Brin15]. Durch die Summe der Wechselwirkungen wird ein leicht anhaftender Schmierfilm gebildet, der die in Kontakt stehenden Asperiten trennt [Schu13, Schu10, Camb07, Brin00]. Die Wirksamkeit verschiedener Additive wird dabei in hohem Maße durch die Materialpaarung der Reibpartner [Schu13] und die vorherrschende Temperatur [Mang07, Spik89] beeinflusst.

Die komplexen Wirkzusammenhänge der Schmierwirkung zeigen sich auch dadurch, dass durch den Einsatz von LN_2 oder CO_2 -Schnee reibungsreduzierende Effekte beschrieben wurden [Ster19, Cour13, Rech13, Dhan11b]. Dabei ist die Bildung eines hydrodynamischen Schmierfilms unwahrscheinlich: Durch CO_2 -Schnee, ein Gemisch aus festen CO_2 -Partikeln und gasförmigem CO_2 , kann kein hydrodynamischer Schmierfilm gebildet werden. LN_2 weist eine sehr niedrige kinematische Viskosität auf (vgl. Tabelle 2-1), was die Bildung eines Schmierfilms erschwert [Mang07]. Aufgrund der sehr niedrigen Temperaturen sind bei hohen Flächenpressungen sogar reibungserhöhende Effekte zu erwarten, weil die der Reibung zugrundeliegenden Adhäsionsbindungen höhere Scherfestigkeiten aufweisen [Stot02] (vgl. auch Kapitel 2.1.3).

Die Schmierwirkung kryogener Medien könnte daraus resultieren, dass die Wirkstelle unter den Taupunkt gekühlt wird, wodurch die Luftfeuchtigkeit kondensiert und dadurch einen Schmierfilm bildet [Ster19]. Bei LN_2 könnten die Asperiten ferner durch Druckeffekte infolge des siedenden LN_2 voneinander getrennt werden [Dhan11b]. Es wurden in Analogieversuchen jedoch auch COF ermittelt, die sich nur geringfügig von der trockenen Bedingung unterschieden [Cour13, Rech13]. Diese gegensätzlichen Ergebnisse könnten auf unterschiedliche Belastungsszenarien zurückzuführen sein: Für Normalspannungen bis etwa 1.500 N/mm^2 wurden hohe Schmierwirkungen bis zu $\mu = 0,2$ beobachtet [Ster19, El-T09, Hong06], bei höheren Normalspannungen dagegen nicht [Cour13, Rech13]. HONG zeigte, dass derartige Widersprüche auch in Abhängigkeit von der Werkstoffpaarung der Reibpartner auftreten [Hong06]: Für die Werkstoffpaarung WC-Co-Hartmetall und C15-Stahl wurde der COF durch LN_2 um 50 % reduziert. Im Gegensatz dazu wurde für die Werkstoffpaarung WC-Co-Hartmetall und TiAl6V4 bei gleicher Belastung keine reibungsreduzierende Wirkung durch LN_2 erzielt [Cour13, El-T09]. Daraus kann ein hoher Einfluss adsorptiver Effekte abgeleitet werden, die in hohem Maße von der Oberflächenchemie der jeweiligen Werkstoffpaarung bestimmt werden [El-T09].

Um die Schmierwirkung kryogener Medien zu verbessern, können kryogene Minimalmengenschmierungen eingesetzt werden [Yild20, Shok19, Bagh18, Pere17]. Dabei werden Esteröle, die niedrige Pourpoints aufweisen, zusammen mit kryogenen Medien eingesetzt, insbesondere CO_2 -Schnee [Pere17]. Allerdings können dabei die Pourpoints der Ester auch unterschritten werden, was mit einer Verschlechterung der Schmierwirkung verbunden ist [Yild20, Bagh18].

Hydrodynamische Schmierfilmbildung flüssiger Schmierstoffe

Wenn die Schmierwirkung herkömmlicher KSS mit Hilfe von Tribometern untersucht wird, dann ist die Bildung hydrodynamischer Schmierfilme quantifizierbar. Üblicherweise erfolgt die Klassifizierung der vorliegenden Reibungszustände anhand einer Analyse der zentralen Schmierfilmdicke H_c [Hamr77], die zur Bestimmung der spezifischen Schmierfilmdicke λ_s [Tall67] herangezogen wird. Durch λ_s ist eine Schätzung des Reibungszustands anhand der Stribeck-Kurve möglich, welche die Abhängigkeit von μ zu λ_s abbildet (Abbildung 2-21A).

Nach der Theorie der hydrodynamischen Schmierung kann die zentrale Schmierfilmdicke H_c anhand der Radien der Reibpartner (R_X, R_Y), deren E-Moduln (E_X, E_Y), deren Poissonzahlen (ν_{PX}, ν_{PY}), der angreifenden Normalkraft F_N , der Gleitgeschwindigkeit v_G , der dynamischen Viskosität des Schmierstoffs η_{KSS} sowie dessen Druck-Viskositäts-Koeffizienten b_{KSS} bestimmt werden [Hamr77]. Für die elliptische Kontaktfläche einer nicht rotierbaren Kugel R_X auf der Mantelfläche eines Zylinders R_Y ergibt sich nach [Hamr77] die in Gl. 2-22 dargestellte H_c -Korrelation in Form eines Potenzprodukts:

$$H_c = 2,69(b_{KSS} \cdot E')^{0,53} \cdot \left(\frac{\eta_{KSS} \cdot v_G}{E' \cdot R_X}\right)^{0,67} \cdot \left(\frac{F_N}{E' \cdot R_X^2}\right)^{-0,067} \cdot (1 - 0,61e^{-0,73k}) \quad \text{Gl. 2-22}$$

$$\text{mit: } R_Y \geq R_X \quad \text{und} \quad k \approx 1,03 \left(\frac{R_Y}{R_X}\right)^{0,64} \quad \text{und} \quad E' = \left(\frac{1 - v_{P,x}^2}{E_x} + \frac{1 - v_{P,y}^2}{E_y}\right)^{-1}$$

Aus Gl. 2-22 ist ersichtlich, dass geringe Gleitgeschwindigkeiten v_G von wenigen m/s, die beim Drehen üblich sind, die Bildung eines hydrodynamischen Schmierfilms erschweren: je höher v_G , desto höher ist die zentrale Schmierfilmdicke H_c [Lugt11]. Ferner führen die hohen Normalkräfte, die auf die Spanfläche wirken, zu einer Reduzierung der Schmierfilmdicke. Von großer Bedeutung für die Schmierwirkung ist die dynamische Viskosität des KSS η_{KSS} : Jedes Fluid setzt einer Verformung einen Widerstand durch innere Reibung entgegen [Möll02]. Die Viskosität stellt ein Maß für die innere Reibung einer Flüssigkeit dar und ist somit entscheidend für die Bildung eines hydrodynamischen Schmierfilms [Czic15]. Mit steigender Viskosität nimmt H_c daher zu. Die dynamische Viskosität ist keine Stoffkonstante, sondern nimmt mit steigendem Druck und sinkender Temperatur zu [Czic15]. Ein hoher Druck-Viskositäts-Koeffizient b_{KSS} und geringe Temperaturen sind daher für die Bildung des Schmierfilms von Vorteil.

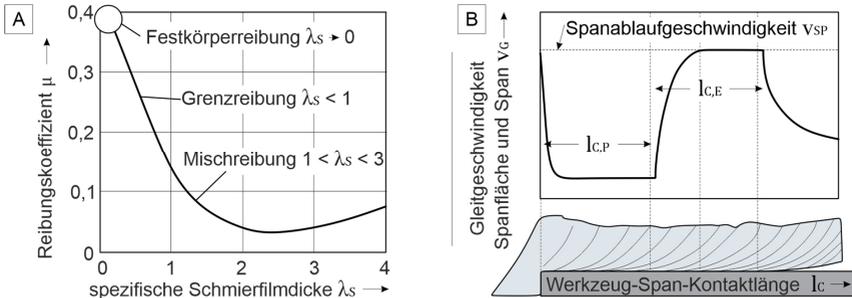


Abbildung 2-21: Stribeck-Kurve (A) zur Charakterisierung der Reibungszustände und Verlauf der Spanablaufgeschwindigkeit auf der Werkzeug-Span-Kontaktlänge (B) [Asta06].

Die dimensionslose spezifische Schmierfilmdicke λ_s ist das Verhältnis aus der minimalen Schmierfilmdicke des Schmierstoffs zur quadratisch gemittelten Oberflächenrauheit der Reibpartner [Tall67]. Näherungsweise kann für die minimale Schmierfilmdicke H_c eingesetzt werden [Czic15]. Damit ergibt sich für die spezifische Schmierfilmdicke λ_s durch Gl. 2-23:

$$\lambda_s = \frac{H_c}{\sqrt{R_X^2 + R_Y^2}} \quad \text{mit } R_{X,Y} = 1,3 \cdot Ra_{X,Y} \quad \text{Gl. 2-23}$$

Aus Abbildung 2-21B ist ersichtlich, dass im plastischen Bereich der Werkzeug-Span-Kontaktzone die Gleitbewegung durch innere Reibung ($v_G \ll v_{SP}$) des Spans erfolgt (vgl. auch Abbildung 2-8). Eine Bewertung durch λ_s wird daher in diesem Bereich ausgeschlossen. In den Bereichen äußerer Reibung wird die Bildung eines Schmierfilm vermutet [Rudn13, Asta06, Shaw04, Godl97, Zore66] und könnte möglicherweise anhand von λ_s bewertet werden. Durch die geringe Relativgeschwindigkeit und hohe Flächenpressung kann jedoch nur eine vergleichsweise geringe spezifische Schmierfilmdicke im Bereich der Grenz- oder Mischreibung ($\lambda_s < 3$) erwartet werden [Rech13], Flüssigkeitsreibung wird ausgeschlossen [Ster19, Asta12, Mond11].

2.3 Einfluss von KSS auf das Drehen von TiAl6V4, 42CrMo4 und 100Cr6

2.3.1 Einfluss von KSS auf das Drehen von TiAl6V4

Titanlegierungen weisen eine hohe spezifische Festigkeit bei einer hinreichenden Duktilität auf (Abbildung 2-22) und werden daher als Leichtbauwerkstoff eingesetzt [Berg13, Sha09]. Bis 500 °C bildet Titan stabile oxidische Passivschichten [Leye05], was eine hohe Korrosionsbeständigkeit zur Folge hat [Sha09]. Bei höheren Temperaturen kommt es infolge einer Erhöhung der Löslichkeit von Kohlenstoff, Stickstoff und Sauerstoff durch Diffusion zu einer Versprödung der Bauteilrandzone, was Korrosion begünstigt [Leye05]. Titanlegierungen werden nach der Mikrostruktur unterteilt: α -, β - und $\alpha+\beta$ -Legierungen. TiAl6V4 ist eine $\alpha+\beta$ -Legierung und wird am häufigsten eingesetzt [Kloc17]. Aluminium wird zur Stabilisierung der hexagonalen α -Phase eingesetzt und Vanadium zur Stabilisierung der kubisch-raumzentrierten β -Phase [Leye05]. Die Festigkeit und Duktilität des TiAl6V4 resultiert aus der vorliegenden Phasenverteilung und Mikrostruktur [Sha09], welche aus der Wärmebehandlung resultiert [Dona00].

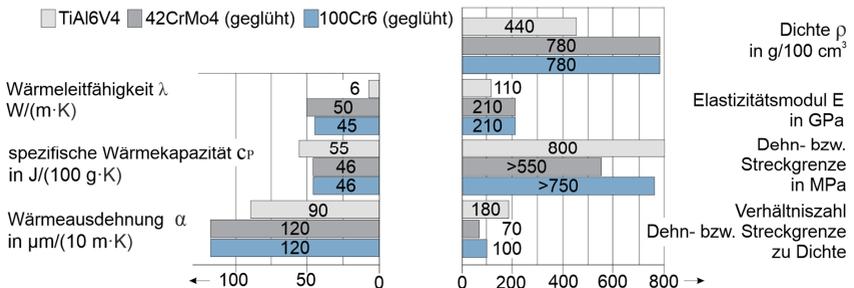


Abbildung 2-22: Vergleich zwischen Titanlegierungen und Stählen nach [Kloc17, Barg05].

Drehen von TiAl6V4

Aus Abbildung 2-22 ist ersichtlich, dass TiAl6V4 eine vergleichsweise hohe Festigkeit, hohe Zähigkeit, geringe Wärmeleitfähigkeit sowie einen geringen E-Modul aufweist. Wegen dieses Eigenschaftsprofils gilt TiAl6V4 als schwer zerspanbar. Die harte und spröde hexagonale α -Phase hat eine starke abrasive Wirkung. Die duktile kubisch-raumzentrierte β -Phase neigt stark zu Adhäsionen am Werkzeug. Zur Verbesserung der Zerspanbarkeit wird TiAl6V4 in der Regel in einem spannungsarm geglähten Zustand zerspannt. Folgende Besonderheiten und Schwierigkeiten treten beim Drehen von TiAl6V4 auf: [Kloc17, Denk11, Dona00]

- ❑ Wegen der geringen Wärmeleitfähigkeit ist die thermische Belastung in den Kontaktzonen deutlich höher als beim Drehen niedrig legierter Stähle (vgl. Abbildung 2-5). Die thermische Belastung reduziert die Verschleißfestigkeit des Werkzeugs und begünstigt diffusen und adhäsiven Verschleiß. [Lind21, Rami17, Ezug03, Krei73]
- ❑ Durch die hohe chemische Reaktivität besteht die Gefahr exothermer Oxidation, was Metallbrände während des Drehens auslösen kann [Olof65].
- ❑ Die vorübergehende thermisch induzierte Entfestigung des Werkstoffs infolge hoher thermischer Belastung ist vergleichsweise gering. Hohe Schnittgeschwindigkeiten führen daher nur marginal zu sinkenden Prozesskräften (vgl. auch Abbildung 2-4). [Camb06]
- ❑ Die Werkzeug-Span-Kontaktlänge ist vergleichsweise gering. Wegen der schlechten plastischen Verformbarkeit treten innerhalb des Spans hohe mechanische Spannungen auf, welche die Ablösung des Spans von der Spanfläche begünstigen. Dies wird durch hohe

Temperaturunterschiede zwischen Spanunter- und Spanoberseite verstärkt, weil ausgeprägte thermische Spannungen im Span auftreten. [Denk11, Asta06, Ezug03, Koma81]

- Die geringe Kontaktlänge hat eine hohe mechanische Druckbelastung auf die Schneidkante sowie hohe Flächenpressungen auf die Spanfläche des Werkzeugs zur Folge, was Adhäsionsvorgänge begünstigt (vgl. auch Abbildung 2-8). [Pram14, Koma81]
- Infolge einer ausgeprägten Lamellenspanbildung (vgl. Abbildung 2-3) unterliegt das Werkzeug einer hohen thermo-mechanischen Schwellbelastung. Dadurch kommt es zu hochfrequenten Schwingungen (10 - 20 kHz) des Werkzeugs und des Werkstücks, was zu veränderlichen Schnitttiefen und Spannungsdicken führt. [Pram14, Sun09, Ezug03]
- Die thermo-mechanische Schwellbelastung führt zu einer Ermüdungsbelastung auf das Werkzeug, was Risse, Ausbrüche der Hartstoffphase und Kantenbrüche begünstigt. Das Werkzeug kann daher schon vor dem Standkriterium versagen. [Sang13, Sun09, Camb06]
- Die mechanische Schwellbelastung führt aufgrund des geringen E-Moduls zu ausgeprägten mikroskopischen Rückfederungseffekten des zerspannten Werkstoffs. Dies führt zu einer Welligkeit der Rauheitsriefen senkrecht zur Schnittbewegung. [Pram14, Ezug03]
- Der geringe E-Modul hat eine niedrige Steifigkeit des Werkstücks zur Folge. Dies begünstigt elastische Verschiebungen des Werkstücks, besonders beim Außenlängs-Runddrehen. Dies beeinträchtigt die Fertigungsgenauigkeit wegen Abweichungen der realen von der nominalen Schnitttiefe (vgl. auch Kapitel 2.1.5). [Kloc17, Ezug03]
- Die hohe Zähigkeit führt zu schlechtem Spanbruch und Wirrspänen. [Sang13, Camb06]

Dominierende Verschleißmechanismen bei der Zerspanung von TiAl6V4

Aufgrund der hohen thermo-mechanischen Belastung kann TiAl6V4 nur unter geringen Schnittgeschwindigkeiten zerspannt werden. Die Zerspanung erfolgt meist mittels WC-Co-Hartmetallen. Wegen der hohen chemischen Reaktivität des Titans sind mit anderen Hartmetallsorten oder keramischen Schneidstoffen keine ökonomischen Vorteile zu erreichen [Sang13]. Infolge hoher Temperaturen von über 1000 °C und der hohen chemischen Reaktivität kommt es in den Kontaktzonen zu ausgeprägten diffusiven Vorgängen [Latt17, Hua05]. In Kombination mit der hohen mechanischen Belastung treten ferner Adhäsionen am Werkzeug auf [Leye05]. Die dominierenden Verschleißmechanismen sind daher diffusive und adhäsive Vorgänge (vgl. Abbildung 2-23) zwischen Werkstoff bzw. Span und Werkzeug [Lind21]. Die Co-Matrix des Hartmetalls löst sich in den Span auf [Hua05] und Titan diffundiert gleichzeitig in die Co-Matrix [Rami17]. Das Titan führt in der Co-Matrix zu einer höheren Kohlenstofflöslichkeit [Latt17]. In der Folge diffundiert der Kohlenstoff aus der WC-Hartstoffphase direkt [Zhan09] und indirekt über die Co-Matrix [Olan19] in den Span bzw. das Werkstück. Dabei kommt es zur Bildung von Karbiden (TiC) [Hart82] und durch Wolfram-Anreicherung in der Grenzschicht zu einer Umwandlung adhäsiver α -Ti-Schichten in β -Ti-Schichten [Odel17]. Die Karbide und β -Ti-Schichten weisen eine geringe Diffusionsrate auf, was den Verschleiß verzögert, aber nur eine geringe Verschleißfestigkeit [Lind21]. Infolge dieser diffusiven und adhäsiven Vorgänge verliert die WC-Hartstoffphase die Bindung in der Co-Matrix und wird letztlich aus dem Hartmetall-Verbund gerissen (Abbildung 2-23B) [Lind21]. Die dominierende Verschleißform bei Schnittgeschwindigkeiten bis $v_c = 80$ m/min ist Kolkverschleiß, weil auf der Spanfläche die höchste thermische Belastung auftritt [Arme10]. Mit fortschreitendem Kolkverschleiß kommt es zur Instabilität der Schneidkante und letztlich zum Bruch der Schneidkante [M'Sa15].

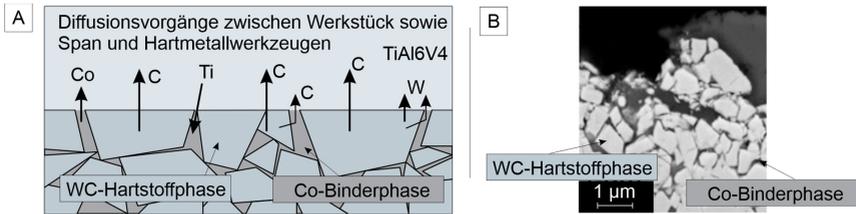


Abbildung 2-23: Verschleißmechanismen bei der Zerspaltung von Titanlegierungen (A) und Ausbruch der Hartstoffphase infolge diffusiver und adhäsiver Vorgänge (B) [Lind21].

Wirkung verschiedener KSS auf das Drehen von TiAl6V4

Wegen möglicher Metallbrände ist der Einsatz von KSS beim Drehen von TiAl6V4 notwendig [Sing20, Olof65]. Häufig wird dazu eine Überflutungskühlung mit Emulsion eingesetzt [Sang13]. Im Vergleich zur Trockenzerspaltung werden dadurch die thermische Belastung und der Verschleiß um etwa 50 % reduziert [Dawo15, Namb11]. Emulsionen mit geringem Ölteil führen wegen einer besseren Kühlwirkung zu einer geringeren thermischen Belastung [Tay118]. Durch die Schmierwirkung von Emulsion, auch bei einem hohen Ölteil, können die Prozesskräfte nicht reduziert werden [Pime21]. Mit Emulsion werden jedoch Adhäsionen reduziert [Namb11, Pala11] und die mikroskopischen Rückfederungseffekte des Werkstoffs während der Spanbildung verringert [Pala11]. Ferner werden Deformationen in der Randzone des Werkstücks durch die Schmierwirkung von Emulsion reduziert [Tay118]. Darüber hinaus wirkt sich die Verwendung von Emulsion günstig auf die Fertigungsgenauigkeit aus [Asta12, Ezug97].

Als industrieller Standard hat sich die HD-Zufuhr von Emulsion mit 40-60 bar durchgesetzt [Hour21]. Dabei wird der KSS-Freistrahls meist zwischen Span und Spanfläche gerichtet [Hour21, Sang13]. Durch den Staudruck des Freistrahls wird der Span von der Spanfläche gedrückt [Mazu89], wodurch die Werkzeug-Span-Kontaktlänge sinkt [Mach98]. Weil die Prozesskräfte gleich bleiben, steigen dadurch die Druckbelastung auf die Schneidkante, was Kantenbrüche begünstigt, und die Flächenpressung auf die Spanfläche, was Adhäsionen verstärkt [Berm12]. Da der Diffusionsverschleiß aber von der Berührungsfläche zwischen Span und Spanfläche abhängig ist [Mach98], führt die HD-Kühlung zu deutlich geringerem Verschleiß [Debn14]. Besonders bei hohen Schnittgeschwindigkeiten und hohen Zufuhrdrücken kann der Verschleiß um den Faktor drei reduziert werden [Da S17, Sang13, Mach98, Mach94]. Weitere Vorteile ergeben sich hinsichtlich des Spanbruchs, weil durch die Strahlkraft der Spankrümmungsradius sinkt [Nand09, Mach98]. Der hohe Zufuhrdruck bewirkt ferne hohe Strahlgeschwindigkeiten, was den konvektiven Wärmeübergang verstärkt [Sang13]. Ist der Zufuhrdruck zu hoch, können jedoch Späne in die Werkstückoberfläche gedrückt werden, was die Oberflächentopographie entsprechend verschlechtert. [Da S17, Sang13, Kloc12, Ezug07]

Die Verwendung von LN₂ oder CO₂ erscheint zunächst nicht vielversprechend. Aus Abbildung 2-24 geht hervor, dass TiAl6V4 bei einer Temperatur von -196 °C eine deutliche Festigkeitssteigerung und Härtezunahme erfährt [Hong01c]. Analog dazu, können durch CO₂-Schnee entsprechende nachteilige Effekte erwartet werden. Es ist zu erwarten, dass durch die höhere Festigkeit die Prozesskräfte und der Wärmeeintrag steigen. Ferner begünstigt die höhere Härte abrasiven Verschleiß. Vorteile ergeben sich nur aus der geringeren Bruchdehnung, weil Adhäsionen erschwert und der Spanbruch begünstigt werden. [Aram16, Sun15, Hong01b, Hong01c]

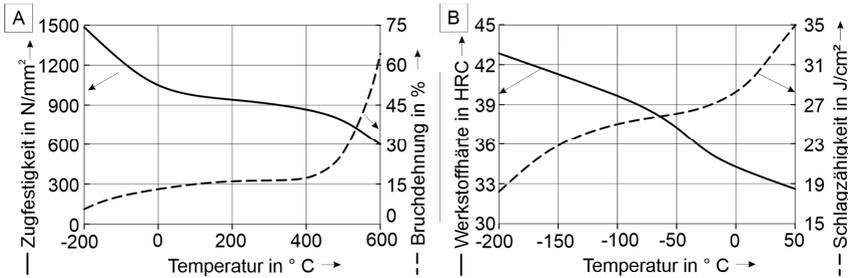


Abbildung 2-24: Temperatureinfluss auf Werkstoffkennwerte des TiAl6V4 [Zhao21, ASM 02].

Beim Schlichten können die Temperaturen in den Kontaktzonen durch den Einsatz von LN₂ im Vergleich zur Überflutungskühlung mit Emulsion halbiert werden [Hong01c]. Verglichen zur Trockenzerspanung kann der Verschleiß sogar bis um den Faktor 10 verringert werden, abhängig von der Zufuhrmethode des LN₂ [Aram16, Dhan11b, Hong01c]. Auch mittels CO₂-Schnee wurde beim Schlichten von Ti-Legierungen der Werkzeugverschleiß im Vergleich zu Emulsion halbiert, was mit geringeren Temperaturen in den Kontaktzonen begründet wurde [Mach11]. Dies zeigt, dass thermo-chemische Verschleißmechanismen dominieren und mit einer hohen Kühlwirkung reduziert werden. Obwohl die Festigkeit und Härte des TiAl6V4 bei der Verwendung kryogener Medien steigen, sinken die Prozesskräfte leicht, woraus eine Schmierwirkung abgeleitet wurde [Pime21, Hong01b, Hong01c]. Mit einer kombinierten Zufuhr von CO₂-Schnee und Öl wird die Schmierwirkung verbessert, da die Prozesskräfte und der Verschleiß weiter reduziert werden [Jami20, Shok19].

Beim Schruppen kommen die hohen Temperaturgradienten aufgrund des vergleichsweise geringen HTC nicht mehr zu Geltung. In der Folge wird die thermische Belastung nur noch unzureichend reduziert. Dies führt dazu, dass mit Hilfe von Emulsion höhere Standzeiten als durch kryogene Medien erreicht werden [Sang13, Berm12, Kloc12, Berm11].

Der Spanbruch wird durch kryogene Medien verbessert, weil hohe Temperaturgradienten zwischen Spanunter- und Spanoberseite auftreten, was thermische Spannungen im Span begünstigt. Infolge dieser steigenden thermischen Spannungen werden der Spankrümmungsradius und die Kontaktlänge reduziert [Josh15]. Aufgrund der mit der starken Kühlung einhergehenden geringeren Bruchdehnung verschieben sich zudem die Spanbildungsmechanismen von einer Lamellenspan- in Richtung einer Scherspanbildung [Josh15, Venu07b]. Weil die Spansegmentierung dadurch zunimmt, wird der Spanbruch begünstigt. Die Auswirkungen auf den Drehprozess sind ähnlich zu denen der HD-Kühlung: Guter Spanbruch und geringerer diffusiver Verschleiß durch eine Reduzierung der Kontaktlänge. [Aram16, Josh15, Berm11, Venu07a]

Die Oberflächentopographie der Werkstücke wird durch kryogene Medien beim Schlichten verbessert. Die mit den niedrigen Temperaturen einhergehende vorübergehende Versprödung des TiAl6V4 bewirkt weniger stark ausgeprägte seitliche plastische Fließvorgänge und Rückfedereffekte des Werkstoffs während des Spanbildungsvorgangs. Ferner werden Druckeigenspannungen in die Werkstückrandzone eingebracht, weil stärkere plastische Verformung in der Verformungsvorlaufzone auftreten, was das Ermüdungsverhalten im späteren Einsatz verbessert [Jawa16]. Äußerst nachteilig ist die starke Kühlwirkung kryogener Medien allerdings hinsichtlich der Fertigungsgenauigkeit, weil es während einzelner Schnitte durch die Kühlung zu Kontraktionen des Wirkpaares kommt [Bord16]. Nach dem Drehprozess wurde bei einem

Werkstückdurchmesser von 25 mm eine sehr hohe radiale Maßabweichung von bis zu 100 μm während eines Schnitts gemessen [Bord16]. [Jawa16, Yild08]

2.3.2 Einfluss von KSS auf das Drehen von 42CrMo4 und 100Cr6

Vergütungsstähle werden nach den Legierungselementen Kohlenstoff, Mangan, Nickel, Chrom und Molybdän klassifiziert. Der Chrom-Molybdän-legierte Vergütungsstahl 42CrMo4 weist eine höhere Zähigkeit als manganlegierte auf und geringere Kosten als nickellegierte. Im weichgeglühten Zustand hat 42CrMo4 eine ferritisch-perlitische Mikrostruktur mit lamellarem respektive globularem Zementit. Vergütungsstähle werden für den späteren Einsatz in der Regel durch martensitisches Härten und Anlassen vergütet. Die nach dem Vergüten vorliegende martensitische Mikrostruktur führen zu einer hohen Festigkeit, Härte, dynamischen Beanspruchbarkeit und hohen Verschleißfestigkeit. [Barg05]

Der Wälzlagerstahl 100Cr6 weist im Vergleich zu 42CrMo4 einen deutlich höheren Kohlenstoff- und Chromanteil auf. Im weichgeglühten Zustand liegt eine übereutektoide perlitische Mikrostruktur mit globularem Zementit vor (GKZ-geglüht) [Zare12]. Nach dem Vergüten zeichnet sich 100Cr6 im Vergleich zu Vergütungsstahl durch mehr feinverteilte hochfeste Karbidausscheidungen in der Mikrostruktur aus [Song14]. Dadurch werden die Verschleiß- und Wälzfestigkeit weiter verbessert [Zare12]. Nach dem Härtevorgang kann wegen des höheren Kohlenstoffanteils meist unerwünschter und instabiler Restaustenit in der Mikrostruktur vorliegen [Barg05]. Das Anlassen bewirkt eine Restaustenitumwandlung in Ferrit und Zementit, was mit einer Zunahme des spezifischen Volumens einhergeht [Barg05]. Dies resultiert in Bauteilverzug und kann unerwünschte Randschichtzustände zur Folge haben [Barg05].

Drehen von Vergütungs- und Wälzlagerstahl

Die Zerspanbarkeit dieser niedrig legierten Stähle wird durch die vorliegende Mikrostruktur bestimmt. Im weichgeglühten Zustand hat der Kohlenstoff einen maßgeblichen Einfluss auf die Mikrostruktur dieser Stähle. Ferrit weist eine geringe Härte und Festigkeit auf, aber eine hohe Wärmeleitfähigkeit und Bruchdehnung. Die thermo-mechanische Belastung und der Verschleiß sind daher gering. Aufgrund der hohen Duktilität neigt Ferrit aber zur Bildung von Adhäsionen und wegen einer Fließspannung zu einem schlechten Spanbruch. Mit zunehmendem Kohlenstoffanteil steigt der Anteil des extrem harten und spröden Zementits. Diese Eisenkarbide sind schlecht zerspanbar und wirken abrasiv auf das Werkzeug. Das aus Ferrit und Zementit bestehende Perlit weist dementsprechend eine steigende Festigkeit und Härte, aber eine sinkende Wärmeleitfähigkeit und Bruchdehnung auf. In der Folge steigen die thermo-mechanische Belastung und die abrasive Wirkung, was mit einem höheren Verschleiß einhergeht. Die geringere Bruchdehnung führt dagegen zu geringeren Adhäsionen und zu einem besseren Spanbruch. Der ferritisch-perlitische 42CrMo4 ist gut zerspanbar. [Kloc17, Heis14]

Beim übereutektoiden 100Cr6 kommt es durch die harten und spröden Karbidausscheidungen zu einer weiteren Verfestigung des Werkstoffs, während die Bruchdehnung und Wärmeleitfähigkeit weiter abnehmen. Die Neigung zur Bildung von Adhäsionen wird folglich weiter reduziert und der Spanbruch begünstigt. Durch die hohe Festigkeit und die abrasiven Karbide treten jedoch bereits im GKZ-Zustand von 100Cr6 eine äußerst hohe thermo-mechanische Belastung und starker Werkzeugverschleiß auf. Die Zerspanung von 100Cr6 gilt bereits im weichgeglühten Zustand als anspruchsvoll. [Kloc17, Zare12, Denk11, Jons75]

Im vergüteten Zustand gelten 42CrMo4 und 100Cr6 aufgrund der martensitischen Mikrostruktur als sehr schwer zerspanbar. Martensit weist eine sehr hohe Festigkeit, Härte und Sprödigkeit

auf. Die thermo-mechanische Belastung und die abrasive Wirkung sind dementsprechend hoch. Für das Drehen vergüteter Werkstücke (Hartdrehen) sind daher verschleißfeste Schneidstoffe erforderlich, z. B. kubisches Bornitrid (cBN) oder beschichtetes Hartmetall [Shih14]. Klassischerweise erfolgt in der Prozesskette das Vergüten, nachdem das Werkstück durch Schrumpfen der Endkontur mit einem Aufmaß angenähert wurde. Dieses Aufmaß ist meist größer als die maximale Schnitttiefe, die beim Hartdrehenprozess sicher eingestellt werden kann [Kund08]. Das Schlichten vergüteter Werkstücke erfolgt daher üblicherweise durch zwei konsekutive Schlichtoperationen [Borc18, Bart12]. Beim Hartdrehen im kontinuierlichen Schnitt treten folgende Besonderheiten und Schwierigkeiten auf: [Heis14]

- Infolge der sehr hohen Prozesskräfte kommt es zu außerordentlich hohen thermo-mechanischen Belastungen in den Kontaktzonen. Im Bereich der Schneidkante führt dies lokal zur Reaustenitisierung des Martensits. Dies führt zur Bildung von Adhäsionen der Schneidkante. Im Kombination mit der abrasiven Wirkung des Martensits und den harten Karbidausscheidungen treten ausgeprägte adhäsive, abrasive und diffusive Verschleißvorgänge auf. [Aoui19, Kloc17, Bart12, Köni93, Jons75]
- Aufgrund der geringen Duktilität vergüteter Stähle ist eine Reißspanbildung zu erwarten (vgl. Abbildung 2-3). Bei geringen Spannungsdicken (Schichten) kommt es durch die hohe Homogenität vergüteter Stähle und die lokale Reaustenitisierung des Martensits während der Spanbildung allerdings zu einer Lamellenspanbildung. [Mabr16, Johl03]
- Die Lamellenspanbildung führt zu einer thermo-mechanische Schwellbelastung, die ermüdend auf die Schneidkante wirkt. Zur Vermeidung von Kantenbrüchen sind daher Schneidkantenpräparationen notwendig, z. B. Verrundungen. [Denk14, Dogr11]
- Verrundungen der Schneidkante verbessern die Kantenstabilität, ändern jedoch auch die Eingriffsbedingungen. Der effektive Spanwinkel wird in den negativen Bereich verschoben und führt dadurch zu einer steigenden mechanischen Belastung. Dies begünstigt wiederum die Reaustenitisierung des Martensits, die Neigung zu Adhäsionen an der Schneidkante und die Lamellenspanbildung. Durch diesen Zielkonflikt wird die maximal mögliche Schneidkantenverrundung begrenzt. [Mabr16, Denk14, Bart12, Johl03]
- Durch die hohe thermo-mechanische Belastung in der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone wird die martensitische Mikrostruktur in der Werkstückrandzone zertrümmert und reaustenitisiert. Die dadurch erzeugten „white-etching layers“ verschlechtern das Einsatzverhalten gefertigter Bauteile. [Denk14, Umbr13, Jawa11, Guo10, Hass06, Barr02]
- Infolge der hohen Wärmeleitfähigkeit vergüteter Stähle kann es zu unerwünschten thermischen Expansionen des Werkstücks kommen. Ferner werden mechanische Verschiebungen des Werkstücks durch hohe Passivkräfte begünstigt. Diese Effekte wirken sich negativ auf die Fertigungsgenauigkeit aus. [Saul18, Zhou04, Köni93, Gold91]

Verschleißmechanismen bei der Zerspanung von Stählen mit Hartmetallwerkzeugen

Bei der Zerspanung niedrig legierter Stähle mittels Hartmetallwerkzeugen dominieren thermo-chemische und abrasive Verschleißmechanismen [Noua05]. Die thermo-chemischen Mechanismen können auf mehrere Diffusionsvorgänge zurückgeführt werden [Naer77], die in Abbildung 2-25 für WC-Co-Hartmetalle und WC-(Ti,Ta,Nb)C-Co-Hartmetalle dargestellt sind. Durch die hohe Temperatur in den Kontaktzonen diffundiert Fe des zerspannten Stahls in die Co-Matrix des Hartmetalls und gleichzeitig Co aus der Co-Matrix in das Werkstück bzw. den Span [Naer77]. Fe bewirkt in der Co-Matrix eine zunehmende Kohlenstofflöslichkeit (bis 2 %)

und bildet mit Co ferner Fe-Co-Mischkristalle. Mit steigender Temperatur bilden diese Mischkristalle unter einer Auflösung der WC-Hartstoffphase Fe-Co-W-Mischkristalle. Der infolge dieser Auflösungsvorgänge des WC freiwerdende C wird in der Co-Matrix gelöst. Weist der zerspannte Werkstoff einen Kohlenstoffanteil von weniger als 2 % auf, was der durch Eisen erhöhten Kohlenstofflöslichkeit der Co-Matrix entspricht, dann diffundiert der durch die Auflösungsvorgänge des WC freiwerdende Kohlenstoff kontinuierlich wegen des Konzentrationsunterschied in das Werkstück bzw. den Span. In der Folge kommt es zu einer fortschreitenden Volumenabnahme der WC-Körner, wodurch die WC-Hartstoffphase die Bindung in der Co-Matrix verliert. Die Verschleißfestigkeit sinkt und unterliegt abrasivem Verschleiß. Insbesondere harte Karbidausscheidungen oder eine martensitische Mikrostruktur führen zu starkem Verschleiß. Durch einen höheren Anteil chemisch stabiler Mischkarbide in WC-(Ti,Ta,Nb)C-Co-Hartmetallen, wird die Fe-Co-W-Mischkarbidbildung unterdrückt. Daraus resultiert eine massiv erhöhte Warmverschleißfestigkeit des Hartmetalls bei der Zerspanung von Stahlwerkstoffen. Das Hartdrehen ist jedoch nur mit beschichtetem Hartmetall möglich. [Kloc17, Heis14]

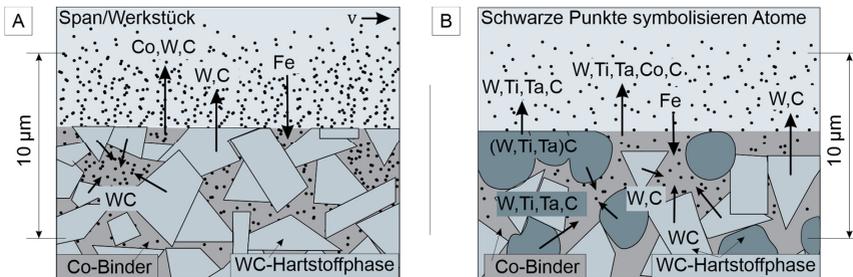


Abbildung 2-25: Verschleißmechanismen bei der Stahlzerspanung mit WC-Co-Hartmetallen (A) und mit WC-(Ti,Ta,Nb)C-Co-Hartmetallen (B) in Anlehnung an [Naer77].

Wirkung von KSS auf die Zerspanbarkeit von 42CrMo4 und 100Cr6

Werden hochfeste Schneidstoffe für das Drehen von 42CrMo4 oder 100Cr6 verwendet, dann ist der Einsatz von KSS nicht unbedingt erforderlich [Kloc17]. Bei der Verwendung von Hartmetallwerkzeugen werden jedoch die Bauteilqualität, die Standzeit sowie die Prozessstabilität durch KSS erhöht [More06]. Besonders bei hohen Anforderungen an die Fertigungsgenauigkeit werden häufig KSS eingesetzt. Nachfolgend werden die Wirkungen verschiedener KSS auf das Drehen niedrig legierter Stähle durch den Einsatz von HM-Werkzeugen analysiert. [Heis14]

Die thermische Belastung des Werkzeugs wird durch Überflutungskühlung mit Emulsion bei $v_c = 100$ m/min um ca. 150 °C und bei $v_c = 170$ m/min um ca. 200 °C reduziert [Makh21]. Auf die mechanische Belastung hat die Schmierwirkung der Emulsion dagegen nur einen geringen Einfluss [Gürb22]. Nichtsdestotrotz wird davon ausgegangen, dass durch die Schmierwirkung die abrasive Wirkung harter Karbide gemildert wird [Kloc17]. Der Verschleiß wird bei der Verwendung unbeschichteter HM-Werkzeuge um 30 % [Gürb22] und bei beschichteten HM-Werkzeugen um 50 % im Vergleich zur Trockenzerspanung reduziert [Makh21]. Hinsichtlich der Bauteilqualität wirkt sich Emulsion vorteilhaft auf die Oberflächentopographie aus, weil Aufbauschneiden verhindert werden [Heis14]. Ferner werden unerwünschte thermische Wirkungen auf das Werkstück reduziert und eine hohe Fertigungsgenauigkeit sichergestellt [Denk11]. Weiterhin wird die Bildung von Flugrost zuverlässig unterbunden [Kloc17].

Durch die HD-Zufuhr von Emulsion mit über 50 bar (Zufuhr Z-B+Z-C, Abbildung 2-15) wird die Temperatur in der Werkzeug-Span-Kontaktzone nochmals um 70 °C reduziert [Kloc18, Kami00]. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass infolge des hohen Zufuhrdrucks hohe Strahlgeschwindigkeiten erzeugt werden, was den konvektiven Wärmeübergang begünstigt [Kami00]. Durch Drücke von deutlich über 100 bar kann die Schnittkraft um bis zu 50 % reduziert werden, was einen geringeren Wärmeeintrag zur Folge hat [Kloc18, Dahl04, Mazu89]. Auch bei geringeren Zufuhrdrücken von bis zu 100 bar kann die Standzeit durch die verringerte thermo-mechanische Belastung bis um den Faktor 3 erhöht werden [Dahl04, Kami00]. Analog zur Titanzerspanung führt die Strahlkraft auf der Spanunterseite zu einer geringeren Kontaktlänge, was den Spanbruch begünstigt. Signifikante Einflüsse auf die Bauteilqualität wurden im Vergleich zur Überflutungskühlung mit Emulsion nicht beobachtet [Mia16].

Die niedrigen Zufuhrtemperaturen von LN₂ und CO₂-Schnee haben, analog zu Titanlegierungen, vorübergehende Änderungen der Werkstoffkennwerte zur Folge (siehe Abbildung 2-26). Mit sinkender Temperatur nehmen die Festigkeit, die Härte und die Sprödigkeit niedrig legierter Stähle zu. Dies bedeutet, dass der Widerstand des Werkstoffs gegen das Eindringen des Schneidkeils steigt. Der Wärmeeintrag während des Spanbildungsvorgangs steigt dementsprechend. Ferner ist zu erwarten, dass durch die Sprödigkeit des Werkstoffs die Späne einer höheren Spanstauchung unterliegen, was den Spanbruch begünstigt. [Kräm14, ASM 02, Hong01a]

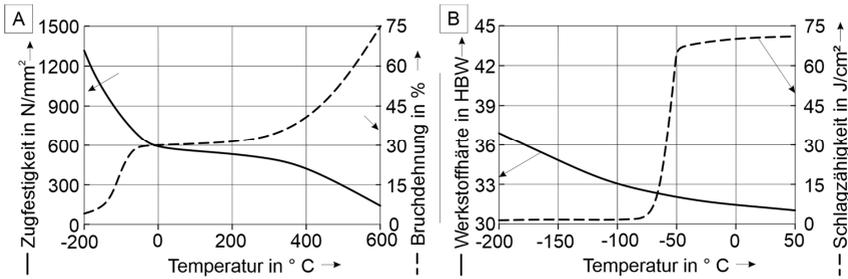


Abbildung 2-26: Einfluss der Temperatur auf die Werkstoffkennwerte von 42CrMo4 im weichgeglühten Zustand, Daten: [Brni15, Kräm14, ASM 02, Hong01a]

Bei geringen Schnittparametern wurde mit LN₂ die Temperatur in der Werkzeug-Span-Werkzeug-Kontaktzone um bis zu 400 °C im Vergleich zur Trockenzerspanung reduziert [Paul06, Dhar02, Hong01a]. Ferner ist trotz der geringeren thermischen Entfestigung kein Anstieg der mechanischen Belastung gemessen worden, was HONG mit einer Schmierwirkung begründet hat [Hong06]. Im Vergleich zur HD-Kühlung wurde die Temperatur um weitere 50 °C reduziert [Dhar07]. Infolge der hohen Kühlwirkung konnte die Standzeit beim Hartdrehen bis um den Faktor 4 erhöht werden [Biče12]. Mit steigenden Schnittparametern wurden dagegen durch LN₂ keine geringere Temperatur [Dhar07] und kein geringerer Verschleiß [Stan09] als durch Emulsion erreicht. Durch CO₂-Schnee wurde zwar eine zur LN₂-Kühlung ähnlich geringe Temperatur erreicht, was aber zu einer Verschleißzunahme führte [Kayn18]. Auch durch eine kombinierte Zufuhr von CO₂-Schnee und Öl wurde beim Drehen von 42CrMo4 der Verschleiß nicht reduziert, was mit der abrasiven Wirkung fester CO₂-Partikel begründet wurde [Kayn18].

Die Spanstauchung wurde durch den Einsatz von LN₂ und CO₂-Schnee bei geringen Schnittparametern erhöht [Stan09, Paul06, Hong01a]. Infolge der geringeren thermischen Belastung kommt es zu einer höheren Formänderungsfestigkeit, wodurch die mechanischen Spannungen

im Span steigen [Hong01a]. In Kombination mit der vorübergehenden Versprödung des Werkstoffs resultiert daraus ein verbesserter Spanbruch [Stan09, Paul06]. Die Oberflächentopographie gefertigter Werkstücke wurde durch die Verwendung von LN₂ und CO₂-Schnee im Vergleich zu Emulsion verbessert, weil durch die mit der Kühlung einhergehende geringere Duktilität die seitlichen plastischen Fließvorgänge während der Spanbildung verringert [Kayn18, Liew17, Stan09, Dhar07, Paul01]. Beim Hartdrehen wurden ferner eine weniger stark ausgeprägte Bildung von weißen Schichten beobachtet und vorteilhafte Druckeigenspannungen in die Werkstückrandzone eingebracht [Umbr13]. Unerwünschte thermische Effekte auf die Fertigungsgenauigkeit können ebenfalls durch die erhöhte Wärmeabfuhr kryogener Medien reduziert werden [Dhar07]. Eine hohe Kühlwirkung kryogener Medien bewirkt jedoch aufgrund thermischer Kontraktionen meist radiale Maßabweichungen [Dhar07].

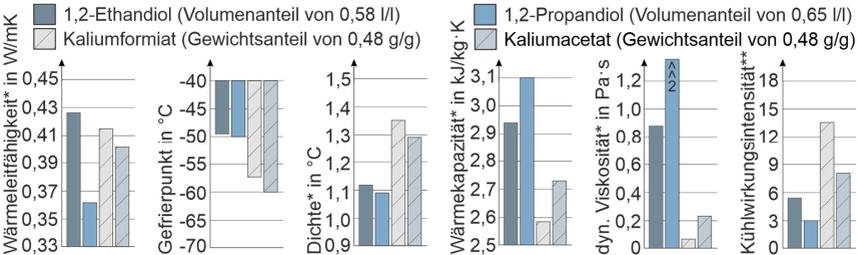
2.4 Eignung von Kälteträgern als KSS und möglicher Additivierungsansatz

2.4.1 Kälteträger auf Basis von Solen und zweiwertiger Alkohole

Kälteträger sind Wärmeträger, die in Kälteanlagen für Temperaturen von unter 0 °C vorgesehen sind [Step19]. Mehrere auf Wasser basierende Kälteträger weisen vorteilhafte thermo-physikalische Stoffeigenschaften auf, die einen Einsatz als KSS begründen. Polare Wassermoleküle ordnen sich unter 0 °C zu Eiskristallen. Diese Ordnung kann durch polare oder amphotere Substanzen gestört werden [Henn14]. Dadurch sind stabile flüssige Zustände auch unter 0 °C möglich, womit die vorteilhaften Eigenschaften des Wassers auch in Kälteträgern verwendet werden können [Step19]. Besonders zwei Arten wasserbasierter Kälteträger weisen vielversprechende Eigenschaften auf (siehe Abbildung 2-27): Solen aus Metallsalzen kurzkettiger Carbonsäuren, z. B. Kaliumformiat oder Kaliumacetat, sowie wässrige Mischungen zweiwertiger Alkohole, z. B. 1,2-Ethandiol oder 1,2-Propandiol. Beide Arten weisen im fest-flüssig Gleichgewicht ein Eutektikum auf, das zu einer Gefrierpunktniedrigung von weit unter 0 °C führt [Meli07]. Werden diese Kälteträger als KSS eingesetzt, könnte die Kühlwirkung durch höhere Temperaturgradienten zwischen Wirkstelle und KSS erhöht werden. Abbildung 2-27 zeigt einen Vergleich der Eigenschaften dieser Kälteträger bei einer Temperatur von -40 °C und die daraus resultierende KWI nach Gl. 2-21. Zur Berechnung von KWI wurde eine Strahlgeschwindigkeit von $v_F = 25$ m/s und ein Strahldurchmesser von $d_F = 3$ mm angenommen.

Die Solen weisen eine vergleichsweise hohe Gefrierpunktniedrigung, Dichte und Wärmeleitfähigkeit auf, aber eine geringe spezifische Wärmekapazität [Meli07]. In Kombination mit der geringen dynamischen Viskosität [Meli07] ergeben sich hohe KWI. HENNINGS hat unterschiedlichste Solen hinsichtlich ihrer Phasengleichgewichte untersucht, was für zukünftige Arbeiten möglicherweise von Interesse sein könnte [Henn14]. Die geringe Viskosität von Solen wirkt sich aber nachteilig auf die Schmierwirkung aus, weil die Bildung eines Schmierfilms erschwert wird. Durch die im Wasser elektrolytisch dissoziierten Salze bewirken Solen ferner eine äußerst starke Korrosion metallischer Werkstoffe [Damb14]. Solen sind als fertiges Produkt erhältlich, in denen für den Korrosionsschutz Silikate, Phosphate, Alkalisulfite [Mink97] und Salze von Lanthanoiden [Damb14] kombiniert eingesetzt werden. Diese Solen sind jedoch nur für den Einsatz in geschlossenen Systemen geeignet, d. h. ohne Sauerstoffkontakt [Step19]. Bei einem Einsatz als KSS in offenen Systemen, d. h. mit Sauerstoffkontakt, muss von einer drastisch verstärkten korrosiven Wirkung ausgegangen werden [Damb14]. Wegen möglicher Maschinenschäden werden Solen in dieser Arbeit daher nicht weitergehend untersucht.

Wässrige Mischungen der zweiwertigen Alkohole 1,2-Ethandiol (Mono-Ethylenglykol, MEG, $C_2H_4(OH)_2$) oder 1,2-Propandiol (Mono-Propylenglykol, MPG, $C_3H_6(OH)_2$) weisen ebenfalls gute thermo-physikalische Stoffeigenschaften auf, aber eine deutlich höhere Viskosität als Solen. Anhand der KWI ist ersichtlich, dass dies zu einem deutlich reduzierten HTC führt. Ferner sind die möglichen Temperaturgradienten zwischen KSS und Werkstücke geringer. Es kann dagegen vermutet werden, dass durch die höhere Viskosität die Schmierwirkung verbessert wird. Für den Einsatz solcher Mischungen als KSS wurden Patente erteilt [Mist85, Köhl178], aber nicht weitergehend für das Spanen mit geometrisch bestimmter Schneide untersucht.



* = bei einer Temperatur von $-45\text{ }^{\circ}\text{C}$ ** = bei $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$, Strahlgeschwindigkeit: 25 m/s, Düsen- \varnothing : 3 mm
Abbildung 2-27: Eigenschaften und Kühlwirkungsintensität nach Gl. 2-21 verschiedener Kälte-träger im Vergleich, Daten: [Step19, Rudn13, Meli07, Mink97].

Die zweiwertigen Alkohole MEG und MPG sind Alkandiole, organische chemische Verbindungen mit zwei Hydroxygruppen (OH-Gruppe) und einem gesättigten Alkylrest. Wegen der funktionellen Hydroxygruppen weisen MEG und MPG polare Eigenschaften auf und sind in Wasser löslich. Die Gefrierpunktniedrigung resultiert aus einer Wasserstoffbrückenbildung mit Wassermolekülen. Weil der gesättigte Alkylrest von MPG weitverzweigt ist, was anhand der molaren Masse von MEG (62 g/mol) im Vergleich zu MPG (79 g/mol) ersichtlich ist, steigt der Widerstand des Fluids gegenüber Scherung. Daher weisen wässrige MEG-Mischungen bei einer Temperatur von $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ eine deutlich geringere dynamische Viskosität auf. Die weiteren relevanten Stoffeigenschaften sind ähnlich. In Summe ist die KWI der MEG-Mischungen jedoch höher, hauptsächlich aufgrund der geringeren Viskosität. [Rumb20, Rudn13, Meli07]

Hinsichtlich der Einsetzeignung sind die korrosiven Wirkungen wässriger MEG- und MPG-Mischungen auf Metalle vielfach geringer als von Solen [Stic98]. Zum Schutz der Maschine und der Werkstücke sind aber Additive für den Korrosionsschutz notwendig. Bei der Verwendung von MEG muss eine maximale Arbeitsplatzkonzentration von $MAK = 26\text{ mg/m}^3$ eingehalten werden [ECHA22a, DFG 21]. Diesbezüglich ist die Handhabung von MEG einfacher als von herkömmlichen KSS, für die eine MAK von $5\text{--}10\text{ mg/m}^3$ empfohlen wird [DFG 21, DGUV11]. MPG wird in Nahrungsmitteln eingesetzt und unterliegt keinem Grenzwert [DFG 21, FDA 21]. Biologische Alterungseffekte, die in Emulsionen vorkommen [Rabe09], treten in wässrigen MEG- und MPG-Mischungen nicht auf: Ab Volumenanteilen von etwa 0,1 l/l wird eine biostatische Wirkung erreicht und ab 0,15 l/l eine biozide Wirkung [Rumb20, Rebs00].

2.4.2 Additive für wässrige Mischungen zweiwertiger Alkohole

Additive für den Korrosionsschutz

Beim Einsatz von wässrigen MPG- und MEG-Mischungen in offenen Systemen treten durch den Kontakt mit Luftsauerstoff zwei Korrosionsmechanismen auf: Sauerstoff- und Säurekorrosion (vgl. auch Kapitel 2.2.1) [Stic98]. Bei Temperaturen von über $75\text{ }^{\circ}\text{C}$ sowie der

Anwesenheit von Sauerstoff und Metallen werden durch einen thermisch induzierten oxidativen Abbau von MEG und MPG organische Säuren gebildet, die zu Säurekorrosion führen [Ross85]. Beide Korrosionsmechanismen müssen für den Korrosionsschutz berücksichtigt werden. In geschlossenen Systemen werden dazu meist Molybdate, Phosphate, Borate, Benzoate und/oder Silikate eingesetzt [Song04]. Für den Einsatz als KSS in einem offenen System ist der mögliche Abbau von MEG und MPG in organische Säuren zu berücksichtigen. Diesbezüglich sind chemisch wirkende Korrosionsinhibitoren vielversprechend: Salze von Lanthanoiden [Damb14], Alkalisulfite [Mink97], Natriumcarbonate und Natriumsilikate [Kaes11]. Durch Dinatriummetasilikat (Na_2SiO_3) werden metallische Oberflächen durch irreversible Reaktionen passiviert [Kaes11]. Dieser Mechanismus verhindert einerseits, dass die metallischen Komponenten der korrosiven Wirkung ausgesetzt werden. Andererseits wird der Kontakt des MEG bzw. MPG mit den metallischen Oberflächen unterbunden, sodass keine Säuren gebildet werden können. Darüber hinaus ist Dinatriummetasilikat ökotoxikologisch unbedenklich und wird vereinzelt in KSS auch als Entschäumer eingesetzt [Steb07]. Durch geringe benötigte Mengen von nur wenigen g/l [ECHA22b] werden dabei die Stoffeigenschaften nur marginal beeinflusst [Steb07].

Leistungsverbessernde Additive

Mit sinkender Temperatur wird die Wirksamkeit von leistungsverbessernden Additiven, die in herkömmlichen KSS eingesetzt werden, reduziert [Mang07, Spik89]. Auch mit Blick auf die Pourpoints einiger Additive ist eine Temperatur von deutlich unter 0°C problematisch. Vielversprechend sind diesbezüglich Polyalkylenglykole (PAG), Homo- oder Copolymere von Ethylen-, Propylen- und Butylenoxiden [Rudn17, Mang14, Mang07, Geym84]. PAG weisen auch bei niedrigen Temperaturen bis -50°C eine hohe Schmierwirkung auf [Rudn17]. Bei einem hohen Anteil des Ethylenoxids weisen PAG polare Eigenschaften auf und sind dadurch in Wasser löslich [Rudn17]. Vereinzelt werden PAG als Basiskomponente für KSS verwendet [Rudn13] und sind als Schmiermittel mit Kontakt zu Lebensmitteln zugelassen [FDA 18].

Als AW/EP-Additiv werden bei der Formulierung herkömmlicher KSS häufig Phosphorsäureester eingesetzt [John13, Rudn13, Schu13, Evan12]. Phosphorsäureester reduzieren ferner die Korrosion metallischer Bauteile und verbessern das Benetzungsverhalten wassermischbarer KSS [John13]. Triisobutylphosphat (TiBP, $\text{C}_{12}\text{H}_{27}\text{O}_4\text{P}$, CAS: 126-71-6) ist ein Phosphorsäureester, der einen außergewöhnlich geringen Pourpoint von -60°C aufweist. TiBP wird vereinzelt als AW/EP-Additiv und als Entschäumer in Emulsionen eingesetzt [Rudn13]. Aufgrund des geringen Pourpoints und des bereits etablierten Einsatzes in herkömmlichen KSS, könnte TiBP daher als leistungsverbesserndes Additiv geeignet sein. Mit einer MAK von 50 mg/m^3 [IFA21] ist TiBP auch in offenen Anwendungen einsetzbar.

2.4.3 Mischungsverhältnisse für den Einsatz als KSS

Wässrige MEG- und MPG Mischungen weisen ein hohes Potential als alternativer KSS für das Drehen auf. Auch der Einsatz in offenen Systemen ist mit einem hinreichenden Korrosionsschutz möglich. Es ist davon auszugehen, dass die Stoffeigenschaften der Mischungen einen hohen Einfluss auf die Kühl- und Schmierwirkung haben. Die Stoffeigenschaften werden durch die Wahl der jeweiligen Mischungsverhältnisse mit Wasser verändert.

Anhand der Phasendiagramme in Abbildung 2-28A ist ersichtlich, dass durch die Zugabe von MEG bzw. MPG die Gefrierpunktserniedrigung des Wassers bis zum jeweiligen eutektischen Punkt steigt. Mit MEG wird der niedrigste Gefrierpunkt von etwa -50°C bei einem

Volumenanteil des MEG von 0,63 l/l erreicht [Cord96, Ott72]. Mit MPG wird bei einem Volumenanteil von 0,65 l/l sogar ein Gefrierpunkt von $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ erreicht [Burg14].

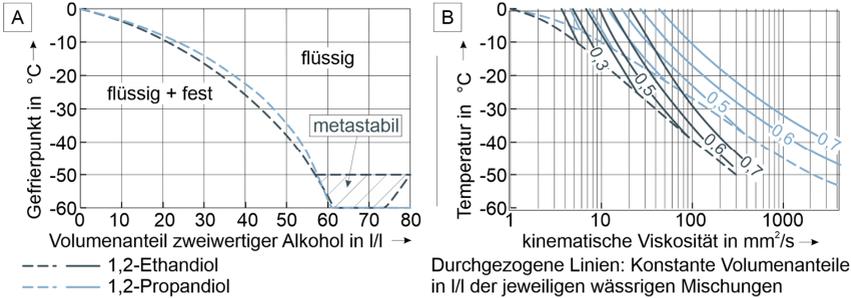


Abbildung 2-28: Phaseendiagramme (A) [Burg14, Cord96, Ott72] und Temperatur-Viskositäts-Verhalten (B) [Step19, Meli07] wässriger Mischungen zweierwertiger Alkohole.

Aus Abbildung 2-28B ist ersichtlich, dass die kinematische Viskosität durch die Zugabe von MEG und MPG generell steigt [Step19, Meli07] und mit sinkender Temperatur weiter zunimmt. Die Viskosität der MPG-Mischungen ist deutlich höher als die der MEG-Mischungen: Bei einem konstanten Mischungsverhältnis von 0,6 l/l und einer Temperatur von $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ um den Faktor 6. Diese hohe Viskosität ist für die Kühlwirkung von Nachteil, begünstigt jedoch die Bildung eines hydrodynamischen Schmierfilms und könnte für die Schmierwirkung daher von Vorteil sein. Die Wahl der Basisstoffe und des Mischungsverhältnisses ist möglicherweise ein Zielkonflikt zwischen Kühl- und Schmierwirkung, analog zu Emulsion und Öl.

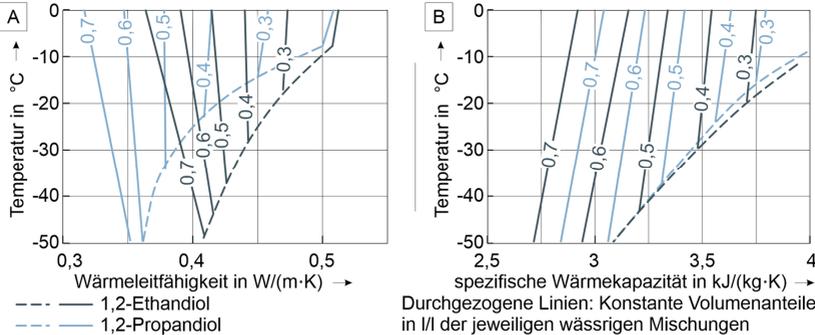


Abbildung 2-29: Wärmeleitfähigkeit (A) und spezifische Wärmekapazität (B) wässriger Mischungen zweierwertiger Alkohole, Daten: [Step19, Meli07].

Aus Abbildung 2-29 ist zu erkennen, dass sowohl die Wärmeleitfähigkeit λ_{KSS} als auch die spezifische Wärmekapazität $c_{p,\text{KSS}}$ durch die Zugabe von MEG bzw. MPG sinken. Dies wirkt sich nach Gl. 2-21 negativ auf den HTC aus. Während die spezifische Wärmekapazität generell mit sinkender Temperatur abnimmt, kann die Wärmeleitfähigkeit ab einem bestimmten Mischungsverhältnis mit sinkender Temperatur auch zunehmen. Die relativen Unterschiede sind jedoch vergleichsweise gering, wenn das Mischungsverhältnis mit Wasser gleich ist.

Die Dichte des Wassers wird durch die Zugabe von MEG und MPG erhöht, was sich vorteilhaft auf den HTC auswirkt. Die Dichte des Wassers von $\rho_{\text{KSS}} = 1000\text{ kg}/\text{m}^3$ erhöht sich bei einem

Mischungsverhältnis von 0,65 l/l mit MEG auf 1090 kg/m^3 und mit MPG auf 1050 kg/m^3 [Meli07]. Die Unterschiede bezüglich der Dichte sind aber gering und werden nicht analysiert.

Um die verschiedenen Einflüsse der jeweiligen Stoffeigenschaften auf die Kühlwirkung zu analysieren, wurde die Kühlwirkungsintensität KWI nach Gl. 2-21 in Abhängigkeit der Mischungsverhältnisse und der Temperatur berechnet (Abbildung 2-30). Analog zu Kapitel 2.4.1 wurde eine $v_F = 25 \text{ m/s}$ und ein $d_F = 3 \text{ mm}$ zur Berechnung von KWI herangezogen. Dabei ist ersichtlich, dass durch die Zugabe von MEG und MPG die KWI reduziert wird und mit sinkender Temperatur weiter abnimmt. Es kann daraus abgeleitet werden, dass der HTC immer dann maximal wird, wenn der Anteil von MEG und MPG gerade so hoch ist, dass die Gefrierpunktserniedrigung des Wassers genau der Zufuhrtemperatur des KSS entspricht [Dohm16].

Hinsichtlich der Wahl zwischen MEG und MPG ist ersichtlich, dass MEG Mischungen zu bevorzugen sind, wenn eine hohe Kühlwirkung erwünscht ist, weil höhere HTC erreicht werden. Ist dagegen eine hohe Schmierwirkung erwünscht, könnte die deutlich höhere Viskosität der MPG-Mischungen von Vorteil sein.

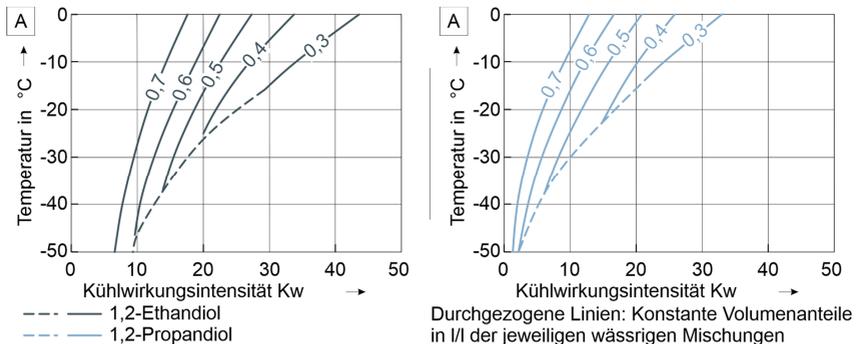


Abbildung 2-30: Nach Gl. 2-21 berechnet Kühlwirkungsintensität in Abhängigkeit von den Mischungsverhältnissen und der Temperatur wässriger Mischungen zweiwertiger Alkohole.

Es ist ferner davon auszugehen, dass sich das Mischungsverhältnis über die Zeit ändert: Die Dampfdrücke P_D von MEG ($P_D = 0,07 \text{ hPa}$, $20 \text{ }^{\circ}\text{C}$) und MPG ($P_D = 0,011 \text{ hPa}$, $20 \text{ }^{\circ}\text{C}$) sind im Vergleich zu Wasser ($P_D = 23,4 \text{ hPa}$, $20 \text{ }^{\circ}\text{C}$) um ein Vielfaches geringer [Step19]. Dies hat zur Folge, dass sich im Dampf-Flüssig-Gleichgewicht die Mischungsverhältnisse der Flüssigkeit und des Dampfes deutlich voneinander unterscheiden. Bei der MEG-Mischung mit einem Volumenanteil des MEG von 0,65 l/l in der Flüssigphase beträgt der Volumenanteil von MEG in der Dampfphase nur 0,02 l/l [Wich07, Trim35]. Bei MPG beträgt dieser Volumenanteil 0,03 l/l [Wich07]. Dies bedeutet, dass mit der Zeit der Wasseranteil sinkt und entsprechend überwacht werden muss. Diesbezüglich bieten sich Refraktometer an, analog zur industriell eingesetzten Konzentrationsbestimmung von Emulsionen. Anhand des Brechungsindex der jeweiligen Mischung kann auf dessen Mischungsverhältnis zurückgeschlossen werden.

2.5 Motivation und Ableitung einer neuen sub-zero Kühlschmierstrategie

Die für die Kühlung und Schmierung eingesetzte Technologie hat einen hohen Einfluss auf die Prozess- und Wirkgrößen des Drehprozesses. Um einen automatisierten Betrieb zu gewährleisten, müssen die Späne entfernt, das Wirkpaar Werkzeug-Werkstück geschmiert und eine kontinuierliche Wärmeabfuhr aus der Wirkstelle sichergestellt werden. Dadurch werden der Verschleiß und unerwünschte thermo-mechanische Effekte auf das Werkstück verringert. Vor- und Nachteile der Kühlschmierstrategien ergeben sich aus den Stoffeigenschaften der KSS.

Herkömmliche KSS werden wegen des stabilen flüssigen Zustands meist in Kreislaufsystemen eingesetzt. Durch die Wiederverwendbarkeit können diese KSS auch unter vergleichsweise hohen Massenströmen wirtschaftlich eingesetzt werden. Aus dem flüssigen Zustand resultieren ferner vorteilhafte thermo-physikalische Stoffeigenschaften. Die hohe Dichte, Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität wirken sich vorteilhaft auf den HTC zwischen KSS und Wirkstelle aus. Die Handhabung ist einfach und hinsichtlich der Zufuhrmethode äußerst variabel. Die Kühlschmierstrategie kann daher bedarfsgerecht ohne großen Aufwand angepasst werden, z. B. hinsichtlich des Zufuhrdrucks. Ferner kann der Spanbruch durch eine hohe Strahlkraft begünstigt werden, die sich im Wesentlichen aus den hohen Massenströmen und der hohen Dichte flüssiger Medien ergibt. Weiterhin können Schwerpunkte hinsichtlich der Kühl- oder Schmierwirkung gelegt werden. Für eine hohe Kühlwirkung können wassermischbare KSS verwendet werden. Die hohe Viskosität von Ölen begünstigt dagegen die Schmierwirkung, die mit Additiven weiter verbessert werden kann. Mit herkömmlichen KSS kann die Kühlwirkung aber nicht durch höhere Temperaturgradienten zwischen KSS und Wirkstelle verbessert werden.

Mittels LN_2 und CO_2 -Schnee werden dagegen höhere Temperaturgradienten erzielt. In der Folge kann die thermische Belastung in den Kontaktzonen drastisch reduziert werden, insbesondere beim Schlichten. Der thermisch induzierte Verschleiß kann signifikant reduziert werden, besonders beim Drehen schwer zerspanbarer Werkstoffe. Darüber hinaus werden seitliche plastische Fließvorgänge und Adhäsionen während der Spanbildung reduziert, was sich günstig auf die Oberflächentopographie auswirkt. LN_2 und CO_2 -Schnee weisen aber Nachteile auf. Es können nur vergleichsweise geringe Massenströme verwendet werden, weil diese Medien nicht wiederverwendbar sind. Ferner ist die Schmierwirkung deutlich von der Materialpaarung abhängig. Der HTC ist geringer als bei KSS in einem stabilen flüssigen Zustand und kann nur mit einem erheblichen Aufwand verbessert werden. Besonders beim Schlichten ist die Fertigungs-genauigkeit zudem problematisch, weil es zu thermischen Kontraktionen des Wirkpaares kommen kann. Der Einsatz kryogener Medien erfordert in Summe ein hohes Maß an Prozesswissen. Ein hohes Potential zur Verbesserung der Wirksamkeit von Kühlschmierstrategien könnte sich durch eine Kombination der Vorteile herkömmlicher KSS mit denen kryogener Medien ergeben. Aus dem Stand der Wissenschaft und Technik lassen sich die folgenden technologischen Anforderungen an einen idealen KSS zu Kombination der jeweiligen Vorteile ableiten:

- Flüssiger Zustand des KSS zwecks:
 - Wiederverwendung in einem Kreislaufsystem
 - Hoher Massenströme, die wirtschaftlich vertretbar sind
 - Hoher Dichte, spezifischer Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit
 - Hoher Variabilität der KSS-Zufuhrmethode zum bedarfsgerechten Einsatz
 - Verbesserung des Spanbruchs durch hohe Strahlkraft

- Verwendung von leistungsverbessernden Additiven
- Veränderbare Viskosität des KSS je nach Anforderung:
 - Geringere Viskosität zur Steigerung der Kühlwirkung
 - Höhere Viskosität zur Steigerung der Schmierwirkung
- Niedriger Gefrierpunkt des KSS zur Variabilität der Zufuhrtemperatur:
 - Möglichst weit unter 0 °C zur Reduzierung der thermischen Belastung
 - Zufuhr bei 20 °C zur Sicherstellung einer hohen Fertigungsgenauigkeit
- Hinreichendes Eigenschaftsprofil als KSS, z. B. hinsichtlich des toxikologischen Gefährdungspotentials, den Kosten, der korrosiven Wirkung oder der Entsorgung

Kälteträger auf Basis von Wasser bieten das Potential die genannten Anforderungen zu erfüllen. Durch den Einsatz dieser Kälteträger als KSS ergibt sich eine völlig neuartige Kühlschmierstrategie. Dieser Ansatz wurde bereits von PAHLITZSCH vorgeschlagen, es wurden aber keine Ergebnisse publiziert [Pahl51]. Die sub-zero Kühlschmierstrategie wird wie folgt definiert:

Bei der sub-zero Kühlschmierstrategie werden sub-zero Kühlschmierstoffe mit einer Temperatur von unter 0 °C in einem stabilen flüssigen Zustand eingesetzt. Sub-zero KSS sind eutektische Gemische aus Wasser und mindestens einem weiteren Stoff, wodurch im fest-flüssig Gleichgewicht ein Eutektikum auftritt, das zu einer Gefrierpunktserniedrigung von unter 0°C führt.

Die Verwendung der sub-zero Kühlschmierstrategie könnte sich für das Drehen schwer zerspanbarer Werkstoffe, z. B. Titanlegierungen oder vergütete Stähle, als vorteilhaft erweisen. Die dabei auftretenden hohen thermo-mechanischen Belastungen könnten mittels sub-zero KSS möglicherweise reduziert werden. Aber auch für gut zerspanbare Werkstoffe könnten sich Vorteile durch den Einsatz von sub-zero KSS ergeben, z. B. geringere Adhäsionen. Das Ziel einer robusten und universell einsetzbaren Kühlschmierstrategie mit den Vorteilen der kryogenen Zerspannung und denen herkömmlicher KSS könnte möglicherweise erreicht werden.

Hinsichtlich der Auswahl geeigneter sub-zero KSS weisen Solen hervorragende thermo-physikalische Stoffeigenschaften auf und ermöglichen eine hohe Gefrierpunktserniedrigung. Die Viskosität ist aber vergleichsweise gering, was sich vermutlich negativ auf die Schmierwirkung auswirkt. Weiterhin erschwert die starke korrosive Wirkung von Solen einen Einsatz als KSS. Ein ausgewogenes Eigenschaftsprofil weisen wässrige Mischungen auf Basis von Mono-Ethylenglykol (sub-zero KSS EG, EG) oder Mono-Propylenglykol (sub-zero KSS PG, PG) auf. Diese sub-zero KSS können bei Zufuhrtemperaturen von weit unter 0 °C in einem stabilen flüssigen Zustand eingesetzt werden. Durch die Mischungsverhältnisse mit Wasser können die Stoffeigenschaften dieser sub-zero KSS ferner variiert werden. Weiterhin könnten mehrere Additive die Schmierwirkung möglicherweise verbessern. Die korrosive Wirkung dieser sub-zero KSS ist vergleichsweise gering und kann mittels Korrosionsinhibitoren gut beherrscht werden.

Anhand der Analyse in Kapitel 2.4 kann abgeleitet werden, dass mit den sub-zero KSS EG vermutlich eine höhere Kühlwirkung erreicht werden kann als mit sub-zero KSS PG. Infolge der vielfach geringeren Viskosität des sub-zero KSS EG weisen die KSS-Freistrahlen eine höhere Turbulenz auf, was den Wärmeübergang wahrscheinlich begünstigt. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit bevorzugt ein sub-zero KSS EG eingesetzt. Um die Wirkzusammenhänge zwischen der Viskosität von sub-zero KSS und der Schmierwirkung zu untersuchen, liefert ein Vergleich mit dem sub-zero KSS PG jedoch wichtige Erkenntnisse. Es wird vermutet, dass durch die vielfach höhere Viskosität die Schmierwirkung deutlich verbessert werden kann.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Zielsetzung

Das übergeordnete Ziel dieser Arbeit ist ein grundlegendes Verständnis der Wirkzusammenhänge zwischen der sub-zero Kühlschmierstrategie und der Kühl- und Schmierwirkung und die damit verbundenen Wirkungen auf den Zerspanungsprozess. Um dieses Ziel zu erreichen, müssen die Einflüsse der Stoffeigenschaften von sub-zero KSS, deren Zufuhrtemperatur sowie Additivierung und der verwendeten Zufuhrmethode auf die Kühl- und Schmierwirkung ermittelt werden. Ferner werden die mit dem Einsatzverhalten einhergehenden Verbesserungspotentiale der sub-zero Kühlschmierstrategie mit Blick auf die Prozess- und Wirkgrößen des Drehprozesses beleuchtet. Aus dem Stand der Wissenschaft lassen sich vier Arbeitshypothesen ableiten:

- Mit sub-zero KSS werden wegen hoher Temperaturgradienten zwischen KSS und Wirkstelle bessere Kühlwirkungen als mit Emulsion erreicht, wenn der HTC hinreichend ist.
- Mit sub-zero KSS werden aufgrund höherer HTC bessere Kühlwirkungen erzielt als mit kryogenen Medien, wenn die Zufuhrtemperatur deutlich geringer als 0 °C ist.
- Die Schmierwirkung von sub-zero KSS ist signifikant höher als die von CO₂-Schnee sowie LN₂ und nimmt mit steigender Viskosität des sub-zero KSS weiter zu.
- Die gezielte Variation der Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS ermöglicht sowohl eine hohe Produktivität beim Schruppen als auch eine hohe Fertigungsgenauigkeit beim Schlichten.

Bezüglich der Wirkzusammenhänge bedürfen mehrere Aspekte einer weitergehenden Untersuchung. Die Strahlerzeugung von sub-zero KSS könnte durch Kavitations-, Kontraktions- und Reibungseffekte während der Düsenströmung beeinflusst werden, was sich nachteilig auf die Kühl- und Strahlwirkung auswirken könnte. Es ist zudem nicht klar, ob die Schmierwirkung von sub-zero KSS deutlich höher als von kryogenen Medien ist. Durch niedrige Zufuhrtemperaturen könnte die Wirksamkeit von Additiven ferner negativ beeinträchtigt werden, was einer Überprüfung bedarf. Darüber hinaus ist davon auszugehen, dass die Zufuhrmethode und die Ausrichtung des Freistrahls auf die Wirkstelle von hoher Bedeutung für die Wirksamkeit der sub-zero Kühlschmierstrategie sind, sowohl bezüglich der Kühlwirkung aber auch bezüglich möglicher Einflüsse auf den Spanbildungsvorgang. Folgende Teilziele werden definiert:

- Ermittlung des Einflusses der Stoffeigenschaften von sub-zero KSS sowie deren Zufuhrtemperatur auf die Düsenströmung und die Erzeugung von Flüssigkeitsstrahlen.
- Ermittlung des Einflusses verschiedener Stoffeigenschaften, Strahleigenschaften und Zufuhrtemperaturen von KSS im stabilen flüssigen Zustand auf die Kühlwirkung.
- Analyse des Einflusses des Viskositätsverhaltens von sub-zero KSS auf die Schmierwirkung und Vergleich mit der Schmierwirkung von CO₂-Schnee und LN₂.
- Überprüfung der Wirksamkeit von Additiven bei niedrigen Zufuhrtemperaturen.
- Analyse des Einflusses der Ausrichtung des Freistrahls, den Strahleigenschaften und der Zufuhrtemperatur auf die Kühl- und Schmierwirkung sowie die Kontaktlänge.
- Untersuchung des Einsatzverhaltens einer optimierten sub-zero Kühlschmierstrategie im Vergleich zu CO₂-Schnee, LN₂ sowie Emulsion: einerseits mit dem Fokus auf der Produktivität des Drehprozesses, andererseits mit dem Fokus auf der Oberflächentopographie und der Fertigungsgenauigkeit der zerspannten Werkstücke.
- Ableitung von Wirkmechanismen und Gestaltungshinweisen für den Einsatz von sub-zero KSS in Zerspanungsprozessen mit dem Schwerpunkt auf der Drehbearbeitung.

Vorgehensweise

Der Aufbau dieser Arbeit ergibt sich aus der Zielsetzung und ist in Abbildung 3-1 dargestellt. In Kapitel 4 werden die Versuchstechnik sowie die verwendeten Untersuchungs- und Auswertungsmethoden beschrieben. Ferner wird eine patentierte Kühlschmieranlage für den Einsatz von sub-zero KSS vorgestellt. Besonderes Augenmerk liegt in Kapitel 4 zudem auf den Methoden zur Untersuchung der Strahlerzeugung und der Kühlwirkung anhand von Analogieuntersuchungen sowie zur Untersuchung der Schmierwirkung mithilfe eines neuartigen Tribometers.

In Kapitel 5 erfolgt eine systematische Untersuchung verschiedener Einflussgrößen der sub-zero Kühlschmierstrategie auf die Kühl- und Schmierwirkung. Anhand der Erkenntnisse erfolgt die Auslegung der sub-zero Kühlschmierstrategie für die Referenzuntersuchungen. In Kapitel 5.1 erfolgt eine Analyse der Strahlerzeugung des sub-zero KSS EG mit verschiedenen Düsengeometrien und den daraus resultierenden Strahleigenschaften. Die Analyse erfolgt anhand von Staudruckprofilen der KSS-Freistrahlen und der aus der Stoßkraft abgeleiteten Strahlkontraktion. Dabei werden die Strahlkontraktionen mit denen von Emulsion verglichen, um Besonderheiten hinsichtlich der Zufuhr von sub-zero KSS zu identifizieren. In Kapitel 5.2 wird der Einfluss dieser Strahleigenschaften und der Zufuhrtemperatur auf den Wärmeübergang anhand von Abkühlraten eines temperierbaren Körpers ermittelt.

In Kapitel 5.3 erfolgt eine Bewertung der Schmierwirkung von sub-zero KSS anhand von Analogieuntersuchungen mittels Tribometer für die Werkstoffpaarung 42CrMo4 im vergüteten Zustand und WC-Co-Hartmetall. Der Fokus liegt dabei auf dem Einfluss des Viskositätsverhaltens von sub-zero KSS auf die Schmierwirkung. Zu diesem Zweck werden sowohl ein sub-zero KSS EG als auch ein sub-zero KSS PG untersucht, welche sich hinsichtlich des Viskositätsverhaltens deutlich unterscheiden. Es erfolgt eine vergleichende Bewertung mit einer trockenen Bedingung und der reibungsreduzierenden Wirkung von CO₂-Schnee und LN₂.

In Kapitel 5.4 wird die Wirksamkeit von Additiven für den Einsatz in sub-zero KSS untersucht. Dies erfolgt anhand von Drehversuchen, weil Additive sowohl die Schmierwirkung als auch die Kühlwirkung positiv beeinflussen können. Hinsichtlich der Drehversuche wird die Materialpaarung 42CrMo4 im weichgeglühten Zustand und WC-Co-Hartmetall gewählt, weil dabei adhäsive, diffusive und abrasive Verschleißmechanismen ähnlich stark ausgeprägt sind. Die Bewertung der Additive erfolgt anhand ausgewählter Prozess- und Wirkgrößen.

In Kapitel 5.5 wird der Einfluss der Zufuhrmethode des sub-zero KSS EG auf die Kühlwirkung, Schmierwirkung und die Spanbildung anhand von Drehversuchen weitergehend untersucht. Hinsichtlich der Zufuhrmethode werden die Strahlgeschwindigkeit, die Zufuhrtemperatur und die Ausrichtung der KSS-Freistrahlen auf die Wirkstelle systematisch variiert. Zur Maximierung der thermo-mechanischen Belastung wird die Materialpaarung TiAl6V4 und WC-Co-Hartmetall gewählt. Die Bewertung erfolgt anhand ausgewählter Prozess- und Wirkgrößen.

In Kapitel 6 erfolgen vergleichende Untersuchungen der in Kapitel 5 optimierten sub-zero Kühlschmierstrategie mit Hilfe von Drehversuchen. Als Vergleich dienen Kühlschmierstrategien mit CO₂-Schnee, LN₂ und Emulsion sowie eine Trockenzerspannung. Zur Vergleichbarkeit der Ergebnisse verschiedener Kühlschmierstrategien wird jeweils ein KSS-Freistrahler mit einem konstanten Düsenabstand und einer gleichbleibenden Strahlausrichtung verwendet. In den Kapiteln 6.1 und 6.2 wird das Potential zur Steigerung des Zeitspanvolumens beim Drehen von TiAl6V4 bzw. 42CrMo4 im weichen Zustand mit HM-Werkzeugen beleuchtet. Die Analyse erfolgt anhand der thermo-mechanischen Belastung, des Werkzeugverschleißes und der Späne.

In den Kapiteln 6.3 und 6.4 wird das Potential zur Verbesserung der Werkstückqualität beim Schlichtdrehen von bzw. 100Cr6 im vergüteten Zustand untersucht. Die Bewertung erfolgt anhand der thermo-mechanischen Belastung, der Bildung von Adhäsionen am Werkzeug sowie der Fertigungsgenauigkeit und Oberflächentopographie der Werkstücke.

In Kapitel 7 werden die Erkenntnisse dieser Arbeit zusammengefasst. Ferner werden die Wirkzusammenhänge sowie die Wirkmechanismen von sub-zero Kühlschmierstrategien auf die Prozess- und Wirkgrößen des Drehprozesses abgeleitet. In diesem Kontext werden Gestaltungshinweise für den Einsatz von sub-zero KSS in industriellen Anwendungen abgeleitet.

Kapitel 1: Einleitung		
Kapitel 2: Situationsanalyse		
Kapitel 3: Zielsetzung und Vorgehensweise		
Kapitel 4: Versuchstechnik und Methoden		
4.1 Maschinensystem und Kühlsysteme 	4.2 Versuchswerkstoffe und 4.3 Werkzeuge 	4.4 Kühlschmierstoffe und Additive
4.4 Analogieuntersuchungen 	4.5 Gestaltung der Drehversuche 	4.6 Messtechnik und Datenauswertung
Kapitel 5: Einflüsse der sub-zero Kühlschmierstrategie auf die Kühl- und Schmierwirkung		
4.1 Strahlerzeugung und Strahleigenschaften 	4.2 Analogieuntersuchung zur Kühlwirkung 	4.3 Tribologische Analogieuntersuchungen
4.4 Einfluss von Additiven auf die Kühl- und Schmierwirkung 	4.5 Einfluss der Zufuhrmethode auf die Kühl- und Schmierwirkung 	
Kapitel 6: Einsatzverhalten der sub-zero Kühlschmierstrategie		
6.1 und 6.2 Vergleichende Analyse der Schrubbearbeitung	6.3 und 6.4 Vergleichende Analyse der Schlichtbearbeitung	
6.1 Werkstoff: TiAl6V4 	6.2 Werkstoff: 42CrMo4 	6.3 Werkstoff: TiAl6V4
		6.4 Werkstoff: 42CrMo4
Kapitel 7: Wirkmechanismen und Gestaltungsempfehlungen		
Kapitel 8: Zusammenfassung, weitere Arbeiten und Ausblick		

Abbildung 3-1: Aufbau, Struktur und Inhalte dieser Dissertation.

4 Versuchstechnik und Methoden

4.1 Maschinensystem, Kühlschmiersysteme und Düsengeometrien

Die Analogie- und Drehversuche wurden mit Hilfe einer CNC-Drehmaschine (NG 200, Boehringer) durchgeführt. Die Hauptspindel der Drehmaschine weist eine maximale Drehzahl von 4500 min^{-1} und eine maximale Vorschubgeschwindigkeit von 25 m/min auf. Die Kühlschmiersysteme wurden durch die CNC Steuerung Sinumerik 840 D gestartet und gestoppt.

Für die Zufuhr des LN_2 und CO_2 -Schnees wurden die in den Abbildungen 2-15 bzw. 2-16 dargestellten Zufuhrsysteme eingesetzt. Der jeweilige Massenstrom \dot{m} wurde anhand der Gewichtskraft der jeweiligen Vorratsbehälter mittels Plattenwaage ermittelt. Für die Zufuhr des CO_2 wurde eine Düse mit einem Durchmesser von $d_D = 1,4 \text{ mm}$ (Düsenansatzrohr $d_D = 8 \text{ mm}$) eingesetzt, woraus ein Massenstrom von $1,6 \text{ kg/min}$ resultierte. Der LN_2 wurde aus dem Dewargefäß mit einem Überdruck von 2 bar entnommen und mit einer Düse ($d_D = 3 \text{ mm}$) zugeführt, woraus sich ein Massenstrom von $1,15 \text{ kg/min}$ ergab. Diese Parameter der kryogenen Kühlschmierstrategien führten in anderen Arbeiten zu hohen Kühlwirkungen und wurden in dieser Arbeit nicht variiert. Die Düsenabstände und die Ausrichtungen des Freistrahls erfolgten analog zur sub-zero Kühlschmierstrategie.

Für den Einsatz von sub-zero KSS wurde eine Kühlschmieranlage entwickelt und patentiert. Konstruktive Gestaltungselemente sind in der Patentschrift ausgeführt [Auri16]. Im Wesentlichen ergibt sich die Gestaltung aus den erforderlichen Massenströmen. Werden Massenströme bis 15 kg/min verwendet, können herkömmliche KSS-Anlagen um eine Kälteanlage, einen Wärmeübertrager in der Zuleitung und entsprechende Sensorik erweitert werden. Bei dieser Gestaltung ist der Einsatz eines Druckspeichers nach dem Wärmeübertrager notwendig, weil ansonsten Verweilzeiten aufgrund der thermischen Trägheit des Systems erforderlich sind. Für Massenströme von über 15 kg/min sind weitere Systemanpassungen für einen wirtschaftlichen Betrieb sinnvoll. Zur Nutzung der maximalen Kühlleistung der Kälteanlagen kann der sub-zero KSS in einem Behälter vorgekühlt werden. Diese Gestaltung erfordert den Einsatz von Tieftemperatur-Pumpen und eine thermische Isolierung der Komponenten. Die in dieser Arbeit eingesetzte Anlage stellt eine Kombination beider Ansätze dar (siehe Abbildung 4-1).

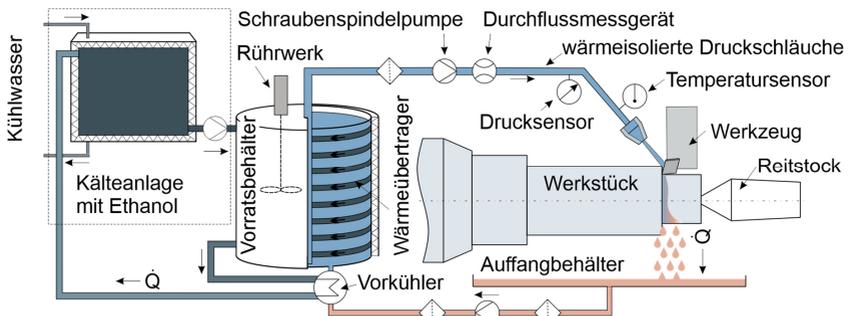


Abbildung 4-1: Die in dieser Arbeit verwendete sub-zero Kühlschmieranlage und Sensorik.

In einem wärmeisolierten Vorratsbehälter wurde ein Wärmeübertrager integriert, der durch eine Kälteanlage über einen Primärkühlkreislauf versorgt wurde. Mittels einer Schraubenspindelpumpe können Massenströme bis 50 kg/min bei Zufuhrdrücken bis 25 bar eingestellt werden. Nach einer Aufbereitung des sub-zero KSS durch diverse Filterelemente erfolgt im Rücklauf

eine Vorkühlung des sub-zero KSS. In Kombination mit einer thermischen Isolierung der Komponenten ist ein Dauerbetrieb bei Massenströmen bis 20 kg/min bei einer Zufuhrtemperatur bis -35 °C möglich. Durch die Verwendung eines Coriolis-Durchflussmessgeräts (Sitrans FC 340, Siemens AG), Druck- und Temperatursensoren sowie einer Regelungseinheit mit Frequenzumrichter kann die Pumpe mittels Volumenstrom- oder Druckregelung betrieben werden. In dieser Arbeit wurde ausschließlich der Volumenstrom geregelt und die weiteren Parameter aufgezichnet. Die Emulsion wurde ebenfalls mit dieser Anlage zugeführt.

Für die Zufuhr der sub-zero KSS und Emulsion wurden verschiedene Düsengeometrien verwendet (Abbildung 4-2). In den Untersuchungen zur Strahlerzeugung (Kapitel 5.1) sowie zur Kühlwirkung (Kapitel 5.2) wurden Rouse-Düsen (A) sowie Step-Düsen (B) mit variierten Düsendurchmessern d_b verwendet. In den Untersuchungen zur Zufuhrmethode in Kapitel 5.5 wurden konische Düsen (Taper-Düsen) verwendet, deren Durchmesser ebenfalls variiert wurde (C). In den weiteren Untersuchungen wurden Rouse-Düsen (D) mit $d_b = 3\text{ mm}$ eingesetzt.

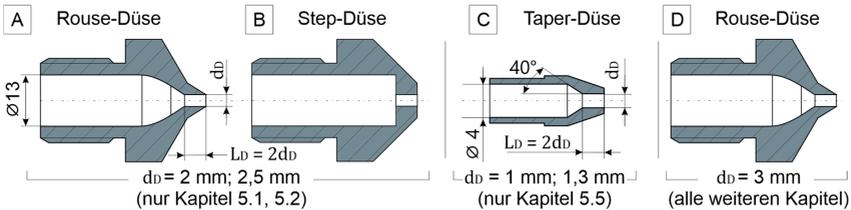


Abbildung 4-2: Verwendete Düsengeometrien und Düsendurchmesser d_b in den einzelnen Kapiteln: Rouse-Düsen (A,D), Step-Düsen (B), konische Düsen (Taper-Düse) (C).

4.2 Werkstückwerkstoffe und Werkstückgeometrien

Die drei in dieser Arbeit untersuchten Werkstückwerkstoffe TiAl6V4, 42CrMo4 und 100Cr6 entstammen jeweils aus einer Charge. Die chemische Zusammensetzung der Werkstoffe wurde mittels Funkenspektroskopie (Foundry Master, Oxford Instruments) gemessen (Tabelle 4-1).

Tabelle 4-1 Chemische Zusammensetzung der Versuchswerkstoffe (Massenanteil in %).

Werkstoff	Fe	Ti	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Al	V	Rest
TiAl6V4	0,3	89,2	0,05	-	-	-	-	-	-	6,2	4,1	0,15
42 CrMo4	97,3	-	0,41	0,25	0,8	0,02	0,03	0,95	0,15	-	-	0,09
100Cr6	97	-	1	0,15	0,27	0,01	0,01	1,37	0,1	-	-	0,11

Die Titanlegierung TiAl6V4 lag in einem spannungsarmgeglühten Zustand mit einer Härte von 315 HV 10 vor (TiAl6V4+AT). Der Vergütungsstahl 42CrMo4 wurde sowohl im weichgeglühten Zustand mit einer Härte von 350 HV 10 (42CrMo4+A) als auch in einem vergüteten Zustand (42CrMo4+QT) eingesetzt. Der 42CrMo4+A wurde dazu bei 860 °C für eine Dauer von 30 Minuten austenitisiert, in Öl abgeschreckt und bei 370 °C für 60 Minuten angelassen (Härte: 690 HV 10). Der Wälzlagerstahl 100Cr6 wurde nur im vergüteten Zustand eingesetzt (100Cr6+QT). Dieser wurde ebenfalls bei 860 °C für 30 Minuten austenitisiert, in Öl abgeschreckt und bei 180 °C für 100 Minuten angelassen (Härte: 775 HV 30). Für weitergehende Berechnungen wurden Materialkennwerte aus der Literatur übernommen (Abbildung 2-22).

Die Werkstückgeometrien sowie die jeweils verwendete Einspannungsmethodik sind in Abbildung 4-3 schematisch dargestellt. Zur Untersuchung der Schmierwirkung mittels Tribometer in Kapitel 5.3 wurde die Geometrie W-A aus 42CrMo4+QT verwendet. Die Untersuchung der Additive in Kapitel 5.4 erfolgte durch Plandrehen der Geometrie W-B aus 42CrMo4+A. Die

Zufuhrmethoden in Kapitel 5.5 wurde durch Plandrehen der Geometrie W-B aus TiAl6V4+AT untersucht. Diese Geometrie W-B wies eine Bohrung in der Rotationsachse auf, um eine konstante Schnittgeschwindigkeit sicherzustellen. Die Referenzuntersuchungen zur Produktivität in den Kapiteln 6.1 und 6.2 wurden durch Außenlängs-Runddrehen der Geometrien W-C1 aus TiAl6V4+AT bzw. W-C2 aus 42CrMo4+A durchgeführt. Die Referenzuntersuchungen zur Schlichtbearbeitung in den Kapiteln 6.3 (TiAl6V4+AT) und 6.4 (100Cr6+QT) erfolgte jeweils durch Außenlängs-Runddrehen der Werkstückgeometrien W-D1 und W-D2.

Es wurden für alle Werkstückgeometrien und Versuche maximale Rundlaufabweichungen von 1 μm zugelassen. Dazu wurden die Werkstücke entweder mit Hilfe von angepassten weichen Spannbacken gespannt, zwischen Spitzen mittels Stirnseitenmitnehmer gespannt oder nach dem Spannungsvorgang nochmals mit Schlichtparametern bearbeitet. Die Messung der Rundlaufabweichung erfolgte mittels Feinzeiger (Millimess, Mahr) nach jeder Einspannung.

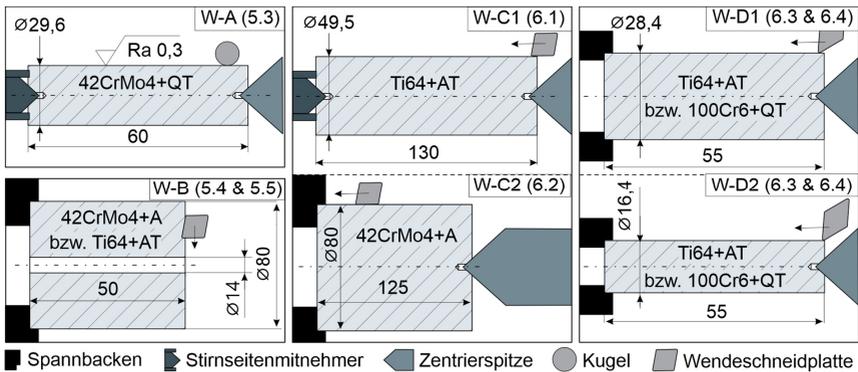


Abbildung 4-3: Schematische Darstellung der verwendeten Werkstückgeometrien und Einspannungsmethode in den jeweiligen Kapiteln (Maßangaben: mm, nicht maßstabsgerecht).

4.3 Drehwerkzeuge und Kugeln für den Einsatz im Tribometer

Es wurden ausschließlich ISO-Drehhalter mit ISO-Wendeschneidplatten (WSP) eingesetzt. Zur Untersuchung der Additive in Kapitel 5.4, der Zufuhrmethode in Kapitel 5.5 sowie des Einsatzverhaltens in den Kapiteln 6.1 und 6.2 wurden rhombische WSP (WSP 1) mit der ISO-Spezifikation CNMA120408 ($r_e = 0,8 \text{ mm}$) verwendet. Diese WSP 1 waren aus unbeschichtetem WC-Co-Hartmetall (94 % WC, 6 % Co, mittlere Korngröße: $0,6 \mu\text{m}$) und wiesen eine Schneidkantenverrundung von $r_\beta = 3\text{-}7 \mu\text{m}$ auf. Für diese WSP 1 wurde ein Drehhalter mit der ISO-Spezifikation DCLCL2525M12 ($\lambda_o = -6^\circ$, $\gamma_o = -6^\circ$, $\kappa = 95^\circ$) verwendet.

Zur Untersuchung des Einsatzverhaltens beim Schlichten in den Kapiteln 6.3 und 6.4 wurden rhombische WSP mit der ISO-Spezifikation DNEA150416 ($r_e = 1,6 \text{ mm}$) verwendet (WSP 2). Diese WSP 2 waren aus WC-(Ti,Ta,Nb)C-Co-Hartmetall (78 % WC, 12 % (Ti,Ta,Nb)C, 10 % Co) mit einer Multilayer-Beschichtung (TiCN- Al_2O_3 -TiCN-TiN) und wiesen eine Schneidkantenverrundung von $r_\beta = 65 \mu\text{m}$ (K-Faktor = 1) auf. Für diese WSP 2 wurde ein Drehhalter mit der Spezifikation DDJNL2525X15 ($\lambda = -7^\circ$, $\gamma = -6^\circ$, $\kappa = 93^\circ$) eingesetzt.

Für die Analogieversuche zur Schmierwirkung in Kapitel 5.3 wurden Hartmetall-Kugeln des Typs G5 der ISO 3290-1 [DIN 14b] aus Hartmetall (93 % WC, 7 % Co) als Grundkörper eingesetzt (HM-Kugel). Nach Herstellerangaben wiesen diese Kugeln folgende Eigenschaften auf:

E-Modul: 650 GPa, Härte: 1750 HV 10, Dichte: 14,95 g/cm³, Poissonszahl: 0,25, Wärmeleitfähigkeit: 77 W/m·K, Kugeldurchmesser: 10 mm ± 5,6 µm, Rauheit: Ra ≤ 0,01 µm.

4.4 Kühlschmierstoffe und verwendete Additive

In dieser Arbeit wurden eine Emulsion, LN₂, CO₂-Schnee und zwei Arten von sub-zero KSS eingesetzt. Die Emulsion wies einen Ester-Volumenanteil (Emulcut 135E, Petrofer) von 0,08 l/l auf. Der Esteranteil der Emulsion wurde anhand des Brechungsindex mit Hilfe eines digitalen Refraktometers (DR301, Krüss) überwacht. Die weiteren Stoffeigenschaften des LN₂, CO₂-Schnees sowie der Emulsion (Wasser) sind in Tabelle 2-1 zusammenfassend dargestellt.

Hinsichtlich der sub-zero KSS ist aus der Analyse der Stoffeigenschaften in Kapitel 2.4 ersichtlich, dass sub-zero KSS EG zu einem höheren konvektiven Wärmeübergang führen als sub-zero KSS PG. Grundsätzlich wurde daher ein sub-zero KSS EG (s-z KSS EG) eingesetzt. Zur Untersuchung des Einflusses des Viskositätsverhaltens dieser sub-zero KSS auf die Schmierwirkung wurde ein sub-zero KSS PG (s-z KSS PG) in Kapitel 5.3 ergänzend untersucht. Die Stoffeigenschaften beider sub-zero KSS sind abhängig von den in dieser Arbeit eingesetzten Zufuhrtemperaturen in Tabelle 4-2 zusammengefasst. Die Zufuhrtemperatur wurde in dieser Arbeit auf -30 °C begrenzt, um kritische thermische Kontraktionen von Spindel-Lagerungen ausschließen zu können. Die Mischungsverhältnisse wurde mittels Refraktometer überwacht.

Tabelle 4-2: Eigenschaften der eingesetzten sub-zero (s-z) KSS auf Basis von 1,2-Ethandiol (EG) und von Propan 1,2-diol (PG) in Abhängigkeit von der Zufuhrtemperatur (Kapitel 2.4.3).

Sub-zero KSS Konfiguration	s-z KSS EG+20	s-z KSS EG-5	s-z KSS EG-20	s-z KSS EG-30	s-z KSS PG+20	s-z KSS PG-5	s-z KSS PG-30
Zufuhrtemperatur T_{KSS} in °C	+20	-5	-20	-30	+20	-5	-30
Massenanteil EG/KSS in kg/kg	0,6	0,6	0,6	0,6	--	--	--
Massenanteil PG/KSS in kg/kg	--	--	--	--	0,63	0,63	0,63
Dichte ρ_{KSS} in kg/m ³	1090	1100	1110	1130	1050	1070	1090
Kin. Viskosität ν_{KSS} in mm ² /s	5	14	36	72	8	45	350
Dyn. Viskosität η_{KSS} in mPa·s	5	15	40	80	8	48	380
Wärmeleitfähig. λ_{KSS} in W/m·K	0,38	0,39	0,40	0,41	0,34	0,35	0,36
Spez. Wärmek. $c_{p,KSS}$ in J/kg·K	3200	3100	3100	3000	3400	3300	3200

Die in Kapitel 2.4.2 diskutierten Additive wurden hinsichtlich deren Wirksamkeit im sub-zero KSS EG in Kapitel 5.4 anhand von drei Formulierungen untersucht. In der ersten Formulierung (F1) wurde nur Dinatriummetasilikat mit einem Massenanteil von 3,7 g/kg im sub-zero KSS EG für den Korrosionsschutz eingesetzt. In der zweiten Formulierung (F2) wurde zusätzlich zu F1 eine wasserlösliche Mischung aus PAG eingesetzt. Diese Mischung bestand aus den Copolymeren Ethylen- und Propylenoxid mit einem Gewichtsanteil von jeweils 50 %. Die Mischung mit einem Cloudpoint von -48 °C wies eine molare Masse von 520 g/mol auf und entsprach der ISO-Viskositätsklasse 22 [DIN 10]. Das Massenverhältnis der PAG in F1 betrug 50 g/kg. Die dritte Formulierung (F3) entsprach F2 und zusätzlich dem Phosphorsäureester Triisobutylphosphat (TiBP) mit einem Cloudpoint von -60 °C. Das Massenverhältnis von TiBP zu F2 betrug 15 g/kg. In allen übrigen Kapiteln wurden als Additive nur Dinatriummetasilikat mit einem Massenanteil von 3,7 g/kg und TiBP mit einem Massenanteil von 15 g/kg verwendet.

4.5 Analogieuntersuchungen

4.5.1 Strahleigenschaften und deren Einfluss auf die Kühlwirkung

Die Untersuchung der Düsenströmung und Strahlerzeugung des sub-zero KSS EG erfolgte durch das Abtasten von KSS-Freistrahlen mittels einer rechteckigen Messklinge (Abbildung 4-4). Die Messklinge wurde an einer Vorrichtung befestigt, die mittels Dynamometer am Werkzeugrevolver der Drehmaschine befestigt wurde. Mit Hilfe einer Verstelleinheit wurde die Messklinge horizontal ausgerichtet und mit einer Verfahrgeschwindigkeit von 15 mm/min senkrecht durch den KSS-Freistrahл bewegt. Dadurch wurde der im Strahlquerschnitt vorherrschende Staudruck örtlich aufgelöst.

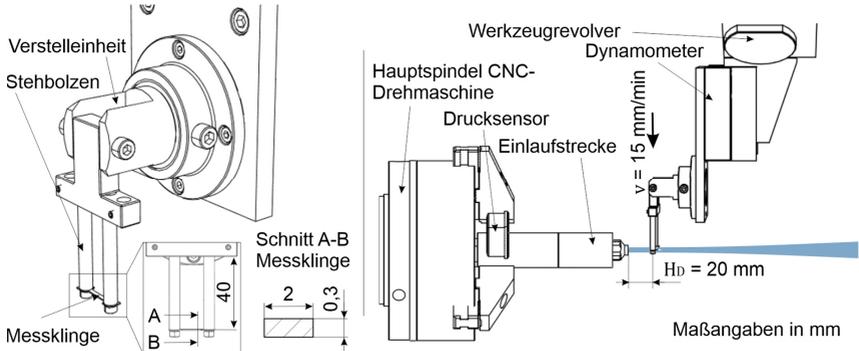


Abbildung 4-4: Versuchsaufbau zur Untersuchung der Strahlerzeugung von sub-zero KSS.

Zur Ermittlung der Stoßkraft und der daraus ableitbaren Strahlkontraktion wurde ein modifizierter Versuchsaufbau verwendet (Abbildung 4-5). Dazu wurde eine Prallplatte aus TiAl6V4 in der Verstelleinheit befestigt und die Stoßkraft des Freistrahls mittels Dynamometer gemessen. Zur Referenz wurde dies neben dem sub-zero KSS EG auch für Emulsion durchgeführt.

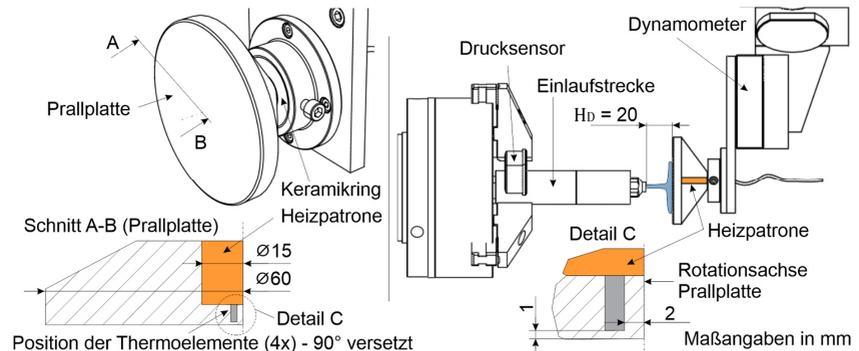


Abbildung 4-5: Versuchsaufbau zur Messung der Strahlkraft und den Abkühlraten.

Dieser modifizierte Aufbau in Abbildung 4-5 wurde auch zur Ermittlung der Abkühlraten verschiedener Strahleigenschaften verwendet. Diesbezüglich wurden sowohl KSS-Freistrahlen der Emulsion als auch des sub-zero KSS EG untersucht. Zu diesem Zweck wurde die Prallplatte mit Hilfe einer Heizpatrone auf 200 °C erwärmt. Zur Reduzierung der Wärmeleitung in die Vorrichtung wurde die Prallplatte mit einem Keramikring an der Verstelleinheit befestigt. Zur

Versuchsdurchführung wurde die erwärmte Prallplatte mit der maximalen Verfahrensgeschwindigkeit von 25 m/min in den ausgebildeten KSS-Freistrahlfahren. Die Abkühlraten wurden mit Hilfe von vier Thermoelementen gemessen, die in Bohrungen der Prallplatte angebracht wurden. Die Thermoelemente wiesen dabei einen radialen Abstand von 2 mm zur Rotationsachse und einen axialen Abstand von 1 mm zur Stirnseite der Prallplatte auf.

Für diese Analogieuntersuchungen der Freistrahlen wurde ein einheitlicher Düsenabstand von $H_D = 20$ mm gewählt, was den üblichen Düsenabständen entspricht (vgl. Kapitel 2.2.2). Ferner wurden die in Kapitel 4.1 spezifizierten Rouse- und Step-Düsen in einer nach ISO 5167 [DIN 04] konstruierten Einlaufstrecke verwendet, die in die Hauptspindel eingespannt wurde.

Zur Übersicht der jeweils untersuchten Versuchsparameter sind in Tabelle 4-3 die Versuchspunkte VP dargestellt, die jeweils für die Rouse- und Step-Düse untersucht wurden. Die Ermittlung der Staudruckprofile des sub-zero KSS EG erfolgte nur für die blau hinterlegten 12 VP für beide Düsengeometrien. Die Stoßkräfte und Strahlkontraktionen wurden für alle 16 VP ermittelt. Die Abkühlraten wurden für die grün hinterlegten 8 VP ermittelt. Es erfolgte eine dreifache statistische Absicherung, was in 72 Einzelversuche zur Ermittlung der Staudruckprofile, 96 zur Ermittlung der Stoßkräfte und 48 zur Ermittlung der Abkühlraten resultierte.

Mit den Stoffeigenschaften der Emulsion (Wasser) aus Tabelle 2-1 und des sub-zero KSS EG aus Tabelle 4-2 wurden die folgenden Strahleigenschaften der VP berechnet (Tabelle 4-3): Strahlgeschwindigkeit v_F nach Gl. 2-8, Reynolds-Zahl Re_D nach Gl. 2-11, Kühlwirkungsintensität K_W nach Gl. 2-21 und die Stoßkraft des KSS-Freistrahls F_D nach Gl. 2-13. Der Gültigkeitsbereich von K_W ($Re < 27.000$) wird für Emulsion aufgrund der hohen Reynolds-Zahl überschritten, wird aber für vergleichende Zwecke herangezogen.

Tabelle 4-3: Untersuchte Versuchspunkte (VP) in den Kapiteln 5.1 und 5.2 jeweils für die Rouse- und Step-Geometrie sowie theoretisch berechnete Strahleigenschaften.

VP	d_D in mm	\dot{V} in l/min	KSS-Art und Konfiguration	v_F in m/s nach Gl. 2-8	Re_D nach Gl. 2-11	K_W nach Gl. 2-21	F_D in N nach Gl. 2-13
1	2	6	Emulsion	32	43000	55	3,2
2	2	6	s-z KSS EG+20	32	11500	23	3,5
3	2	6	s-z KSS EG-5	32	4700	16	3,5
4	2	6	s-z KSS EG-30	32	1000	8	3,6
5	2	8	Emulsion	43	57300	67	5,65
6	2	8	s-z KSS EG+20	43	15600	28	6,2
7	2	8	s-z KSS EG-5	43	6300	19	6,2
8	2	8	s-z KSS EG-30	43	1300	10	6,4
9	2,5	9,5	Emulsion	32	53800	74	5,1
10	2,5	9,5	s-z KSS EG+20	32	14600	31	5,6
11	2,5	9,5	s-z KSS EG-5	32	5900	21	5,6
12	2,5	9,5	s-z KSS EG-30	32	1250	11	5,8
13	2,5	13	Emulsion	44	68300	87	9,6
14	2,5	13	s-z KSS EG+20	44	18600	36	10,4
15	2,5	13	s-z KSS EG-5	44	7500	25	10,5
16	2,5	13	s-z KSS EG-30	44	1600	13	10,8

4.5.2 Bewertung der Schmierwirkung mittels Tribometer

Zur Bewertung der Schmierwirkung wurde ein Stift-Ring-Tribometer entwickelt (Abbildung 4-6A). Dieses wurde zur Messung der tribologischen Kenngrößen mit Hilfe eines Dynamometers am Werkzeugrevolver der Drehmaschine befestigt. Das Tribometer entspricht einem Feder-Dämpfer-System mit einer Kompensation der Gewichtskraft des inneren Mechanismus

(Abbildung 4-6B). Durch die hohe Positionsgenauigkeit der Maschinenachsen werden die Schraubenfedern mit der Steifigkeit C_1 und C_2 reproduzierbar in axialer X-Richtung ausgelenkt und erzeugen die Normalkraft $F_N = F_{C1} - F_{C2}$. Die Luftdämpfung ergibt sich durch einen definierten Luftspalt von 10 – 12 μm zwischen den Gleitbuchsen und der Verfahrachse. Mit der Kugelhalterung wurden die als Grundkörper verwendeten HM-Kugeln nicht rotierbar am Tribometer befestigt. Zur Messung der thermischen Belastung der Kugel mittels Thermoelement wurden in den Kugeln Sackbohrungen ($\varnothing = 0,7 \text{ mm}$) bis zu einem Abstand von 1 mm zur Unterseite der Kugel durch Funkenerosion gefertigt. Ferner wurde zur Positionierung des Thermoelements eine Bohrung ($\varnothing = 0,7 \text{ mm}$) durch die Rotationsachse des Tribometer angebracht. Die Umfangsseite der Werkstückgeometrie W-A (42CrMo4+QT) diente als Gegenkörper.

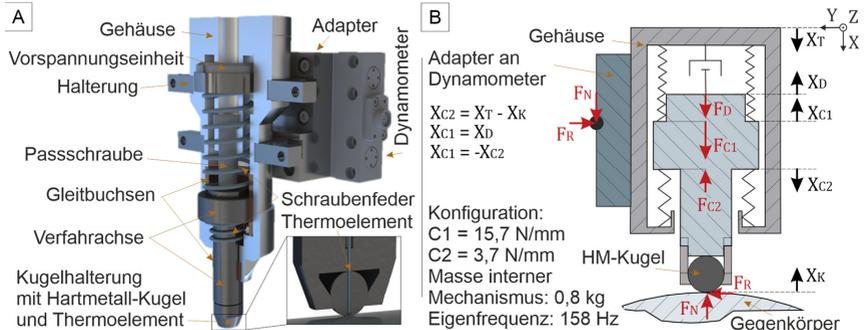


Abbildung 4-6: Aufbau (A) und Funktionsprinzip (B) des neu entwickelten Tribometers.

Die Wahl der tribologischen Belastungsszenarien erfolgte auf Basis der beim Drehen auftretenden Flächenpressung in der Werkzeug-Span-Kontaktzone am Übergang zwischen innerer und äußerer Reibung. Analog zum Vorgehen in [Cour13, Clau10, Bonn08] wurde die Normalkraft aus der spezifischen Schnittkraft des 42CrMo4+QT von bis zu 8.000 N/mm^2 [Aoui19, Köni82] abgeleitet, woraus Flächenpressungen zwischen 2.000 – 3.500 N/mm^2 erwartet werden können (vgl. Kapitel 2.1.3 und 2.2.5). Diese wurden anhand der Hertzschen Pressung im tribologischen Kontakt abgebildet. Die Hertzsche Pressung wurde anhand der Material- und Geometriedaten der HM-Kugel (Kapitel 4.3) und des Werkstücks W-A (Abbildung 2-22 und 4-3) nach [John85b] für die Hertzsche Pressung einer Kugel auf der Mantelfläche eines Zylinders berechnet. Dabei entspricht eine Hertzsche Pressung von $p_1 = 2.100 \text{ MPa}$ einer Normalkraft von $F_{N1} = 30 \text{ N}$, $p_2 = 3.000 \text{ MPa} \hat{=} F_{N2} = 90 \text{ N}$ und $p_3 = 3.600 \text{ MPa} \hat{=} F_{N3} = 150 \text{ N}$.

Die Gleitgeschwindigkeiten wurden in Anlehnung an die Schnittgeschwindigkeit für das Drehen von 42CrMo4+QT mit unbeschichtetem WC-Co-Hartmetall auf $v_G = 80 \text{ m}/\text{min}$ festgelegt. Die Gleitgeschwindigkeit in der Werkzeug-Span-Kontaktzone steigt jedoch zwischen der inneren und äußeren Reibung kontinuierlich an [Bonn08] (vgl. Abbildung 2-21B). Daher wurde durch die Verwendung eines Prüfzyklus (Abbildung 4-8) die Gleitgeschwindigkeit von $v_{G1} = 10 \text{ m}/\text{min}$ - $v_{G8} = 80 \text{ m}/\text{min}$ in 8 Subzyklen erhöht. In Anlehnung an die äußere Reibung in der Kontaktzone, wo die plastische Verformung weitestgehend abgeschlossen ist, wurde ein geschlossenes tribologisches System mithilfe des Tribometers abgebildet (siehe Abbildung 4-7). Hinsichtlich der Kühlschmierung wurden neun verschiedene Kühl- und Schmierbedingungen untersucht: Trockene Bedingung, LN_2 , CO_2 -Schnee sowie die beiden sub-zero KSS EG und PG (siehe Tabelle 4-4). Die Zufuhrtemperaturen beider sub-zero KSS wurden in 3 Stufen

variiert: $T_{KSS} = 20\text{ }^\circ\text{C}$, $T_{KSS} = -5\text{ }^\circ\text{C}$ und $T_{KSS} = -30\text{ }^\circ\text{C}$. Beide sub-zero KSS wurden dazu unter einem Volumenstrom von 12 l/min mittels Rouse-Düsen ($d_D = 3\text{ mm}$) zugeführt. Die Düsenposition und die Ausrichtung der jeweiligen Freistrahlen wurden nicht variiert.

Tabelle 4-4: Parameter der Kühlschmierstrategien zur Untersuchung der Schmierwirkung.

Kühlschmierung	CO ₂ -Schnee	LN ₂	s-z KSS EG+20	s-z KSS EG-5	s-z KSS EG-30	s-z KSS PG+20	s-z KSS PG-5	s-z KSS PG-30
Zufuhrtemperatur in °C	-78,5	-196	+20	-5	-30	+20	-5	-30
Düsendurchm. in mm	1,4	3	3	3	3	3	3	3
Volumenstrom in l/min	-	-	12	12	12	12	12	12
Massenstrom in kg/min	1,6	1,15	13	13,2	13,5	12,6	12,8	13,1
Strahlgesch. v_F in in m/s	-	-	30	30	30	30	30	30
KWI nach Gl. 2-21	-	-	24	17	14	28	15	7
Reynolds-Zahl Re_D	-	-	20900	7100	1400	12600	2100	300

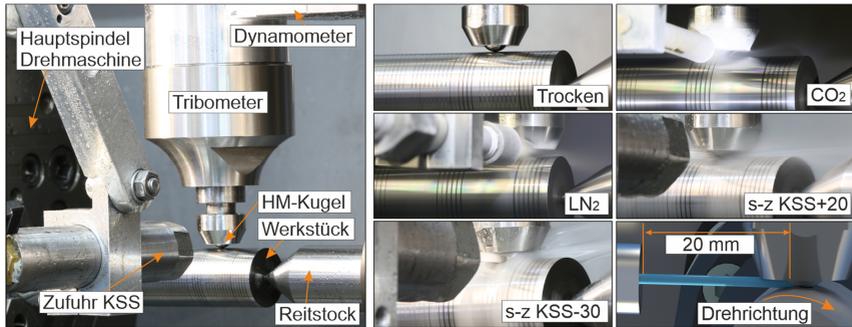


Abbildung 4-7: Experimenteller Aufbau der tribologischen Analogieuntersuchungen in der Drehmaschine sowie KSS-Zufuhr und Überblick über die untersuchten Kühlschmierstrategien.

Der Prüfzyklus wurde in Anlehnung an die genormten tribologischen Prüfrichtlinien zur Bewertung von Schmierstoffen [ASTM19, DIN 15c, DIN 00] definiert und ist anhand der Prozessgrößen in Abbildung 4-8 dargestellt. Prüfzyklen eignen sich für tribologische Untersuchungen, weil tribologische Kenngrößen und Verschleißerscheinungen als ganzheitlicher Parameter für die verschiedenen Kontaktbedingungen analysiert werden können [Stac04].

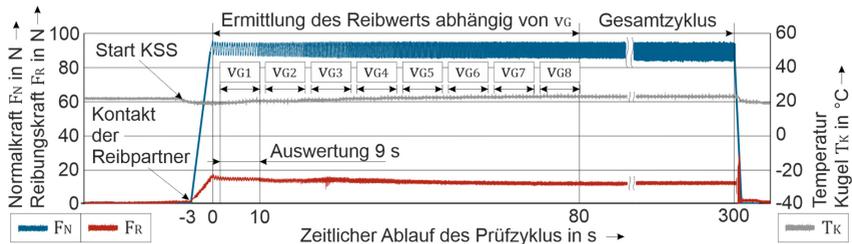


Abbildung 4-8: Erläuterung des definierten Prüfzyklus anhand der Prozessgrößen auf der Zeit.

Zu Beginn des Prüfzyklus wurde die HM-Kugel des Tribometers in den Kontakt mit der Mantelfläche des mit $v_{G1} = 10\text{ m/min}$ rotierenden Werkstücks bewegt. Durch eine weitere Bewegung des Tribometers in radialer X-Richtung wurde die jeweils zu untersuchende Normalkraft $F_{N1} - F_{N3}$ innerhalb von 3-4 Sekunden aufgebaut. Während des Prüfzyklus wurde keine radiale Bewegung ausgeführt, wenn F_N vom Sollwert abwich. Die Gleitgeschwindigkeit wurde am

Ende eines jeden Subzyklus erhöht. Nach dem letzten Subzyklus (v_{G8}) verblieb die HM-Kugel weitere 220 Sekunden mit $v_{G8} = 80$ m/min im Kontakt und wurde am Ende des Zyklus aus dem Kontakt gefahren. Anhand dieses Zyklus wurde jede der Kühl- und Schmierbedingung für $F_{N1} - F_{N3}$ untersucht. Die daraus resultierenden 27 VP wurden dreifach statistisch abgesichert und für jeden der 81 Einzelversuche wurde eine neue HM-Kugel verwendet. Ferner wurden einheitliche Starttemperaturen von 20 °C an allen Komponenten sichergestellt.

4.6 Drehversuche

Untersuchung der Additive und der Zufuhrmethode mittels Plandrehen in Kapitel 5

Die Drehversuche zur Untersuchung der Additive in Kapitel 5.4 sind in Abbildung 4-9A schematisch anhand der Schnittabfolge dargestellt. Die Geometrie W-B aus 42CrMo4+A wurde mittels Plandrehen unter einer konstanten Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 200$ m/min und einem konstantem Vorschub von $f_c = 0,2$ mm/U zerspannt. Die Schnitttiefe wurde in zwei Stufen variiert, $a_p = 1$ mm und 2 mm. Zur Bewertung der Formulierungen des sub-zero KSS EG F1, F2 und F3 wurde deren Zufuhrtemperatur ($T_{KSS} = +20$ °C und $T_{KSS} = -20$ °C) variiert. Es wurden eine externe KSS-Zufuhr (Abbildung 4-9A) mittels Rouse-Düse ($d_D = 3$ mm) und ein Volumenstrom von jeweils 12 l/min verwendet. Für die resultierenden 12 VP wurden jeweils fünf Schnitte mit einer Werkzeugschneide (WSP 1) durchgeführt.

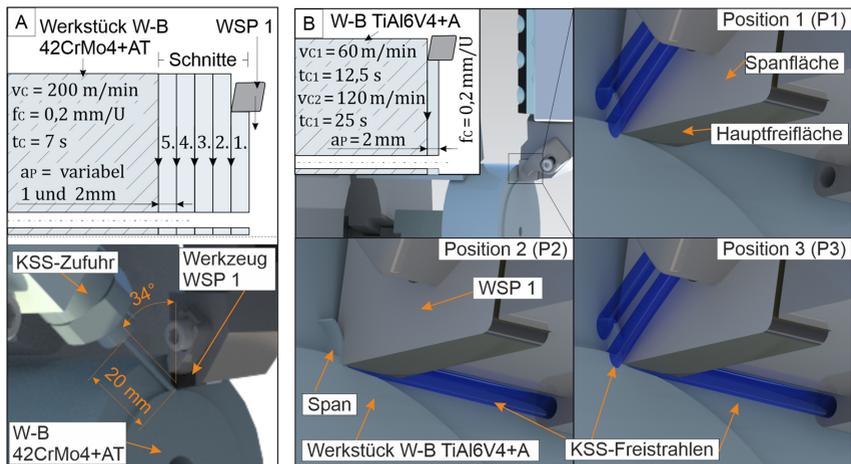


Abbildung 4-9: Versuchsaufbau, Schnittabteilung und verwendete KSS-Zufuhrmethoden zur Untersuchung der Additive in Kapitel 5.4 (A) und der Zufuhrmethode in Kapitel 5.5 (B).

Für die Untersuchung der Zufuhrmethode in Kapitel 5.5 durch Plandrehen der Geometrie W-B aus TiAl6V4+AT wurde jeweils ein Schnitt durchgeführt (Abbildung 4-9B). Die Schnitttiefe ($a_p = 2$ mm) und der Vorschub ($f_c = 0,2$ mm/U.) waren konstant und die Schnittgeschwindigkeit wurde variiert, $v_c = 60$ m/min und $v_c = 120$ m/min. Die folgenden drei Positionen der Taper-Düsen mit einer internen KSS-Versorgung durch den Drehhalter wurden untersucht:

- Position 1 (P1): Zwei Freistrahlen ($\varnothing 1$ mm), einer wurde über die primäre Scherzone des Spans gerichtet und ein weiterer in den Keil zwischen Span- und Spanfläche.
- Position 2 (P2): Ein Freistahl ($\varnothing 1.3$ mm), der entlang der Freifläche in die Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone gerichtet wurde.
- Position 3 (P3): Eine kombinierte Düsensposition aus P1 und P2.

Ferner wurden die Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS EG ($T_{KSS} = +20\text{ °C}$ und $T_{KSS} = -30\text{ °C}$) sowie der Massenstrom ($\dot{m} = 2,1\text{ kg/min}$ und $\dot{m} = 4,2\text{ kg/min}$) variiert. Aus den variierten Zufuhrmethoden ergeben sich 12 VP, deren Strahleigenschaften und Kühlwirkungsintensität in Tabelle 4-5 aufgelistet sind. Die mit der Variation der Schnittgeschwindigkeit resultierenden 24 VP wurden dreifach statistisch abgesichert. Für jeden dieser 72 Einzelversuche wurde eine neue Schneide (WSP 1) verwendet.

Tabelle 4-5: Zur Untersuchung der Zufuhrmethodik in Kapitel 5.5 betrachtete Versuchspunkte (VP), jeweils für eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 60\text{ m/min}$ und $v_c = 120\text{ m/min}$.

Versuchspunkt VP	1	2	5	6	9	10	3	4	7	8	11	12
Düsenposition	P1	P1	P2	P2	P3	P3	P1	P1	P2	P2	P3	P3
Massenstrom in kg/min	2,1	2,1	2,1	2,1	2,1	2,1	4,2	4,2	4,2	4,2	4,2	4,2
Zufuhrtemperatur in °C	+20	-30	+20	-30	+20	-30	+20	-30	+20	-30	+20	-30
Volumenstrom in l/min	1,9	1,83	1,9	1,83	1,9	1,83	3,8	3,65	3,8	3,65	3,8	3,65
Austrittsgesch. v_F in m/s	20	19,5	24	23	11	10	40,5	39,0	47,5	46	22	21
Reynolds-Zahl Re_D	6200	388	7600	530	3500	250	9900	700	15k	1000	7000	500
Kühlwirkungsintensität	11	4	10	3	8	2	17	8	16	7	14	6

Untersuchungen zum Einsatzverhalten mittels Außenlängs-Rundrehen in Kapitel 6

Für die Referenzuntersuchungen wurde der sub-zero KSS EG mit einer Zufuhrtemperatur von $T_{KSS} = +20\text{ °C}$ und -30 °C eingesetzt. Diese Ergebnisse wurden mit einer Trockenzerpannung, der LN₂- und CO₂-Schnee-Kühlung sowie teilweise mit Emulsion verglichen (siehe Tabelle 4-6). Die jeweils verwendete spanflächenseitige KSS-Zufuhr ist in Abbildung 4-9A dargestellt.

Tabelle 4-6: Untersuchte Kühlschmierstrategien für die Referenzuntersuchungen.

Kühlschmierung	Trocken	LN ₂	CO ₂	s-z KSS EG+20	s-z KSS EG-30	Emulsion
Düsendurchmesser d_D in mm	-	3	8	3	3	3
Zufuhrtemperatur T_{KSS} in °C	-	-196	-78,5	+20	-30	20
Massenstrom \dot{m} in kg/min	-	1,15	1,6	13	13,5	12
Strahlgeschwindigkeit v_F in m/s	-	-	-	30	30	30
KWI nach Gl. 2-21	-	-	-	24	14	54
Strahlkraft F_D in N nach Gl. 2-13	-	-	-	7,7	8	7,1
Reynolds-Zahl Re_D	-	-	-	19000	1200	58000

Die Referenzuntersuchungen zum Einsatzverhalten beim Schruppen wurden durch Außenlängs-Runddrehens mittels WSP 1 durchgeführt. Die Schnittparameter, die Schnittaufteilung sowie die daraus resultierenden Hauptzeiten t_c sind in Abbildung 4-10A schematisch dargestellt. In Kapitel 6.1 wurde die Werkstückgeometrie W-CA aus TiAl6V4+AT mit konstanten Schnittparametern zerspant. Ein Standkriterium wurden nach fünf Schnitten erreicht. In Kapitel 6.2 wurde die Werkstückgeometrie W-CB aus 42CrMo4+A ebenfalls mit konstanten Schnittparametern zerspant, wobei ein Standkriterium nach sieben Schnitten erreicht wurde. Es erfolgte eine dreifache statistische Absicherung der Versuche. Die Bewertung des Einsatzverhaltens erfolgte anhand der thermo-mechanischen Belastung des Werkzeugs während einzelner Schnitte, des Werkzeugverschleißes nach jedem Schnitt sowie der Späne.

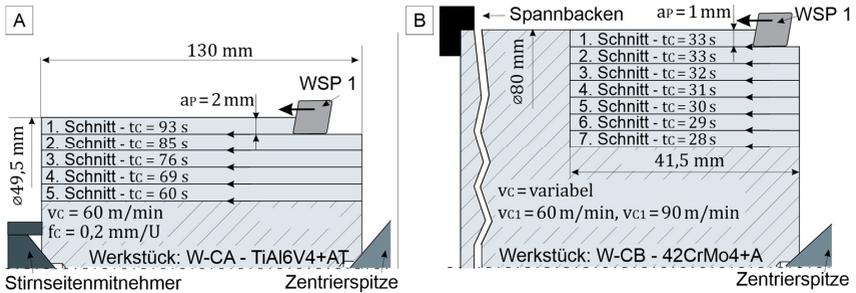


Abbildung 4-10: Schnittaufteilung und Parameter für die Referenzuntersuchungen in Kapitel 6 zum Schruppen mittels Außenlängs-Rundrehen von TiAl6V4+AT (A) und 42CrMo4+A (B).

Der Versuchsaufbau für die Referenzuntersuchungen zur Werkstückqualität des Schlichtdrehens von TiAl6V4+AT (Kapitel 6.3) und des Schlicht-Hartdrehens von 100Cr6+QT (Kapitel 6.4) ist in Abbildung 4-11 dargestellt. Für beide Werkstoffe wurden die gleichen Schnittparameter gewählt und jeweils beide Werkstückgeometrien W-D1 und W-D2 zerspannt. Infolge des dabei variierten Werkstückdurchmessers veränderten sich die Hauptzeiten t_c . Es wurden die in Tabelle 4-6 dargestellten Kühlschmierstrategien (ohne Emulsion) für jeden Werkstoff untersucht, die jeweils dreifach statistisch abgesichert wurden. Für die 60 Einzelergebnisse je Werkstoff wurde jeweils eine neue Schneide (WSP 2) verwendet. Die Bewertung erfolgte anhand der thermo-mechanischen Belastung des Werkzeugs, der Aufbauschneidenbildung am Werkzeug sowie der Oberflächentopographie und der radialen Maßabweichung des Werkstücks.

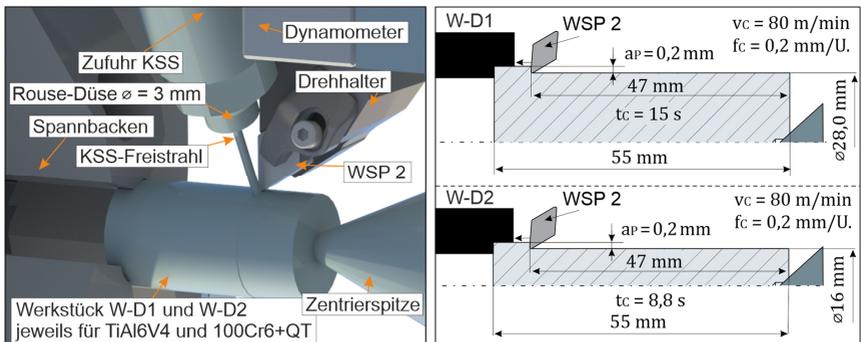


Abbildung 4-11: Aufbau und Schnittabfolge der Referenzuntersuchungen zum Schlichten.

4.7 Erfassung und Auswertung von Mess- und Kenngrößen

Die Kraft- und Temperatursignale wurden mit Hilfe eines PCs durch ein Datenerfassungsmodul (PCI-6259, National Instruments) mit einer Abtastrate von 10 kHz aufgezeichnet. Die Messung der Kräfte erfolgte mittels Dynamometer (9129AA, Kistler AG). Die Temperatur wurde mit Hilfe von Thermoelementen (Typ-K, $\varnothing = 0,5 \text{ mm}$, Omega) gemessen. Zur Erfassung von Oberflächentopographien und Verschleißmessgrößen kamen ein Streifenlichtscanner (MikroCAD, GFM), Konfokalmikroskop (μsurf , Nanofocus), Rasterelektronenmikroskop (Quanta 600, FEI), Lichtmikroskop (Metallux 3, Leitz) und ein Perthometer (S3P, Mahr) zum Einsatz. Bei der Auswertung wurden die ISO 25178 hinsichtlich flächenhafter Oberflächenbeschaffenheit [DIN 16], die ISO 13565 hinsichtlich profilhafter Oberflächenbeschaffenheit [DIN 98] sowie

die ISO 16610 zur Wahl von Filtern [DIN 15b] berücksichtigt. Zur Messung der radialen Maßabweichung wurde ein Rundheitsmessgerät (Talyrond 365, Taylor Hobson) verwendet und die Daten nach VDI 2631 ausgewertet [VDI 16]. Zur Ergebnisdarstellung wurden für die Mess- und Kenngrößen jeweils Mittelwerte der dreifachen statistischen Absicherung gebildet.

4.7.1 Staudruckprofile, Strahlkraft und Abkühlraten

Zur Untersuchung der Strahlerzeugung wurde die im KSS-Freistrahл vorliegende Staudruckverteilung mithilfe der Messklinge durch das Dynamometer gemessen (Abbildung 4-12A). Die Staudruckprofile wurden mit einem digitalen Filteralgorithmus mit gleitender Mittelwertbildung in Matlab R2020a gefiltert, um hochfrequente Schwingungen zu glätten. Durch den bekannten Vorschub der Messklinge durch den KSS-Freistrahл erfolgte die örtliche Auflösung des Staudrucks. Zur Ermittlung der durch den Impulsstrom resultierenden Stoßkraft auf die Prallplatte wurde ein Mittelwert über eine Minute gebildet. Anhand der Stoßkraft sowie dem bekannten Volumenstrom wurde nach Gl. 2-13 die Strahlgeschwindigkeit berechnet, mit der auf die Strahlkontraktion ψ_D des KSS-Freistrahls zurückgeschlossen wurde.

Die Ermittlung der Abkühlraten ist schematisch in Abbildung 4-12B dargestellt. Während der Kühldauer t_K der temperierten Prallplatte durch die KSS-Freistrahlen wurde die Temperatur bei einem Abstand von 1 mm zur Stirnseite der Prallplatte (T_P) mithilfe der Thermoelemente gemessen. Die Abkühlraten wurden in Anlehnung an [Kräm14] innerhalb von fünf Temperaturbereichen von $\Delta T = 20^\circ\text{C}$ anhand des Verhältnis von $\Delta T_P/\Delta t_K$ berechnet.

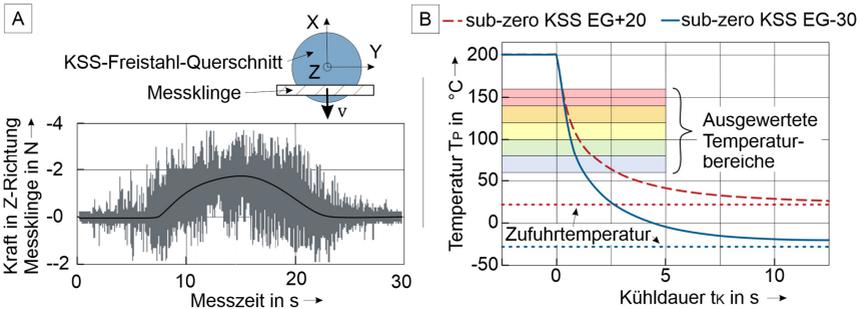


Abbildung 4-12: Erfassung und Auswertung der Staudruckprofile (A) und Abkühlraten (B).

4.7.2 Bewertung der Schmierwirkung mittels Tribometer

Thermo-mechanische Belastung

Zur Erfassung der thermischen Belastung im tribologischen Kontakt wurde die Temperatur in der HM-Kugel T_K in einem Abstand von 1 mm zum Kontakt mittels Thermoelement gemessen. Bezüglich T_K wurde die höchste Temperatur für jede der 8 Subzyklen des Prüfzyklus herangezogen. Um Aussagen zur Kühlwirkung ableiten zu können, wurde der Temperaturgradient ΔT_K zwischen T_K und der Zufuhrtemperatur des KSS T_{KSS} gebildet. Für die trockene Bedingung wurde der Temperaturgradient in Bezug auf die Raumtemperatur ($+20^\circ\text{C}$) ausgewertet.

Die Normalkraft F_N und die Reibungskraft F_R wurden mittels Dynamometer gemessen. Zur Auswertung wurden Mittelwerte ohne eine Filterung gebildet. Dabei wurden die durch den Freistrahл erzeugte Stoßkraft auf die HM Kugel von F_R subtrahiert, da diese nicht tribologischen Ursprungs ist. Ein thermisch bedingter Drift des Dynamometers von 1-2 % wurde mittels

linearer Interpolation über die Versuchszeit von F_N und F_R subtrahiert. Unter Berücksichtigung dieser korrigierten F_N und F_R wurde der Reibungskoeffizient $\mu = F_R/F_N$ gebildet.

Oberflächentopographie der Reibpartner

Die Analyse des Stoffverlusts der Reibpartner erfolgte in Anlehnung an die Verschleißmessgrößen des Brugger/Reichert-Test [DIN 00]. Dazu wurden die Topographien der Reibpartner mit Hilfe des Konfokalmikroskops erfasst und unter Anwendung eines Gaußfilters ausgewertet. Dabei wurde die makroskopische Form der Reibpartner entfernt (Abbildung 4-13). Um Verwechslungen mit der aus der Fertigungstechnik bekannten Terminologie bezüglich des Verschleißes zu vermeiden, werden die Begriffe des Brugger/Reichert-Tests verwendet. Am Gegenkörper (Werkstück) des Tribometers kam es zur Bildung von Riefen. Die Höhe der Riefen h_R sowie deren Breite b_R (Schnitt C-C) wurden für jeden Einzelversuch an drei Punkten auf der Umfangsseite des Werkstücks gemessen. Auf der Kugel wurde eine elliptische Fläche gebildet, die als Kalotte bezeichnet wird. Diese wurde anhand der Höhe h_K sowie der projizierten Fläche AB_K , bestehend aus Hauptachse a_K (Schnitt A-A) und Nebenachse b_K (Schnitt B-B), erfasst.

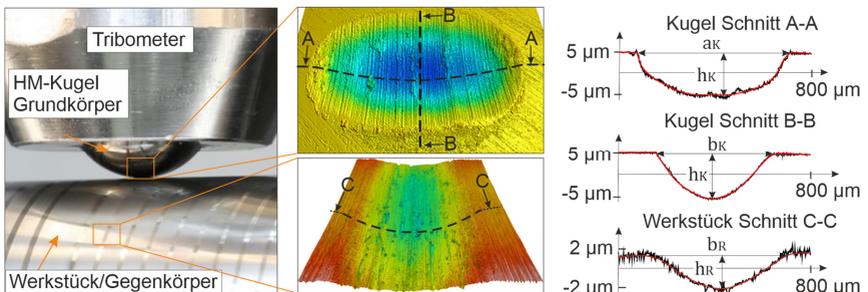


Abbildung 4-13: Auswertung der Oberflächentopographie der Reibpartner anhand der Kalotte auf des Grundkörpers (HM-Kugel) und der Riefe auf dem Gegenkörper (Werkstück).

4.7.3 Prozessgrößen und Prozessergebnisgrößen der Drehversuche

Thermomechanische Belastung

Die Erfassung der thermischen Belastung des Werkzeugs erfolgte mittels Thermoelement durch zwei Messmethoden. In den Untersuchung der Zufuhrmethode (Kapitel 5.5) erfolgte die Messung in einem Abstand von 1 mm zur Hauptfrei-, Nebenfrei- und Spanfläche durch Sackbohrungen in der WSP 1 (Abbildung 4-14A). In allen anderen Drehversuchen wurde die Temperatur an der Rückseite der WSP mit einem Abstand von 1 mm zur Haupt- und Nebenfreifläche gemessen (Abbildung 4-14B). Die Rückseiten der WSP wurden nicht zum Drehen verwendet. Die Auswertung der Temperatur erfolgte in Abhängigkeit der Schnittzeiten der jeweiligen Drehversuche. Beim Plandrehen wurde ein Mittelwert über die gesamte Schnittzeit gebildet, da diese jeweils konstant war. Beim Außenlängs-Runddrehen in den Kapiteln 6.1 und 6.2 variierte die Schnittzeit nach Abbildung 4-10. In den jeweiligen Kapiteln wurden zur Vergleichbarkeit der Ergebnisse daher Mittelwerte zwischen 2-3 Sekunden nach dem Schneideneingriff und der jeweils geringsten Schnittzeit gebildet. Damit wurde sichergestellt, dass die Dauer des Wärmeintrags und die Dauer der Kühlung konstant und somit relativ zueinander vergleichbar sind.

In den Kapiteln 6.3 und 6.4 wurden zeitabhängige Effekte während einzelner Schnitte analysiert, z. B. Änderungen der thermischen Belastung infolge von Kontraktionen des Werkstücks oder der Schnittzeit. Zu diesem Zweck wurde die thermische Belastung innerhalb von zwei

Segmenten anhand eines Mittelwerts ausgewertet. Diese Segmente waren in gleichbleibenden Bereichen des Vorschubwegs und sind schematisch in Abbildung 4-17A dargestellt.

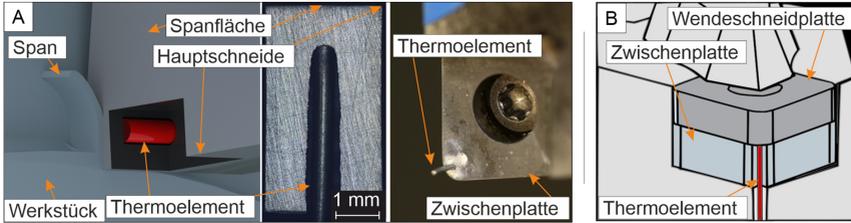


Abbildung 4-14: Methoden zur Messung der thermischen Belastung des Werkzeugs.

Die Messung der mechanischen Belastung erfolgte mit Hilfe des Dynamometers. Die Auswertung erfolgte durch Mittelwertbildung ohne eine Filterung der Daten. Die zeitlichen Bereiche der Mittelwertbildung wurden analog zur thermischen Belastung gewählt. Der thermische Drift des Dynamometer war unter 1 % des Messwerts und wurde vernachlässigt. Die durch den KSS-Freistrahler resultierende Stoßkraft auf den Drehhalter wurde von den Prozesskräften subtrahiert.

Messung der Verschleißmessgrößen der Drehversuche

Die Messung der Verschleißmessgrößen erfolgte nach ISO 3685 [DIN 93]. Die Kolkbreite KB auf der Spanfläche (Abbildung 4-15A) sowie die Verschleißmarkenbreite $VB_{B,max}$ auf der Freifläche (Abbildung 4-15B) wurde mittels Lichtmikroskop gemessen. Die Kolkbreite wurde einheitlich am Übergang zwischen Schneideneckenradius und Hauptschneide ermittelt.

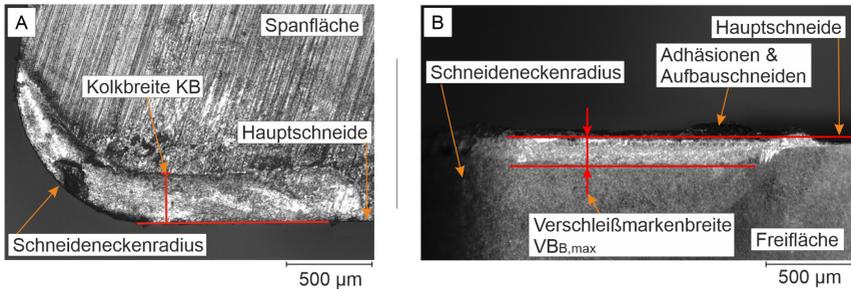


Abbildung 4-15: Vorgehen zur Messung der Verschleißmessgrößen mittels Lichtmikroskopie.

Zur Erfassung des Kolkverschleißes wurde mittels digitaler Streifenprojektion eine flächenhafte Topographie der Spanfläche erstellt (Abbildung 4-16A). Die Messung der Kolktiefe KT und des Kolkmittenabstands KM , welche zur Bestimmung von K erforderlich sind, erfolgte anhand von drei Höhenprofilen der Spanfläche. Die Höhenprofile wurden orthogonal zur Hauptschneide ausgerichtet, mit einem Abstand von jeweils 0,05 mm. Das mittlere Höhenprofil (Schnitt B) wurde in den Übergang zwischen Schneideneckenradius und Hauptschneide gelegt. Als KT wurde das Minimum eines Höhenprofils definiert und an dieser Position KM gemessen (Abbildung 4-16B). Die Bewertung erfolgt durch einen Mittelwert der drei Höhenprofile.

In den Untersuchungen zum Schlichten trat nur ein marginaler Verschleiß auf. Um den Einfluss der Kühlschmierung auf die Bildung von Aufbauschneiden und Adhäsionen zu untersuchen, wurden daher Aufnahmen der Schneidkante mittels Rasterelektronenmikroskopie erzeugt.

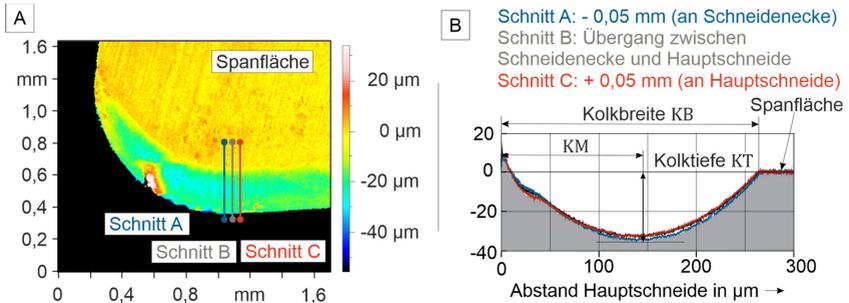


Abbildung 4-16: Vorgehen zur Messung der Kolkentiefe KT und des Kolkmittenabstands KM .

Oberflächentopographie und radiale Maßabweichungen

Zur Bewertung der Wirksamkeit der Additive (Kapitel 5.4) und der Zufuhrmethode (Kapitel 5.5) wurde die profilhafte Oberflächenbeschaffenheit der Werkstücke mittels Tastschnittverfahren gemessen. Die gemittelte Rautiefe R_z bzw. der Mittenrauwert R_a wurden nach jedem Schnitt an drei Positionen der Stirnseite des Werkstücks in radialer Richtung gemessen.

Für die Bewertung der Werkstückqualität in den Kapiteln 6.3 und 6.4 wurde die Oberflächentopographie der Werkstücke mittels Konfokalmikroskop und Perthometer innerhalb der zwei Segmente des Vorschubwegs analysiert (Abbildung 4-17A). Die Rauheitskenngrößen wurden in den zwei Segmenten jeweils dreimal gemessen, wobei das Werkstück jeweils um 120° rotiert wurde. Um die Oberflächentopographie der Werkstücke besser bewerten zu können, wurden ferner konfokalmikroskopische Aufnahmen zu qualitativen Zwecken herangezogen. Durch die Betrachtung der Oberflächenbeschaffenheit der Werkstücke in den Segmenten wurden zeitabhängige Effekte der Kühlschmierstrategien während einzelner Schnitte untersucht, analog zur thermo-mechanischen Belastung des Werkzeugs. Die Messung der radialen Maßabweichungen erfolgte mit dem Rundheitsmessgerät anhand von 13 Messebenen nach Abbildung 4-17B. Die Messung und Auswertung der Daten erfolgte als minimale Zone mittels Gaußfilter (MZCI-Kreis) nach [VDI 16]. Zur Ergebnisdarstellung möglicher Expansionen oder Kontraktionen des Wirkpaars wurden Mittelwerte der Durchmesser der jeweiligen MZCI-Kreise berechnet und auf der Werkstücklänge aufgetragen.

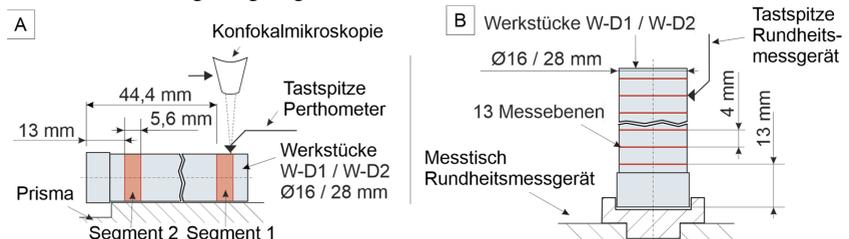


Abbildung 4-17: Beschreibung der in Kapitel 6.3 und 6.4 untersuchten Segmente auf dem Vorschubweg der Werkstücke und Auswertung der Oberflächentopographie (A) sowie Messung der radialen Maßabweichung der Werkstücke mithilfe des Rundheitsmessgeräts (B).

5 Einflüsse der sub-zero Kühlschmierstrategie auf die Kühl- und Schmierwirkung

In diesem Kapitel werden drei Schwerpunkte hinsichtlich der Einflüsse der sub-zero Kühlschmierstrategie auf die Kühl- und Schmierwirkung gesetzt. Erstens werden die Einflüsse der Stoffeigenschaften von sub-zero KSS auf die Strahlerzeugung verschiedener Düsengeometrien ermittelt. Die dabei ermittelten Strahleigenschaften werden hinsichtlich des konvektiven Wärmeübergangs anhand von Abkühlraten untersucht. Als zweiter Schwerpunkt werden die Einflüsse des Viskositätsverhaltens von sub-zero KSS sowie deren Additivierung auf die Schmierwirkung beleuchtet. In diesem Kontext wird geklärt, ob die Schmierwirkung von sub-zero KSS höher als die kryogener Medien ist. Auf Basis dieser beiden untersuchten Schwerpunkte wird als dritter Schwerpunkt eine Analyse der Ausrichtung des KSS-Freistrahls durchgeführt. Als Ergebnis dieses Kapitels liegt eine optimierte sub-zero Kühlschmierstrategie vor.

5.1 Einfluss der Stoffeigenschaften auf die Strahlerzeugung

Für die Zufuhr von KSS werden sowohl Düsen mit abrupter Düsenverengung (Step-Düsen) verwendet als auch Düsen mit kontinuierlicher Düsenverengung (Rouse-Düsen). Für beide Düsengeometrien erfolgt eine Analyse des Einflusses der Stoffeigenschaften von sub-zero KSS auf die Geschwindigkeitsverteilung, den Impulsstrom und die Kontraktion des KSS-Freistrahls. Bezüglich des Impulsstroms und der Kontraktion erfolgt ferner eine vergleichende Bewertung mit der Strahlerzeugung von Emulsion. Es wurden Kombinationen des Düsendurchmessers d_D und des Volumenstroms so gewählt, dass für $d_D = 2$ mm und $d_D = 2,5$ mm jeweils eine theoretische Strahlgeschwindigkeit von $v_F = 32$ m/s und $v_F = 43-44$ m/s abgebildet wurde.

Anlagenkennlinie des neu entwickelten Kühlschmiersystems

Durch die Volumenstromregelung der Pumpe wurde dem Kühlschmiersystem ein gleichbleibender Volumenstrom aufgeprägt. Anhand der Anlagenkennlinien in Abbildung 5-1 ist ersichtlich, dass abhängig von der Düsengeometrie und den KSS verschiedene Zufuhrdrücke für den Durchfluss eines konstanten Volumenstroms erforderlich waren. Mit der Rouse-Düse ($d_D = 2$ mm) war für den Durchfluss eines Volumenstroms $\dot{V}_{KSS} = 6$ l/min des sub-zero KSS EG-30 ein Zufuhrdruck $p_{Zufuhr} = 7$ bar erforderlich. Mit der Step-Düse wurde dagegen ein Zufuhrdruck von 9 bar benötigt, woraus sich ein relativer Druckverlust zur Rouse-Düse von 2 bar ergibt. Diese relativen Druckverluste stiegen mit zunehmendem Volumenstrom. Besonders beim Einsatz des sub-zero KSS EG+20 und der Emulsion traten relative Druckverluste von über 10 bar auf. Beim Einsatz des sub-zero KSS EG-30 waren diese Druckverluste bei hohen Volumenströmen dagegen geringer. Diese Charakteristika traten analog bei $d_D = 2,5$ mm auf.

Beim Einsatz der Emulsion und des sub-zero KSS EG+20 kam es mit steigenden Reynoldszahlen zu Strömungsphänomenen, welche die Step-Düse sperren. Daraus kann abgeleitet werden, dass es in der Step-Düse ab einem Zufuhrdruck von etwa 10-15 bar vermutlich zu Kavitation kam, was sich mit den Ergebnissen von [Darb09, McCa74] deckt (vgl. Kapitel 2.2.3).

Beim sub-zero KSS EG-30 kam es infolge der höheren Viskosität zu laminaren Strömungszuständen im Düsenansatz, wodurch die Rohrreibung und damit die Druckverluste zunahm (vgl. Gl. 2-9). Durch die laminare Strömung trat jedoch gleichzeitig weniger Turbulenz während der Düsenströmung auf, was der Kavitation entgegen wirkte. Ferner wurde die Kavitation durch die geringe Temperatur des sub-zero KSS EG-30 erschwert, weil durch die Kühlung des sub-zero KSS dessen Dampfdruck weiter verringert wurde. Wegen der höheren Viskosität und

des geringeren Dampfdrucks ergaben sich bei steigenden Volumenströmen daher in Summe geringere Druckverluste während der Düsenströmung, obwohl die Rohrreibung im Vergleich zur Emulsion oder zum sub-zero KSS EG+20 höher war.

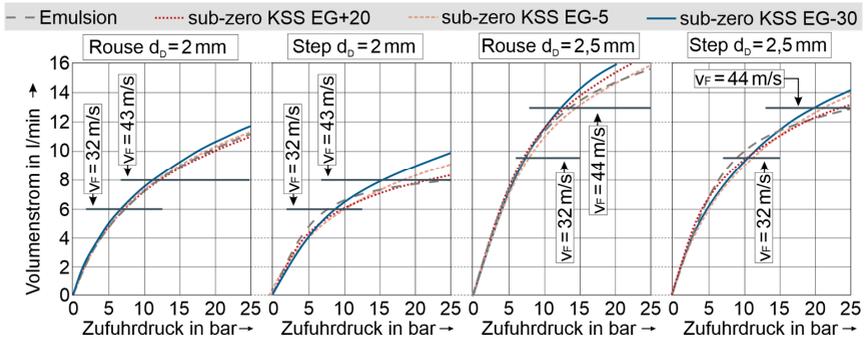


Abbildung 5-1: Anlagenkennlinien der Kühlschmieranlage anhand des Volumenstroms auf dem Zufuhrdruck abhängig von verschiedenen Düsengeometrien, -durchmessern und Medien.

5.1.1 Charakterisierung der Strahleigenschaften

Die mit der Messklinge erfassten Staudruckprofile des sub-zero KSS EG sind abhängig von der Zufuhrtemperatur in Abbildung 5-2 ($d_D = 2$ mm) und Abbildung 5-4 ($d_D = 2,5$ mm) abgebildet. In diesen Abbildungen sind auch die jeweilige Reynolds-Zahl Re_D und die theoretische Strahlgeschwindigkeit v_F aus Tabelle 4-3 zugeordnet. Die Quantifizierung der Strahlkontraktion erfolgt anhand der aus der Stoßkraft ableitbaren Kontraktionszahl ψ_D , die auch für Emulsion ermittelt wurde. Aufgrund des konstanten Volumenstroms resultiert aus dem Impulsstrom ein Mindestwert bezüglich der Stoßkraft F_D . Durch die Strahlkontraktion steigt die mittlere Strahlgeschwindigkeit und damit auch der Impulsstrom nach Gl. 2-13. Weil der Impulsstrom im Freistrah nur marginal durch Luftreibung reduziert wird, kann die Kontraktionszahl ψ_D des KSS-Freistrahls anhand der Stoßkraft F_S quantifiziert werden (Abbildung 5-3 und 5-5). Die Kontraktionszahl ψ_D nach Gl. 5-1 ergibt sich durch Gl. 2-13 und Gl. 2-8 in Gl. 2-10 wie folgt:

$$\psi_D = \frac{A_F}{A_D} = \frac{d_F^2}{d_D^2} = \frac{\dot{V} \cdot 4}{\pi \cdot v_F \cdot d_D^2} = \frac{\dot{V} \cdot 4}{\pi \cdot \frac{F_S}{\dot{V} \cdot \rho_{KSS}} \cdot d_D^2} = \frac{\dot{V}^2 \cdot 4 \cdot \rho_{KSS}}{\pi \cdot F_S \cdot d_D^2} \quad \text{Gl. 5-1}$$

Staudruckprofile und Kontraktionszahlen für einen Düsendurchmesser von $d_D = 2$ mm

Durch die Erhöhung des Volumenstroms steigt die Strahlgeschwindigkeit, wenn der Düsendurchmesser nicht verändert wird. Dies bedingt einen höheren Impulsstrom, wodurch der Staudruck auf die Messklinge bei gleicher radialer Strahlposition steigt. Anhand der Staudruckprofile ist aber ersichtlich, dass die Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS einen maßgeblichen Einfluss auf die Geschwindigkeitsverteilung im KSS-Freistrah hat, wenn eine abrupte Düsenverengung zum Einsatz kommt. Bei der Rouse-Düse ist dieser Einfluss dagegen gering.

Mit dem sub-zero KSS EG+20 kam es in der Step-Düse ($d_D = 2$ mm) zu massiven Strahlkontraktionen, insbesondere mit zunehmendem Volumenstrom (siehe Abbildung 5-2). Anhand der Reynolds-Zahlen beider Volumenströme ($Re_D \gg 2500$) ist erkennbar, dass turbulente Strömungen vorlagen. Diese Turbulenz begünstigt die Wirbelbildung an der Wand des Rohransatzes nach der Düsenverengung [Pala09b], insbesondere in Step-Düsen [Darb09, McCa74].

Infolge der Wirbelbildung stieg lokal der kinetische Druck [Darb09], während der statische Drucks unterhalb des Dampfdrucks fiel. Dies bewirkte die Bildung von Dampfblasen, sodass es in der Step-Düse zu Kavitation kam. Die abrupte Umlenkung der Düsenströmung begünstigt infolge der Vena-Contracta ferner Totwassergebiete nach der Düsenverengung. Durch diese Effekte wurde der Düsenquerschnitt eingeschnürt und führte trotz Düsenansatz zu Kontraktionen des KSS-Freistrahls: je stärker die Strahlkontraktion, desto geringer der wirksame Austrittsquerschnitt der Düse. Bei konstantem Volumenstrom steigen daher die Strahlgeschwindigkeit und damit der Impulsstrom, sodass ein ca. 40 % höherer Staudruck auf der Messklinge resultierte. Anhand Stoßkraft in Abbildung 5-3 ist ersichtlich, dass es beim Einsatz des sub-zero KSS EG+20 mit der Step-Düse ($d_D = 2 \text{ mm}$) und $\dot{V} = 6 \text{ l/min}$ durch Wirbelbildung, Kavitation und Totwassergebiete zu einer Kontraktionszahl von $\psi_D = 0,82$ kam. Höhere Volumenströme führen zu einer zunehmenden Turbulenz, was die Strahlkontraktion verstärkt.

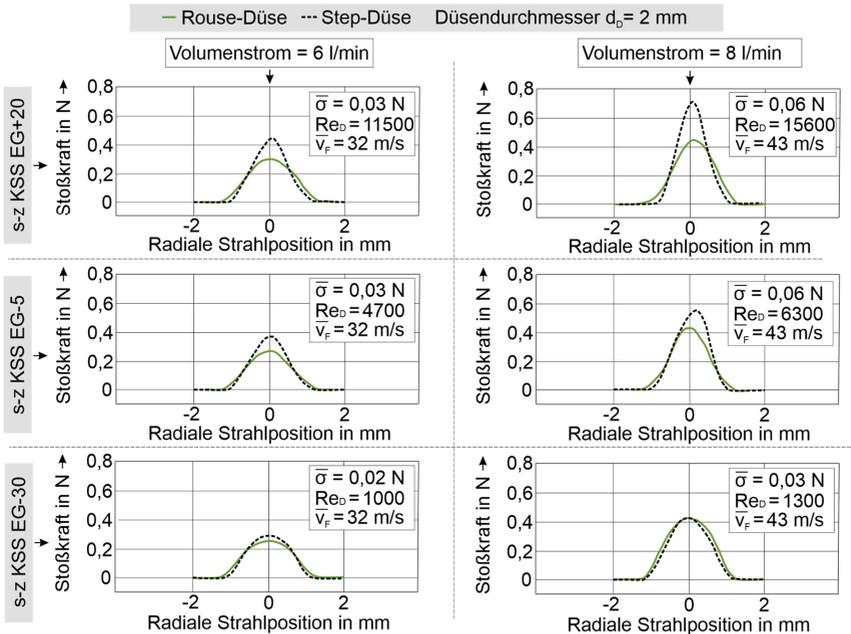


Abbildung 5-2: Staudruckprofile in Abhängigkeit der Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS EG, des Volumenstroms und der Düsengeometrie für Düsendurchmesser d_D von 2 mm.

Bei der Emulsion kam es mit der Step-Düse ($d_D = 2 \text{ mm}$) zu einer weiteren Verstärkung der Strahlkontraktion (Abbildung 5-3). Die geringere Viskosität der Emulsion bewirkte eine etwa vierfach höhere Reynolds-Zahl (vgl. Tabelle 4-3), was die Neigung zu Kavitation während der Düsenströmung infolge höherer Turbulenz verstärkt. Darüber hinaus ist der Dampfdruck der Emulsion verglichen zum sub-zero KSS EG+20 höher (vgl. Kapitel 2.4.3), was Kavitation weiter begünstigt. Aus diesem Grund wurde der KSS-Freistrahл stärker eingeschnürt, was anhand der Kontraktionszahlen von $\psi_D = 0,75$ ($\dot{V} = 6 \text{ l/min}$) und $\psi_D = 0,71$ ($\dot{V} = 8 \text{ l/min}$) ersichtlich ist.

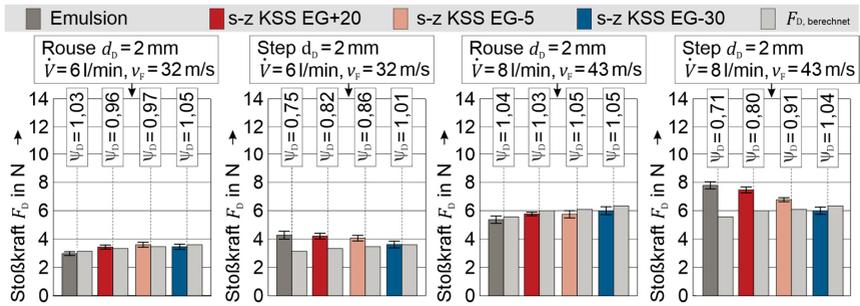


Abbildung 5-3: Stößkraft F_D an einer ebenen Platte und Strahlkontraktion ψ_D in Abhängigkeit des Volumenstroms, des KSS sowie der Düsengeometrie für Düsendurchmesser d_D von 2 mm.

Mit sinkender Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS EG ist anhand der Staudruckprofile (Abbildung 5-2) zu erkennen, dass der Einfluss der Düsengeometrie auf die Strahleigenschaften sinkt. Eine Zufuhrtemperatur von -5 °C führte mit der Step-Düse noch zu höheren Staudrücken in der Strahlmitte. Die Kontraktionszahlen in Abbildung 5-3 stützen dies, da diese im Vergleich zur Zufuhrtemperatur von 20 °C deutlich näher an $\psi_D = 1$ liegen. Die steigende Viskosität führte zu einer geringeren Turbulenz während der Düsenströmung. Die Wirbelbildung wurde folglich geringer, wodurch der statische Druck weniger stark sank. Durch die niedrige Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS EG wurde ferner dessen Dampfdruck weiter reduziert. In der Folge wurde die Bildung von Dampfblasen und damit Kavitation weiter erschwert. Bei der Zufuhrtemperatur von -30 °C lag eine laminare Strömung vor, was die Wirbelbildung weiter erschwerte. In Kombination mit dem weiter sinkenden Dampfdruck wurde die Kavitation unterbunden. Als Ergebnis sind abhängig von der Düsenverengung keine signifikanten Unterschiede mehr feststellbar. Mit der Rouse-Düse wurde die Strahlkontraktion auch bei hohen Reynolds-Zahlen unterbunden. Die Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS EG hat bei der Verwendung von Rouse-Düsen keinen Einfluss auf die Strahleigenschaften. Es wurden teilweise sogar Kontraktionszahlen von $\psi_D > 1$ berechnet, was auf eine Aufweitung des Strahls hindeutet. Dies kann neben Messfehlern auf zwei Gründe zurückgeführt werden. Durch Luftreibung wurde der Freistrahlauf verzögert, was die Stößkraft leicht verringerte. Ferner waren die Düsendurchmesser größer als deren Nenn-durchmesser, da diese mittels Reibale und einer Toleranz von $+0,025$ mm gefertigt wurden.

Staudruckprofile und Kontraktionszahlen für einen Düsendurchmesser von 2,5 mm

Durch eine gleichzeitige Erhöhung des Volumenstroms sowie des Düsendurchmessers auf $d_D = 2,5$ mm wurde eine gleichbleibende Strahlgeschwindigkeit abgebildet (Abbildung 5-4). Infolge des größeren Düsendurchmessers ergaben sich aber höhere Reynolds-Zahlen. Die diskutierten Einflüsse des sub-zero KSS EG auf die Strahlerzeugung können für beide Düsenverengungen bestätigt werden. Die Verwendung einer abrupten Düsenverengung der Step-Düse führt bei einer Zufuhrtemperatur von 20 °C zu massiven Druckverlusten und Strahlkontraktionen auf Grund von Wirbelbildung, Totwassergebieten und Kavitation (siehe Abbildung 5-5). Dementsprechend steigt dadurch der hydrodynamische Staudruck (siehe Abbildung 5-4) bei gleicher radialer Strahlposition. Durch die Kühlung des sub-zero KSS werden laminare Strömungszustände begünstigt, sodass in Kombination mit dem geringeren Dampfdruck die Kavitation reduziert wird. Durch die Verwendung von Rouse-Düsen werden Druckverluste sowie Einflüsse der Stoffeigenschaften auf die Strahlerzeugung drastisch reduziert.

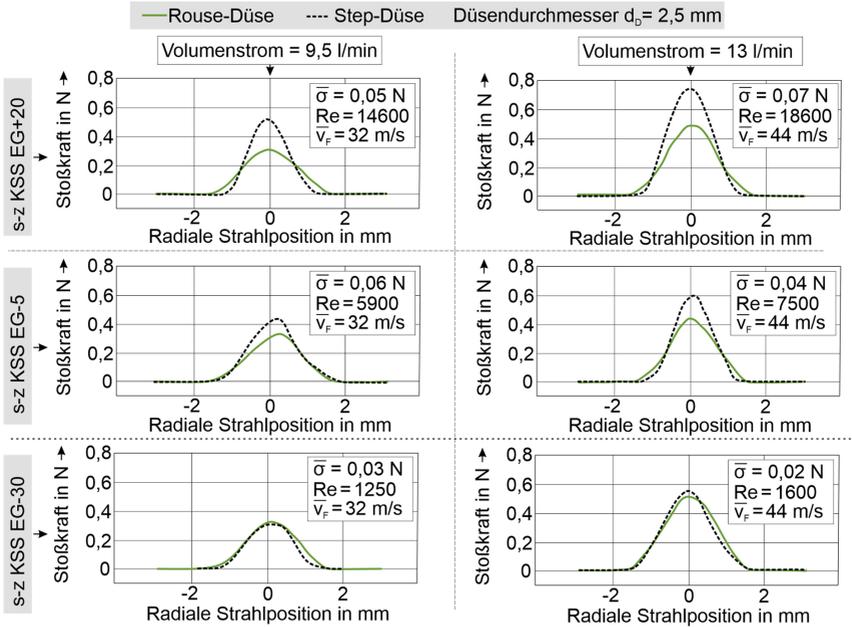


Abbildung 5-4: Staudruckprofile in Abhängigkeit der Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS, des Volumenstroms und der Düsengeometrie für Düsendurchmesser von 2,5 mm.

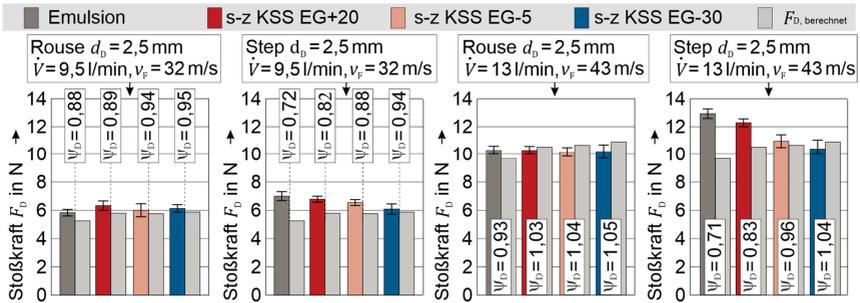


Abbildung 5-5: Stoßkraft F_D an einer ebenen Platte und Strahlkontraktion ψ_D in Abhängigkeit des Volumenstroms, KSS sowie der Düsengeometrie für Düsendurchmesser d_D von 2,5 mm.

5.1.2 Bewertung der Einflüsse auf die Strahlerzeugung

Der Einfluss verschiedener Düsengeometrien auf die Strahlerzeugung nimmt mit sinkender Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS ab. Bei einer Zufuhrtemperatur von -30 °C sind die Charakteristika der erzeugten Freistrahlen unabhängig von der Düsenverengung. Beim Einsatz von Step-Düsen ergeben sich durch die abrupte Düsenverengung aber Druckverluste, die mit steigendem Volumenstrom signifikant zunehmen. Der fertigungstechnische Aufwand zur Herstellung von Rouse-Düsen ist zwar höher, besonders bei internen Zufuhrmethoden. Wegen einer um bis zu 50 % geringeren Pumpenleistung wird die Wirtschaftlichkeit aber erhöht. Zumindest kegelförmige Düsenverengungen sollten für die Zufuhr von sub-zero KSS verwendet werden.

Bei der Verwendung von Emulsion sowie mit steigender Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS EG kommt es durch die Strahlkontraktion in Step-Düsen zu Änderungen der Strahleigenschaften. Infolge des sinkenden Strahldurchmesser d_F und der zunehmenden Strahlgeschwindigkeit v_F steigt die Reynolds-Zahl Re_F und damit die Turbulenz im Flüssigkeitsstrahl. Weil die Turbulenz sich vorteilhaft auf den HTC auswirkt, könnte die Kühlwirkung möglicherweise verbessert werden. Um dies zu analysieren, wurden für die Extrema der untersuchten Zufuhrparameter korrigierte Strahleigenschaften berechnet (siehe Tabelle 5-1). Hinsichtlich der Extrema wurden die VP 1-4 ($\dot{V}_{KSS} = 6$ l/min, $d_D = 2$ mm) und die VP 13-16 ($\dot{V}_{KSS} = 13$ l/min, $d_D = 2,5$ mm) betrachtet. Anhand der experimentellen Daten dieser VP wurden korrigierte Strahleigenschaften berechnet, mit denen die KWI nach Gl. 2-21 berechnet wurde.

Tabelle 5-1: Korrigierte Strahleigenschaften bei der Verwendung von Step-Düsen.

Versuchspunkt	1	2	3	4	13	14	15	16
Volumenstrom in l/min	6				13			
Düsendurchmesser d_D in mm	2				2,5			
KSS-Medium	Emul.	Sub-zero KSS EG			Emul.	Sub-zero KSS EG		
Zufuhrtemperatur T_{KSS} in °C	+20	+20	-5	-30	+20	+20	-5	-30
Kontraktionszahl ψ_D	0,75	0,82	0,86	1,01	0,71	0,83	0,96	1,04
Strahldurchmesser d_F in mm	1,73	1,81	1,85	2,01	2,11	2,28	2,45	2,54
Strahlgeschwindigkeit v_F in m/s	43	39	37	32	62	53	46	43
Erhöhung von v_F zu v_D in %	35 %	22 %	15 %	0 %	44 %	23 %	7 %	0 %
Reynolds-Zahl Re_F	37000	12800	5000	1000	87000	22000	8300	1700
Korrigierte KWI nach Gl. 2-21	56	24	16	8	95	39	26	13
Erhöhung KWI zu Tab. 5-1 in %	3 %	2%	1%	0%	10%	8%	4%	0%

Es ist ersichtlich, dass es durch die höhere Strahlgeschwindigkeit v_F generell zu einer Erhöhung der KWI kommt. Die Sensitivität der Eingangsgrößen auf das Ergebnis der KWI nach Gl. 2-21 ist aber deutlich vom Düsendurchmesser abhängig. Mit der Kombination $d_D = 2$ mm und $\dot{V} = 6$ l/min stieg für die Emulsion die Strahlgeschwindigkeit um 35 % auf $v_F = 53$ m/s. Aufgrund des geringeren Strahldurchmessers wird die KWI aber nur um 3 % erhöht. Entsprechend geringer fällt die Erhöhung der KWI für den sub-zero KSS aus. Mit der Kombination $d_D = 2,5$ mm und $\dot{V} = 13$ l/min wurde der Strahldurchmesser der Emulsion auf $d_F = 2,11$ mm reduziert, was zu einer um 44 % höheren Strahlgeschwindigkeit führte. Damit wird die KWI um 10 % erhöht. Auch für den sub-zero KSS EG-5 ergibt sich noch eine um 4 % höhere KWI. Hinsichtlich dieser Ergebnisse gilt es jedoch zu berücksichtigen, dass durch den Einsatz von Rouse-Düsen mit geringeren Düsendurchmessern auch eine entsprechend höhere KWI erreicht werden kann, aber mit deutlich geringeren Druckverlusten als mit Step-Düsen.

5.2 Einfluss der Stoff- und Strahleigenschaften auf die Kühlwirkung

In diesem Kapitel erfolgt eine Analyse der Kühlwirkung in Abhängigkeit von den Strahleigenschaften und Temperaturgradienten zwischen dem KSS und der auf 200 °C erwärmten Prallplatte aus TiAl6V4. Anhand von Abkühlraten der Prallplatte wird analysiert, ob der konvektive Wärmeübergang nach Gl. 2-14 durch eine Änderung der KWI oder des Temperaturgradienten zwischen KSS und Prallplatte beeinflusst wird. In diesem Kontext wird überprüft, ob die KWI als Indikator für den HTC herangezogen werden kann. Fällt die KWI zu stark ab, ist davon auszugehen, dass der konvektive Wärmeübergang trotz höherer Temperaturgradienten geringer ist. Dies wird anhand der Extrema der in Kapitel 5.1 variierten Zufuhrparameter untersucht (vgl. Tabelle 4-3 und 5-1). In Kapitel 5.1 wurden Strahlkontraktionen bei der Verwendung von

Step-Düsen diskutiert, was möglicherweise zu einer höheren Kühlwirkung führt. Um dies zu beleuchten wurden Abkühlraten sowohl für Step-Düsen als auch für Rouse-Düsen ermittelt.

Die Abkühlraten der Zufuhrparameter mit der geringsten KWI ($\dot{V} = 6 \text{ l/min}$, $d_D = 2 \text{ mm}$) sind in Abbildung 5-6 dargestellt. Die KWI aus Tabelle 4-3 ist dabei ergänzend abgebildet. Die bei 20°C zugeführte Emulsion weist die höchste KWI von 55 auf. Die KWI des sub-zero KSS EG+20 weist bei der gleichen Temperatur eine geringere KWI auf und führte in allen Temperaturbereichen zu geringeren Abkühlraten. Je geringer die Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS EG, desto geringer dessen KWI. Im Temperaturbereich von $160^\circ\text{C} - 140^\circ\text{C}$ wurde durch den sub-zero KSS EG-30 keine höhere Abkühlrate erreicht, obwohl der Temperaturgradient um 50°C höher war. Offensichtlich wurde der HTC durch die Kühlung des sub-zero KSS zu stark reduziert, sodass die hohen Temperaturgradienten nicht mehr zur Geltung kamen. In den weiteren Temperaturbereichen wurden die Temperaturgradienten beim Einsatz der Emulsion und des sub-zero KSS EG+20 dagegen zu stark reduziert, sodass die höheren HTC nicht mehr zur Geltung kamen. Es besteht also eindeutig eine Korrelation zwischen der KWI und dem HTC.

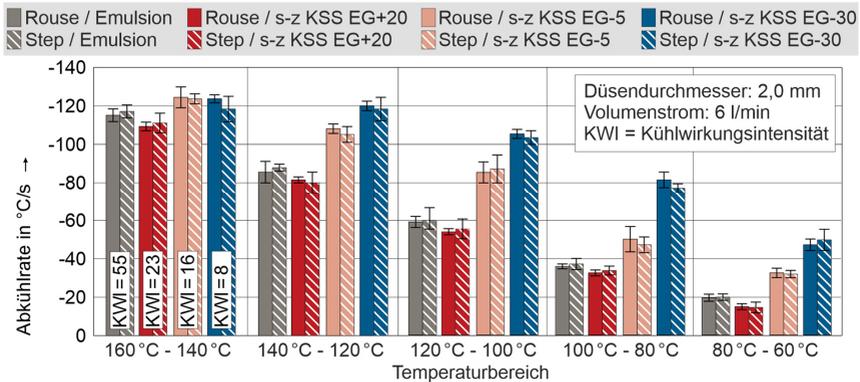


Abbildung 5-6: Abkühlraten einer ebenen Prallströmung an TiAl6V4 in Abhängigkeit der Düsengeometrie, des KSS und der Zufuhrtemperatur für einen Düsendurchmesser von 2 mm.

Durch die Strahleigenschaften mit der höchsten KWI ($\dot{V} = 13 \text{ l/min}$, $d_D = 2,5 \text{ mm}$) wurden alle Abkühlraten leicht verbessert (Abbildung 5-7). Weiterhin kann bestätigt werden, dass durch den Einsatz des sub-zero KSS EG-30 im Temperaturbereich zwischen $160^\circ\text{C} - 140^\circ\text{C}$ kein höherer Wärmeübergang erreicht wurde, weil die KWI zu gering war. Im weiteren Abkühlvorgang wurde der konvektive Wärmeübergang dagegen erhöht, weil die Temperaturgradienten noch hinreichend waren. Der Zusammenhang zwischen KWI und HTC wird dadurch bestätigt.

Signifikante Einflüsse der Düsenverengung auf die Abkühlraten sind bei den Strahleigenschaften mit der geringsten KWI (Abbildung 5-6) nicht aufgetreten, was sich mit der Analyse der korrigierten Strahleigenschaften in Tabelle 5-1 deckt. Bei den Strahleigenschaften mit der höchsten KWI (Abbildung 5-7) wurden mit der Step-Düse tendenziell höhere Abkühlraten erreicht, wenn entweder Emulsion oder der sub-zero KSS EG+20 verwendet wurde. Auch dies deckt sich mit der Erhöhung der KWI infolge der Strahlkontraktion (Tabelle 5-1). Insgesamt sind die Einflüsse der Gestalt der Düsenverengung auf die Kühlwirkung aber vergleichsweise gering. Zur Vermeidung von Druckverlusten sollten daher Step-Geometrien vermieden werden.

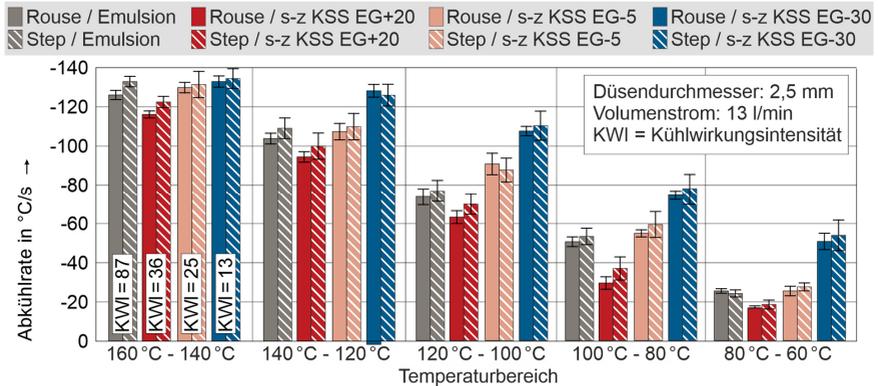


Abbildung 5-7: Abkühlraten einer ebenen Prallströmung an TiAl6V4 in Abhängigkeit der Düsengeometrie, des KSS und der Zufuhrtemperatur für einen Düsendurchmesser von 2,5 mm.

Beim Drehen ist die thermische Belastung in den Kontaktzonen deutlich höher als die in den Analogieversuchen abgebildeten Temperaturbereiche. Durch Wärmeleitung erfolgt der Wärmetransport von den Kontaktzonen an die mit dem KSS anvisierten Oberflächen des Werkzeugs, Werkstücks und Spans. Übersteigt der durch Konvektion abgeführte Wärmestrom den Wärmetransport an die Oberflächen durch Wärmeleitung, dann sinkt die Temperatur der Oberflächen. Ist dies der Fall, könnten sich die höheren Temperaturgradienten des sub-zero EG-30 als äußerst vorteilhaft erweisen auch wenn der Wärmeübergangskoeffizient geringer ist.

Ferner kann aus der Analyse eindeutig abgeleitet werden, dass der HTC beim Einsatz der sub-zero KSS auf Basis zweiwertiger Alkohole offenbar eine kritische Kennzahl ist. Zur Bewertung der Zufuhrmethode des sub-zero KSS ist die KWI als Indikator für den HTC nützlich. Wird die KWI durch eine ungeeignete Zufuhrmethode oder nachteilige Stoffeigenschaften des sub-zero KSS zu stark reduziert, dann könnte die Kühlwirkung im Drehprozess geringer sein als beim Einsatz von Emulsion. Besonders beim Schruppen oder einem sehr hohen Wärmeeintrag, z. B. bei der Zerspanung von Titanlegierungen, könnte dies der Fall sein. Der HTC ist aber neben den Strahleigenschaften und den Stoffeigenschaften auch von den geometrischen Gegebenheiten der Wirkstelle abhängig, ein Aspekt der durch die KWI nicht berücksichtigt wird. Möglichst alle kritischen Bereiche der Wirkstelle sollten von der Prallströmung benetzt werden.

5.3 Einfluss des Viskositätsverhaltens auf die Schmierwirkung

Aus dem Stand der Wissenschaft und Technik wurde abgeleitet, dass das Viskositätsverhalten des KSS nicht nur die Kühlwirkung beeinflusst, sondern auch die Schmierwirkung. Um dies näher zu beleuchten, wurden tribologische Analogieversuche für die Materialpaarung 42CrMo4+QT und WC-Co-Hartmetall durchgeführt. Die Kontaktbedingungen der Werkzeug-Span-Kontaktzone wurden auf tribologische Kenngrößen eines Stift-Ring-Tribometers übertragen. In diesem Kontext wurden anhand eines Prüfzyklus drei Normalkräfte F_{N1} - F_{N3} für variierte Gleitgeschwindigkeiten v_{G1} - v_{G8} untersucht. Hinsichtlich der Kühlschmierungen wurden zwei Arten von sub-zero KSS untersucht, die sich hinsichtlich des Viskositätsverhaltens deutlich unterscheiden. Es erfolgte ferner eine vergleichende Analyse mit der Schmierwirkung von CO_2 -Schnee und LN_2 sowie zur Referenz mit einer trockenen Bedingung.

5.3.1 Reibungskoeffizienten und Temperaturgradienten

Auf Basis der während des Prüfzyklus gemessenen Normal- und Reibungskräfte wurden die Reibungskoeffizienten COF ermittelt. Durch Temperaturmessungen wurden ferner die Temperaturgradienten ΔT_R zwischen dem KSS und dem Kontakt bestimmt. Einerseits um Einflüsse der thermischen Belastung auf den COF ableiten zu können, andererseits um weitere Erkenntnisse über die Kühlwirkung verschiedener Kühlschmierstrategien zu erlangen. In Abbildung 5-8 sind die Reibungskoeffizienten COF und Temperaturgradienten ΔT_R auf v_G aufgetragen.

Bei der Normalkraft von $F_{N1} = 30$ N ist zu erkennen, dass die COF der trockenen Bedingung sowie bei der Verwendung des CO₂-Schnee und LN₂ deutlich höher waren als bei den sub-zero KSS. Bei den drei erstgenannten Bedingungen kam es zu einer Erhöhung des COF im Geschwindigkeitsbereich bis ca. $v_{G4} = 40$ m/min, wohingegen eine weitere Erhöhung der Gleitgeschwindigkeit zu sinkenden COF führte. Bei v_{G8} konvergierte die trockene Bedingung in $\mu = 0,42$. Hinsichtlich der kryogenen Medien können anhand des COF reibungsreduzierende Effekte abgeleitet werden, besonders bei der Verwendung des CO₂-Schnees.

Mit den sub-zero KSS traten COF zwischen $\mu = 0,09$ und $\mu = 0,21$ (F_{N1}) auf. Verglichen zu der trockenen Bedingung und den kryogenen Medien war der Einfluss der Gleitgeschwindigkeit geringer, aber teilweise gegensätzlich. Bis ca. $v_{G4} = 40$ m/min wies der sub-zero KSS EG eine bessere Schmierwirkung auf als der sub-zero KSS PG. Ferner wurde in diesem Geschwindigkeitsbereich nur ein geringer Einfluss der Zufuhrtemperatur auf den Reibungskoeffizienten gemessen. Ab $v_{G4} = 40$ m/min kommt es zu einer Wechselwirkung zwischen der Art des sub-zero KSS und dessen Zufuhrtemperatur. Bei einer Zufuhrtemperatur von $T_{KSS} = 20$ °C konvergierte der COF unabhängig von der Art des sub-zero KSS in $\mu = 0,12$. Eine Kühlung der jeweiligen sub-zero KSS führte jedoch zu gegensätzlichem Verhalten. Während der sub-zero KSS EG-30 höhere COF zur Folge hatte, wurden für den sub-zero KSS PG-30 geringere COF gemessen.

Hinsichtlich der Temperaturgradienten ΔT_R bei F_{N1} ist bei der trockenen Bedingung der Einfluss des Wärmeeintrags auf die thermische Belastung ersichtlich, weil ΔT_R der trockenen Bedingung in Bezug auf die Umgebungstemperatur berechnet wurde. Die Temperatur der Kugel stieg bei $v_{G8} = 80$ m/min infolge des Wärmeeintrags von $F_{N1} \cdot \mu \cdot v_{G8} = 16$ W auf $T_K = 51$ °C. Mit dem CO₂-Schnee und LN₂ wurden dagegen sehr niedrige Temperaturen in der Kugel erreicht. Bei LN₂ betrug T_K im ersten Subzyklus (v_{G1}) $T_K = -86$ °C ($\Delta T_R = 110$ °C) und wurde bei v_{G8} weiter bis auf $T_K = -176$ °C reduziert ($\Delta T_R = 20$ °C). Der Wärmeeintrag von 12 W war folglich geringer als die durch LN₂ abgeführte Wärme. Bei CO₂-Schnee wurde dagegen ein fast gleichbleibender ΔT_R zwischen 50 °C und 60 °C gemessen. Offensichtlich bildet sich bei diesem ΔT_R ein Gleichgewicht zwischen Wärmeeintrag (10 W) und Wärmeabfuhr. Die Verwendung der sub-zero KSS führte zu niedrigen ΔT_R , was durch die geringen COF und des damit verbundenen sinkenden Wärmeeintrags begünstigt wurde. Dies bedeutet, dass T_K nahezu der Zufuhrtemperatur der sub-zero KSS entsprach. Es zeigt sich aber ein geringer Einfluss auf den Temperaturgradienten: je niedriger die Zufuhrtemperatur T_{KSS} , desto höher der Temperaturgradient ΔT_R .

Anhand der COF für $F_{N2} = 90$ N und $F_{N3} = 150$ N können die Charakteristika von F_{N1} bestätigt werden. Folgenden Charakteristika und Trends bezüglich des COF sind aufgetreten:

- Eine reibungsreduzierende Wirkung bei der Verwendung von CO₂-Schnee und LN₂ bei Flächenpressungen von etwa 2.100 N/mm² (F_{N1}) und $v_G > 40$ m/min.

✘Trocken ✚CO₂ ✚LN₂ ✚s-z KSS EG+20 ✚EG-10 ✚EG-30 ✚s-z KSS PG+20 ✚PG-5 ✚PG-30
 Gegenkörper: Zylinder Ø 30 mm, 42CrMo4+QT Gegenkörper: Kugel Ø 10 mm, WC-Co Hartmetall

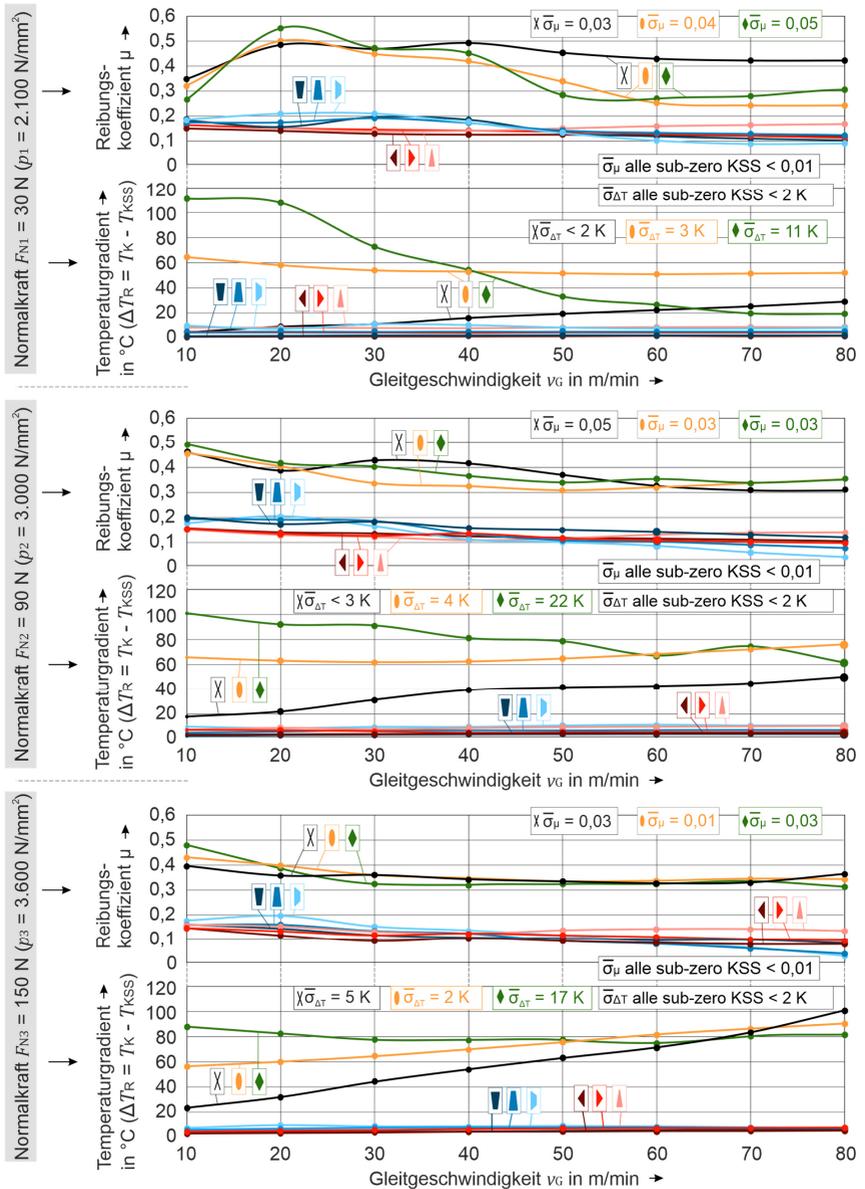


Abbildung 5-8: Reibungskoeffizienten COF und Temperaturgradienten ΔT_R verschiedener Kühlschmierstrategien abhängig von der Flächenpressung p bzw. Normalkraft F_N und der Gleitgeschwindigkeit v_G .

- Eine Konvergenz der COF der trockenen Bedingung, des CO₂-Schnees und LN₂ bei steigenden Flächenpressungen. Bei einer Flächenpressung von etwa 3.600 N/mm² (F_{N3}) wurden durch kryogene Medien keine reibungsreduzierenden Wirkungen mehr erzielt.
- Eine mindestens zweifach höhere Schmierwirkung von sub-zero KSS im Vergleich zu kryogenen Medien für alle untersuchten Belastungsszenarien.
- Die Schmierwirkung der sub-zero KSS ist sowohl von der Art des sub-zero KSS als auch von dessen Zufuhrtemperatur abhängig. Diesbezüglich treten allerdings Wechselwirkungen mit der Gleitgeschwindigkeit auf.
- Im Geschwindigkeitsbereich bis etwa $v_{G4} = 40$ m/min führte der sub-zero KSS PG generell zu einer geringeren Schmierwirkung als der sub-zero KSS EG. Dabei ist ein Einfluss der Zufuhrtemperatur zu beobachten, je geringer T_{KSS} desto geringer die Schmierwirkung.
- Ab etwa $v_G > 40$ m/min wurde die Schmierwirkung des sub-zero KSS EG mit sinkender Zufuhrtemperatur schlechter, wohingegen die des sub-zero KSS PG verbessert wurde.

Hinsichtlich des Temperaturgradienten sind folgende Charakteristika und Trends aufgetreten:

- Bei der trockenen Bedingung kam es infolge des steigenden Wärmeeintrags von 70 W (F_{N3}, V_{G8}) zu einem Anstieg der thermischen Belastung bis auf T_K = 120 °C.
- Auch bei den kryogenen Medien trat ein maximaler Wärmeeintrag von ca. 70 W auf (F_{N3}, V_{G8}). Dabei kann anhand der deutlich steigenden Temperaturgradienten erkannt werden, dass die Kühlwirkung kryogener Medien mit steigendem Wärmeeintrag sinkt. Offenbar sind höhere Temperaturgradienten zur Erreichung eines thermischen Gleichgewichtszustands erforderlich, was auf unzureichende HTC zurückschließen lässt.
- Die Temperaturgradienten der sub-zero KSS waren bei allen Belastungsszenarien gering. Der Wärmeeintrag wurde fast vollständig abgeführt, was auf hinreichende HTC hindeutet.

Die in Abbildung 5-9 genauer dargestellten COF sowie Temperaturgradienten der sub-zero KSS für F_{N3} gelten qualitativ auch für F_{N1} und F_{N2}.

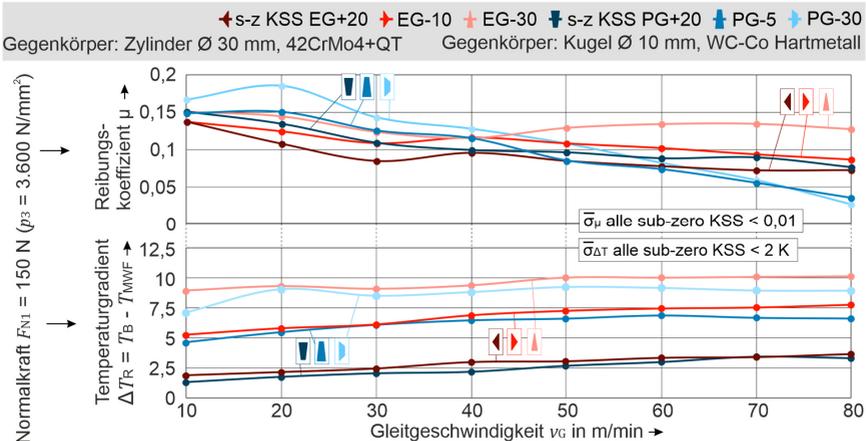


Abbildung 5-9: Reibungsreduzierende Wirkung von sub-zero KSS im Vergleich.

Bis $v_G < 40$ m/min war die Schmierwirkung des sub-zero KSS PG geringer als die des sub-zero KSS EG. Ferner ist ersichtlich, dass die Schmierwirkung mit sinkender Zufuhrtemperatur schlechter wird. Dieses Verhalten verändert sich ab einer Gleitgeschwindigkeit von ca.

40 m/min. Die steigende Viskosität des sub-zero KSS PG-30 verglichen zum PG+20 führte zu einer besseren Schmierwirkung. Obwohl die Viskosität des sub-zero KSS EG-30 vielfach höher ist als beim sub-zero KSS EG+20, wurde aber eine geringere Schmierwirkung gemessen. Offensichtlich liegen neben der Viskosität noch weitere signifikante Einflussfaktoren vor, welche die Schmierwirkung bei extrem hohen Flächenpressungen beeinflussen, z. B. Wechselwirkungen der Additive und Basisstoffe der sub-zero KSS mit den Oberflächen der Reibpartner aufgrund von Adsorptionsvorgängen [Hues14, Schu13].

Hinsichtlich der Temperaturgradienten zeigt sich: je niedriger T_{KSS} , desto höher ΔT_R . Infolge der steigenden Viskosität mit sinkender Temperatur wurde der HTC reduziert. Ferner wies der Versuchsaufbau eine einheitliche Starttemperatur von +20°C auf. Durch die Kühlung kam es zur Wärmeleitung von den ungekühlten Bereichen in Richtung der gekühlten Bereiche. Je geringer die Zufuhrtemperatur, desto stärker war diese Wärmeleitung in Richtung des Kontakts.

5.3.2 Oberflächentopographie der Reibpartner

Qualitativ ist die Oberflächentopographie der Reibpartner nach dem Prüfzyklus in Abbildung 5-10 dargestellt. Quantitativ sind die Kalotten der Grundkörper (HM-Kugel) und die Riefen des Gegenkörpers (Werkstück) nach dem Prüfzyklus in Abbildung 5-11 dargestellt.

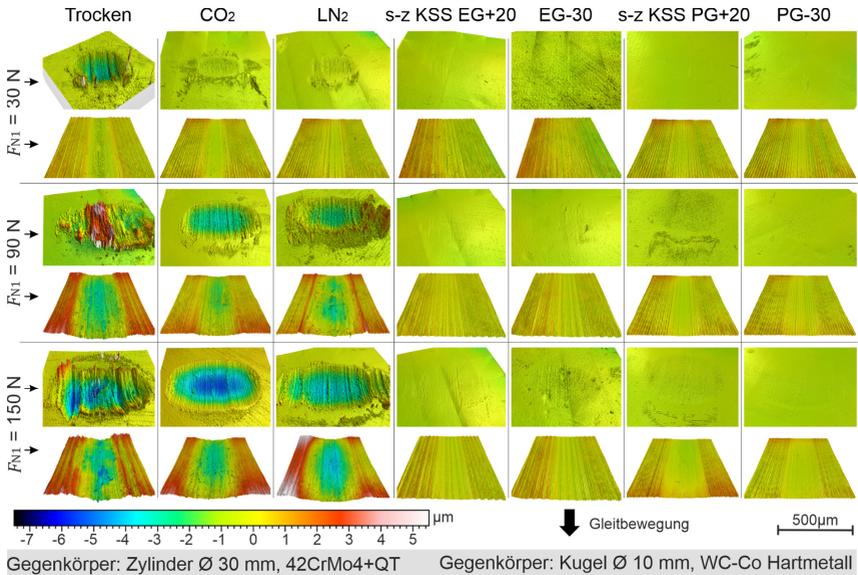


Abbildung 5-10: Überblick über die Topographien des Grundkörpers (Kugel, oben) und des Gegenkörpers (Werkstück, unten) abhängig von der Kühlschmierung und der Normalkraft.

Die trockene Bedingung führte zu stark ausgeprägten Verschleißerscheinungen an der HM-Kugel. Infolge der hohen Härte des 42CrMo4+QT traten abrasive Verschleißvorgänge auf, die sich mit starken Adhäsionen des 42CrMo4+QT überlagerten. Mit zunehmender Normalkraft vergrößerte sich die Kalotte infolge der steigenden thermo-mechanischen Belastung bis zu einer Höhe $h_K = 5 \mu\text{m}$ und einer projizierten Fläche von $AB_K = 0,23 \text{ mm}^2$ (F_{N3}). Durch Abrasion und Pressverschweißungen wurde die geometrische Gestalt der Kugel zudem verändert, welche auf das Werkstück übertragen wurde. Die Riefen auf dem Gegenkörper (Werkstück) deuten auf

adhäsive und abrasive Verschleißmechanismen hin, die mit zunehmender Flächenpressung auf dem Gegenkörper weiter verstärkt wurden.

Bei der Verwendung der kryogenen Medien sind nach dem Prüfzyklus ebenfalls deutliche verschleißbedingte Änderungen an beiden Reibpartnern aufgetreten. Es traten ausgeprägte abrasive Vorgänge auf, allerdings wurden Adhäsionen drastisch reduziert, insbesondere durch CO₂-Schnee. Bei einer Flächenpressung von 2.100 N/mm² (F_{N1}) waren sowohl die Kalotten als auch die Riefen aber nur schwach ausgeprägt. Die Riefe wurde dabei nur innerhalb der initialen Rauheitsspitzen (Asperiten) des Werkstücks gebildet. Mit zunehmender Flächenpressung nähern sich die Ergebnisse der trockenen Bedingung an. Auffällig ist, dass bei F_{N3} der Einsatz des CO₂-Schnees sogar eine größere Kalotte zur Folge hatte als bei der trockenen Bedingung, was jedoch nicht zu einer tieferen Riefe führte. Möglicherweise aktiviert der CO₂-Schnee spezifische Verschleißmechanismen des WC-Co-Hartmetalls [Kayn18]. Im Gegensatz dazu führte LN₂ zwar zu einer deutlich kleineren Kalotte, aber zu einer tieferen Riefe.

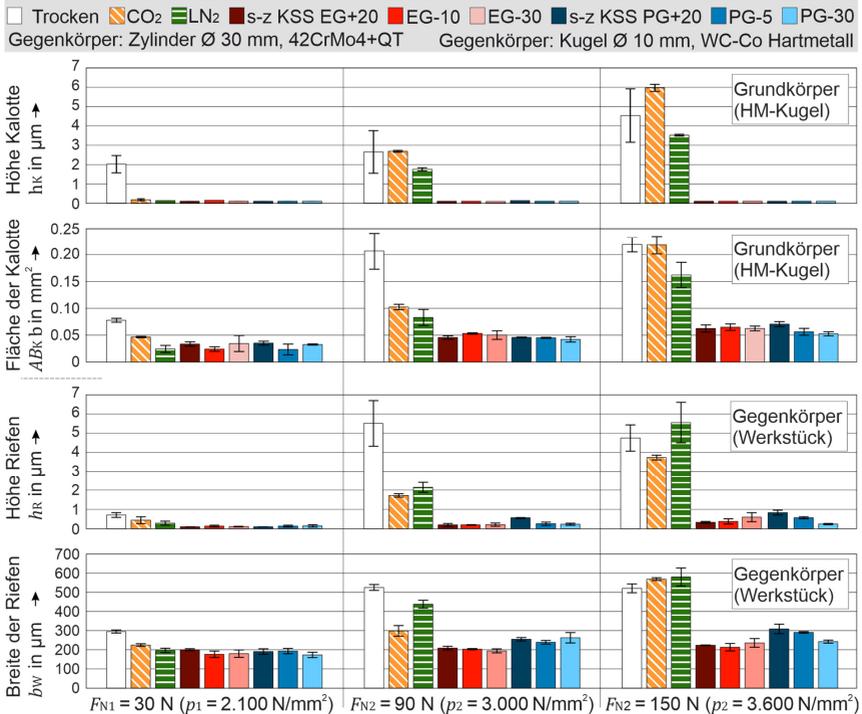


Abbildung 5-11: Höhe h_K und der projizierten Fläche A_{BK} der Kalotte an der HM-Kugel sowie der sowie Höhe h_W und Breite b_W der Riefen auf den Werkstücken nach dem Prüfzyklus.

Der Einsatz beider sub-zero KSS führte nur zu marginalen geometrischen Änderungen an beiden Reibpartnern. Ferner ergaben sich die in Abbildung 5-11 gezeigten Werte für A_{BK} der Kugel im Wesentlichen aus minimalen Kratzern, die bei einer Flächenpressung von 3.600 N/mm² (F_{N3}) am stärksten ausgeprägt waren. Die Riefen zeigen eine Glättung der initialen Asperiten des Werkstücks durch Einlaufvorgänge, die mit steigender Flächenpressung infolge zunehmender plastischer Deformation verstärkt wurden. Adhäsionen oder signifikante abrasive

Verschleißerscheinungen traten an beiden Reibpartnern jedoch nicht auf. Abhängig von der Art des sub-zero KSS sowie dessen Zufuhrtemperatur traten Änderungen der Riefe auf. Beim sub-zero KSS PG kam es mit sinkender Zufuhrtemperatur zu einer weniger stark ausgeprägten Glättung der initialen Asperiten. Dagegen führte der sub-zero KSS EG mit sinkender Zufuhrtemperatur zu einer stärker ausgeprägten Glättung des Gegenkörpers.

5.3.3 Analyse der Schmierfilmdicke von sub-zero KSS

Um den Einfluss des Viskositätsverhaltens der sub-zero KSS auf die Schmierwirkung weitergehend zu analysieren, wurde die zentrale Schmierfilmdicke H_c nach Gl. 2-22 sowie die spezifische Schmierfilmdicke λ_s nach Gl. 2-23 berechnet. Als Eingangsgrößen wurden die Material- und Geometriedaten der Werkstücke (Abbildung 2-22 bzw. 4-3) und HM-Kugeln (Kapitel 4.3) sowie die Stoffeigenschaften der sub-zero KSS (Tabelle 4-2) verwendet. Für die hydrodynamische Geschwindigkeit wurde die variierte Gleitgeschwindigkeit v_{G1-8} angenommen und als Normalkraft wurde $F_{N1}-F_{N3}$ in Gl. 2-22 eingesetzt. Als Druck-Viskositäts-Koeffizient wurde $b_{KKS} = 4,5 \text{ GPa}^{-1}$ für beide sub-zero KSS gewählt. Dieser Wert wurde anhand eines Kugelfallviskosimeters für eine wässrige EG-Mischung (gleicher Massenanteil) bei einer Temperatur von $25 \text{ }^\circ\text{C}$ ermittelt [Dalm78]. In dieser Arbeit wurde jedoch die Zufuhrtemperatur und ferner der sub-zero KSS PG verwendet. Wegen nicht bekannter Stoffdaten sind daher Abweichungen anzunehmen. Die Ergebnisse der Berechnung sind grafisch in Abbildung 5-12 dargestellt.

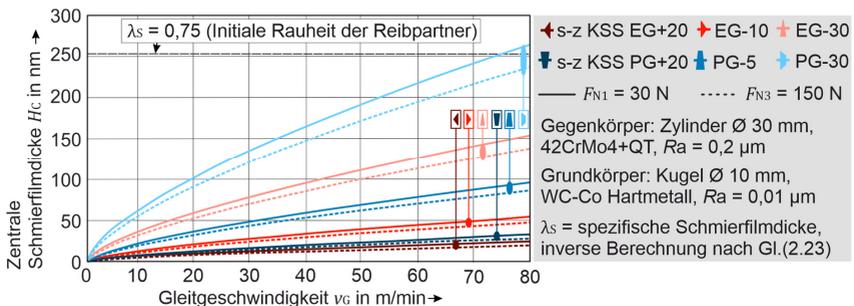


Abbildung 5-12: Nach Gl. 2-22 berechnete Schmierfilmdicke H_c abhängig von den Stoffeigenschaften der sub-zero KSS, der Normalkraft F_N sowie der Gleitgeschwindigkeit v_G .

Maßgeblich für die Bildung des hydrodynamischen Schmierfilms sind die Gleitgeschwindigkeit, die mechanische Belastung und die Viskosität des sub-zero KSS. Der sub-zero KSS EG+20 erzeugt bei einer Gleitgeschwindigkeit von $v_{G8} = 80 \text{ m/min}$ und einer Normalkraft von $F_{N1} = 30 \text{ N}$ eine zentrale Schmierfilmdicke von $H_c = 0,02 \text{ }\mu\text{m}$. Die mit sinkender Temperatur einhergehende höhere Viskosität der sub-zero KSS führt zu einem äußerst starken Anstieg der Schmierfilmdicke, insbesondere beim sub-zero KSS PG. Bei gleicher Belastung und Gleitgeschwindigkeit wird durch den sub-zero KSS PG-30 eine Schmierfilmdicke von $H_c = 0,26 \text{ }\mu\text{m}$ erzeugt. Die Reibungszustände können anhand der spezifischen Schmierfilmdicke λ_s abgeleitet werden (vgl. Abbildung 2-21). In Abbildung 5-12 ist zu erkennen, dass durch den sub-zero KSS PG-30 mit der initialen Rauheit der Reibpartner eine spezifische Schmierfilmdicke von maximal $\lambda_s = 0,75$ erreicht wurde. Es lag im tribologischen Kontakt folglich ein Mischreibungszustand vor ($\lambda_s < 1,5$), bei dem sich die Lastverteilung auf die Asperiten verlagert [Bair82].

5.3.4 Diskussion

Die tribologischen Kenngrößen müssen durch die Verwendung des Prüfzyklus unter Berücksichtigung verschleißbedingter Änderungen der Geometrie beider Reibpartner betrachtet werden. Bei der trockenen Bedingung sowie bei der Verwendung des CO₂-Schnees und LN₂ traten diesbezüglich signifikante Änderungen auf, wodurch sich die Flächenpressung reduzierte. Bei der Verwendung der sub-zero KSS sind diesbezüglich nur marginale Einflüsse aufgetreten.

Trockene Bedingung

Während der Festkörperreibung der trockenen Bedingung berührten sich die Asperiten der Reibpartner, wodurch es zu hohen COF von bis zu $\mu = 0,5$ kam. Dies deckt sich mit den Ergebnissen anderer Arbeiten [Ster19, Rech09]. Durch Einlaufvorgänge zu Beginn des Prüfzyklus kam es in dem offenen Tribometer infolge mechanischer Wechselwirkungen und Abrasion zu höheren COF [Ster19, Bowd51]. Die aus dem hohen COF resultierende Reibungskraft führte in Kombination mit steigenden Gleitgeschwindigkeiten zu einer hohen thermischen Belastung im tribologischen Kontakt, was sich vorteilhaft auf den COF auswirkte. Aufgrund der hohen Temperatur kommt es durch Oxidation zu einer Veränderung der Oberflächenchemie. Für die betrachtete Werkstoffpaarung wirkt sich dies vorteilhaft auf den COF aus [Hong06, Arch56]. Die hohe Temperatur bewirkt ferner eine geringere Scherfestigkeit der Adhäsionsbindung einzelner Asperiten, die ursächlich für die atomaren Wechselwirkungen der Reibungsvorgänge sind [Moli99]. Als Folge dieser adiabatischen Scherbandbildung [Stot02] kommt es zu einem progressiven Abfall des COF mit steigender Temperatur im tribologischen Kontakt [Moli99]. Für die Materialpaarung 42CrMo4 und WC-Co-Hartmetall ist zu erwarten, dass der COF bei $v_G = 150$ m/min sogar weiter auf $\mu = 0,2$ sinken kann [Rech13, Ben 12, Clau10, Rech09].

Infolge der hohen thermo-mechanischen Belastung traten bei der trockenen Bedingung starke adhäsive und abrasive Wechselwirkungen zwischen den Reibpartnern auf. Die dadurch hervorgerufenen Verschleißerscheinungen führten zu erheblichen Änderungen der geometrischen Gestalt beider Reibpartner. Dies kann auf Adhäsionen des 42CrMo4+QT zurückgeführt werden, was durch das Fehlen eines Schmierfilms begünstigt wurde.

Einsatz von CO₂-Schnee und LN₂

Die Verwendung der kryogenen Medien führte nur bei F_{N1} zu einer signifikanten Verbesserung der Schmierwirkung. Nach den hohen mechanischen Wechselwirkungen während der Einlaufvorgänge, wurde der COF etwa halbiert. Infolge der fehlenden adiabatischen Scherbandbildung [Stot02, Moli99] ist jedoch zu erwarten, dass die Scherfestigkeit der Adhäsionsbindung aufgrund der bei F_{N1} aufgetretenen niedrigen Temperatur steigt. Aus Abbildung 5-10 geht hervor, dass durch CO₂-Schnee und LN₂ Adhäsionen an den Reibpartnern reduziert wurden. Es kann angenommen werden, dass durch die geringe Temperatur die Scherfestigkeit der Adhäsionsbindung zwar steigt, aber gleichzeitig Adhäsionsbindungen aufgrund der Versprödung des Werkstoffs erschwert werden (vgl. auch Abbildung 2-26). Eine reibungsreduzierende Wirkung durch eine Schmierfilmbildung ist dagegen aus tribologischer Sicht unwahrscheinlich, weil die kryogenen Medien keine oder nur eine sehr geringe Schmierfilmdicke aufweisen (vgl. Kapitel 2.2.5). Die Kombination mehrerer Mechanismen, die bereits im Stand der Wissenschaft und Technik beleuchtet wurden, könnten zur reibungsreduzierenden Wirkung beigetragen haben. Die festen CO₂-Partikel könnten möglicherweise als Rollkörper eine vergleichbare Wirkung von Nanopartikeln in Schmierstoffen erzeugen [Shar17, Dai16]. Diese verbessern die Schmierwirkung ebenfalls nur bis Flächenpressungen von etwa 2.000 N/mm² [Hern07]. Auch die

Kondensation der Luftfeuchtigkeit an den unterkühlten Reibpartnern könnten zu der reibungsreduzierenden Wirkung durchaus beigetragen haben [Ster19]. Für die Materialpaarung 42CrMo4 und WC-Co-Hartmetall führte HONG die Schmierwirkung des LN₂ auf molekulare Grenzschichten infolge von Adsorptionsvorgängen zurück [Hong06]. Durch marginale Trennfilme und eine Änderung der Oberflächenchemie könnten vorteilhafte Effekte auf den COF aufgetreten sein. Auch eine Trennung der Asperiten durch schlagartige Siedevorgänge des LN₂ könnten für die Schmierwirkung förderlich sein [Cour13, Dhan11b]. Mit zunehmender Flächenpressung wurden jedoch für LN₂ [Cour13] und CO₂-Schnee [Ster19] keine reibungsreduzierenden Effekte beobachtet, was sich mit den Ergebnissen dieser Arbeit deckt.

Kryogene Medien weisen eindeutig reibungsreduzierende Wirkungen auf, was auch anhand der Verschleißerscheinungen bestätigt werden kann. Insbesondere bei F_{N1} und einer Flächenpressung von 2100 N/mm² trat nur eine Glättung der initialen Rauheit des Gegenkörpers auf. Dies deutet darauf hin, dass die Asperiten nach den Einlaufvorgängen voneinander getrennt wurden.

Einsatz der sub-zero Kühlschmierstoffe

Der Einsatz von sub-zero KSS führte zu einer hohen Kühl- und Schmierwirkung. Auch bei einem hohen Wärmeeintrag wurde die durch Reibung entstehende Wärme hinreichend abgeführt, was anhand der geringen Temperaturgradienten in Abbildung 5-9 ersichtlich ist. Die COF waren mindestens zweifach geringer als bei den kryogenen Medien, wodurch der Wärmeeintrag weiter reduziert wurde. Es wurde kein signifikanter Stoffverlust an den Reibpartnern beobachtet. Es trat lediglich eine Glättung der initialen Asperiten des Werkstücks infolge plastischer Verformung auf. Durch den stabilen flüssigen Zustand der sub-zero KSS wurde offenbar ein Schmierfilm generiert, wodurch die tribologische Belastung drastisch reduziert wurde. Ferner traten deutlich geringere Schwankungen der tribologischen Kenngrößen auf.

Hinsichtlich des Temperatur-Viskositäts-Verhaltens der sub-zero KSS kann ein Einfluss auf die Schmierwirkung abgeleitet werden. Dieser Einfluss unterliegt dabei Wechselwirkungen des jeweiligen sub-zero KSS mit der Gleitgeschwindigkeit v_G . Besonders im Geschwindigkeitsbereich bis 40 m/min kam es zu deutlichen Veränderungen der Schmierwirkung abhängig von der Art des sub-zero KSS. In diesem Bereich führte der sub-zero KSS PG im Vergleich zum sub-zero KSS EG über alle Normalkräfte und Zufuhrtemperaturen zu einem gemittelten COF, der um 40 % höher war. Beginnend ab $v_G = 40$ m/min kam es zu einer signifikanten Verbesserung der Schmierwirkung des sub-zero KSS PG mit sinkender Zufuhrtemperatur. Der Einfluss dieses Temperatur-Viskositäts-Verhaltens auf die Schmierwirkung könnte mit einer veränderten Oberflächenchemie, Wechselwirkungen der Additive mit den Basisstoffen oder der Bildung eines hydrodynamischen Schmierfilms erklärt werden. Eine Änderung der Oberflächenchemie durch Oxidation ist unwahrscheinlich. Die thermische Belastung im Kontakt war bei gleicher Zufuhrtemperatur ähnlich. Durch Physisorption und Chemisorption der polaren Grundstoffe (Wasser, MPG, MEG) könnten Änderungen der Oberflächenchemie aufgetreten sein (vgl. auch Kapitel 2.2.5). Wahrscheinlich beeinflussen temperaturabhängige Wechselwirkungen zwischen dem MPG bzw. MEG und den verwendeten Additiven die Schmierwirkung [Rudn13].

Die Fähigkeit zur Bildung eines hydrodynamischen Schmierfilms erklärt die deutliche Verbesserung der Schmierwirkung des sub-zero KSS PG-30 ab einer Gleitgeschwindigkeit von 40 m/min. Die zentrale Schmierfilmdicke H_c wird massiv durch die Variation der Art des sub-zero KSS beeinflusst. Da die spezifische Schmierfilmdicke λ_s weit unter 0,75 liegt, besonders zum Beginn des Prüfzyklus, lag ein Grenzreibungsregime vor. Dabei verlagert sich die

Lastverteilung auf die Asperiten der Oberflächenstruktur. Die Reibung wird daher im Wesentlichen durch die Materialeigenschaften und Topographie der Reibpartner bestimmt [Bair82, Tall67]. Die Glättung der initialen Rauheitsspitzen des weicheren Werkstücks durch plastische Deformation ist für die Schmierfilmbildung vorteilhaft. Die spezifische Schmierfilmdicke wurde verschoben, sodass nach den Einlaufvorgängen höhere λ_S -Werte erreicht wurden. Bei der Verwendung des sub-zero KSS PG-30 könnte bei einer Gleitgeschwindigkeit von 80 m/min bereits ein massiver Einfluss der Schmierfilmbildung auf den COF aufgetreten sein. Dadurch wurde die Glättung der initialen Asperiten des Werkstücks verringert (siehe Abbildung 5-11), weil die Lastverteilung teilweise auf den KSS im Schmierpalt verlagert wurde. Die Verschlechterung der Schmierwirkung des sub-zero KSS EG-30 bei hohen Gleitgeschwindigkeiten zeigt aber auch, dass neben der hydrodynamischen Schmierfilmbildung weitere signifikante Einflüsse auf die Schmierwirkung bei extrem hohen Flächenpressungen auftreten müssen. Anhand der stärkeren Glättung der Asperiten des Werkstücks ist ersichtlich, dass die Lastverteilung beim sub-zero KSS EG-30 deutlich stärker auf den Asperiten als auf dem Schmierpalt lag.

Es zeigt sich, dass die Schmierwirkung bei extremen Flächenpressungen nicht direkt mit der hydrodynamischen Schmierfilmdicke korreliert werden kann. Eine Trennung der Asperiten der Reibpartner ist bei den untersuchten Belastungsszenarien nur in Grenzfällen möglich. Es ist vielmehr davon auszugehen, dass durch Chemisorption und Physisorption gebildete Schmierfilme an den Grenzflächen der Reibpartner den COF, den Stoffverlust sowie Adhäsionen beeinflussen. Additive könnten diesbezüglich von hoher Wichtigkeit sein. Generell ist die Schmierwirkung flüssiger Medien aber besser als die Schmierwirkung kryogener Medien.

5.4 Einfluss von Additiven auf das Drehen von 42CrMo4

Um den Einfluss von Additiven zu beleuchten, wurden drei Additiv-Formulierungen (F1 – F3) des sub-zero KSS EG anhand von Drehversuchen untersucht. Wesentlicher Fokus des Kapitels ist die Klärung der Frage, ob die Wirkung von Additiven durch niedrige Zufuhrtemperaturen beeinflusst wird. Jede Formulierung wurde daher sowohl bei einer Zufuhrtemperatur von $T_{KSS} = 20\text{ °C}$ als auch bei $T_{KSS} = -20\text{ °C}$ eingesetzt. Es wurden Schnittparameter gewählt, die zu einem hohen Wärmeeintrag in die Wirkstelle führen. Dieser wurde durch eine Variation der Schnitttiefe bei konstanter Schnittzeit variiert. Es wurden jeweils 5 Schnitte durchgeführt.

5.4.1 Ergebnisse der Drehversuche

Durch die Erhöhung der Schnitttiefe wurde der Spanungsquerschnitt verdoppelt, was etwa zu einer Verdopplung des Wärmeeintrags führte (vgl. auch Abbildung 2-4). In der Folge stieg die thermische Belastung, was anhand der Mittelwerte der Temperatur in Abbildung 5-13 ersichtlich ist. Durch den sub-zero KSS EG+20 trat eine gemittelte Temperatur über alle Formulierungen und Schnitte von 28 °C ($a_P = 1\text{ mm}$) bzw. 45 °C ($a_P = 2\text{ mm}$) auf. Durch die Kühlung des sub-zero KSS EG auf -20 °C wurde die Werkzeugtemperatur auf -8 °C bzw. 12 °C gesenkt.

Abhängig von den Formulierungen wurden geringere Unterschiede gemessen. Bei einer Zufuhrtemperatur von 20 °C konnte mit F2 die Temperatur nur bei $a_P = 2\text{ mm}$ leicht verringert werden. Bei $T_{KSS} = -20\text{ °C}$ wurde dagegen gerade mit F1 die geringste Temperatur erreicht. Die Zugabe der Polyalkylenglykole (PAG) in F2 und zusätzlich des Triisobutylphosphats (TiBP) in F3 bewirkte einen Anstieg der Temperatur, besonders während Schnitt 3 und 5.

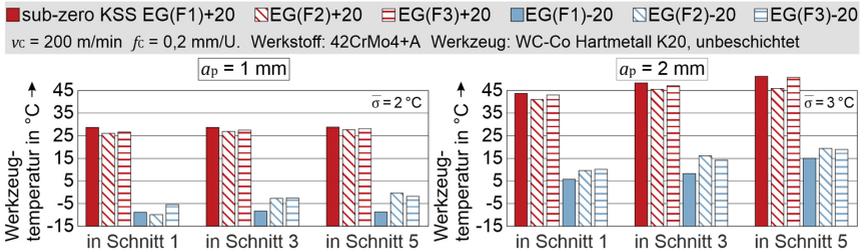


Abbildung 5-13: Werkzeugtemperatur während einzelner Schnitte abhängig von verschiedenen Formulierungen, deren Zufuhrtemperaturen sowie des Wärmeeintrags (durch a_p).

Die Verschleißfestigkeit des WC-Co-Hartmetalls wurde während der Zerspansung des 42CrMo4 infolge der hohen thermischen Belastung drastisch reduziert, was anhand des starken Verschleißfortschritts in Abbildung 5-14 zu erkennen ist. Mit zunehmender Schnitttiefe nahm die Verschleißmarkenbreite VB_{Bmax} weiter zu. Abhängig von der Zufuhrtemperatur und den Additiv-Formulierungen können bezüglich der VB aber keine deutlichen Trends beobachtet werden.

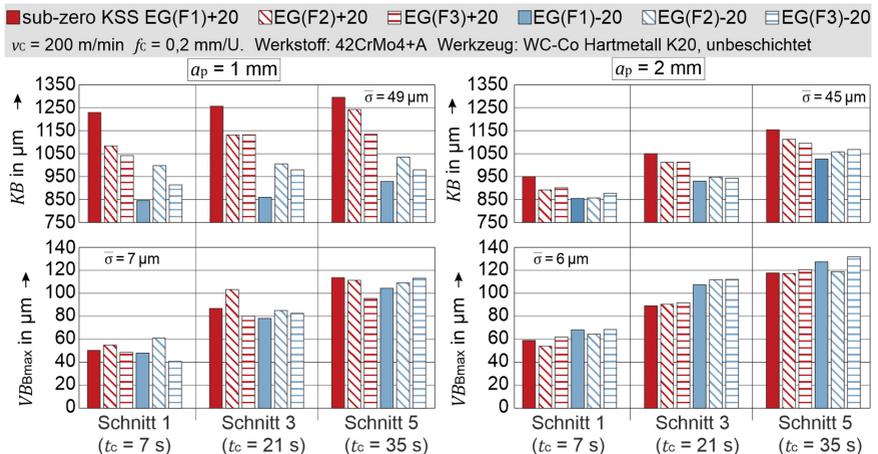


Abbildung 5-14: Kolkbreite KB und Verschleißmarkenbreite VB_{Bmax} abhängig von den Formulierungen, deren Zufuhrtemperaturen sowie des Wärmeeintrags (durch a_p).

Die Kolkbreite KB wurde mit steigender Schnitttiefe geringer, wenn die Formulierungen bei $T_{KSS} = +20^\circ\text{C}$ verwendet wurden. Eine Kühlung der Formulierungen auf -20°C bewirkte aber nur bei $a_p = 1 \text{ mm}$ eine geringere KB , die zudem weniger stark über die Schnittzeit zunahm. Hinsichtlich der drei Formulierungen ist ein Trend ersichtlich: Die KB wurde mit F2 und F3 bei einer Zufuhrtemperatur von 20°C stärker reduziert als mit F1. Bei einer Kühlung der Formulierungen auf -20°C wurde die geringste KB dagegen gerade mit F1 erzielt.

Die Oberflächenrauheit der Werkstücke R_z wurde durch eine höhere Schnitttiefe verbessert (Abbildung 5-15). Bei einer Schnitttiefe von $a_p = 2 \text{ mm}$ wurde R_z ferner mit zunehmender Schnittzeit geringer. Abhängig von der Zufuhrtemperatur traten keine signifikanten Trends auf. Hinsichtlich der Additiv-Formulierungen sind bezüglich R_z Tendenzen erkennbar. Durch F1 kam es bei $a_p = 1 \text{ mm}$ mit zunehmender Schnittzeit zu einer Verschlechterung von R_z , unabhängig von der Zufuhrtemperatur. Durch F2 und F3 wurden dagegen entweder eine gleichbleibende

oder eine geringere Rautiefe erreicht. Bei $a_p = 2$ mm und einer Zufuhrtemperatur von 20°C konnte die Rauheit ebenfalls durch F2 und F3 mit zunehmender Schnittzeit stärker verbessert werden als durch F1. Durch die Kühlung der Formulierungen wurde dieser Effekt geringer.

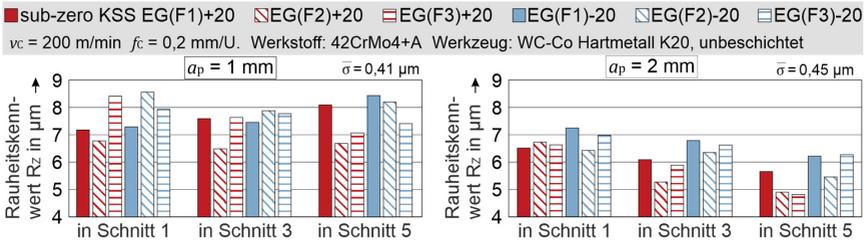


Abbildung 5-15: Oberflächenrauheit R_z der Werkstücke abhängig von den Formulierungen, deren Zufuhrtemperaturen sowie des Wärmeeintrags (durch a_p).

5.4.2 Diskussion des Einflusses von Additiven auf den Drehprozess

Thermische Belastung des Werkzeugs

Mit steigender Schnitttiefe kommt es aufgrund des höheren Spannungsquerschnitts zur einer Verschiebung der prozentualen Wärmestromverteilung in Richtung des Spans [Grze05]. In Abbildung 5-13 ist zu erkennen, dass durch die Verdopplung des Wärmeeintrags aber auch die Temperatur des Werkzeugs stieg. Infolge des zunehmenden Freiflächenverschleißes wurden die Reibungsvorgänge in der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone verstärkt, was zu einer weiteren Steigerung der thermischen Belastung führte. Durch die Kühlung aller Formulierungen auf -20°C traten höhere Temperaturgradienten zwischen KSS und Wirkstelle auf. Dadurch wurde die thermische Belastung des Werkzeugs reduziert, weil mehr Wärme durch den KSS abgeführt wurde. Aus Abbildung 5-14 ist ferner ersichtlich, dass die KB bei $a_p = 1$ mm durch die Kühlung aller Formulierungen um etwa 10 % verringert wurde. Damit geht eine Verkleinerung der Werkzeug-Span-Kontaktfläche einher, was die Wärmeleitung in das Werkzeug erschwert. Wegen der höheren Temperaturgradienten und der geringeren Wärmeleitung in das Werkzeug stieg die Werkzeugtemperatur mit zunehmender Schnitttiefe daher weniger stark.

Der Einfluss der Additive auf die thermische Belastung ist zwar gering, aber unerwartet hinsichtlich des Trends. Bei $T_{\text{KSS}} = 20^\circ\text{C}$ konnte nur mit PAG in F2 eine geringere Werkzeugtemperatur erzielt werden, besonders bei hohem Freiflächenverschleiß und hoher Schnitttiefe. Dies wurde nicht erwartet. Das wasserlösliche PAG führte in tribologischen Untersuchungen zu einer hohen Schmierwirkung bei Temperaturen von weit unter 0°C [Toma10, Geym84]. Das in F3 eingesetzte TiBP zeigte dagegen bei höheren Temperaturen eine hohe Schmierwirkung [John13]. Es wurde daher erwartet, dass mit PAG (F2) und PAG+TiBP (F3) eine ähnlich geringe Werkzeugtemperatur beim geringen Wärmeeintrag ($a_p = 1$ mm, VB gering) auftritt und mit F3 dagegen die geringste Werkzeugtemperatur beim hohen Wärmeeintrag ($a_p = 2$ mm, VB hoch). Möglicherweise war die Temperatur zur Aktivierung des TiBP in F3 noch zu niedrig. Offensichtlich kam es in F3 ferner zu nachteiligen Wechselwirkungen zwischen PAG und TiBP: Obwohl KB gering ist, wodurch die Werkzeug-Span-Kontaktfläche und damit die Wärmeleitung in das Werkzeug reduziert wurde, wurden hohe Werkzeugtemperaturen gemessen.

Bei $T_{\text{KSS}} = -20^\circ\text{C}$ wurde nur durch F1 eine geringere thermische Belastung erreicht, sowohl beim geringen Wärmeeintrag ($a_p = 1$ mm) als auch beim hohen ($a_p = 2$ mm). Der chemisch wirkende Korrosionsinhibitor Dinatriummetasilikat wird auch als Tensid eingesetzt [Steb07].

Durch eine bessere Benetzung [Choi11] könnte daher eine höhere Kühlwirkung erreicht worden sein. In Wasser elektrolytisch dissoziiertes Dinatriummetasilikat weist ionisches Verhalten auf, was die Bildung adsorptiver Schichten auf Metalloberflächen begünstigt [Hues14]. Dies hat sich möglicherweise indirekt über eine bessere Schmierwirkung vorteilhaft auf die thermische Belastung ausgewirkt. Die vorteilhaften Effekte des Dinatriummetasilikats werden durch die Zugabe von PAG (F2) sowie TiBP (F3) bei der niedrigen Zufuhrtemperatur reduziert.

Werkzeugverschleiß und Werkzeug-Span-Kontaktlänge

Die steigende Schnitttiefe bewirkt eine höhere Spanstauchung, wodurch die Deformation der Späne während der Spanbildung verstärkt wird. Durch den höheren Wärmeeintrag kommt es ferner zu einer zunehmenden thermischen Belastung in der Werkzeug-Span-Kontaktzone. In der Folge steigen die Temperaturgradienten zwischen Spanober- und Spanunterseite, was thermische Spannungen im Span begünstigt. Aufgrund beider Mechanismen wird die Werkzeug-Span-Kontaktlänge durch eine zunehmende Schnitttiefe reduziert, was anhand der Kolkbreite nach Schnitt 1 deutlich ersichtlich ist. Infolge ausgeprägter diffusiver Vorgänge kommt es bei der Zerspannung von 42CrMo4+AT mit Werkzeugen aus unbeschichtetem WC-Co-Hartmetall zu starkem thermisch aktiviertem Verschleiß (vgl. Kapitel 2.3.2). Der steigende Wärmeeintrag bei $a_P = 2$ mm führte daher zu einer schnelleren Zunahme der Kolkbreite über der Schnittzeit. Bei der Zufuhrtemperatur von -20 °C wurde die Formänderungsfestigkeit des Spans infolge der stärkeren Kühlung der Spans erhöht (Abbildung 4-9). Dies begünstigt die Spanstauchung und die mechanischen Spannungen im Span. Weil durch die Kühlung die Spanoberseite gekühlt wurde, kam es zu höheren thermischen Spannungen im Span. Die höheren mechanischen und thermischen Spannungen bewirkten eine Reduzierung der Kolkbreite um bis zu 10 %.

Der Einfluss der Additive auf die Kolkbreite ist deutlich geringer als der Einfluss der Zufuhrtemperatur. Bei $T_{KSS} = 20$ °C ist die Kolkbreite durch PAG in F2 und PAG+TiBP in F3 tendenziell reduziert worden. Diese vorteilhaften Effekte wurden durch die Kühlung der Formulierungen auf -20 °C verringert. Offenbar wurde die Wirksamkeit der Additive durch die Zufuhrtemperatur verschlechtert. Nur mit Dinatriummetasilikat in F1 wurde eine leicht geringere Kolkbreite gemessen, was auch mit der niedrigsten Werkzeugtemperatur in Einklang steht.

Der Freiflächenverschleiß wurde weder durch die Zufuhrtemperatur noch durch Additive signifikant beeinflusst. Die Diffusionsvorgänge in der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone wurden offenbar nur in geringem Maße beeinflusst. Möglicherweise resultiert dies daraus, dass eine Zufuhrmethode mit einer Ausrichtung des Freistrahls über den Span und die Spanfläche eingesetzt wurde. Dadurch wurde primär die Werkzeug-Span-Kontaktzone gekühlt.

Oberflächenrauheit des Werkstücks

Verschleiß und Aufbauschneiden führen zu Abweichungen von der kinematischen Rautiefe ($R_{kin} = 6,25$ µm nach Gl. 2-1). Die sinkende Rautiefe mit steigender Schnitttiefe kann mit geringeren Aufbauschneiden und höherem Werkzeugverschleiß erklärt werden. Durch die VB kam es wegen einer Abflachung des Schneideneckenradius zu einer Verringerung der Rauheit (siehe Abbildung 2-6). Infolge der höheren thermischen Belastung stieg ferner der Kolkverschleiß, was einen positiven Spanwinkel zur Folge hat [Thic00] und die Rauheit verbessert.

Es zeigte sich ein temperaturabhängiger Einfluss der Additive auf die Oberflächenrauheit. Bei der Zufuhrtemperatur von $+20$ °C war die Verbesserung der Oberflächenrauheit mit steigender Schnittzeit stärker ausgeprägt als bei $T_{KSS} = -20$ °C. Die Wirkung der Additive wurde aber vermutlich durch den höheren Wärmeeintrag mit zunehmendem Verschleiß aktiviert.

Zusammenfassend lässt sich ableiten, dass der Einfluss der Zufuhrtemperatur auf die Prozess- und Wirkgrößen des Drehprozesses deutlich höher ist als der Einfluss der untersuchten Additive. Tendenziell wird die Wirkung der Additive mit sinkender Temperatur gehemmt. Durch TiBP in F3 trat allerdings eine signifikant reduzierte Schaumbildung auf. TiBP wurde aus diesem Grund in den weiteren experimentellen Untersuchungen als Additiv verwendet.

5.5 Einfluss der Zufuhrmethode auf das Drehen von TiAl6V4

In diesem Kapitel erfolgt eine Analyse des Einflusses der Zufuhrmethode von sub-zero KSS mit Blick auf die thermo-mechanische Belastung des Werkzeugs, dessen Verschleiß und die Werkzeug-Span-Kontaktlänge sowie die Oberflächenrauheit des Werkstücks. Anhand von Drehversuchen wurden für drei Düsenpositionen (P1-P3) jeweils zwei Strahlgeschwindigkeiten untersucht (Tabelle 4-5), die aus einer Variation des Massenstroms ($\dot{m} = 2,1 \text{ kg/min}$ und $\dot{m} = 4,2 \text{ kg/min}$) resultierten. Ferner wurde der Einfluss der Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS EG weitergehend untersucht und daher mit $T_{\text{kss}} = 20 \text{ °C}$ und -30 °C variiert. Der Wärmeeintrag wurde anhand von $v_c = 60 \text{ m/min}$ und 120 m/min variiert, wodurch die geometrischen Gegebenheiten der Wirkstelle nur gering verändert wurden, z. B. bzgl. Spanbreite und -dicke.

5.5.1 Thermo-mechanische Belastung des Werkzeugs

Thermische Belastung des Werkzeugs

Das Drehen von TiAl6V4 mit Schnittgeschwindigkeiten von über 60 m/min hat eine extreme thermische Belastung des Werkzeugs zur Folge. Die hohe Wärmeleitfähigkeit der unbeschichteten WSP 1 begünstigte die Wärmeleitung in das Werkzeug. In Abbildung 5-16 ist der Temperaturverlauf in einem Abstand von 1 mm zu den Kontaktzonen abhängig von den drei Düsenpositionen jeweils für beide Zufuhrtemperaturen dargestellt ($v_c = 120 \text{ m/min}$, $\dot{m} = 4,2 \text{ kg/min}$). Während der Trockenerspanung wurde eine maximale Werkzeugtemperatur von 378 °C gemessen. Der Einsatz des sub-zero KSS EG führte dagegen zu einer gleichbleibenden Temperatur, aber auf unterschiedlichen Niveaus. Bei gleicher Düsenposition wurde durch die niedrige Zufuhrtemperatur von -30 °C generell eine geringere Werkzeugtemperatur erreicht. Ein hoher Einfluss der Düsenposition auf die Kühlwirkung ist aber ersichtlich: Mit der aus P1 und P2 kombinierten Zufuhr P3 und einer Zufuhrtemperatur von 20 °C wurde eine deutlich höhere Kühlwirkung erreicht als mit P1 und einer Zufuhrtemperatur von -30 °C .

Je höher die Schnittgeschwindigkeit, desto höher die in Wärme umgewandelte Schnittleistung, was anhand der Mittelwerte der Temperatur in Abbildung 5-17 deutlich ersichtlich ist. Während der Trockenerspanung stieg die Temperatur des Werkzeugs von 338 °C auf 378 °C . Alle untersuchten Zufuhrmethoden führten zu einer Reduzierung der Temperatur von mindestens 150 °C . Bei einer optimal gewählten sub-zero Kühlschmierstrategie sogar um bis zu 320 °C .

Bei einem Massenstrom von $2,1 \text{ kg/min}$ wurden die höchsten Kühlwirkungen mit der freiflächenseitigen (P2) und der span- und freiflächenseitigen Zufuhrmethode (P3) für beide Schnittgeschwindigkeiten gemessen. Allerdings wurden mit P2 und P3 die Kühlwirkungen durch eine um 50 °C geringere Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS nicht verbessert. Die Temperaturgradienten zwischen der Prallströmung und Wirkstelle begünstigen die Kühlwirkung. Allerdings ist anhand der berechneten KWI (vgl. auch Tabelle 4-5) in Abbildung 5-17 ersichtlich, dass der HTC drastisch reduziert wurde. Erstens war die Viskosität des sub-zero KSS EG-30 vielfach höher und zweitens war die Strahlgeschwindigkeit wegen des niedrigen Massenstroms

vergleichsweise gering. Beides führte zu einer laminaren Strömung ($Re_D \ll 2500$, Tabelle 4-5), wodurch der konvektive Wärmeübergang trotz höherer Temperaturgradienten nicht höher war.

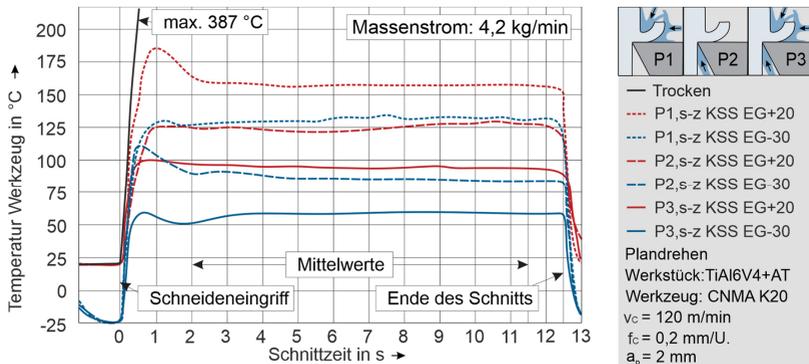


Abbildung 5-16: Verlauf der Werkzeugtemperatur auf der Schnittzeit beim Einsatz des sub-zero KSS EG abhängig von verschiedenen Düsenpositionen und Zufuhrtemperaturen.

Durch die Erhöhung des Massenstroms auf 4,2 kg/min wurde die Kühlwirkung des sub-zero KSS EG-30 mit allen Düsenpositionen deutlich verbessert. Durch den höheren Massenstrom wurde die Strahlgeschwindigkeit verdoppelt (vgl. Tabelle 4 4). Obwohl noch eine laminare Strömung des KSS-Freistrahls vorlag ($Re_D < 2500$), ist anhand der KWI ersichtlich, dass der HTC deutlich stieg. Bei einem hinreichend hohen HTC wird die Kühlwirkung durch die Verwendung des sub-zero KSS EG-30 offenbar drastisch verbessert.

Die Düsenposition, der Düsendurchmesser und die Anzahl der Düsen wurden gleichzeitig variiert. Auch wenn dadurch nur geringe Änderungen der Strahleigenschaften auftraten, ist eine isolierte Betrachtung der Düsenposition schwierig. Abhängig von der Düsenposition wurden aber unterschiedlich große Bereiche der Wirkstelle während der Prallströmung benetzt. Nach Gl. 2-14 lässt sich der Einfluss der Düsenposition daher entweder mit einer Änderung des HTC oder der benetzten Fläche zwischen Prallströmung und Werkzeug erklären. P1 und P2 weisen eine ähnliche KWI auf (siehe Tabelle 4-5). Durch die deutlich höhere Kühlwirkung mit P2 als mit P1 kann folglich abgeleitet werden, dass mit P2 eine größere Fläche am Werkzeug benetzt wurde. Mit P2 wurde der KSS-Freistrahle entlang der Freifläche in die Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone gerichtet. Wahrscheinlich wurde dadurch eine größere Fläche am Werkzeug benetzt, während der Freistrahle mit P1 primär auf den Span gerichtet wurde. Ferner bewegt sich der gekühlte Span mit der Spanablaufgeschwindigkeit von der Wirkstelle weg und steht nur begrenzt für die Kühlung zur Verfügung. Anhand der kombinierten Zufuhr P3 ist der Einfluss einer großen benetzten Fläche ersichtlich. Durch die Dreiteilung des Massenstroms (P3) wurde die KWI verglichen zu P1 und P2 reduziert. Durch den geringen Massenstrom wurde der HTC durch diese Dreiteilung zu stark reduziert, sodass keine bessere Kühlwirkung erreicht wurde. Mit P3 und dem hohen Massenstrom zeigt sich dagegen das Potential der sub-zero Kühlschmierstrategie. Bei einer hinreichend hohen Strahlgeschwindigkeit und einer großen benetzten Fläche führte auch eine höhere Schnittgeschwindigkeit nicht zu einer höheren Temperatur.

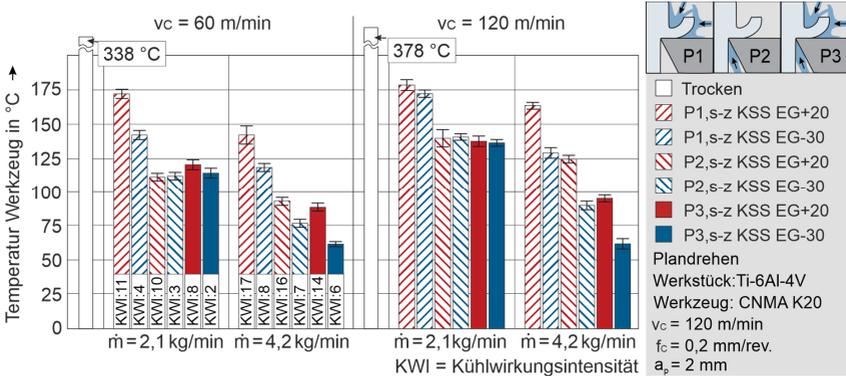


Abbildung 5-17: Werkzeugtemperatur beim Einsatz des sub-zero KSS EG abhängig von der Zufuhrmethodik, den Strahleigenschaften und des Wärmeintrags (vc).

Diese Ergebnisse zeigen, dass sub-zero KSS auf Basis wässriger Mischungen zweiwertiger Alkohole, die sich durch eine hohe Viskosität auszeichnen, unter hohen Strahlgeschwindigkeiten zugeführt werden müssen. Andernfalls kann die Kühlwirkung nicht verbessert werden. Es zeigt sich, dass die KWI diesbezüglich ein brauchbarer Indikator ist. Es sollte eine KWI von etwa 3-5 oder eine Strahlgeschwindigkeit von etwa $v_f = 15-20$ m/s nicht unterschritten werden. Begünstigt wird die Kühlwirkung ferner durch eine Maximierung der durch den Freistrah benetzten Fläche, z. B. durch eine kombinierte span- und freiflächenseitige KSS-Zufuhr.

Mechanische Belastung des Werkzeugs

Aus den Prozesskräften wurde der Reibungskoeffizient auf der Spanfläche μ_s berechnet (siehe Abbildung 5-18). Dieser wurde aus dem Verhältnis zwischen der auf die Spanfläche wirkenden Tangentialkraft F_{TS} (Gl. 5-2) zu der Normalkraft F_{NS} (Gl. 5-3) berechnet.

$$F_{TS} = F_C \cdot \cos\gamma_0 - (F_F \cdot \sin\kappa + F_P \cdot \cos\kappa) \cdot \sin\gamma_0 \tag{Gl. 5-2}$$

$$F_{NS} = F_C \cdot \cos\gamma_0 - (F_F \cdot \sin\kappa + F_P \cdot \cos\kappa) \cdot \sin\gamma_0 \tag{Gl. 5-3}$$

Während der Trockenzerspanung traten höhere Prozesskräfte als während einer Kühlschmierung auf, trotz thermischer Entfestigung des Werkstoffs. Dies kann auf zwei Ursachen zurückgeführt werden: Bei $v_c = 60$ m/min wurden thermische Expansionen des Wirkpaares aus den Kraftsignalen abgeleitet. Mit steigender Schnittzeit stieg die Schnittkraft um etwa 20 N. Nach der Victor-Kienzle Gleichung mit Daten aus [Köni82] führt eine Zunahme der Schnitttiefe von 50 μ m zu einer Erhöhung von: $F_C = +20$ N, $F_F = +10$ N, $F_P = +5$ N. Die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit führte zu einem starken Anstieg der Vorschub- und Passivkraft. Hier verstärkten sich die Reibungsvorgänge auf Grund von Ausbrüchen der Schneidkante. Ferner tritt bei Titanlegierungen nur eine vergleichsweise geringe thermische Entfestigung auf.

Bei der Verwendung einer Kühlschmierung führte eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit zu sinkender Schnittkraft und steigender Vorschub- und Passivkraft. Infolge des höheren Wärmeintrags stieg der diffusive Verschleiß und damit die Kolkentiefe (siehe Abbildung 5-19). Der effektive Spanwinkel wurde in den positiven Bereich verschoben und führte zu einem geringeren Werkstoffwiderstand gegen das Eindringen des Schneidkeils. Die steigende Vorschub- und Passivkraft kann auf kleinere Ausbrüche der Schneidkante zurückgeführt werden, die jedoch deutlich geringer als bei der Trockenzerspanung waren. Bei der Parameterkombination

$v_c = 120$ m/min, P3, $T_{KSS} = -30$ °C, $\dot{m}_2 = 4,2$ kg/min wurde die Reibung durch reduzierte Kantenausbrüche leicht verringert, was anhand μ_s ersichtlich ist. Anhand der Reibungskoeffizienten μ_s kann ferner abgeleitet werden, dass der Einfluss der Zufuhrmethode und der Zufuhrtemperatur auf die mechanische Belastung vergleichsweise gering ist.

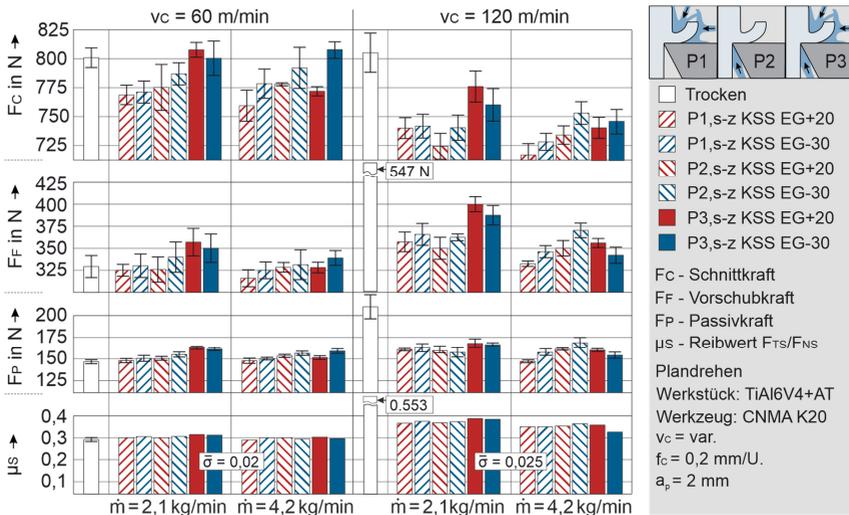


Abbildung 5-18: Mechanischen Belastung beim Einsatz des sub-zero KSS EG abhängig von der Zufuhrmethodik, den Strahleigenschaften und des Wärmeeintrags (v_c).

5.5.2 Werkzeugverschleiß und Werkzeug-Span-Kontaktlänge

Während der Trockenzerspanung kam es zur höchsten thermischen Belastung in der Werkzeug-Span-Kontaktzone, weshalb der Kolkverschleiß am höchsten war (Abbildung 5-19). Da mit steigender Schnittgeschwindigkeit die thermische Belastung in der Werkzeug-Span Kontaktzone stieg, wurde der Kolkverschleiß verstärkt. Durch jede Zufuhrmethode wurde die Werkzeug-Span-Kontaktlänge und damit die Kolkbreite KB reduziert. Dies ist zwar mit höheren Flächenpressungen zwischen Span- und Spanfläche verbunden, reduziert aber gleichzeitig die Kontaktfläche zwischen Span und Werkzeug. In Kombination mit der Kühlwirkung wurden die diffusiven Verschleißvorgänge daher verlangsamt [Berm12] und die KT reduziert. Abhängig von der Zufuhrmethode und Zufuhrtemperatur sind deutliche Unterschiede aufgetreten.

Bei $v_c = 60$ m/min und $\dot{m} = 2,1$ kg/min hatte die Zufuhrmethode wegen kurzer Schnittzeiten nur einen geringen Einfluss auf KT. Bezüglich KB und damit der Kontaktlänge wurden aber deutliche Unterschiede von bis zu 20 % gemessen. Mit P1 wurde die KB tendenziell verringert, besonders wenn der sub-zero KSS EG-30 eingesetzt wurde. Mit P1 wurden dabei allgemein die höchsten Temperaturen im Werkzeug gemessen (vgl. Abbildung 5-17). Mit P2 wurde die KB dagegen vergrößert, ebenfalls verstärkt durch die niedrige Zufuhrtemperatur. Mit P2 wurden dabei allgemein geringere Temperaturen als mit P1 erzielt. Mit P3 kommt es zu einer weiteren Erhöhung der KB im Vergleich zu P1/P2, besonders beim Einsatz des sub-zero KSS EG-30.

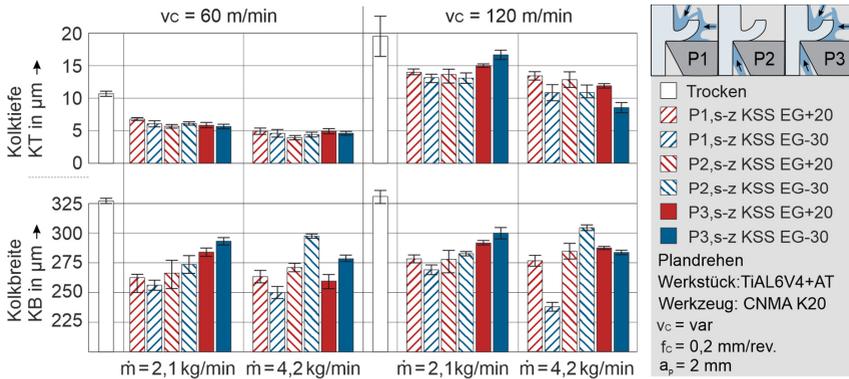


Abbildung 5-19: Kolkverschleiß beim Einsatz des sub-zero KSS EG abhängig von der Zufuhrmethodik, den Strahleigenschaften und des Wärmeeintrags (v_c).

Durch die Erhöhung des Massenstroms auf $4,2 \text{ kg/min}$ ($v_c = 60 \text{ m/min}$) wurde die thermische Belastung bei gleicher Düsenposition generell geringer, was allgemein zu einer geringeren Kolktiefe führte. Aufgrund des besseren HTC infolge höherer Strahlggeschwindigkeiten wurden die mit der jeweiligen Düsenposition anvisierten Bereiche der Wirkstelle stärker gekühlt. Das daraus resultierende charakteristische Verhalten ist in Abbildung 5-20 schematisch dargestellt.

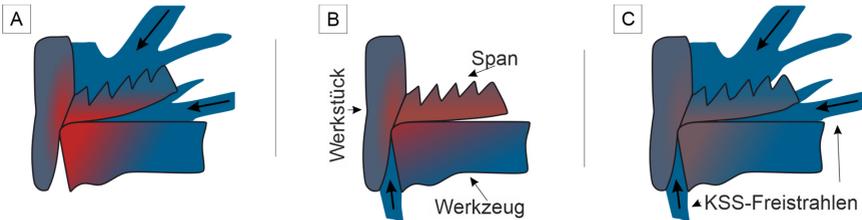


Abbildung 5-20: Einflüsse der spanflächenseitigen (A), freiflächenseitigen (B) und kombinierten KSS-Zufuhr (C) auf die Spanbildung und Temperatur beim Einsatz von sub-zero KSS.

Während mit P1 die KB weiter verkleinert wurde, kam es mit P2 zu einer weiteren Erhöhung der KB. Da mit P1 primär die Spanoberseite gekühlt wurde, traten höhere Temperaturgradienten zwischen der Spanoberseite und der Werkzeug-Span-Kontaktzone auf (Abbildung 5-20A). Infolgedessen stiegen die thermisch induzierten Spannungen im Span und die Werkzeug-Span-Kontaktlänge wurde reduziert. Mit P2 kann dagegen von einer geringeren thermischen Belastung in der Werkzeug-Span-Kontaktzone ausgegangen werden (vgl. auch Abbildung 5-17). Ferner wurde die Spanoberseite nicht von der Prallströmung benetzt. Folglich waren die thermisch induzierten Spannungen im Span sowie die Kontaktlänge niedriger (Abbildung 5-20B). Bei der kombinierten Position (P3) überlagerten sich diese Effekte (Abbildung 5-20C). Die Temperatur in der Werkzeug-Span-Kontaktzone war nochmals geringer als mit P2, aber durch die Kühlung der Spanoberseite wurden noch thermische Spannungen im Span erzeugt.

Durch die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit auf 120 m/min können diese Trends bestätigt werden (Abbildung 5-19). Bei einem geringen Massenstrom von $2,1 \text{ kg/min}$ sind die Einflüsse auf den Werkzeugverschleiß und die Spanbildung aufgrund des geringen HTC jedoch nur gering ausgeprägt. Durch die höhere Kolktiefe mit P3 ist davon auszugehen, dass die Temperatur

in der Kontaktzone jedoch höher als mit P1 und P2 war. Hier bestätigt sich, dass eine kritische Strahlgeschwindigkeit beim Einsatz des sub-zero KSS EG-30 zwingend erforderlich ist. Bei einer hinreichenden Strahlgeschwindigkeit ($\dot{m} = 4,2 \text{ kg/min}$) wurde die thermische Belastung in der Werkzeug-Span-Kontaktzone und damit die KT deutlich reduziert.

5.5.3 Oberflächenrauheit der Werkstücke

Der Einfluss der Zufuhrmethode auf die profilhafte Oberflächentopographie des Werkstücks ist gering. Adhäsionen sind nicht aufgetreten. Es sind jedoch zwei Tendenzen in Abbildung 5-21 zu erkennen. Erstens führte der Einsatz des sub-zero KSS EG-30 bei gleicher Düsenposition immer zu einer besseren Oberflächenrauheit. Zweitens korrelieren die Fehlerbalken mit der Werkzeugtemperatur (Abbildung 5-17): je niedriger die Temperaturen, desto geringer die Fehlerbalken. Möglicherweise wurden die mikroskopischen Rückfederungseffekte während der Spanbildung durch die stärkere Kühlung des Werkstücks reduziert (vgl. auch Kapitel 2.3.1).

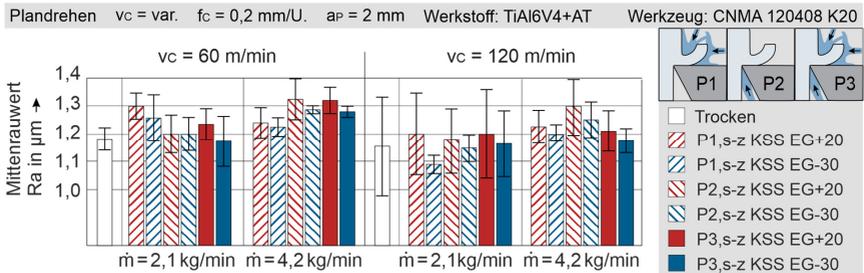


Abbildung 5-21: Oberflächenrauheit beim Einsatz des sub-zero KSS EG abhängig von der Zufuhrmethodik, den Strahleigenschaften und des Wärmeeintrags (vc).

5.6 Zwischenfazit

Durch die Erkenntnisse dieses Kapitels können mehrere Schlussfolgerungen bezüglich der Strahlerzeugung, der Ausrichtung des KSS-Freistrahls sowie den strömungsmechanischen, thermodynamischen und tribologischen Wechselwirkungen des Freistrahls mit der Wirkstelle abgeleitet werden. Generell können mit der sub-zero Kühlschmierstrategie die Vorteile herkömmlicher Kühlschmierstrategien durchaus mit den Vorteilen der kryogenen Zerspanung kombiniert werden. Dazu müssen jedoch mehrere Einflüsse der sub-zero Kühlschmierstrategie auf die Kühl- und Schmierwirkung berücksichtigt werden.

Die Strahlerzeugung von sub-zero KSS auf Basis zweiwertiger Alkohole zeichnet sich durch laminare Strömungszustände des KSS-Freistrahls aus. Mit sinkender Zufuhrtemperatur steigt die Viskosität der sub-zero KSS, was die laminare Strömung weiter begünstigt. Infolge der laminaren Strömung werden die Reibungsvorgänge im Düsenansatz und damit Druckverluste verstärkt. Mit der laminaren Strömung wird aber auch die Wirbelbildung während der Düsenströmung reduziert. In Kombination mit einem geringen Dampfdruck erschwert dies die Bildung von Dampfblasen und damit Kavitation. In Summe sind die Druckverluste daher geringer als beim Einsatz von Emulsion, insbesondere wenn Düsen mit abrupter Düsenverengung verwendet werden. Weiterhin hat die Düsenverengung beim Einsatz von sub-zero KSS keinen Einfluss auf die Strahleigenschaften. Darüber hinaus ist für die beim Drehen üblichen Düsenabstände kein Strahlerfall aufgetreten. Trotzdem sollten Düsen mit kontinuierlicher Düsenverengung eingesetzt werden, um Druckverluste zu vermeiden. Um mit sub-zero KSS bei geringen Zufuhrtemperaturen eine turbulente Strömung erzeugen zu können, sind Zufuhrdrücke im

Bereich der Hochdruckzerspanung erforderlich. Bis zu diesem Bereich können die Strahleigenschaften von sub-zero KSS ohne den Einfluss von Kavitation berechnet werden.

Auf die Kühlwirkung wirkt sich die laminare Strömung des KSS-Freistrahls nachteilig aus, weil der HTC reduziert wird. Die Wahl der Düsenverengung hat beim Einsatz von sub-zero KSS aber nur einen marginalen Einfluss auf den HTC. Weiterhin sind die thermo-physikalischen Stoffeigenschaften der sub-zero KSS nachteilig im Vergleich zur Emulsion, weshalb der HTC von Emulsion bei gleichen Zufuhrparametern besser ist. Aus diesem Grund ist der konvektive Wärmeübergang von sub-zero KSS geringer als von Emulsion, wenn die Temperatur des zu kühlenden Körpers oder der Wärmeeintrag sehr hoch sind. Dies bestätigt die Arbeitshypothese bezüglich der Notwendigkeit eines hinreichenden HTC beim Einsatz von sub-zero KSS. Trotz signifikant höherer Temperaturgradienten im Vergleich zur Emulsion kann die Kühlwirkung während der Zerspanung geringer sein. In diesem Zusammenhang wurde anhand von Analogieversuchen und Drehversuchen gezeigt, dass die KWI ein nützlicher Indikator ist, um einen hinreichenden HTC sicherzustellen. Sinkt die KWI und damit der HTC zu stark, dann kann bei gleicher Düsenposition die Kühlwirkung von sub-zero KSS verglichen zur Emulsion nicht verbessert werden. Besonders bei der Titanzerspanung, die eine besonders hohe thermische Belastung in den Kontaktzonen zur Folge hat, ist dies ein wichtiger Aspekt. Die kritische Grenze des HTC entspricht etwa einer KWI von 3-5 oder einer Strahlgeschwindigkeit von ca. 20 m/s. Bei der Verwendung von handelsüblichen Werkzeughaltern mit interner Zufuhrmethode entspricht dies einem Massenstrom von ungefähr 4 kg/min. Ein Unterschreiten dieser kritischen Grenzen muss beim Einsatz von sub-zero KSS zwingend vermieden werden.

Bezüglich der Kühlwirkung im Vergleich zu kryogenen Medien zeigt sich anhand der tribologischen Analogieversuche, dass die geringen HTC kryogener Medien von Nachteil sind. Wenn der Wärmeeintrag infolge stärker ausgeprägter Reibungsvorgänge steigt, dann nehmen die Temperaturgradienten zwischen KSS und Wirkstelle deutlich zu. Bereits bei einem Wärmeeintrag von 70 W - 100 W sind deutlich höhere Temperaturgradienten erforderlich um einen thermischen Gleichgewichtszustand zwischen Wärmeeintrag und Wärmeabfuhr zu erreichen. Es kann davon ausgegangen werden, dass bei einem Wärmeeintrag von mehreren kW, was beim Schruppen durchaus üblich ist, die Kühlwirkung kryogener Medien drastisch verschlechtert wird. Im Gegensatz dazu, zeichnen sich sub-zero KSS durch höhere HTC aus, sodass vergleichsweise geringe Temperaturgradienten zwischen KSS und Wirkstelle auftreten, auch bei einem höheren Wärmeeintrag. Die Arbeitshypothese bezüglich der Kühlwirkung von sub-zero KSS im Vergleich zu kryogenen Medien kann folglich ebenfalls gestützt werden.

Auf Basis der tribologischen Analogieuntersuchungen kann davon ausgegangen werden, dass die Schmierwirkung von sub-zero KSS deutlich höher ist als die reibungsreduzierende Wirkung kryogener Medien. Bis Flächenpressungen von etwa 2.100 N/mm² werden mit CO₂-Schnee und LN₂ noch reibungsreduzierende Wirkungen erreicht. Gleichwohl ist die Schmierwirkung von sub-zero KSS mindestens um den Faktor zwei höher, insbesondere bei höheren Flächenpressungen. Dadurch werden sowohl der Reibungskoeffizient als auch der Materialabtrag der Reibpartner reduziert. Diesbezüglich kann die Arbeitshypothese zur Schmierwirkung gestützt werden, wohingegen kein eindeutiger Zusammenhang zwischen Viskosität, Gleitgeschwindigkeit und Schmierwirkung gemessen wurde. Mit Hilfe einer Schmierfilmanalyse wurde gezeigt, dass bei hohen Flächenpressungen keine Korrelation zwischen Schmierwirkung und hydrodynamischer Schmierfilmdicke möglich ist. In Grenzfällen ist zwar von einem sehr hohen vorteilhaften

Einfluss der hydrodynamischen Schmierfilmbildung auf die Schmierwirkung auszugehen, es müssen jedoch weitere Effekte auftreten. Z. B. könnten adsorptive Wechselwirkungen zwischen den verwendeten Basisstoffen und Additiven mit den Metalloberflächen auftreten, die wahrscheinlich durch die Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS weiter beeinflusst werden.

Die Wirkung von Additiven wurde anhand von Drehversuchen weitergehend untersucht, besonders mit Blick auf den Einfluss der Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS. Mit sinkender Temperatur wird die reibungs- und verschleißreduzierende Wirkung von PAG und TiBP tendenziell verschlechtert. Steigt der Wärmeeintrag in das Werkstück bzw. Werkzeug dagegen, z. B. aufgrund eines höheren Spannungsquerschnitts oder Werkzeugverschleißes, wird die Wirkung dieser Additive wieder aktiviert. Darüber hinaus können antagonistische Effekte auftreten, wenn der Korrosionsinhibitor Dinatriummetasilikat in Kombination mit PAG und TiBP bei einer Zufuhrtemperatur von -20 °C eingesetzt wird. Bei einer niedrigen Zufuhrtemperatur wird das beste Ergebnis erreicht, wenn nur Dinatriummetasilikat eingesetzt wird. Triisobutylphosphat wird jedoch als weiteres Additiv vorgeschlagen, weil die Schaumbildung deutlich reduziert wird.

Ein weiterer hoher Einfluss der sub-zero Kühlschmierstrategie auf die Kühlwirkung wurde hinsichtlich der Ausrichtung der Freistrahlen auf die Wirkstelle identifiziert. Die thermische Belastung auf das Werkzeug wird am effektivsten reduziert, wenn mehrere Düsen so platziert werden, dass möglichst viele Bereiche der Wirkstelle gleichzeitig von einer Prallströmung benetzt werden. Darüber hinaus wird die Spanbildung, insbesondere die Werkzeug-Span-Kontaktlänge, durch die Ausrichtung des KSS-Freistrahls beeinflusst. Eine Kühlung der Spanoberseite bewirkt eine verstärkte Kühlung des Spans, wodurch dessen Scherfestigkeit erhöht wird. Es ist davon auszugehen, dass dadurch der Verformungsgrad des Spans und damit die vorliegenden mechanischen Spannungen erhöht werden. Weiterhin kommt es aufgrund der Temperaturunterschiede zwischen der Spanoberseite und der Werkzeug-Span-Kontaktzone zu thermischen Spannungen im Span. Die mechanischen und thermischen Spannungen reduzieren den Krümmungsradius des Spans und damit die Werkzeug-Span-Kontaktlänge. Dies wirkt sich wahrscheinlich sowohl vorteilhaft auf den Spanbruch als auch auf den diffusiven Kolkverschleiß aus. Wird der Freistrahle entlang der Freifläche des Werkzeugs in die Wirkstelle ausgerichtet, wird die thermische Belastung in der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone weiter reduziert, was die Bauteilqualität möglicherweise verbessert. Allerdings wird die Werkzeug-Span-Kontaktlänge dadurch wiederum erhöht. Trotz einer insgesamt deutlich geringeren thermischen Belastung des Werkzeugs als mit einer spanflächenseitigen KSS-Zufuhr wird deshalb der Kolkverschleiß nicht reduziert. Ferner wird der Spanbruch durch den höheren Spankrümmungsradius erschwert. Eine kombinierte span- und freiflächenseitigen KSS-Zufuhr kann als guter Ansatz betrachtet werden, um die jeweiligen Vor- und Nachteile abzuschwächen.

6 Einsatzverhalten der sub-zero Kühlschmierstrategie

In diesem Kapitel erfolgt eine vergleichende Analyse des sub-zero KSS EG mit herkömmlichen und kryogenen Kühlschmierstrategien sowie der Trockenzerspannung für das Außenlängs-Runddrehen. In Drehprozessen liegt der Fokus entweder auf einem möglichst hohen Zeitspanvolumen mit einer langen Standzeit des Werkzeugs (Schruppen) oder auf der Einhaltung der technischen Produktspezifikation des gefertigten Werkstücks mit geringem Aufwand (Schlichten). Für beide Aspekte wird das Potential der sub-zero Kühlschmierstrategie analysiert.

Die sub-zero Kühlschmierstrategie wird mit Blick auf die Erkenntnisse aus Kapitel 5 ausgelegt. Der sub-zero KSS EG wurde dabei sowohl mit einer Zufuhrtemperatur von $T_{KSS} = +20\text{ °C}$ als auch von -30 °C eingesetzt, um den Einfluss der Zufuhrtemperatur auf die Prozess- und Wirkgrößen gezielt analysieren zu können. Es wurde eine Rouse-Düse verwendet, die einen Düsendurchmesser von $d_D = 3\text{ mm}$ aufwies, sodass weite Bereiche der Wirkstelle mit einer Prallströmung benetzt wurden. Es wurde ferner eine Strahlgeschwindigkeit von $v_F = 30\text{ m/s}$ gewählt, was für den sub-zero KSS EG-30 zu einer hohen KWI von 14 führte. Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse verschiedener Kühlschmierstrategien zu bewahren, wurden einheitliche Düsenpositionen und Ausrichtungen des jeweiligen KSS-Freistrahls gewählt. Es wurde, auch mit Blick auf die verfügbare Versuchstechnik, eine spanflächenseitige KSS-Zufuhr verwendet.

6.1 Vergleichende Analyse der Schruppbearbeitung von TiAl6V4

In diesem Kapitel wird eine vergleichende Analyse der Schruppbearbeitung von TiAl6V4+AT mit unbeschichteten WC-Co-Hartmetallwerkzeugen durchgeführt. Der Fokus liegt auf der thermo-mechanischen Belastung des Werkzeugs, dessen Verschleißes sowie der Spanbildung. Als Vergleichsbasis dient CO_2 -Schnee, LN_2 und Emulsion sowie eine Trockenzerspannung, bei der aus Brandschutzgründen der Maschineninnenraum mit CO_2 geflutet wurde. Weitere Eingangsoperanden des Drehprozesses wurden nicht verändert oder variiert.

Infolge der geringen Wärmeleitfähigkeit und hohen Festigkeit des TiAl6V4 ist die thermo-mechanische Belastung des Werkzeugs während der Zerspannung außerordentlich hoch, insbesondere beim Schruppen. Die chemische Reaktivität des Titans bei Temperaturen über 500 °C (vgl. Kapitel 2.3.1) begünstigt thermo-chemische Verschleißmechanismen. Die Maximierung des Zeitspanvolumens erfolgt in der Regel mit hoher Schnitttiefe, geringem Vorschub und geringer Schnittgeschwindigkeit, weil dadurch die spezifische Belastung in der Werkzeug-Span-Kontaktzone reduziert wird [Berm12]. Hauptsächlich ist die Schnittgeschwindigkeit der limitierende Faktor zur Maximierung des Zeitspanvolumens. In diesem Kapitel wird eine gebräuchliche Prozessgestaltung mit einer Schnittgeschwindigkeit von 60 m/min analysiert. Bereits nach Schnitt 5 ($t_c = 6,4\text{ min}$) wies die Kolkklippe teilweise eine unzureichende Stabilität auf (Kolkverhältnis $K > 0,2$), sodass ein Standkriterium überschritten wurde. Die Standkriterien bezüglich der Kolktiefe ($KT > 120\text{ }\mu\text{m}$) und der VB ($VB_{Bmax} > 600\text{ }\mu\text{m}$) wurden nicht überschritten.

6.1.1 Thermo-mechanische Belastung des Werkzeugs

In Kapitel 2.3.1 wurde abgeleitet, dass mit einer hohen Kühlwirkung die thermo-chemisch aktivierten Verschleißmechanismen deutlich verlangsamt werden. Bei einem hohen Wärmeeintrag kommen die geringen Zufuhrtemperaturen kryogener Medien wegen geringer HTC nicht mehr voll zur Geltung. Dies ist anhand der Werkzeugtemperatur während Schnitt 1 ersichtlich (Abbildung 6-1). Die Schnittzeit 0 Sekunden markiert den Eingriff des Schneidkeils in das Werkstück. Die KSS-Zufuhr wurde 4 s vorher aktiviert. Daher fiel die Temperatur des

Werkzeugs unter Raumtemperatur, wenn der CO₂-Schnee, LN₂ oder sub-zero KSS EG-30 verwendet wurde. Vor dem Schneideneingriff wurde durch LN₂ die geringste Temperatur von -38 °C erreicht. In diesem Bereich wurde mit dem LN₂ offenbar die beste Kühlwirkung erzielt. Durch den Einsatz des sub-zero KSS EG-30 wurde dagegen eine geringere Temperatur als durch CO₂-Schnee erreicht. Durch den hohen HTC des sub-zero KSS EG-30 wurde eine bessere Kühlwirkung als mit CO₂-Schnee erreicht, obwohl dessen Temperaturgradient 50 °C höher war.

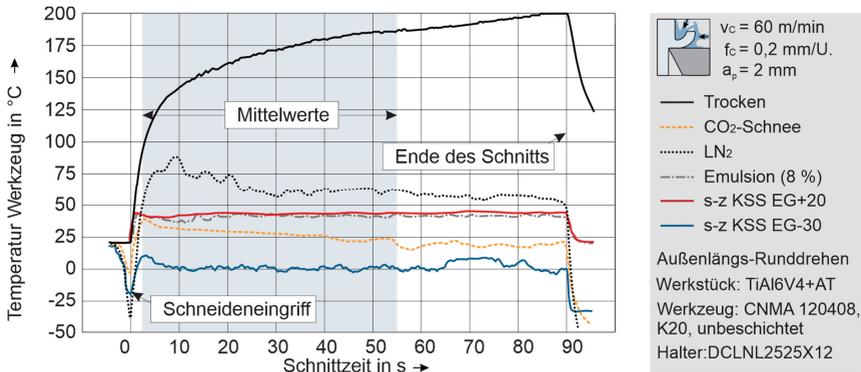


Abbildung 6-1: Werkzeugtemperatur auf der Schnittzeit beim Schrumpfen von TiAl6V4.

Bei der Trockenzerspanung stieg die Temperatur über der Schnittzeit kontinuierlich bis auf 200 °C am Ende des Schnitts. Mit allen Kühlschmierstrategien wurde die Temperatur reduziert. Die Emulsion sowie der sub-zero KSS EG+20 zeigen ähnliche Temperaturverläufe. Die geringfügig bessere Kühlwirkung der Emulsion ist auf deren höhere Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität sowie geringere Viskosität zurückzuführen (vgl. KWI in Tabelle 4-6).

Mittels LN₂ wurde während des Schnitts die geringste Kühlwirkung erzielt. Nach dem Schneideneingriff kam es infolge des hohen Wärmeeintrags abrupt zu hohen Temperaturgradienten zwischen der Wirkstelle und dem LN₂. Dies begünstigte das Filmsieden des LN₂, was mit einer drastischen Verschlechterung des HTC verbunden war. Darüber hinaus wurde kein thermischer Gleichgewichtszustand zwischen Wärmeeintrag und Wärmeabfuhr erreicht. Über der Schnittzeit wurde der Temperaturgradient wieder reduziert, was das Blasensieden begünstigte und den HTC wieder erhöhte. Durch höhere Strahlgeschwindigkeiten des LN₂ könnte der HTC verbessert werden, was aber mit einem hohen Aufwand und LN₂-Verbrauch verbunden ist.

Analog zur Zeit vor dem Schneideneingriff wurde mit dem sub-zero KSS EG-30 auch während des Schnitts eine bessere Kühlwirkung als mit dem CO₂-Schnee erreicht. Nichtsdestotrotz wurde mit CO₂-Schnee eine deutlich bessere Kühlwirkung als mit Emulsion oder dem sub-zero KSS EG+20 erreicht. Der HTC des sub-zero KSS EG-30 war aber offenbar deutlich höher verglichen zum CO₂-Schnee, weil mit geringeren Temperaturgradienten eine bessere Kühlwirkung erreicht wurde. Mit dem sub-zero KSS EG-30 wurde sogar nicht nur die höchste Kühlwirkung erreicht, sondern auch eine relativ gleichbleibende Werkzeugtemperatur von ca. 0 °C. Mit KSS in einem stabilen flüssigen Zustand sind während des Schrumpens offenbar thermische Gleichgewichtszustände zwischen Wärmeeintrag und Wärmeabfuhr einfacher zu erreichen.

Diese Erkenntnisse können für alle weiteren Schnitte durch Abbildung 6-2 bestätigt werden. In dieser Abbildung wurden die Mittelwerte der Werkzeugtemperatur jeweils auf den kürzesten

Schnitt 5 bezogen (vgl. auch Abbildung 6-1). Die starke Variation des Mittelwerts bei der Verwendung des LN₂ weist auf ein äußerst instabiles Verhalten hin, weil thermische Gleichgewichtszustände nicht immer erreicht wurden. Die Fehlerbalken des CO₂-Schnees sind deutlich geringer, was auf ein stabileres Verhalten hindeutet. Während die Emulsion und der sub-zero KSS EG+20 zu einer ähnlichen Werkzeugtemperatur führten, wurde die Kühlwirkung mit dem sub-zero KSS EG-30 signifikant verbessert. Über alle Schnitte wurde eine relativ gleichbleibende Werkzeugtemperatur erreicht, was auf ein robustes Einsatzverhalten schließen lässt.

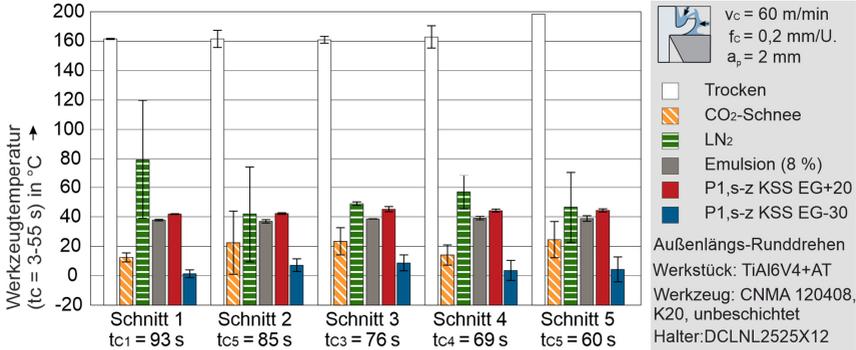


Abbildung 6-2: Mittelwerte der Werkzeugtemperatur beim Schruppen von TiAl6V4.

Auf die mechanische Belastung und damit auch auf den Wärmeeintrag in die Wirkstelle haben die Kühlschmierstrategien nur einen geringen Einfluss (Abbildung 6-3). Die relative Abweichung zwischen den höchsten und niedrigsten Kräften betrug 2 % für die Schnitt-, 6 % für die Vorschub- und 10 % für die Passivkraft. Infolge der thermisch induzierten Verfestigung führte der Einsatz des sub-zero KSS EG-30 zu den höchsten Prozesskräften, auch wenn dieser Effekt bei der Zerspaltung von TiAl6V4 generell schwach ausgeprägt ist. Da die Trockenzerpaltung aber nicht zu den niedrigsten Kräften führte, müssen weitere Einflüsse auf die mechanische Belastung vorgelegen haben. Wahrscheinlich wirken die vergleichsweise hohen Schmierwirkungen der Emulsion und des sub-zero KSS EG vorteilhaft auf die Prozesskräfte. Gleichwohl ist die Interaktion der Schmierwirkung mit der Kühlwirkung nur gering. Diese Ergebnisse decken sich mit anderen Arbeiten, in denen beim Schruppen von TiAl6V4 ebenfalls nur eine geringe Beeinflussung der Prozesskräfte nachgewiesen wurde [Pime21, Berm12, Kloc12].

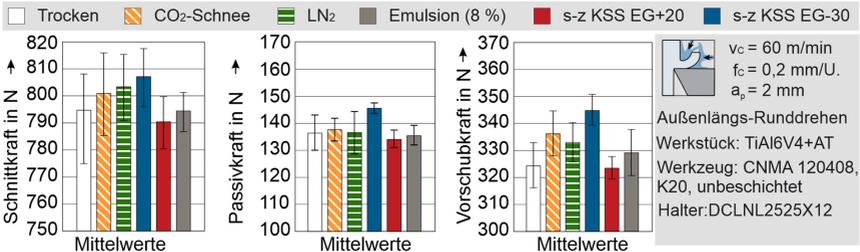


Abbildung 6-3: Prozesskräfte beim Schruppen von TiAl6V4.

6.1.2 Werkzeugverschleiß

Die dominierenden Verschleißmechanismen bei der Zerspaltung von TiAl6V4 mittels unbeschichteten Hartmetallwerkzeugen sind auf adhäsive und diffusive Vorgänge zurückzuführen.

Weil in der Werkzeug-Span-Kontaktzone die höchste thermische Belastung auftrat, ist ein ausgeprägter Kolkverschleiß an den Werkzeugen aufgetreten. Wegen der geringeren Wärmeleitfähigkeit und hohen Duktilität des TiAl6V4 ist die Werkzeug-Span-Kontaktlänge generell gering, was mit einer hohen Flächenpressung auf der Spanfläche einhergeht (vgl. Kapitel 2.3.1). Dies begünstigt adhäsive Vorgänge. Hinsichtlich der Verschleißmarkenbreite, die geringer als 50 µm war, wurde kein signifikanter Unterschied festgestellt und daher nicht weitergehend analysiert. Bezüglich des Kolkverschleißes sind dagegen qualitativ (Abbildung 6-4) und quantitativ (Abbildung 6-5) signifikante Unterschiede abhängig von der Kühlschmierstrategie aufgetreten.



Abbildung 6-4: Qualitativer Vergleich des Kolkverschleißes beim Schruppen von TiAl6V4.

Während der Trockenzerspanung kam es infolge der hohen thermischen Belastung in Kombination mit der hohen Flächenpressung zu starken Adhäsionen im Kolk und der Schneidkante. Dies begünstigt das Aufbrechen der durch Diffusion geschwächten Bindung zwischen Hartstoffphase und der Co-Matrix. Aufgrund der hohen thermischen Belastung wurden die diffusiven Vorgänge ferner begünstigt. Weiterhin ist auf Basis der Kolkbreite KB nach Schnitt 1 zu erkennen (Abbildung 6-5), dass die Werkzeug-Span-Kontaktlänge signifikant höher als beim Einsatz einer Kühlschmierstrategie war. Folglich war die Flächenpressung in der Kontaktzone bei der Trockenzerspanung vergleichsweise gering. Weil die flächige Ausdehnung der Werkzeug-Span-Kontaktzone aber am höchsten war, wurde der diffusive Kolkverschleiß insgesamt begünstigt, was in eine kurze Werkzeugstandzeit von ca. 240 Sekunden resultierte.

Durch den Einsatz des CO₂-Schnee und LN₂ mit der spanflächenseitigen KSS-Zufuhr wurde der Werkstoff bzw. Span gekühlt, was mit einer vorübergehenden Sprödigkeit verbunden ist. In der Folge wurden Adhäsionsbindungen am Werkzeug erschwert. Weiterhin wurden die diffusiven Vorgänge durch die geringere thermische Belastung verglichen zur Trockenzerspanung verlangsamt, was zu einer geringeren Kolktiefe führte. Ferner ist anhand KB ersichtlich, dass es offenbar zu einer Veränderung der Spanbildung kam. Die Scherfestigkeit des Spans wurde durch die Kühlung erhöht. Der Vorformungsgrad des Lamellenspans in den Scherebenen stieg dadurch und damit auch die im Spanquerschnitt vorliegenden mechanischen Spannungen. Darüber hinaus lagen aufgrund hoher Temperaturgradienten zwischen Spanober- und Spanunterseite thermische Spannungen im Span vor. Infolge dieser mechanischen und thermischen Spannungen wurde der Spankrümmungsradius reduziert, was mit einer früheren Ablösung des Spans

von der Spanfläche verbunden ist. Auch wenn durch die geringere Kontaktlänge die Flächenpressung auf der Spanfläche höher war, führte dies verglichen zur Trockenzerspanung nicht zu einer höheren Kolktiefe. Es ist darüber hinaus davon auszugehen, dass die Kolkiefen bei der Trockenzerspanung auf Grund von Adhäsionen etwas tiefer sind. Dies bestätigt die Erkenntnisse von [Hua05] und [Zhan09]: Die thermisch induzierten adhäsiven und diffusiven Vorgänge sind die limitierenden Faktoren zur Maximierung des Zeitspanvolumens beim Drehen von TiAl6V4 [Berm12], nicht die mechanische Belastung.

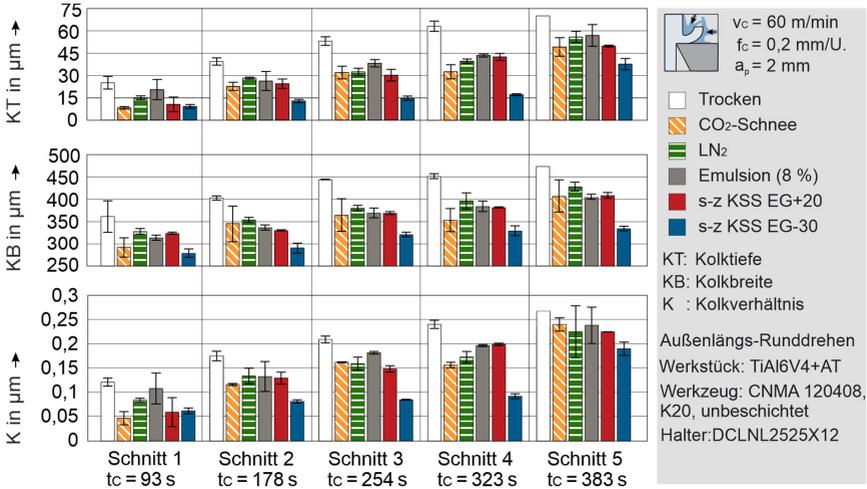


Abbildung 6-5: Quantitativer Vergleich des Kolkverschleißes beim Schruppen von TiAl6V4.

Bei Verwendung der Emulsion und des sub-zero KSS EG+20 sind ähnliche Ergebnisse bezüglich des Kolkverschleißes aufgetreten, analog zur Werkzeugtemperatur. In Abbildung 6-4 ist zu erkennen, dass bei beiden Kühlschmierstrategien die Adhäsionen im Vergleich zur Trockenzerspanung zwar reduziert, aber nicht verhindert wurden. Auch wenn die Werkzeugtemperatur teilweise geringer als mit LN₂ war, wurden wahrscheinlich Span und Werkstoff nicht hinreichend gekühlt, um die Adhäsionsbindungen signifikant beeinflussen zu können. Auch unter Berücksichtigung der Adhäsionen im Kolk muss davon ausgegangen werden, dass der Werkzeugverschleiß tendenziell höher als bei der kryogenen Zerspanung war.

Mit dem sub-zero KSS EG-30 wurde der Kolkverschleiß deutlich reduziert. Die KB war über alle Schnitte signifikant geringer als mit allen anderen Kühlschmierstrategien. Durch die starke Kühlung des Werkstoffs und der Spanoberseite waren sowohl die mechanischen als auch die thermischen Spannungen im Spanquerschnitt am stärksten ausgeprägt. Dies begünstigte die Ablösung des Spans von der Spanfläche. Durch die reduzierte Kontaktlänge in Kombination mit der Reduzierung der thermischen Belastung wurde die Kolktiefe im Vergleich zu allen anderen Kühlschmierstrategien reduziert. Ferner wurden keine Adhäsionen am Werkzeug beobachtet. Aufgrund des höheren HTC verglichen zu kryogenen Medien und aufgrund des höheren Temperaturgradienten verglichen zu herkömmlichen KSS kann die Produktivität dieses Drehprozesses durch den sub-zero KSS EG-30 offenbar erhöht werden.

6.1.3 Spanbildung

Aufgrund der hohen Festigkeit und Duktilität ist die Lamellenspanbildung charakteristisch für die Titanzerspanung (vgl. auch Abbildung 2-3). Die Segmentierung des Spans ist häufig zu gering, um einen hinreichenden Spanbruch sicherzustellen [Josh15]. Die geringen Vorschübe und hohen Schnitttiefen in der automatisierten Fertigung begünstigen ferner die Bildung von ungünstigen, langen Wirrspänen [Heis14]. Abbildung 6-6 zeigt die charakteristischen Spanformen sowie Längsschliffe der Spanquerschnitte in Abhängigkeit von der Kühlschmierstrategie.

Mit der Trockenzerspanung wurde kein Spanbruch erreicht. Anhand des Längsschliffs ist zu erkennen, dass es nur zu einer geringen Segmentierung einzelner Spanlamellen kam. Wegen der fehlenden Kühlung wiesen der Werkstoff sowie der Span während der Spanbildung eine hohe Duktilität auf. Es sind ausgeprägte plastische Verformungen in den Scherbändern zwischen den Spanlamellen zu erkennen, aber keine Brüche, was zu langen Wirrspänen führte.

Durch die kryogenen Medien wurde die Duktilität des Spans reduziert, besonders im Bereich der Spanoberseite. Die Spanbildungsmechanismen wurden von einer Lamellenspan- in Richtung einer Scherspanbildung verschoben, was eine höhere Segmentierung des Spans zur Folge hatte, insbesondere beim Einsatz des CO₂-Schnees. Ferner kam es zu Rissen in den Scherbändern im Bereich der Spanoberseite, was sich mit den Ergebnissen von [Josh15] deckt. Durch die Gewichtskraft der Späne wurde ein Spanbruch erreicht, besonders mit CO₂-Schnee.

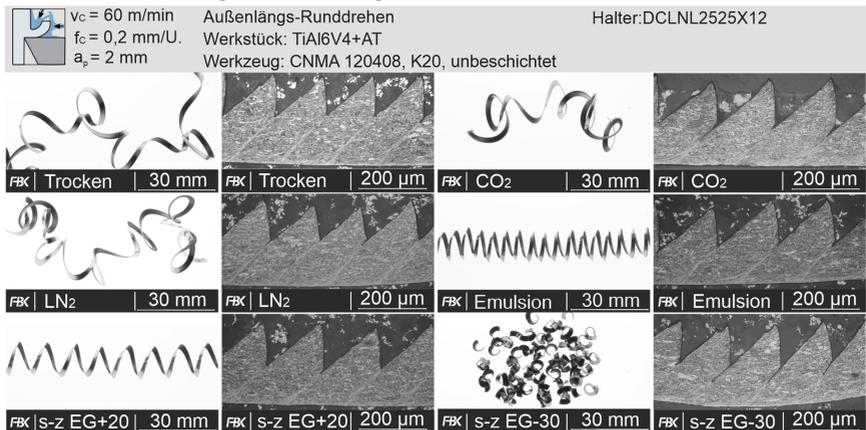


Abbildung 6-6: Spanformen und Längsschliffe der Späne abhängig von der Kühlschmierung.

Die Emulsion und der sub-zero KSS EG+20 zeigen auch bezüglich der Spanbildung ein ähnliches Verhalten. Die Segmentierung wurde verglichen zum CO₂-Schnee und LN₂ erhöht, es sind aber keine Brüche in den Scherbändern aufgetreten. Wahrscheinlich wurde die Temperatur über den ganzen Spanquerschnitt stärker reduziert, aber nicht im Bereich der Spanoberseite. Durch die höhere Kühlwirkung der Emulsion wurde der Spankrümmungsradius verglichen zum sub-zero KSS EG+20 vergrößert, was anhand der Steigung der Wendelspäne zu erkennen ist. Ein Spanbruch trat ab einer Spanlänge von etwa 20-25 cm durch die Gewichtskraft der Späne auf.

Mit dem sub-zero KSS EG-30 wurde die Spanbildung massiv beeinflusst. Die Temperatur im Span wurde im Vergleich zu allen anderen Kühlschmierstrategien stärker reduziert, auch im Bereich der Spanoberseite. Infolge der geringen Duktilität kam es zu einer ausgeprägten Segmentierung des Spans, wodurch hohe mechanische Spannungen im Span auftraten. Ferner kam

es im oberen Bereich der Scherbänder zu ausgeprägten Rissen, wodurch der Spanquerschnitt im Bereich der Scherbänder etwa halbiert wurde. In Kombination mit den hohen thermischen Spannungen im Span wurde der Spankrümmungsradius signifikant reduziert, was anhand des Längsschliffs deutlich erkennbar ist. Makroskopisch kam es dadurch zu einer günstigen Spanform, welche die Werkstückoberfläche nicht beschädigt, die KSS-Zufuhr nicht stört und durch eine geringe Spanraumzahl kostengünstig entsorgt werden kann.

6.2 Vergleichende Analyse des Schruppbearbeitung von 42CrMo4

In diesem Kapitel erfolgt eine vergleichende Analyse der Schruppbearbeitung von 42CrMo4+A mit unbeschichteten WC-Co-Hartmetallwerkzeugen. Analog zu Kapitel 6.1 liegt der Fokus auf der thermo-mechanischen Belastung des Werkzeugs, dessen Verschleiß sowie der Spanbildung. Als Vergleichsbasis dient ebenfalls CO₂-Schnee, LN₂ und Emulsion sowie eine Trockenzer-spannung. Weitere Eingangsoperanden des Drehprozesses wurden ebenfalls nicht variiert.

Es wurden dazu selten gewählte Eingangsoperanden des Drehprozesses verwendet. Infolge der geringen Verschleißfestigkeit des WC-Co-Hartmetalls bei der Zerspannung von Stahlwerkstoffen treten ausgeprägte thermische, abrasive und adhäsive Verschleißmechanismen gleichzeitig und jeweils ähnlich stark ausgeprägt auf. Aus diesem Grund eignet sich diese Prozessgestaltung besonders zur Bewertung der Kühl- und Schmierwirkung verschiedener Kühlschmierstrategien. Bereits nach Schnitt 7 ($t_c = 3,5$ min) war $V/B_{Bmax} > 600$ μm , sodass ein Standkriterium des Werkzeugs überschritten wurde. Die Standkriterien bezüglich der Kolkentiefe ($KT > 120$ μm) und des Kolkverhältnis ($K > 0,2$) wurden dagegen nicht erreicht.

6.2.1 Thermo-mechanische Belastung des Werkzeugs

Bezüglich der Werkzeugtemperatur zeigt sich während des ersten Schnitts ein ähnliches Verhalten der Kühlschmierstrategien im Vergleich zur Titanzerspannung, abgesehen von LN₂ (Abbildung 6-7). Mit LN₂ wurde vor dem Schneideneingriff die beste Kühlwirkung erreicht, weil das Filmsieden infolge des vergleichsweise geringen Temperaturgradienten zwischen Wirkstelle und KSS nur gering war. Der HTC war hoch, sodass die niedrigen Zufuhrtemperaturen des LN₂ zur Geltung kamen. Nach dem Schneideneingriff war die thermische Belastung des Werkzeugs verglichen zur Titanzerspannung geringer, weil die Wärmeleitfähigkeit des 42CrMo4 höher ist und daher mehr Wärme über den Span abgeführt wurde (vgl. Abbildung 2-22). Dadurch wird der HTC des LN₂ im Vergleich zur Titanzerspannung weniger drastisch reduziert (vgl. Abbildung 6-2). Aus diesem Grund war die Kühlwirkung des LN₂ deutlich besser. Nichtsdestotrotz zeigt sich ein instabiles Einsatzverhalten während einzelner Schnitte.

Bezüglich der Emulsion und dem sub-zero KSS EG+20 bestätigt sich das Verhalten während der Titanzerspannung. Beide zeigen ein stabiles Verhalten auf einem ähnlichen Niveau. Die Kühlwirkung der Emulsion ist etwas höher, weil deren Kühlwirkungsintensität und damit der HTC verglichen zum sub-zero KSS EG+20 höher ist. Die Kühlwirkung des CO₂-Schnees ist während des ersten Schnitts besser als mit der Emulsion und dem sub-zero KSS EG+20. Durch die Kühlung des sub-zero KSS EG auf -30 °C wurde wegen des hohen HTC eine bessere Kühlwirkung als mit kryogenen Medien erreicht. Ferner wurde ein thermischer Gleichgewichtszustand nach wenigen Sekunden erreicht, analog zur Titanzerspannung in Abbildung 6-1.

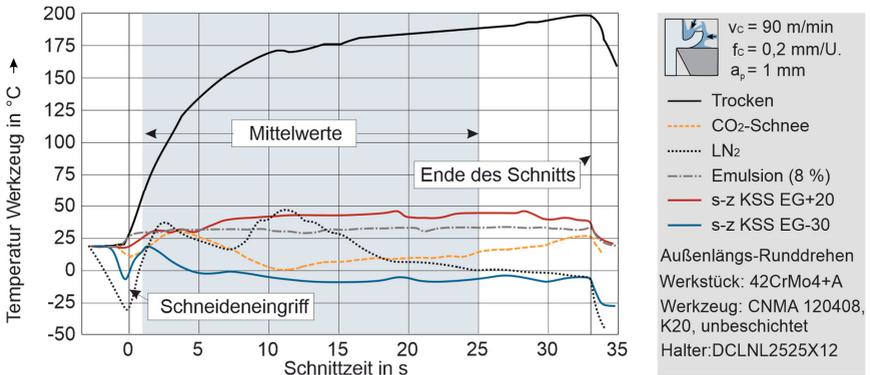


Abbildung 6-7: Werkzeugtemperatur auf der Schnittzeit beim Schruppen von 42CrMo4.

Die in Bezug auf den kürzesten Schnitt 7 gemittelte Werkzeugtemperatur ist in Abbildung 6-8 für die Schnitte 1, 3, 5 und 7 dargestellt. Wegen der geringen Verschleißfestigkeit des WC-Co-Hartmetalls kam es zu ausgeprägtem Freiflächenverschleiß, wodurch die Reibungsvorgänge in der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone verstärkt wurden. Von Schnitt zu Schnitt stieg aus diesem Grund der Wärmeeintrag, was anhand der Trockenzerspannung ersichtlich ist.

Insbesondere beim CO₂-Schnee führte der steigende Wärmeeintrag zu einer deutlichen Verschlechterung der Kühlwirkung von Schnitt zu Schnitt. Infolge des geringen HTC waren höhere Temperaturgradienten zwischen Wirkstelle und KSS notwendig, um einen thermischen Gleichgewichtszustand zu erreichen. Folglich kamen die niedrigen Zufuhrtemperaturen des CO₂-Schnees von -78,5 °C nicht mehr zur Geltung. Bereits während Schnitt 3 war die Kühlwirkung deutlich schlechter verglichen zur Emulsion und dem sub-zero KSS EG+20. Mit LN₂ war dieser Anstieg der Werkzeugtemperatur von Schnitt zu Schnitt deutlich geringer. Durch LN₂ wird offenbar auch bei einem höheren Wärmeeintrag noch eine vergleichsweise hohe Kühlwirkung erzielt, wenn die Wärmeleitfähigkeit des zerspannten Werkstoffs hoch ist. Dies deckt sich mit den Ergebnissen in [Dhar07] und [Stan09].

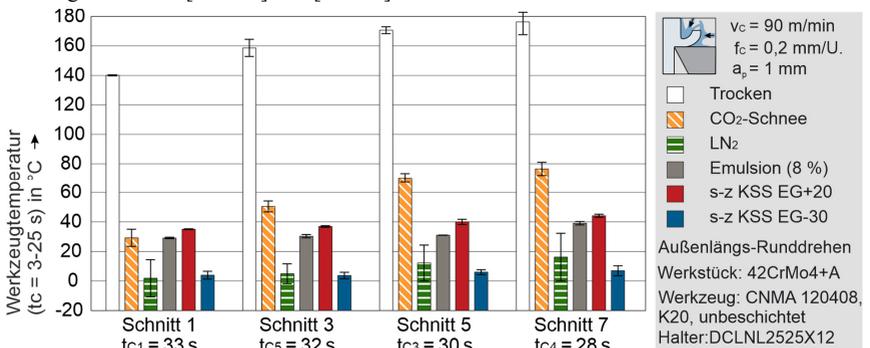


Abbildung 6-8: Mittelwerte der Werkzeugtemperatur beim Schruppen von 42CrMo4.

Mit den KSS im flüssigen stabilen Zustand werden hohe HTC erreicht. Dies führte dazu, dass auch bei einem zunehmenden Wärmeeintrag infolge von Freiflächenverschleiß die thermische Belastung relativ gleichbleibend war. Besonders wenn der sub-zero KSS EG-30 mit einer

hinreichenden KWI eingesetzt wird, hat auch eine Änderung des Wärmeeintrags, z. B. infolge von Werkzeugverschleiß, nur einen geringen Einfluss auf die thermische Belastung des Werkzeugs.

Die Prozesskräfte während Schnitt 1 und 7 sind in Abbildung 6-9 dargestellt. Während Schnitt 1 zeigt sich die thermische Verfestigung des Werkstoffs infolge einer hohen Kühlwirkung. Mit LN₂ und sub-zero KSS EG-30 wurden die höchsten Kühlwirkungen erreicht, weshalb die Prozesskräfte am höchsten waren. Auffällig ist, dass mit dem sub-zero KSS EG+20 eine deutlich geringere Schnittkraft als mit der Emulsion und dem CO₂-Schnee erreicht wurde, obwohl die Temperatur des Werkzeugs ähnlich war. Wahrscheinlich weist der sub-zero KSS EG bei dieser Materialpaarung eine höhere Schmierwirkung als Emulsion und CO₂-Schnee auf.

Der Anstieg der mechanischen Belastung infolge des Freiflächenverschleißes ist deutlich in Abbildung 6-9 zu erkennen. Bei der Trockenzerspanung stieg die Schnittkraft von $F_C = 655$ N (Schnitt 1) auf 880 N (Schnitt 7). Während Schnitt 7 betrug die Schnittkraft folglich 135 % der Schnittkraft von Schnitt 1. Auffällig ist, dass die Verwendung des LN₂ und des sub-zero KSS EG-30 während Schnitt 1 zur höchsten Schnittkraft führte, während Schnitt 7 aber zur geringsten. Offenbar wurde die Schneidengeometrie weniger stark verändert, wodurch der prozentuale Anstieg am geringsten war. Anhand der vergleichsweise geringen Passivkraft beim Einsatz der Emulsion und des sub-zero KSS EG kann ferner eine vergleichsweise hohe Schmierwirkung bestätigt werden. Mit der Kombination aus einer hohen Kühl- und Schmierwirkung wird die mechanische Belastung verglichen zu kryogenen Medien reduziert.

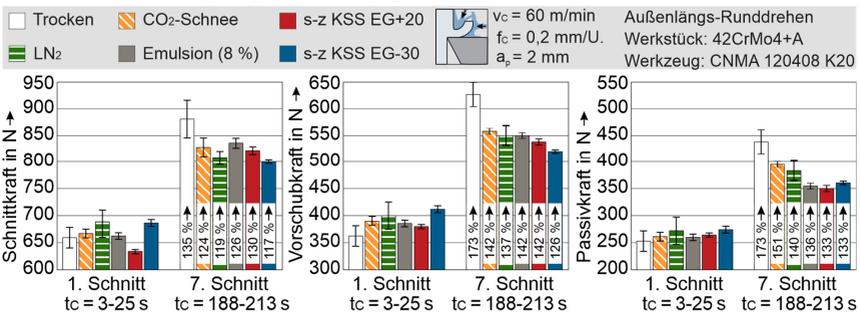


Abbildung 6-9: Prozesskräfte während Schnitt 1 und 7 beim Schruppen von 42CrMo4.

6.2.2 Werkzeugverschleiß

Die Verschleißerscheinungen auf der Span- und Freifläche waren stark ausgeprägt, was auch erwartet wurde (vgl. Kapitel 2.3.2). Ein qualitativer Vergleich des Kolkverschleißes nach Schnitt 7 (Abbildung 6-10) zeigt, dass insbesondere die Trockenzerspanung zu einem hohen Kolkverschleiß führte. Die Spanstauchung ist im Vergleich zum TiAl6V4 wegen der geringeren Scherfestigkeit des 42CrMo4 deutlich geringer. Ferner führte die hohe Wärmeleitfähigkeit des 42CrMo4 zu vergleichsweise geringen Temperaturgradienten zwischen Spanober- und Spanunterseite. Die mechanischen und thermischen Spannungen im Span waren folglich geringer als bei der Titanzerspanung. Aus diesem Grund war die Werkzeug-Span-Kontaktlänge etwa um den Faktor 3-4 höher. Dies ist anhand der KB in Abbildung 6-11 zu erkennen. Auch wenn es zu einer hohen Kolktiefe von bis zu $KT = 120$ μ m kam, wies die Kolkklippe noch eine hinreichende Stabilität auf. Infolge des Kolkverschleißes stieg der effektive Spanwinkel, was sinkende Prozesskräfte bewirkte. Ein Blick auf die VB in Abbildung 6-11 zeigt jedoch, dass die

Reibungsvorgänge in der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone drastisch verstärkt wurden. Daher kam es insgesamt zu einem deutlichen Anstieg der mechanischen (vgl. Abbildung 6-9) und damit der thermischen Belastung (vgl. Abbildung 6-8) von Schnitt zu Schnitt.

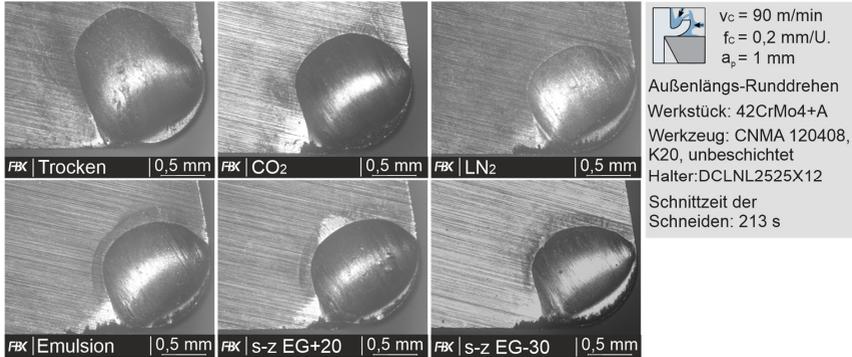


Abbildung 6-10: Qualitativer Vergleich des Kolkverschleißes beim Schruppen von 42CrMo4.

Weiterhin ist anhand der ähnlichen Kolkbreite während Schnitt 1 zu erkennen, dass die Einflüsse der Kühlschmierstrategie auf die Werkzeug-Span-Kontaktlänge offenbar vom zerspannten Werkstoff abhängig sind. Durch die starke Kühlung des Spans wurde die Spanstauchung nur leicht erhöht, im Gegensatz zur Titanzerspannung. Auch durch thermische Spannungen ist eine Beeinflussung der Kontaktlänge nur in geringerem Umfang möglich, wenn der Werkstoff eine hohe Wärmeleitfähigkeit aufweist. Nach dem ersten Schnitt wurde sowohl KT und KB als auch VB nicht drastisch durch die Kühlschmierstrategie beeinflusst. Es zeigen sich jedoch deutliche Unterschiede bezüglich des Verschleißfortschritts von Schnitt zu Schnitt.

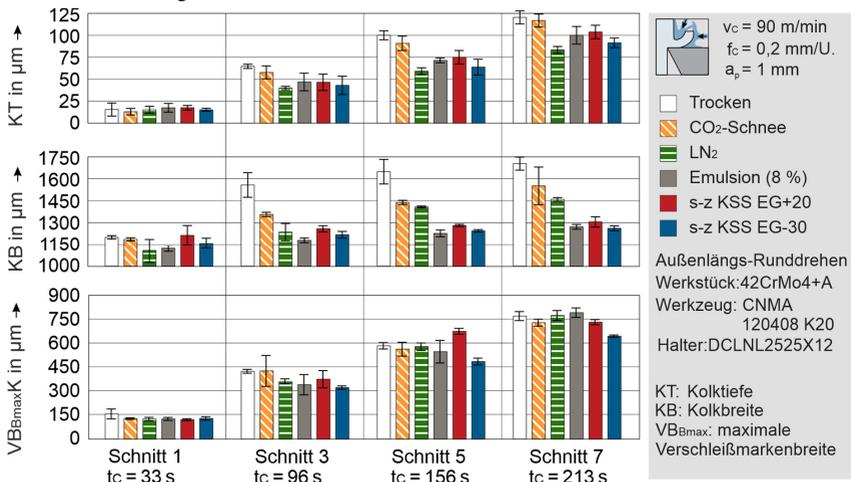


Abbildung 6-11: Vergleich von Verschleißmessgrößen beim Schruppen von 42CrMo4.

Der Kolkverschleiß wurde durch jede Kühlschmierstrategie reduziert. Mit der Emulsion, dem sub-zero KSS EG+20 und EG-30 wurden dabei vergleichsweise geringe KB erreicht. Wahrscheinlich ist dies darauf zurückzuführen, dass durch die hohe Schmierwirkung der abrasive

Verschleiß im Bereich äußerer Reibung der Werkzeug-Span-Kontaktzone reduziert wurde (vgl. Kapitel 2.2.5). Bezüglich der KT ist die Kühlwirkung offenbar wichtiger, weil diese mit Hilfe des LN_2 und des sub-zero KSS EG-30 am stärksten reduziert wurde.

Hinsichtlich des Freiflächenverschleißes ist zu erkennen, dass durch die deutlich höhere Kühlwirkung des LN_2 verglichen zur Emulsion und dem sub-zero KSS EG+20 die VB nicht reduziert wurde. Dies ist ein Indiz dafür, dass die Bedeutung der Schmierwirkung zur Reduzierung des Freiflächenverschleißes hoch ist. Auch hier zeigt sich erneut das hohe Potential der sub-zero Kühlschmierstrategie. Mit einer Kombination aus einer hohen Kühl- und Schmierwirkung werden sowohl thermische, abrasive als auch adhäsive Verschleißmechanismen reduziert, was zu einer höheren Produktivität dieses Drehprozesses führt.

6.2.3 Spanbildung

Die Spanbildung von 42CrMo4+A zeichnet sich durch eine Fließspanbildung aus (siehe Abbildung 6-12). Abhängig von der Kühlschmierstrategie ist kein signifikanter Einfluss auf die Spanform aufgetreten, was mit den Ergebnissen bezüglich der Kolkbreite und der Werkzeug-Span-Kontaktlänge in Einklang steht. Es traten Wendespäne auf, wodurch die Zugänglichkeit des KSS-Freistrahls erschwert wurde. Die Abweichungen der Werkzeugtemperatur beim Einsatz kryogener Medien (vgl. Abbildung 6-8) können darauf zurückgeführt werden. Mit dem sub-zero KSS und der Emulsion war die Zugänglichkeit des KSS-Freistrahls zur Wirkstelle besser, wodurch eine gleichbleibende Temperatur während einzelner Schnitte erreicht wurde.

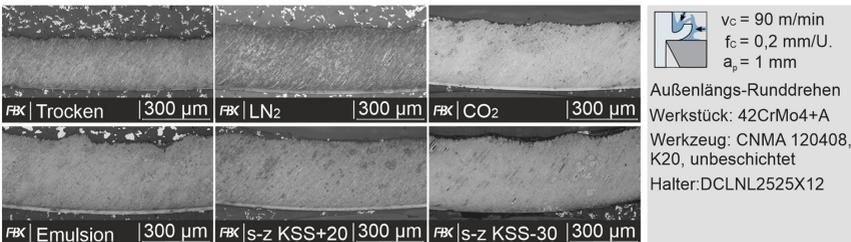


Abbildung 6-12: Längsschliffe der Späne abhängig von der Kühlschmierung

Durch die Kühlschmierstrategie wurde die Spanart nicht signifikant verändert. Die Spanstauung steigt durch die höhere Scherfestigkeit des Spans mit sinkender Temperatur. Aus diesem Grund korreliert die zunehmende Spandicke mit der sinkenden Werkzeugtemperatur. Ferner zeigen sich Unterschiede bezüglich der Randzonenbeeinflussung im Bereich der Spanunterseite. Bei der Verwendung kryogener Medien, der Emulsion und des sub-zero KSS EG+20 sind weiße Schichten in Randbereich aufgetreten. Weiße Schichten entstehen üblicherweise entweder aufgrund von Kornfeinung, einer Zertrümmerung der Mikrostruktur oder durch Phasenumwandlungen (vgl. Kapitel 2.3.2). Die mechanische Belastung wurde zwar durch eine hohe Schmierwirkung leicht reduziert, erklärt jedoch nicht die Unterschiede bezüglich der Bildung weißer Schichten. Es ist davon auszugehen, dass die Bildung hauptsächlich aus thermischen Ursachen resultierte. Durch die hohe Temperatur in der Werkzeug-Span-Kontaktzone wurde die Mikrostruktur im Bereich der Spanunterseite während des Spanbildungsvorgangs austenitisiert. Durch die Kühlung des Spans nach dem Ablösen des Spans von der Spanfläche wurde die kritische Abkühlgeschwindigkeit des Austenits überschritten, was zu einer martensitischen Mikrostruktur führte. Bei der Trockenzerspannung wurde nach der Austenitisierung die kritische Abkühlgeschwindigkeit nicht überschritten. Beim sub-zero KSS EG-30 ist dagegen

wahrscheinlich die Temperatur in der Werkzeug-Span-Kontaktzone soweit reduziert worden, dass es nicht zu einer Austenitisierung der Span-Mikrostruktur kam. Dies ist ein weiteres Indiz für ein hohes Potential der sub-zero Kühlschmierstrategie. Werden sub-zero KSS mit einem hinreichenden HTC und einer geringen Zufuhrtemperatur eingesetzt, ist wahrscheinlich eine Reduzierung der Temperatur direkt in der Werkzeug-Span-Kontaktzone möglich.

6.3 Vergleichende Analyse der Schlichtbearbeitung von TiAl6V4

Die geforderte technische Produktspezifikation muss mittels Schlichten prozesssicher gefertigt werden können. Dies erfolgt in der Regel unter geringen Spannungsquerschnitten, weil dadurch die mechanische Belastung reduziert wird. Somit können die Fertigungstoleranzen bezüglich der Oberflächengüte sowie der Maß- und Formgenauigkeit besser eingehalten werden. Darüber hinaus wird der Wärmeeintrag reduziert, womit unerwünschte thermische Einflüsse auf das Werkstück verringert werden, z. B. die Erzeugung von Zugeigenspannungen. In den Kapiteln 6.1 und 6.2 wurden durch kryogene Medien nur in Grenzfällen thermische Gleichgewichtszustände zwischen Wärmeeintrag und Wärmeabfuhr erreicht. Daraus wurden zeitabhängige Effekte auf die thermische Belastung während einzelner Schnitte abgeleitet. Durch KSS in einem stabilen flüssigen Zustand wurden dagegen thermische Gleichgewichtszustände erreicht, was diese Effekte vermindert. In diesem Kapitel werden diese zeitabhängigen Effekte der Kühlschmierstrategien anhand von zwei Segmenten des Vorschubwegs weitergehend untersucht.

In zunehmendem Maße sind hohe Schneidkantenverrundungen und Schneideneckenradien auch beim Schlichten von Interesse. Diese begünstigen mechanische Deformationen in der Verformungsvorlaufzone, resultierend in verbesserte Randschichteigenschaften des Werkstücks, z. B. durch Druckeigenspannungen oder verformungsinduzierte Phasenumwandlungen. Diese Schneidengeometrien führen jedoch zu hohen Flächenpressungen an der Schneidkante und ausgeprägten Reibungsvorgängen in der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone. In der Folge werden Adhäsionen am Werkzeug sowie seitliche plastische Fließvorgänge des zerspannten Werkstoffs während der Spanbildung verstärkt. Diese Phänomene verschlechtern die Oberflächentopographie sowie die Maß- und Formgenauigkeit des Werkstücks. Diesen Aspekten könnte möglicherweise mit einer Kombination aus hoher Kühl- und Schmierwirkung begegnet werden.

In diesem Kapitel werden die genannten Punkte für das Schlichten von TiAl6V4+AT analysiert. Für das Werkzeug mit hoher Schneidkantenverrundung von 65 µm wurde eine Multilayer-Beschichtung gewählt, weil dies zu geringen Adhäsionen während der kryogenen Zerspannung duktiler Werkstoffe führte [Hotz21]. Um allgemeinere Aussagen ableiten zu können, wurden neben der Kühlschmierstrategie auch der Werkstückdurchmesser mit 16 mm (W-D1) und 28 mm (W-D2) variiert. Hinsichtlich der Kühlschmierstrategien wird die Emulsion im Folgenden nicht eingesetzt. Auf Basis der bisherigen Ergebnisse wird davon ausgegangen, dass der sub-zero KSS EG+20 und die Emulsion ähnliche Einflüsse auf die Prozess und Wirkgrößen des Drehprozesses aufweisen. Aufgrund der sehr kurzen Schnittzeiten von wenigen Sekunden war kein messbarer Werkzeugverschleiß nach den Versuchen erkennbar. Entsprechende Einflüsse auf zeitabhängige Effekte oder die Oberflächenrauheit können daher ausgeschlossen werden.

6.3.1 Thermo-mechanische Belastung des Werkzeugs

Die Verläufe der Werkzeugtemperatur während eines Schnitts sind in Abbildung 6-13 für die Werkstückgeometrie W-D1 dargestellt. Für beschichtete Werkzeuge zeigte sich vor dem Schneideneingriff ein ähnliches Verhalten der Kühlschmierstrategien wie für die unbeschichteten, die zum Schrappen verwendet wurden. Die Kühlwirkung des LN₂ war wegen des

reduziert. Wenn der sub-zero KSS EG-30 eingesetzt wird, sind die Einflüsse der Werkstückgeometrie bzw. Schnittzeit auf den Verlauf der Temperatur dagegen geringer.

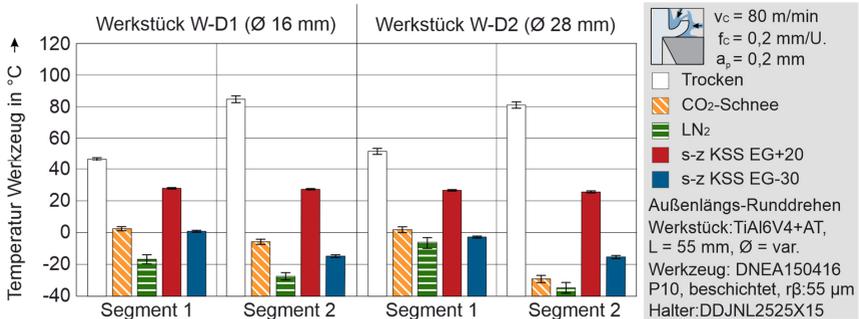


Abbildung 6-14: Zeitabhängige Effekte der Kühlschmierstrategie auf die Werkzeugtemperatur während des Schlichten von TiAl6V4.

Die Mittelwerte der Prozesskräfte während der zwei Segmente sind in Abbildung 6-15 dargestellt. Infolge des hohen Schneidkantenradius und den damit verbundenen Reibungs- und Quetschvorgängen an der Schneidkante waren die Passivkräfte hoch. Wegen der robusten Einspannung mittels weichen Spannbacken und kurzer Zentrierspitze sind trotz des geringen E-Moduls von TiAl6V4 aber nur marginale Vibrationen aufgetreten. Die Geometrie W-D1 wies wegen des geringeren Durchmessers eine höhere Oberflächenkrümmung der Mantelfläche verglichen zur Geometrie W-D2 auf. Der Vektor der angreifenden Zerspankraft wurde dadurch leicht in Richtung des Drehhalters rotiert, was mit einer höheren Passiv- und geringeren Schnittkraft verbunden ist (vgl. auch Abbildung 2-4A). Dementsprechend führte die geringere Krümmung (W-D2) zu einer höheren Schnittkraft, sodass diese in Segment I stieg. Auf die Vorschubkraft hat die Oberflächenkrümmung nur einen geringen Einfluss. Mehrere Trends bezüglich zeitabhängiger Effekte der Kühlschmierstrategien auf die mechanischen Belastung können abgeleitet werden.

Die Trockenzerspannung führte zur höchsten thermischen Belastung, besonders in Segment II. Die thermische Entfestigung des TiAl6V4 ist zwar vergleichsweise gering (vgl. Kapitel 2.3.1), führte aber dennoch während Segment I zu den geringsten Prozesskräften. Trotz der deutlich höheren thermischen Entfestigung des Werkstoffs in Segment II, blieben die Schnitt- und Vorschubkraft tendenziell gleich oder stiegen sogar leicht. Da der Werkzeugverschleiß gering war, müssen andere Einflüsse der thermischen Entfestigung entgegen gewirkt haben. Dies ist ein Indiz für einen zunehmenden Spannungsquerschnitt über dem Vorschubweg. Bei der Geometrie W-D1 bewirkte dies keine höhere Passivkraft, weil F_P im Wesentlichen durch den Kraftangriffspunkt und Vektor der Zerspankraft an der Schneidkante bestimmt wird. Durch den größeren Spannungsquerschnitt wurde der effektive Spanwinkel leicht in positiver Richtung rotiert. Die Passivkraft wurde dadurch geringer, obwohl der Spannungsquerschnitt leicht stieg.

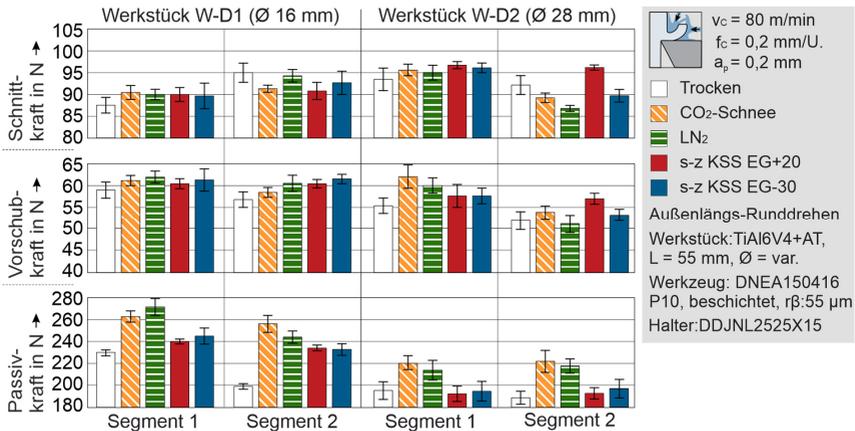


Abbildung 6-15: Zeitabhängige Effekte verschiedener Kühlschmierstrategien auf die mechanische Belastung beim Schlichten von TiAl6V4.

Für die Verwendung des CO₂-Schnees und des LN₂ können bezüglich zeitabhängiger Effekte ebenfalls Trends abgeleitet werden. Mit dem CO₂-Schnee wurden bei der Geometrie W-D1, relativ konstante Prozesskräfte gemessen, analog zur Werkzeugtemperatur. Mit LN₂ wurde die Temperatur dagegen über den Vorschubweg dagegen deutlich verringert, was auch zu einer tendenziell höheren Schnitt- und Vorschubkraft in Segment II führte. Bei einer Vergrößerung des Durchmessers auf 28 mm (W-D2) ist ein gegensätzliches Verhalten sowohl für CO₂-Schnee als auch für LN₂ zu erkennen. Beide führten zu einer deutlich geringeren mechanischen Belastung in Segment II als in Segment I. Obwohl von einem höheren Werkstoffwiderstand gegen das Eindringen des Schneidkeils ausgegangen werden muss, weil die Festigkeit durch die geringere Temperatur stieg, war die mechanische Belastung nicht höher, sondern signifikant geringer. Dies ist ebenfalls ein Indiz für einen sinkenden Spannungsquerschnitt über dem Vorschubweg mit einem zunehmenden Werkstückdurchmesser bzw. einer längeren Schnittzeit.

Mit dem sub-zero KSS EG+20 wurde über der Schnittzeit eine gleichbleibende thermo-mechanische Belastung erreicht. Die zeitabhängigen Effekte während einzelner Schnitte waren folglich gering. Der sub-zero KSS EG-30 zeigt ein ähnliches Verhalten verglichen zu den kryogenen Medien. Bei der Geometrie W-D1, wurde die Schnitt- und Vorschubkraft von Segment I zu II leicht erhöht. Bei der Geometrie W-D2 ist die Schnitt- und Vorschubkraft dagegen in Segment II eindeutig geringer als in Segment I. Es kommt folglich zu zeitabhängigen Effekten der mechanischen Belastung während einzelner Schnitte. Vorteilhaft wirkt sich die hohe Schmierwirkung des sub-zero KSS EG offenbar auf die Passivkräfte aus, weil diese verglichen zu den kryogenen Medien relativ gering waren.

6.3.2 Werkzeugverschleiß und Adhäsionen

Wegen der kurzen Schnittzeiten ist kein messbarer Werkzeugverschleiß aufgetreten. Durch den hohen Schneidkantenradius kam es jedoch durch ausgeprägte Reibungs- und Quetschvorgänge zu Adhäsionen im Bereich der Schneidkante (Abbildung 6-16). Sowohl in der Werkzeug-Span-Kontaktzone als auch in der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone kam es zu hohen Flächenpressungen. Dies führte zur Bildung adhäsiver Werkstoffschichten sowohl an der Schneidkante als auch in den angrenzenden Kontaktzonen. Diese Adhäsionen weisen durch

Verfestigungsmechanismen eine höhere Härte als der zerspannte Werkstoff auf und übernehmen temporär die Funktion der Schneide. Auch wenn keine klassischen, hohen Aufbauschneiden aufgetreten sind, führen diese Adhäsionen neben einer Änderung der Schneidengeometrie zu einem höheren Werkzeugverschleiß, wenn die Adhäsionen aus dem Hartmetall-Verbund gerissen werden. Abhängig von der Werkstückgeometrie traten nur geringe Unterschiede auf.

Für das Schruppen des TiAl6V4 in Kapitel 6.1 wurde eine geringe Schneidkantenverrundung eingesetzt. Dabei wurden mit CO₂-Schnee und LN₂ die Adhäsionen am Werkzeug deutlich reduziert. Dies kann mit der Versprödung von Werkstoff und Span begründet werden (vgl. Abbildung 6-4). Auch bei hohen Schneidkantenverrundungen und geringen Spanungsquerschnitten ist in Abbildung 6-16 zu erkennen, dass Adhäsionen im Vergleich zur Trockenzerspannung reduziert werden. Offenbar sind aber nur geringe Temperaturen nicht mehr hinreichend, um Adhäsionen vollständig zu verhindern. Möglicherweise kam es auch kurz nach dem Schneideneingriff zur Bildung dieser Adhäsionen. Infolge der hohen Kühlwirkung kryogener Medien während des Schlichtens stieg die Scherfestigkeit der Adhäsionsbindung. Dadurch wurden möglicherweise dauerhafte verfestigte Werkstoffschichten am Werkzeug gebildet. Es ist ferner zu erkennen, dass durch die hohe Schmierwirkung des sub-zero KSS EG+20 die Adhäsionen ebenfalls reduziert wurden. Vielversprechend ist die Kombination aus einer hohen Kühl- und Schmierwirkung. Mit dem sub-zero KSS EG-30 wurden während der Zerspanung des duktilen Werkstoffs TiAl6V4 mit hoher Schneidkantenverrundung nur geringe Adhäsionen gebildet.

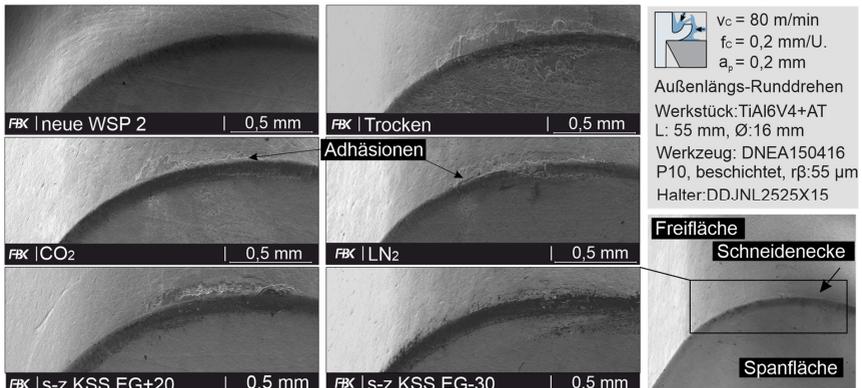


Abbildung 6-16: Adhäsionen am Werkzeug beim Schlichten von TiAl6V4.

6.3.3 Oberflächentopographie des Werkstücks

Generell können verschiedene Ursachen zu Abweichungen von dem idealen kinematischen Rauheitsprofil führen, z. B. Änderungen der Schneidengeometrie durch Adhäsionen oder seitliche plastische Fließvorgänge während der Spanbildung (vgl. 2.1.2). Durch den großen Schneideneckenradius sowie die starke Schneidkantenverrundung wurde das Auftreten dieser Phänomene begünstigt. Abweichungen von dem idealen kinematischen Rauheitsprofil wurden aus diesem Grund erwartet. Abbildung 6-17 zeigt charakteristische konfokalmikroskopische Aufnahmen beider Segmente in Abhängigkeit von der Kühlschmierstrategie und der Werkstückgeometrie. Diesbezüglich sind zeitabhängige Effekte von Segment I zu II aufgetreten.

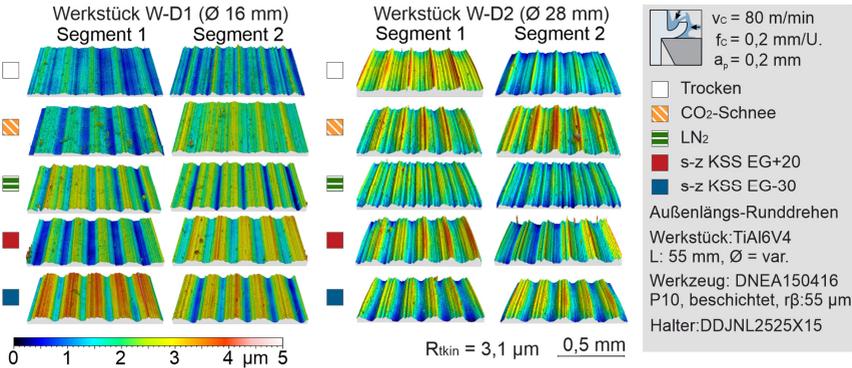


Abbildung 6-17: Zeitabhängige Effekte der Kühlschmierstrategien bezüglich der Oberflächen-topographie anhand konfokalmikroskopischer Aufnahmen beim Schlichten von TiAl6V4.

Während der Trockenzerspanung kam es in Segment I wegen der hohen thermischen Belastung teilweise zu seitlichen plastischen Fließvorgängen zwischen den Vorschubriefen. Weiterhin sind Partikel und Adhäsionen auf der Oberflächentopographie zu erkennen. Durch das zyklische Verhalten von Adhäsionen wurden diese verfestigten Werkstoff-Partikel in die Oberfläche des Werkstücks gedrückt. Neben den Partikeln kam es in Segment II darüber hinaus zu deutlichen Abweichungen vom idealen Rauheitsprofil. Dies ist ein Indiz für eine unregelmäßige und stochastisch veränderte Schneidengeometrie aufgrund von Adhäsionen. Wegen der hohen Härte dieser Adhäsionen wurde diese Geometrie auf das Werkstück übertragen. Durch diese Effekte wurde die profilhafte Rauheitskenngröße R_z von Segment I zu II aber nur geringfügig verändert (Abbildung 6-18). Die mit der Vergrößerung des Werkstückdurchmessers einhergehende leichte Verbesserung der gemittelten Rautiefe kann auf veränderte Eingriffsbedingungen des Werkzeugs infolge der geringeren Oberflächenkrümmung zurückgeführt werden.

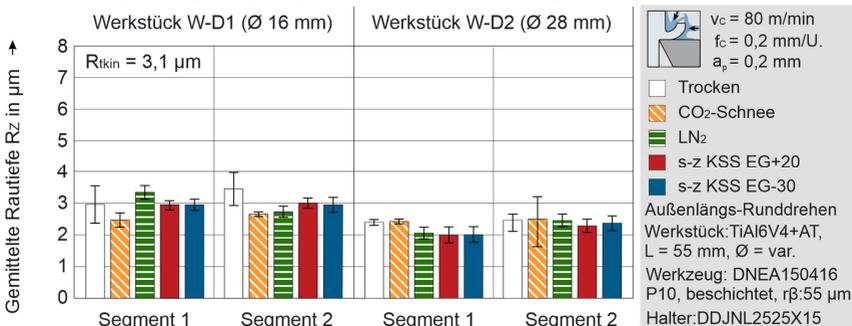


Abbildung 6-18: Zeitabhängige Effekte von Kühlschmierstrategien auf die gemittelte Rautiefe R_z beim Schlichten von TiAl6V4.

Mit CO₂-Schnee wurden geringere Adhäsionen am Werkzeug beobachtet. Gleichwohl wurden bei der Geometrie W-D1 sowohl in Segment I als auch in Segment II verfestigte Werkstoff-Partikel in die Oberfläche gedrückt. Bei der Geometrie W-D2 wurde die thermische Belastung in Segment II deutlich reduziert. Trotzdem sind zwischen den Vorschubriefen Erhöhungen zu erkennen, was auf seitliche plastische Fließvorgänge hindeutet. Wahrscheinlich traten diese jedoch durch Änderungen der Schneidengeometrie infolge der Adhäsionen auf. Die kurz nach

Schneideneingriff gebildeten Adhäsionen verblieben länger am Werkzeug. So zeigt das Rauheitsprofil in Segment I und II eine hohe Ähnlichkeit, weicht jedoch vom idealen Rauheitsprofil ab. Der Einfluss auf die gemittelte Rautiefe R_z ist jedoch ebenfalls gering.

Mit LN_2 wurden die Adhäsionen am Werkzeug durch die vorübergehende Versprödung des Werkstoffs ebenfalls reduziert. In den konfokalmikroskopischen Aufnahmen ist in Segment I bereits eine deutliche Abweichung zum idealen kinematischen Rauheitsprofil zu erkennen. Verfestigte Werkstoff-Partikel wurden aber in deutlich geringerem Maße in die Oberfläche des Werkstücks gedrückt. Dies bestätigt die Hypothese, dass die Adhäsionen bereits kurz nach dem Schneideneingriff gebildet wurden. Durch die starke Kühlung wurde die Scherfestigkeit der Adhäsionsbindung erhöht. Die Adhäsionen wiesen dadurch in den äußeren Bereichen der Kontaktzonen ein weniger stark ausgeprägtes zyklisches Verhalten auf. In diesen Bereichen verblieben die Adhäsionen länger am Werkzeug, was zu andauernden Abweichungen führte. Auch diese Vorgänge führen aber nur zu einer geringen Änderung der gemittelten Rautiefe R_z .

Durch den sub-zero KSS EG+20 wurden Adhäsionen am Werkzeug infolge der Schmierwirkung reduziert. Dadurch wurde ein homogenes Rauheitsprofil ohne verfestigte Werkstoff-Partikel in der Oberfläche erzeugt, das aber von dem idealen kinematischen Rauheitsprofil zwischen den Vorschubriefen abweicht. Wahrscheinlich ist dies auf die sehr hohe Schneidkantenverrundung zurückzuführen. Auch durch die Kühlung des sub-zero KSS auf -30 °C wurde ein sehr ähnliches Rauheitsprofil erzeugt, das sich durch eine hohe Homogenität auszeichnet. Dadurch sind die gemittelte Rautiefe R_z sowie die Fehlerbalken in Abbildung 6-18 in beiden Segmenten fast gleich. Für das Schlichten werden in der Regel kleine Schneideneckenradien zur Reduzierung seitlicher plastischer Fließvorgänge eingesetzt. Schlichten zeichnet sich daher im Normalfall durch geringe Vorschübe aus, um die geforderte Rauheit nach Gl. 2-1 noch erreichen zu können. Auch bei einer herausfordernden Kombination aus hohem Schneideneckenradius, hoher Schneidkantenverrundung, hohem Vorschub und der Zerspanung eines duktilen und zu Adhäsionen neigenden Werkstoffs wurde eine homogene und gleichbleibende Oberflächentopographie erreicht.

6.3.4 Radiale Maßabweichungen des Werkstücks

Bei allen Versuchen war das thermische Verhalten der Drehmaschine aufgrund kurzer Schnittzeiten ähnlich. Ferner wurden für beide Werkstückgeometrien konstante Kontaktflächen zwischen dem Werkstück und den Spannmitteln sichergestellt. Aus diesem Grund kann von einer vergleichbaren Wärmeleitung vom Werkstück in die Spannmittel ausgegangen werden. Vibrationen waren infolge der robusten Werkstückspannung gering und messbarer Werkzeugverschleiß ist nicht aufgetreten. Weiterhin wurde eine geringe Rundlaufabweichung der Werkstücke ($<1\text{ }\mu\text{m}$) sichergestellt. Relative Änderungen der radialen Maßabweichungen ergeben sich daher durch zeitabhängige Effekte der Kühlschmierstrategie während einzelner Schnitte. Es wird von drei wesentlichen Effekten ausgegangen (vgl. auch Kapitel 2.1.5), die zu einer Abweichung der realen von der nominalen Schnitttiefe führen könnten. Diese sind in Abbildung 6-19 schematisch dargestellt. Thermische Effekte (ΔT) könnten während einzelner Schnitte aufgrund einer thermischen Ausdehnung oder Kontraktion des Wirkpaars auftreten. Änderungen der Prozesskräfte wirken sich entsprechend der Steifigkeit des Gesamtsystems auf die elastischen Verschiebungen des Wirkpaars (ΔM) aus, besonders die Passivkraft (vgl. Abbildung 2-11). Als dritter Effekt könnten Adhäsionen die Schneidengeometrie zyklisch während einzelner Schnitte beeinflussen (ΔG). Diese Effekte überlagern sich während einzelner Schnitte.

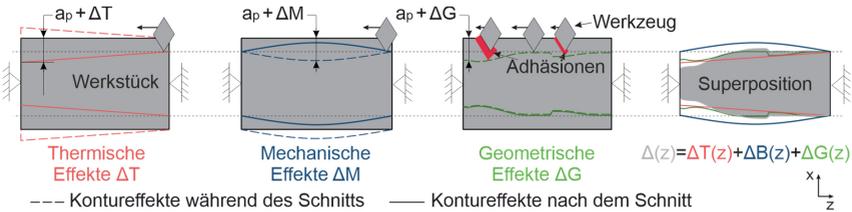


Abbildung 6-19: Einfluss thermischer, mechanischer und geometrischer Effekte auf radiale Maßabweichungen des Werkstücks während einzelner Schnitte.

Wegen des geringen Spannungsquerschnitts waren die Prozesskräfte gering, abgesehen von der Passivkraft. Mechanische Effekte infolge der Passivkraft sind daher betragsmäßig am höchsten. Es wird angenommen, dass die Steifigkeit der Spindel, des Reitstocks und des Werkzeugträgers hoch sind. Es erfolgt daher eine Schätzung der Verschiebungen des Werkstücks anhand dessen Biegelinie. Die Durchbiegung auf Basis der Bernoulli-Balkenbiegung eines zweiseitig eingespannten Trägers mit einer mittig angreifenden Last ergibt sich nach Gl. 6.1.

$$w = \frac{F_p \cdot L^3}{192 \cdot E \cdot I} = \frac{F_p \cdot L^3}{192 \cdot E \cdot I} = \frac{F_p \cdot L^3 \cdot 64}{192 \cdot E \cdot \pi \cdot D_w^4} \quad \text{Gl. 6.1}$$

Die höchste gemessene Passivkraft betrug $F_p = 280 \text{ N}$. Mit den Materialdaten des TiAl6V4 aus Abbildung 2-22 ergibt sich für einen Durchmesser von $D_w = 16 \text{ mm}$ und Länge von $L = 55 \text{ mm}$ eine maximale Durchbiegung von $w < 1 \text{ }\mu\text{m}$. Folglich kann davon ausgegangen werden, dass mechanische Effekte ΔG wahrscheinlich nur einen marginalen Einfluss auf die radialen Maßabweichungen haben. Die Änderung der Schneidengeometrie durch Adhäsionen wird anhand der gemittelten Rautiefe geschätzt, sodass diese eine Dicke von etwa 2–4 μm aufweisen könnten. Abbildung 6-20 zeigt die gemessenen radialen Abweichungen der Werkstücke nach der Abkühlung auf Raumtemperatur. Die Maßabweichungen wurden in Bezug auf den Durchmesser umgerechnet, sodass die erreichbare ISO-Grundtoleranz nach [DIN 19] direkt erkennbar ist. Die getroffenen Annahmen können anhand des sub-zero KSS EG+20 bestätigt werden. Die thermo-mechanische Belastung war während des Schnitts konstant und die Adhäsionen waren vergleichsweise gering. In der Folge traten nur sehr geringe Maßabweichungen über dem Vorschubweg auf. Die für das Drehen übliche ISO-Grundtoleranz von IT6 kann sowohl für W-D1 ($\Delta = 11 \text{ }\mu\text{m}$) als auch für W-D2 ($\Delta = 13 \text{ }\mu\text{m}$) gut eingehalten werden.

Während der Trockenzerspanung wurde die eingebrachte Wärme nur marginal abgeführt. Durch den Wärmeeintrag kam es zu einer thermischen Expansion des Werkzeugs und Werkstücks. Diese thermischen Effekte überlagerten sich mit Änderungen der Schneidengeometrie auf Grund von Adhäsionen an der Schneidkante. Nach der Abkühlung auf Raumtemperatur wurden über dem Vorschubweg Maßabweichungen von über 20 μm gemessen. Durch die größere Dimension des Werkstücks W-D2 stieg dessen Volumen. Der mittlere Temperaturanstieg des Werkstück durch die eingebrachte Wärme ist dadurch zwar geringer. In Summe führte dies wegen der größeren Dimension des Werkstücks jedoch zu ähnlichen Maßabweichungen. Die Wärmeleitung im Werkstück wurde durch die geringe Temperaturleitfähigkeit des TiAl6V4 erschwert. Es ist aber gegen Ende des Schnitts zu erkennen, dass durch Wärmeleitung in das Spannfutter die thermische Expansion verlangsamt wurde. Die ISO-Grundtoleranz IT7 konnte für W-D1 ($\Delta = 18 \text{ }\mu\text{m}$) und W-D2 ($\Delta = 21 \text{ }\mu\text{m}$) nicht eingehalten werden. Eine Endbearbeitung ohne Kompensationsmöglichkeit oder optimierte Eingangsoperanden ist nur schwer möglich.

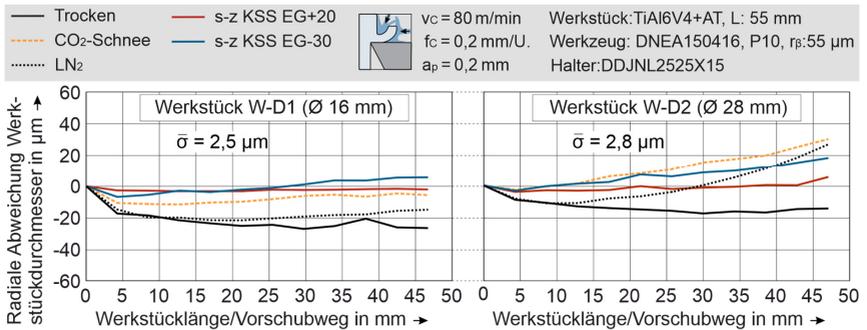


Abbildung 6-20: Zeitabhängige Effekte der Kühlschmierstrategien auf die radialen Maßabweichungen des Werkstücks während einzelner Schnitte.

Für die kryogenen Medien ist in Abbildung 6-20 ein hoher zeitabhängiger Effekt auf die Maßabweichungen des Werkstücks zu erkennen. Weiterhin ist ersichtlich, dass die Werkstückgeometrie bzw. Schnittzeit diese Effekte beeinflusst, analog zur thermo-mechanischen Belastung.

Mit LN₂ sind nach dem Drehen der Geometrie W-D1 Maßabweichungen aufgetreten, die sich nur geringfügig von der Trockenzerspannung unterscheiden. Obwohl die Werkzeugtemperatur sehr gering war, insbesondere in Segment II, und damit das Werkzeug einer thermischen Kontraktion unterlag, kam es zu negativer Maßabweichung. Wahrscheinlich war die thermische Kontraktion des Werkzeugs bzw. Drehhalters wegen der kurzen Schnittzeit gering. Weil auch die Adhäsionen vergleichsweise gering waren, bedeutet dies, dass das Werkstück eine thermische Expansion vergleichbar zur Trockenzerspannung aufwies. Bei W-D2 ist zu Beginn des Schnitts das Verhalten ähnlich zur Trockenzerspannung. Durch die größere benetzte Fläche zwischen Werkstück und LN₂ und die längere Schnittzeit von 15 s erfährt das Wirkpaar gegen Ende des Schnitts aber eine extreme thermische Kontraktion. Das zeitabhängige Verhalten des LN₂ führte dazu, dass entlang des Vorschubwegs sowohl Expansionen als auch Kontraktionen aufgetreten sind. In Summe wurden mit LN₂ Maßabweichungen von über 40 μm gemessen. Dies deckt sich gut mit den Ergebnissen von [Bord16].

CO₂-Schnee führt zu einem höheren Wärmeabfuhr aus dem Werkstück als LN₂. Durch den größeren Düsendurchmesser der CO₂-Schnee-Zufuhr war die Kontaktfläche zwischen Wirkstelle und KSS größer. In Kombination mit der gleichbleibenden Werkzeugtemperatur bei WD-1 ergaben sich in Summe daher nur geringe Maßabweichungen. Eine größere Dimension des Werkstücks in Kombination mit der längeren Schnittzeit bewirkte die höchste thermische Kontraktion aller Kühlschmierstrategien von bis zu 30 μm .

Durch die Verwendung des sub-zero KSS EG-30 wurden die diskutierten Effekte auf die Maßabweichungen im Vergleich zu den kryogenen Medien abgeschwächt. Ferner traten in keinem Fall Expansionen auf, was auf eine hohe Kühlwirkung sofort nach dem Schneideneingriff hindeutet. Gleichwohl kam es zu Kontraktionen des Wirkpaars. Es muss von deutlichen Maßabweichungen bei einer längeren Schnittzeit und/oder einer größeren Dimension des Werkstücks ausgegangen werden. Das Einhalten der üblichen ISO-Grundtoleranzen IT6/7 für rotationssymmetrische Bauteile aus TiAl6V4 wird durch diese zeitabhängigen Effekte deutlich erschwert, insbesondere bei kryogenen Medien. Um die Maßgenauigkeit sicherzustellen sind folglich Kompensationsstrategien notwendig, z. B. anhand der radialen X-Koordinate während des

Schnitts. Ein Vorteil der sub-zero KSS ist die variabel einstellbare Zufuhrtemperatur. Zur Sicherstellung der geometrischen Produktspezifikation des Werkstücks bei sehr geringen Fertigungstoleranzen könnte der finale Schnitt mit einer Zufuhrtemperatur von +20 °C erfolgen.

6.4 Vergleichende Analyse des Hartdrehens von 100Cr6

In diesem Kapitel wird das Hartdrehen von 100Cr6+QT analysiert. Das Hartdrehen von Werkstoffen mit einer Härte über 45 HRC ist klassischerweise ein Drehprozess zur Endbearbeitung von Werkstücken. Folglich ist die Prozessstabilität des Drehprozesses von hoher Bedeutung. Die wichtigsten beiden Aspekte sind diesbezüglich eine hinreichende und gleichbleibende Oberflächengüte sowie eine hohe Maß- und Formgenauigkeit gefertigter Werkstücke. Vorteilhaft sind darüber hinaus eine geringe thermische Belastung, um unerwünschte Änderungen in der Werkstückrandzone zu reduzieren (vgl. Kapitel 2.3.2). Bezüglich dieser Aspekte sind analog zu Kapitel 6.3 zeitabhängige Effekte der Kühlschmierstrategien während einzelner Schnitte aufgetreten. Weiterhin wurde aufgrund der kurzen Schnittzeiten kein messbarer Werkzeugverschleiß festgestellt. Diesbezügliche Einflüsse werden aus diesem Grund ausgeschlossen.

6.4.1 Thermo-mechanische Belastung des Werkzeugs

Vor dem Schneideneingriff wird das bereits in Kapitel 6.3.1 diskutierte Verhalten der Kühlschmierstrategien in Abbildung 6-21 bestätigt. Während des Schnitts war die Werkzeugtemperatur bei der Trocknerspannung etwa 15 °C höher verglichen zu Trocknerspannung bei der Schlichtbearbeitung des TiAl6V4+AT. Der Wärmeeintrag in das Werkzeug war folglich vergleichbar. Die Wärme- und Temperaturleitfähigkeit von Stahlwerkstoffen ist deutlich höher als von Titanlegierungen (vgl. Abbildung 2-22). Dadurch verlagerte sich die Verteilung der Wärmeströme in Richtung des Spans und des Werkstücks (vgl. Abbildung 2-5B). Dies wurde durch die Beschichtung des Werkzeugs weiter begünstigt. Darüber hinaus wurde durch die geringe Schnittgeschwindigkeit der prozentuale Anteil des durch den Span abgeführten Wärmestroms vermindert [Saul18]. Dies bedeutet im Umkehrschluss, dass ein vergleichsweise hoher Wärmestrom über das Werkstück abgeführt wurde.

Auch mit Blick auf die Kühlschmierstrategien zeigt sich der leicht höhere Wärmeeintrag in das Werkzeug im Vergleich zur Titanzerspannung. Mit dem sub-zero KSS EG+20 wurde ein thermischer Gleichgewichtszustand mit einem Temperaturgradienten erreicht, der nur marginal höher als bei der Titanzerspannung war (vgl. auch Abbildung 6-13). Dies kann auf den hohen HTC zurückgeführt werden, was anhand der hohen KWI von 24 aus Tabelle 4-6 ersichtlich ist. Durch die Kühlung des sub-zero KSS EG auf -30 °C sinkt dessen KWI auf 14, der HTC wurde folglich deutlich reduziert. Die Werkzeugtemperatur war aus diesem Grund um 5 °C höher als bei der Titanzerspannung. Mit dem CO₂-Schnee wurde näherungsweise ein thermischer Gleichgewichtszustand erreicht. Wegen des geringen HTC war dazu jedoch ein höherer Temperaturgradient erforderlich, sodass die Werkzeugtemperatur um 17 °C höher war. Auch mit LN₂ wurde zu Beginn des Schnitts ein um ca. 10 °C höherer Temperaturgradient gemessen. Folglich ist der HTC der kryogenen Medien geringer als der HTC des sub-zero KSS EG-30.

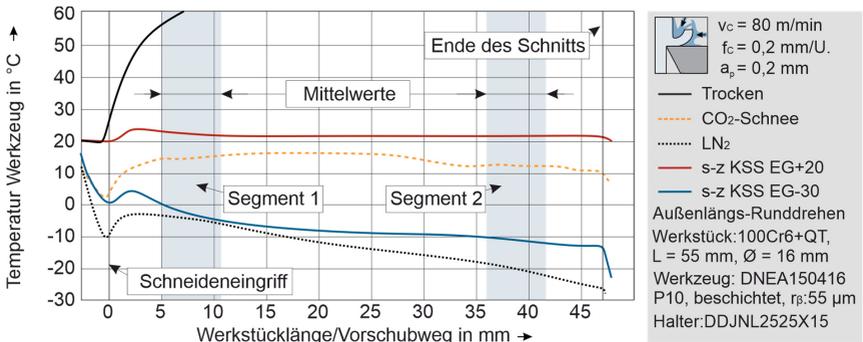


Abbildung 6-21: Verlauf der Werkzeugtemperatur beim Hartdrehen von 100Cr6.

Der HTC des LN₂ stieg aber mit zunehmender Schnittzeit. Dies bestätigt das bereits in Kapitel 6.2.1 diskutierte Verhalten. Infolge der sinkenden Temperaturgradienten wurde das Filmsieden des LN₂ immer weiter reduziert, wodurch der HTC stieg. Infolgedessen war die Werkzeugtemperatur am Ende des Schnitts nur noch um 3 °C höher als bei der Titanzerspannung. Augenscheinlich sind die zeitabhängigen Effekte des LN₂ wegen dieser Dynamik auch mit einem hohen Maß an Prozesswissen schwer prognostizierbar. Die diskutierten Zusammenhänge der zeitabhängigen Effekte der Kühlschmierstrategien werden auf Basis der Mittelwerte der Werkzeugtemperatur in Abbildung 6-22 für die Werkstückgeometrie W-D1 gestützt.

Weiterhin ist in Abbildung 6-22 ein hoher Einfluss der Werkstückgeometrie zu erkennen, analog zur Titanzerspannung. Durch die längere Schnittzeit, die größere Dimension des Werkstücks und die vergrößerte benetzte Fläche zwischen Werkstück und KSS wurde die Werkzeugtemperatur über der Schnittzeit beim Einsatz kryogener Medien drastisch reduziert. Diese Effekte traten beim Einsatz des sub-zero KSS EG-30 weniger stark ausgeprägt auf. Wird der sub-zero KSS mit $T_{KSS} = 20$ °C eingesetzt, ist die Werkzeugtemperatur dagegen unabhängig von diesen Änderungen. Daher kam es zu einer gleichbleibenden Temperatur des Werkzeugs.

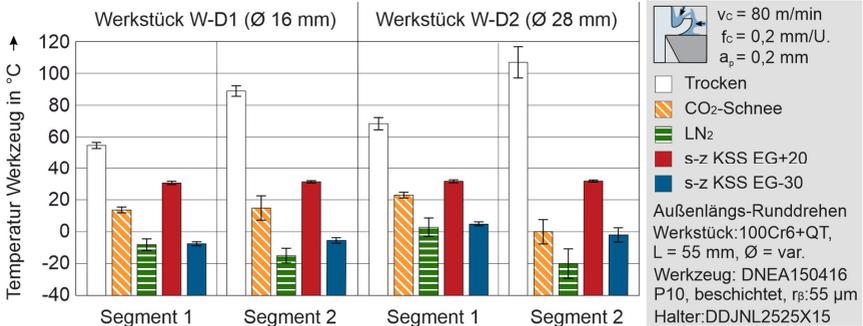


Abbildung 6-22: Zeitabhängige Effekte der Kühlschmierstrategie auf die Werkzeugtemperatur beim Hartdrehens von 100Cr6.

Anhand der mechanischen Belastung können die diskutierten Aspekte der Wärmestromverteilung und des Wärmeeintrags gestützt werden (siehe Abbildung 6-23). Bei der Titanzerspannung betrug die eingebrachte Wirkleistung auf Basis eines Mittelwerts der Schnitt- und Vorschubkraft $P_e \approx 125$ W (Abbildung 6-15). Für das Hartdrehen ergibt sich dagegen eine etwa doppelt

so hohe Wirkleistung von $P_e \approx 250$ W. Da die Wirkleistung während des Spanbildungsvorgangs hauptsächlich in Wärme umgewandelt wird, entspricht dies näherungsweise dem Wärmeeintrag. Anhand der Werkzeugtemperatur der Trockenzerspannung ist aber ersichtlich, dass der Wärmeeintrag in das Werkzeug nur marginal höher war. Der in das Werkstück abgeführte Wärmestrom war unter Berücksichtigung der Wärmestromverteilung folglich höher.

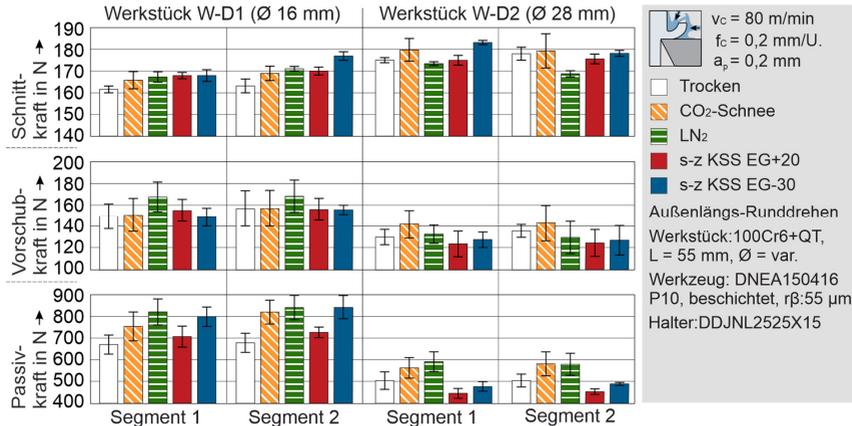


Abbildung 6-23: Zeitabhängige Effekte verschiedener Kühlschmierstrategien auf die mechanische Belastung beim Hartdrehen von 100Cr6.

Die große Schneidkantenverrundung resultierte auch beim Hartdrehen des 100Cr6 zu ausgeprägten Reibungs- und Quetschungsvorgängen im Bereich der Schneidkante, was hohe Passivkräfte von teilweise $F_P = 850$ N zur Folge hatte. Durch die höhere Oberflächenkrümmung der Werkstückgeometrie W-D1 wurden die Passivkräfte aufgrund des höheren effektiven Spanwinkels verstärkt, analog zur Titanzerspannung. Die geringere Krümmung führte dementsprechend in steigende Schnittkräfte. Die Prozesskräfte waren bei der Geometrie W-D2 aber tendenziell geringer als bei der Geometrie W-D1. Während des Härtevorgangs kam es wegen der größeren Dimension des Werkstücks W-D2 zu einer geringeren Abkühlgeschwindigkeit, was zu einer leicht geringeren Härte des 100Cr6+QT führte. Deswegen war der Widerstand gegen das Eindringen des Schneidkeils etwas geringer. Durch die robuste Werkstückspannung und den hohen E-Modul des 100Cr6 traten trotz der hohen Passivkräfte keine erkennbaren Vibrationen auf.

Hinsichtlich zeitabhängiger Effekte der Kühlschmierstrategien sind mehrere Trends in Abbildung 6-23 zu erkennen. Die thermische Entfestigung bei der Zerspannung von Stahlwerkstoffen ist vergleichsweise hoch (vgl. Kapitel 2.3.2). Folglich führte die Trockenzerspannung während Segment I zu den geringsten Prozesskräften. Je geringer die Werkzeugtemperatur, desto höher waren die Prozesskräfte in Segment I. Es zeigt sich jedoch auch beim Hartdrehen von 100Cr6, dass sich die hohe Schmierwirkung des sub-zero KSS günstig auf die Prozesskräfte auswirkt. Im Vergleich zur Titanzerspannung ist über der Schnittzeit aber ein wesentlicher Unterschied zu erkennen. Die Prozesskräfte sind deutlich konstanter, insbesondere bei der Geometrie W-D2. Nur bei der Geometrie W-D1 kam es mit dem sub-zero KSS EG-30 zu einem leichten aber doch signifikanten Anstieg der Prozesskräfte. Da die thermische Entfestigung von Stahlwerkstoffen vergleichsweise hoch ist, lässt dies den Schluss zu, dass sinkende Spannungsquerschnitte infolge

thermischer Kontraktionen durch eine höhere thermische Verfestigung ausgeglichen werden. Dadurch wurden relativ gleichbleibende Prozesskräfte über dem Vorschubweg erreicht.

6.4.2 Werkzeugverschleiß und Adhäsionen

Durch das beschichtete Hartmetallwerkzeug wurde eine hinreichende Verschleißfestigkeit für das Hartdrehen von 100Cr6+QT sichergestellt. Infolge der kurzen Schnittzeit von wenigen Sekunden ist daher kein messbarer Werkzeugverschleiß aufgetreten. Durch die hohe Flächenpressung infolge der hohen Passivkräfte wurden jedoch Adhäsionen zwischen dem zerspannten Werkstoff und dem Werkzeug begünstigt. Trotz der geringen Duktilität des 100Cr6+QT sind Adhäsionen am Werkzeug aufgetreten (siehe Abbildung 6-24). Dies kann mit einer Reaustenitisierung des vergüteten Werkstoffs während der Spanbildung im Bereich der Schneidkante begründet werden (vgl. Kapitel 2.3.2). Mit steigendem Werkstückdurchmesser kam es zu einer geringeren Flächenpressung, wodurch die Adhäsionen tendenziell reduziert wurden (nicht dargestellt). Die in Abbildung 6-24 gezeigte Bildung von Adhäsionen in Abhängigkeit von der Kühlschmierstrategie gilt aber qualitativ für beide Werkstückdurchmesser.

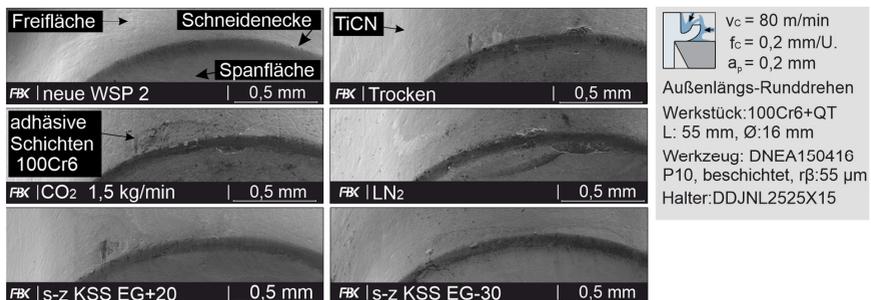


Abbildung 6-24: Adhäsionen am Werkzeug beim Hartdrehen von 100Cr6.

Bei der Trockenzerspannung wurden Adhäsionen am Werkzeug gebildet. Diese waren jedoch weniger stark ausgeprägt als bei der kryogenen Zerspannung. Adhäsionen beim Hartdrehen von 100Cr6 weisen eine hohe Härte von bis zu 1100 HV 0,025 auf [Jons75]. Dies ist deutlich höher als die Härte des 100Cr6+QT (vgl. Kapitel 4.2). Durch die hohe abrasive Wirkung der homogen feinverteilten Karbidausscheidungen in der Mikrostruktur des 100Cr6+QT wird die Bildung von Adhäsionen aber erschwert, wenn deren Scherfestigkeit mit steigender Temperatur hinreichend sinkt. Dies deckt sich mit den Ergebnissen von [Jons75].

Beim Einsatz der kryogenen Medien waren die Adhäsionen am stärksten ausgeprägt. Analog zur Titanzerspannung könnten die Adhäsionen zu Beginn des Schnitts erzeugt worden sein. Durch die über dem Vorschubweg sinkende Temperatur wird die Härte der Adhäsionen sowie die Scherfestigkeit der Adhäsionsbindung weiter erhöht, was zu dauerhaften Adhäsionen am Werkzeug führte. Mit den sub-zero KSS wurde die Bildung von Adhäsionen deutlich erschwert. Durch das geringe zeitabhängige Verhalten der Schmierwirkung wurden die Adhäsionen bereits zu Beginn des Schnitts reduziert. Durch die Kombination aus hoher Kühl- und Schmierwirkung wurde die Bildung von Adhäsionen daher deutlich reduziert. Wenn der sub-zero KSS EG-30 verwendet wurde traten keine oder nur marginale Adhäsionen an der Schneidkante und an in den angrenzenden Kontaktzonen auf.

6.4.3 Oberflächentopographie des Werkstücks

Durch die höhere Härte verfestigter Werkstoffschichten an der Schneide ist ein negativer Einfluss auf die Oberflächentopographie zu erwarten. Dies ist in den konfokalmikroskopischen Aufnahmen der Werkstückoberfläche deutlich erkennbar. Während die Adhäsionen bei der Trockenzerspanung meist nur zu einer geringen Änderung der Schneidengeometrie führten, können jedoch infolge der hohen thermischen Belastung seitliche plastische Fließvorgänge auftreten. Dies ist bei der Werkstückgeometrie W-D1 in Segment II deutlich zu erkennen. Ferner verhalten sich die Adhäsionen stochastisch, sodass durchaus Abweichungen von dem idealen kinematischen Rauheitsprofil auftreten (W-D2, Segment I). Dieses stochastische Verhalten ist ferner anhand der hohen Fehlerbalken der gemittelten Rautiefe in Abbildung 6-26 zu erkennen.

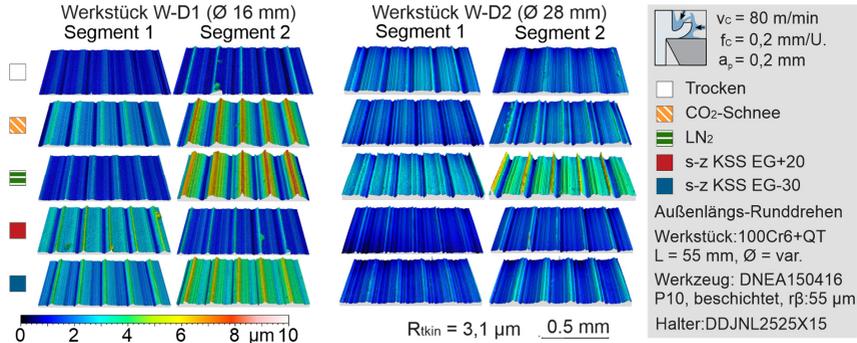


Abbildung 6-25: Zeitabhängige Effekte der Kühlschmierstrategien bezüglich der Oberflächentopographie anhand konfokalmikroskopischer Aufnahmen beim Hartdrehen von 100Cr6.

Das ausgeprägte zeitabhängige Verhalten der kryogenen Medien wirkt sich nachteilig auf die Oberflächentopographie beim Hartdrehen von 100Cr6+QT aus. Insbesondere bei der Werkstückgeometrie W-D1, bei welcher hohe Flächenpressungen während des Schnitts aufgetreten sind, können deutliche Abweichungen von Segment I zu II erkannt werden. Bei duktilen Werkstoffen, z. B. Titanlegierungen, wirkt sich die hohe Kühlwirkung offenbar vorteilhaft auf die Oberflächentopographie aus, weil es zu einer Versprödung des zerspannten Werkstoffs kommt (vgl. Abbildung 6-17). Weist der zerspannte Werkstoff jedoch bereits eine geringe Duktilität auf, zeigen die Ergebnisse, dass nur eine hohe Kühlwirkung durchaus nachteilig sein kann. Die Verschlechterung der Oberflächentopographie während eines Schnitts ist ferner anhand der gemittelten Rautiefe deutlich zu erkennen. Die vergleichsweise geringen Fehlerbalken deuten zudem darauf hin, dass dies bei hohen Flächenpressungen an der Schneidkante charakteristisch ist.

Mit dem sub-zero KSS EG wurde sowohl bei einer Zufuhrtemperatur von +20 °C als auch bei -30 °C eine gute Oberflächentopographie erzeugt. Dies steht in Einklang mit den geringen Adhäsionen beim Einsatz des sub-zero KSS. Die Bedeutung der Schmierwirkung ist bei der Zerspannung vergüteter Stähle folglich als hoch einzustufen. Bei einer Zufuhrtemperatur von +20 °C kam es jedoch noch teilweise zu seitlichen plastischen Fließvorgängen. Durch die Kühlung des sub-zero KSS EG auf -30 °C sind dagegen teilweise Riefen innerhalb des Rauheitsprofils aufgetreten. Dies ist ein Indiz für eine leichte Änderung der Schneidengeometrie durch Adhäsionen. Es kann jedoch anhand der Ergebnisse abgeleitet werden, dass die Kombination aus hoher Kühl- und Schmierwirkung auch beim Hartdrehen zu einer vergleichsweise guten Oberflächengüte führt. Die zeitabhängigen Effekte während einzelner Schnitte sind gering.

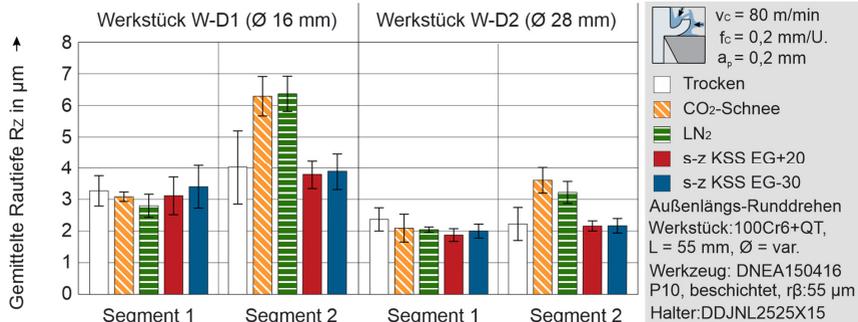


Abbildung 6-26: Zeitabhängige Effekte von Kühlschmierstrategien auf die gemittelte Rautiefe R_z beim Hartdrehen von 100Cr6.

6.4.4 Radiale Maßabweichungen des Werkstücks

Analog zu den Maßabweichungen bei der Titanzerspannung (vgl. Abbildung 6-20) wurden zeitabhängige Effekte der Kühlschmierstrategie auf die radialen Maßabweichungen erwartet. Generell könnten sowohl thermische und mechanische Effekte als auch Abweichungen der Schneidengeometrie durch Adhäsionen zu Maßabweichungen führen (vgl. Abbildung 6-19). Die mechanischen Effekte infolge der hohen Passivkraft wurden nach Gl. 6.1 näherungsweise geschätzt. Mit den Materialdaten für den 100Cr6 (siehe Abbildung 2-22) und der Werkstückgeometrie W-D1 (siehe Abbildung 4-3) ergibt sich für die maximale Passivkraft von 850 N eine maximale Durchbiegung von $w < 1,5 \mu\text{m}$. Bei gleicher Werkstückgeometrie kann zudem von vergleichbaren mechanischen Effekten ausgegangen werden. Die geometrische Änderung der Schneidengeometrie aufgrund von Adhäsionen wird näherungsweise auf Basis der Änderung der gemittelten Rauheit R_z zu Segment I zu II geschätzt (siehe Abbildung 6-26). Diese sind besonders bei der kryogenen Zerspanung mit 4-5 μm hoch.

Mit dem sub-zero KSS EG+20 können die Annahmen gestützt werden. Neben einer gleichbleibenden thermo-mechanischen Belastung traten geringe Adhäsionen am Werkzeug auf. Auch der höhere Wärmeeintrag in das Werkstück im Vergleich zur Titanzerspannung wurde hinreichend durch die Kühlung des Werkstücks abgeführt. In Summe wurde eine hohe Fertigungs-genauigkeit erreicht, sodass die ISO-Grundtoleranzen IT6/7 gut eingehalten werden können.

Bei der Trockenzerspannung traten hohe radiale Maßabweichungen von bis zu 40 μm auf. Verglichen zur Titanzerspannung war der Wärmeeintrag in die Wirkstelle mit $P_c = 250 \text{ W}$ etwa doppelt so hoch (vgl. auch Kapitel 6.4.1). In Kombination mit der hohen Temperaturleitfähigkeit des 100Cr6 ist davon auszugehen, dass der Wärmeeintrag in das Werkstück mindestens doppelt so hoch war. Weil auch die Adhäsionen vergleichsweise gering waren und die thermischen Ausdehnungskoeffizienten beider Werkstoffe ähnlich sind, wurden die Maßabweichungen während einzelner Schnitte ungefähr verdoppelt. Durch die größere Dimension der Werkstückgeometrie W-D2 resultiert zwar eine geringere mittlere Temperatur innerhalb des Werkstücks, was sich aber durch dessen größeres Volumen hinsichtlich der Maßabweichungen ausgleicht. Die ISO-Grundtoleranzen von IT6/7 können dadurch nicht mehr sicher eingehalten werden.

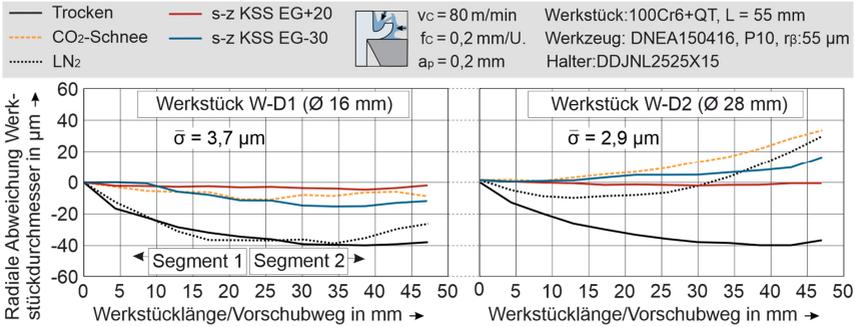


Abbildung 6-27: Zeitabhängige Effekte der Kühlschmierstrategien auf die radialen Maßabweichungen des Werkstücks während einzelner Schnitte.

Mit LN₂ wurden für die Geometrie W-D1 ähnliche Maßabweichungen im Vergleich zur Trockenzerspannung gemessen, was sich mit den Ergebnissen der Titanzerspannung deckt. Die Werkzeugtemperatur war im Vergleich zur Titanzerspannung ähnlich. Folglich war die Kontraktion des Werkzeugs vergleichbar. Aus diesem Grund kann der Anstieg der Maßabweichungen ebenfalls auf einen höheren Wärmeeintrag in das Werkstück zurückgeführt werden. Mit LN₂ wurde zwar im Vergleich zur Trockenzerspannung mehr Wärme abgeführt, was positive Maßabweichungen begünstigt. Durch die stärker ausgeprägten Adhäsionen beim LN₂ wurden jedoch negative Maßabweichungen ebenfalls verstärkt. In Summe ergaben sich dadurch ähnliche Maßabweichungen im Vergleich zur Trockenzerspannung. Mit der größeren Dimension des Werkstücks (W-D2) in Kombination mit der längeren Schnittzeit kam es dagegen zu einer starken thermischen Kontraktion des Wirkpaares über dem Vorschubweg. Durch die Expansion und Kontraktion ergaben sich Maßabweichungen von 43 μm , sogar größer als bei der Trockenzerspannung. Mit dem CO₂-Schnee kann das bereits bei der Titanzerspannung diskutierte zeitabhängige Verhalten bestätigt werden: Es kann zu massiven Kontraktionen des Wirkpaares kommen. Die Maßabweichungen sind dabei betragsmäßig gleich. Wegen des vergleichsweise großen Düsendurchmessers wurde der höhere Wärmeeintrag in das Werkstück besser abgeführt.

Mit dem sub-zero KSS EG-30 konnte der höhere Wärmeeintrag bei der Geometrie W-D1 nicht vollständig abgeführt werden, weil es zu leichten negativen Maßabweichungen kam. Im Gegensatz zum Werkzeug wurde das Werkstück nicht mit einer Prallströmung benetzt, sodass der HTC verglichen zum sub-zero KSS EG+20 deutlich geringer war. Durch die größere benetzte Fläche bei der Geometrie W-D2 kam es jedoch während des gesamten Schnitts zu Kontraktionen. Die Ergebnisse zeigen, dass die Einhaltung der Fertigungstoleranzen während einer Schlicht- bzw. Endbearbeitung beim Einsatz von sub-zero KSS bei einer Zufuhrtemperatur von weit unter 0 °C herausfordernd ist. Analog zur Titanzerspannung müssen Kompensationsstrategien zur Anwendung kommen, ansonsten ist die Einhaltung der üblichen ISO-Grundtoleranzen von IT6 oder IT7 nur schwer möglich. Diesbezüglich ist beim Hartdrehen die ausgeprägte thermische Verfestigung von Stahlwerkstoffen zu berücksichtigen. Eine Kompensation über die X-Koordinate des Konturzugs führt infolge der thermischen Verfestigung zu einer deutlich steigenden mechanischen Belastung während einzelner Schnitte. Möglicherweise wirkt sich dies auf die im Werkstück vorliegenden Randschichteigenschaften aus, weil diese im Wesentlichen aus der thermo-mechanischen Last während des Spanbildungsvorgangs resultieren.

7 Wirkmechanismen und Gestaltungsempfehlungen

Die sub-zero Kühlschmierstrategie weist ein hohes Potential auf, um die Vorteile der kryogenen Zerspanung mit den Vorteilen einer herkömmlichen Kühlschmierstrategie zu kombinieren. Durch die Ergebnisse dieser Arbeit können mehrere Wirkzusammenhänge und Wirkmechanismen bezüglich einzelner Parameter der sub-zero Kühlschmierstrategie und dem Drehprozess abgeleitet werden. Diese sind zusammenfassend in Abbildung 7-1 in Form einer Vergleichsmatrix dargestellt. Darin zeigen die Wirkungen der Parameter den Einfluss auf verschiedene Indikatoren, Leistungsmerkmale und Größen des Drehprozesses.

Notwendigerweise erfordert die sub-zero Kühlschmierstrategie den Einsatz von sub-zero KSS mit einem Gefrierpunkt von unter 0 °C. Diesbezüglich eignen sich Kälteträger auf Basis wässriger Mischungen zweiwertiger Alkohole. Werden diese sub-zero KSS unter Umgebungstemperatur zur Kühlschmierung des Drehprozesses eingesetzt, kann verglichen zu Emulsion von einem ähnlichen Einfluss auf die Prozess- und Wirkgrößen des Drehprozesses ausgegangen werden. Es zeigt sich aber auch anhand der in dieser Arbeit als Indikator für die Kühlwirkung verwendeten Kühlwirkungsintensität (KWI) in Gl. 2-21, dass die thermo-physikalischen Stoffeigenschaften dieser sub-zero KSS hinsichtlich des Wärmeübergangskoeffizienten (HTC) der Emulsion unterlegen sind. Gleichwohl weisen herkömmliche Emulsionen keine Gefrierpunktniedrigung auf, sodass diese nicht als sub-zero KSS eingesetzt werden können.

Wirkmechanismen einzelner Parameter der sub-zero Kühlschmierstrategie

Der wichtigste Parameter der sub-zero Kühlschmierstrategie ist die Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS. Bereits die Strahlerzeugung von sub-zero KSS wird durch deren ausgeprägtes Temperatur-Viskositäts-Verhalten maßgeblich beeinflusst. Durch die sinkende Temperatur steigt die Viskosität der sub-zero KSS um ein Vielfaches (siehe Abbildung 2-28B). Dies begünstigt laminare Strömungszustände während der Düsenströmung. Darüber hinaus wird durch die sinkende Zufuhrtemperatur der Dampfdruck des sub-zero KSS reduziert. Durch die laminaren Strömungszustände und den geringen Dampfdruck werden Wirbelbildungen und Kavitationseffekte während der Düsenströmung reduziert, insbesondere bei Düsen mit abrupten Düsenverengungen (siehe Kapitel 5.1). Auch wenn Reibungsverluste durch die laminare Strömung begünstigt werden, führt dies bei steigenden Volumenströmen insgesamt zu sinkenden Druckverlusten (siehe Abbildung 5-1). Die Strahlerzeugung von sub-zero KSS kann daher vergleichsweise einfach ohne die Berücksichtigung von Kavitationsvorgängen hinreichend genau charakterisiert werden. Der erzeugte laminare viskose Flüssigkeitsstrahl hat jedoch nicht nur Vorteile. Durch das laminare Strömungsverhalten wird die Benetzung während der Prallströmung erschwert und der HTC drastisch reduziert. Aus diesem Grund muss mittels anderer Parameter der sinkende HTC kompensiert werden. Diesbezüglich ist die KWI ein nützlicher Indikator. Mit einer hohen spezifischen Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit kann die KWI und damit der HTC weiter verbessert werden (Abbildung 2-18). Diese Stoffeigenschaften können jedoch nicht isoliert variiert werden, sondern ergeben sich aus dem Mischungsverhältnis des jeweiligen sub-zero KSS. Die KWI darf einen Wert von etwa 5 nicht unterschreiten, ansonsten ist die Kühlwirkung mit einer höheren Zufuhrtemperatur gleich, wahrscheinlich sogar besser (siehe Abbildung 5-17). Wird dies beachtet, wirkt sich die geringe Zufuhrtemperatur äußerst positiv auf den Drehprozess aus. Die thermische Belastung wird reduziert, wodurch die thermisch aktivierten Verschleißmechanismen verlangsamt werden. Die Scherfestigkeit des Spans sowie die Temperaturgradienten zwischen Spanober- und Spanunterseite werden erhöht, was mit einer

geringeren Werkzeug-Span-Kontaktlänge einhergeht. Dies wirkt sich vorteilhaft auf den Kolkverschleiß aus (siehe Abbildung 6-4 und Abbildung 6-10). Darüber hinaus werden Adhäsionen am Werkzeug reduziert, was sich in Kombination mit der Versprödung des Werkstoffs während der Spanbildung vorteilhaft auf die Oberflächentopographie gefertigter Werkstücke auswirkt. Indirekt bewirkt dies durch die thermische Verfestigung des Werkstoffs aber eine leicht zunehmende mechanische Belastung des Wirkpaars. Ferner werden infolge zeitabhängiger Effekte auf die Kühlwirkung Abweichungen der realen von der nominalen Schnitttiefe begünstigt, was die Fertigungsgenauigkeit einschränkt (siehe Abbildung 6-20 und Abbildung 6-27). Diese Aspekte müssen in der Gestaltung der sub-zero Kühlschmierstrategie berücksichtigt werden.

Parameter der sub-zero Kühlschmierstrategie	Wirkung des Parameters auf									
	Druckverluste der Pumpe	Turbulenz des Freistrahls	Benezte Fläche Wirkstelle	Wärmeübergangskoeffizient	Werkzeugtemperatur	Schmierwirkung	Prozesskräfte	Werkzeug-Span-Kontaktlänge	Werkzeugverschleiß	Oberflächenrauheit
Zufuhrtemperatur ↓	-	-	-	-	-	-	+	-	-	-
Spezifische Wärmekapazität ↑				+	-		+	-	-	-
Wärmeleitfähigkeit ↑				+	-		+	-	-	-
Viskosität ↑	-	-	-	-	+	+	-	-	-	-
Untersuchte Additive						0		0	0	0
Strahlgeschwindigkeit ↑	+	+	+	+	-		-	-	-	-
Step-Düsengeometrie	+	+		0						
Rouse-Düsengeometrie	-	0		0						
Düsendurchmesser ↑	-	+	+	+	-					
KSS-Zufuhr über Spanfläche			-		+		0	-	0	0
KSS-Zufuhr über Freifläche			-		+		0	+	0	0
Kombinierte KSS-Zufuhr			+		-		0	-	-	0

- fallend - leicht fallend 0 kein signifikanter Effekt + leicht steigend + steigend

Abbildung 7-1 Einflüsse und Wirkzusammenhänge einzelner Parameter der sub-zero Kühlschmierstrategie auf Indikatoren, Leistungsmerkmale und Größen des Drehprozesses

Das Temperatur-Viskositäts-Verhalten wirkt sich darüber hinaus auf die Schmierwirkung aus. Anhand tribologischer Analogieversuchen konnte jedoch keine direkte Korrelation zwischen Viskosität und reibungsreduzierender Wirkung nachgewiesen werden (vgl. Kapitel 5.3). Die Zerspanung als hochbelasteter Gleitreibungskontakt kann durch eine aus der Tribologie übertragene Analyse der Schmierfilmdicke auf Basis der elasto-hydrodynamischen Schmierung nicht hinreichend abgebildet werden (vgl. Abbildung 5-12). Ein direkter Rückschluss bezüglich der reibungsreduzierenden Wirkung der Viskosität auf den Drehprozess ist folglich nicht

möglich. Im Drehprozess geht mit einer höheren kinematische Viskosität aber eine leicht geringere mechanische Belastung einher. Darüber hinaus werden die Gleitreibungsvorgänge zwischen Werkzeug und Span im Bereich äußerer Reibung (vgl. Kapitel 2.1.3) vorteilhaft beeinflusst. Abrasive Verschleißmechanismen werden gemildert und dadurch die Zunahme der Kolkbreite über der Schnittzeit reduziert, was insbesondere in Abbildung 6-11 deutlich ersichtlich ist. Es wird daher von einem positiven Einfluss einer gewissen Viskosität auf die mechanische Belastung und die abrasiven Verschleißmechanismen ausgegangen. Folglich können die Ergebnisse tribologischer Analogieversuche durchaus als Indikator für die Schmierwirkung im Drehprozess verwendet werden.

Die untersuchten Additive Dinatriummetasilikat, Polyalkylenglykole und Triisobutylphosphat werden durch die Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS leicht beeinflusst. Mit sinkenden Zufuhrtemperaturen wird die verschleißreduzierende Wirkung der Polyglykole sowie des Triisobutylphosphats reduziert. Im Vergleich zu den anderen Parametern wird der Einfluss auf den Drehprozess aber als vergleichsweise gering eingestuft (siehe auch Kapitel 5.4). Sehr vorteilhaft wirkt sich Dinatriummetasilikat in Kombination mit Triisobutylphosphat auf die Schaumbildung aus, was die Handhabung deutlich verbessert.

Eine direkte und isolierte Einflussnahme zu Sicherstellung eines hohen HTC ist nur mit Hilfe der Strahleigenschaften der sub-zero Kühlschmierstrategie möglich. Neben der Zufuhrtemperatur sind die Strahleigenschaften daher essentiell für die Wirksamkeit der sub-zero Kühlschmierstrategie. Dies umfasst sowohl den Durchmesser des KSS-Freistrahls als auch dessen Geschwindigkeit. Diese stehen jedoch unmittelbar miteinander in Beziehung. Durch die Massenkontinuität führt eine Halbierung des Strahldurchmessers zu einer Vervierfachung der Strahlgeschwindigkeit. Die Ergebnisse in Kapitel 5.1 als auch ein Blick auf die Definition der Reynolds-Zahl zeigen eindeutig, dass die Turbulenz des KSS-Freistrahls nicht nur durch eine steigende Strahlgeschwindigkeit erhöht wird, sondern auch durch zunehmende Düsendurchmesser. Wird dies weitergehend hinsichtlich des Zufuhrdrucks betrachtet, dann bedeutet dies, dass ein Mindestdruck für den Einsatz von sub-zero KSS notwendig ist. Dies bedeutet für den Einsatz der sub-zero Kühlschmierstrategie, dass mit einer Überflutungskühlung aus strömungsmechanischen und thermodynamischen Gründen keine Vorteile gegenüber Emulsionen möglich sind. Im Gegensatz zu einer Überflutungskühlung mit Emulsion ist der Massenstrom nicht der entscheidende Parameter, sondern eine möglichst hohe Strahlgeschwindigkeit bei einem hinreichend großen Düsendurchmesser (vgl. Abbildung 2-18). Es ist diesbezüglich beim Einsatz von sub-zero KSS unerheblich, ob eine Düse mit abrupter oder kontinuierlicher Düsenverengung zum Einsatz kommt. Bei einem konstanten Volumenstrom treten keine signifikanten Unterschiede der Strahleigenschaften auf. In der Regel werden die Pumpen von KSS-Zufuhrsystemen aber mit Hilfe einer Druckregelung betrieben. Sieht die Gestaltung des Drehprozesses die Verwendung einer abrupten Düsenverengung vor, muss berücksichtigt werden, dass massive Druckverluste auftreten werden. Dadurch werden der Massendurchfluss und die Strahlgeschwindigkeit entsprechend reduziert. Die Verwendung einer Düse mit kontinuierlicher Düsenverengung bewirkt nicht nur einen hohen Massendurchfluss, sondern auch etwa eine Halbierung der erforderlichen Pumpenleistung (siehe Abbildung 5-1). Besonders beim Einsatz von Zufuhrmethoden mit werkzeuginterner KSS-Versorgung ist dies unbedingt zu berücksichtigen. Ein weiterer wichtiger Parameter der sub-zero Kühlschmierstrategie ist die Düsenposition und die Ausrichtung des KSS-Freistrahls auf die Wirkstelle (siehe Kapitel 5.5). Durch eine

freiflächenseitige Ausrichtung wird die benetzte Kontaktfläche zwischen Wirkstelle und KSS reduziert. Darüber hinaus wird primär der Span gekühlt. Da dieser mit der Spanablaufgeschwindigkeit aus der Wirkstelle gleitet, steht der gekühlte Span aufgrund kurzer Kontaktzeiten mit dem Werkzeug nicht zur Kühlung durch Wärmeleitung zur Verfügung. Dies bewirkt eine steigende thermische Belastung des Werkzeugs. Bei der Zerspanung von TiAl6V4 werden aber die Spanbildungsmechanismen durch diese Zufuhrmethode deutlich beeinflusst. Durch eine geringere Duktilität des Spans, eine höhere Spanstauchung und hohe Temperaturgradienten zwischen Spanober- und Spanunterseite wird ein ausgezeichnete Spanbruch erzielt (siehe Abbildung 6-6). Diese Möglichkeit zur Beeinflussung der Spanbildung ist beim Drehen von Stahlwerkstoffen aufgrund der höheren Wärme- bzw. Temperaturleitfähigkeit weniger stark ausgeprägt. Auch mit einer Ausrichtung des Freistrahls nur über die Freifläche konnten daher keine besonderen Wirkungen beobachtet werden. Zur Verbesserung der Randschichtigenschaften des Werkstücks könnte die freiflächenseitige KSS-Zufuhr von Vorteil sein, was in dieser Arbeit aber nicht untersucht wurde. Gleichwohl ist insgesamt davon auszugehen, dass durch eine kombinierte span- und freiflächenseitige Ausrichtung von mindestens zwei KSS-Freistrahlen das beste Ergebnis bezüglich der Kühlwirkung erreicht wird, insbesondere beim Drehen von Stahlwerkstoffen. Zur Verbesserung des Spanbruchs sollten bei dieser kombinierten Ausrichtung des KSS-Freistrahls weitere Maßnahmen getroffen werden, z. B. die Verwendung von Spanleitstufen am Drehwerkzeug oder negative Spanwinkel.

Einsatzverhalten der sub-zero Kühlschmierstrategie im relativen Vergleich

Die sub-zero Kühlschmierstrategie wurde zur Untersuchung des Einsatzverhaltens auf Basis der Erkenntnisse aus Kapitel 5 gewählt. Durch die Kühlung des sub-zero KSS EG auf -30 °C in Kombination mit einem hinreichenden KWI von 14 wurde die Kühlwirkung in allen Fällen signifikant verbessert. In Abbildung 7-2 ist das Einsatzverhalten der sub-zero Kühlschmierstrategie mit Blick auf die Ausgangsoperanden des Drehprozesses im Vergleich zu anderen Kühlschmierstrategien bei einer spanflächenseitigen Ausrichtung des KSS-Freistrahls dargestellt.

Bezüglich der thermischen Belastung können die in Kapitel 3 aus dem Stand der Wissenschaft und Technik abgeleiteten Arbeitshypothesen gestützt werden. Die CO_2 -Schnee- und LN_2 -Kühlung zeichnen sich durch eine hohe Sensitivität bezüglich der eingebrachten Wirkleistung auf die Kühlwirkung aus. Ist der Wärmeeintrag hoch, wird die Kühlwirkung drastisch verschlechtert. Die Kühlwirkung kann beim Schruppen von TiAl6V4+AT und 42CrMo4+A sogar geringer als mit herkömmlichen KSS sein (siehe Abbildung 6-2 bzw. Abbildung 6-8). Dieser Trend wird verstärkt, wenn der Wärmeeintrag durch Reibungsvorgänge infolge von Freiflächenverschleiß weiter steigt. Darüber hinaus sind die Freistrahlen kryogener Medien empfindlich gegenüber Störungen durch Späne, was Thermoschocks des Werkzeugs begünstigt. Ist die eingebrachte Wirkleistung generell gering, z. B. beim Schlichten, kommt es beim Einsatz kryogener Medien zu einem ausgeprägten zeitabhängigen Verhalten in Bezug auf die thermische Belastung während einzelner Schnitte. Dieses zeitabhängige Verhalten interagiert in hohem Maße mit den Eigenschaften des zerspannten Werkstoffs sowie der Geometrie des Werkstücks (siehe Kapitel 6.3 und 6.4). Durch diese zeitabhängigen Effekte und das charakteristische Filmsieden des LN_2 ist die Kühlwirkung nur schwer prognostizierbar. Bei der CO_2 -Schnee-Kühlung ist die Kühlwirkung im Wesentlichen auf die Sublimation der CO_2 -Partikel zurückzuführen, womit die Kühlwirkung besser prognostiziert werden kann. Die Wärmeübertragungsmechanismen des CO_2 -Schnee führen aber nur zu einem geringen HTC im Vergleich zu sub-zero KSS. Die sub-

zero Kühlschmierstrategie zeigt bezüglich der Kühlwirkung ein deutlich robusteres Verhalten gegenüber Änderungen der Eingangsoperanden des Drehprozesses. Wird ein hinreichender HTC sichergestellt, wird eine geringe thermische Belastung sowohl bei einem hohen als auch einem geringen Wärmeeintrag sichergestellt. Durch die Kombination aus hoher Kühl- und Schmierwirkung wird darüber hinaus der negative Einfluss eines starken Freiflächenverschleißes auf die thermische Belastung reduziert. Auch die gute Zugänglichkeit viskoser Flüssigkeitsstrahlen zur Wirkstelle wirkt sich vorteilhaft auf die Robustheit der Kühlwirkung aus. Darüber hinaus ist das zeitabhängige Verhalten der thermischen Belastung weniger stark ausgeprägt. Um die mit der Kühlwirkung einhergehenden Einflüsse auf den Drehprozess schätzen zu können, ist mit der sub-zero Kühlschmierstrategie folglich ein deutlich geringeres Maß an Prozesswissen erforderlich als bei der kryogenen Zerspanung. Durch diese Robustheit müssen in einem industriellen Einsatz die Eingangsoperanden des Drehprozesses in geringerem Maße auf einzelne Fertigungsaufträge angepasst werden.

Einfluss der Kühlschmierstrategie auf	Trocken		CO ₂ -Schnee		LN ₂		Emulsion s-z KSS+20		s-z KSS-30	
										
Verhalten und Ausgangsoperanden										
Werkzeugtemperatur Schruppen	+	+	-	+	+	-	+	+	-	-
Werkzeugtemperatur Schlichten	+	+	-	-	-	-	0	0	-	-
Mechanische Belastung	-	-	0	0	0	+	-	-	+	+
Kontaktlänge (Schruppen)	+	0	-	0	0	0	0	0	-	-
Spanstauchung (Schruppen)	-	-	+	+	0	-	+	+	+	+
Kolkverschleiß	+	+	-	+	-	-	-	-	-	-
Freiflächenverschleiß	0	+	0	-	0	0	0	-	0	-
Bildung von Adhäsionen	+	0	-	+	-	+	-	-	-	-
Zeitabhängiges Verhalten	+	+	+	+	+	+	-	-	+	+
Abweichungen des Rauheitsprofil	+	+	+	+	+	+	+	-	-	-
Seitliche plastische Fließvorgänge	+	+	-	0	-	0	+	+	-	-
Fertigungsgenauigkeit	-	-	-	-	-	-	+	+	-	-

- fallend - leicht fallend 0 marginaler Effekt + leicht steigend + steigend



Abbildung 7-2 Einsatzverhalten der sub-zero Kühlschmierstrategie im Vergleich zu anderen Kühlschmierstrategien für eine spanflächenseitige KSS-Zufuhr.

Die mechanische Belastung wird dagegen nur in geringem Maße durch die Wahl der Kühlschmierstrategie beeinflusst. Die in den Drehprozess eingebrachte Wirkleistung resultiert folglich im Wesentlichen aus den gewählten Schnittparametern und der Schneidengeometrie des Werkzeugs. Der Einfluss einer hohen Schmierwirkung auf die mechanische Belastung liegt beim Drehen in einer ähnlichen Größenordnung wie die thermische Entfestigung des Werkstoffs infolge einer Trockenzerspanung. Die in den tribologischen Analogieuntersuchungen (Kapitel 5.3) identifizierte hohe Schmierwirkung von sub-zero KSS im Vergleich zu kryogenen

Medien kann folglich bestätigt werden. Gleichwohl steigt die mechanische Belastung mit sinkender Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS verglichen zu den kryogenen Medien, abgesehen von der Passivkraft. Daraus kann abgeleitet werden, dass die Festigkeit des zerspannten Werkstoffs während der Spanbildung durch sub-zero KSS deutlich stärker steigt als durch kryogene Medien. Neben der Werkzeugtemperatur ist dies ein weiteres Indiz für eine geringere thermische Belastung in den Verformungszonen der Spanbildung. Die mechanische Belastung wird durch zeitabhängige Effekte der jeweiligen Kühlschmierstrategie während einzelner Schnitte beeinflusst. Thermische Kontraktionen oder Expansionen des Wirkpaares führen über dem Vorschubweg zu einer sinkenden bzw. steigenden realen Schnitttiefe. Weist der zerspannte Werkstoff eine ausgeprägte thermische Entfestigung auf, was z. B. auf Stahlwerkstoffe zutrifft, wird die Änderung des Spanungsquerschnitts durch die thermisch induzierten Änderungen der Festigkeit näherungsweise ausgeglichen (siehe Kapitel 6.4). Weist der Werkstoff jedoch eine geringe thermische Entfestigung auf, was z. B. auf TiAl6V4 zutrifft, treten während einzelner Schnitte Änderungen der mechanischen Belastung auf (siehe Kapitel 6.3.1). Dies trifft auf die Trockenzerspannung sowie auf den Einsatz kryogener Medien und den sub-zero KSS gleichermaßen zu. Nur durch KSS, die mit einer Zufuhrtemperatur von 20 °C zur Kühlschmierung eingesetzt werden, werden diese Effekte zuverlässig verhindert.

Die Spanbildung wird durch die höhere Festigkeit des zerspannten Werkstoffs in den Verformungszonen der Spanbildung infolge der starken Kühlwirkung positiv beeinflusst. Dies wird durch kryogene Medien bei einem hohen Wärmeeintrag nur noch tendenziell erreicht. Dies führt dazu, dass beim Schruppen von TiAl6V4 die positive Wirkung kryogener Medien auf das Spanbruchverhalten deutlich sinkt. Durch die hohe Kühlwirkung des sub-zero KSS bei einer Zufuhrtemperatur von -30 °C wird die Festigkeit des zerspannten Werkstoffs dagegen deutlich stärker erhöht. Die Scherfestigkeit des Spans steigt, was während des Abgleitens über die Spanfläche zu einem höheren Verformungsgrad und damit zu einer höheren Spanstauchung führt. Beim Drehen von TiAl6V4 werden in der Folge die Spanbildungsmechanismen von einer Lamellenspan- in Richtung einer Scherspanbildung verschoben. Neben der damit verbundenen stärkeren Segmentierung des Spans kommt es zu Rissen in den Scherbändern zwischen einzelnen Spanlamellen im Bereich der Spanoberseite (siehe Abbildung 6-6). Durch die höhere Spanstauchung steigen die im Span vorliegenden mechanischen Spannungen. Diese überlagern sich mit thermischen Spannungen aufgrund der Temperaturunterschiede zwischen Spanober- und Spanunterseite. Im Vergleich zu kryogenen Medien werden der Spankrümmungsradius und die Werkzeug-Span-Kontaktlänge dadurch stärker reduziert, was zu einem guten Spanbruch führt. Bei der Fließspanbildung während der Zerspannung des 42CrMo4+A treten diese Effekte in geringerem Maße auf (siehe Abbildung 6-12). Die Spanstauchung wird zwar erhöht, was aber keine extremen Auswirkungen auf die makroskopische Spanform hat. Die vorteilhaften Einflüsse des sub-zero KSS EG-30 auf die Spanbildung sind offenbar vom Werkstoff und den dabei auftretenden Spanbildungsmechanismen abhängig. Bei der Zerspannung von Stählen im weichgeglühten Zustand sind daher zur Sicherstellung des Spanbruchs zusätzliche Maßnahmen zu ergreifen.

Der Werkzeugverschleiß wird durch den sub-zero KSS EG-30 sowohl im Vergleich zu herkömmlichen KSS als auch zu kryogenen Medien reduziert. Bei einer spanflächenseitigen KSS-Zufuhr wird durch die höhere Kühlwirkung insbesondere der Kolkverschleiß verlangsamt. Weiterhin wirkt sich die hohe Schmierwirkung günstig auf den abrasiven Verschleiß im Bereich

äußerer Reibung in der Werkzeug-Span-Kontaktzone aus. Verglichen zu den kryogenen Medien, die nur eine geringe Schmierwirkung aufweisen, wird dadurch die Zunahme der Kolkbreite über der Schnittzeit reduziert. Bei einer hohen Verschleißmarkenbreite an der Freifläche wirkt sich die hohe Schmierwirkung des sub-zero KSS EG reduzierend auf die mechanische Belastung und die weitere Verschleißzunahme aus. Entweder können die Werkzeuge dadurch länger eingesetzt werden oder die Stellgrößen des Drehprozesses bei gleicher Standzeit erhöht werden. Folglich wird die Produktivität durch die sub-zero Kühlschmierstrategie verbessert.

Ferner werden Adhäsionen am Werkzeug durch die hohe Schmierwirkung von Emulsionen und sub-zero KSS erschwert. Auch durch kryogene Medien werden Adhäsionen bei der Verwendung geringer Schneidkantenradien durch die Versprödung des Werkstoffs infolge der Kühlung vermindert (siehe Kapitel 6.1 und 6.2). Werden aber hohe Schneidkantenradien und Schneideneckenradien zum Schlichten verwendet, kann nur eine hohe Kühlwirkung sowohl vorteilhaft aber auch nachteilig bezüglich der Bildung von Adhäsionen sein. Beim Drehen duktiler Werkstoffe wird die Adhäsionsneigung durch die Versprödung vermindert. Beim Hartdrehen vergüteter Stähle können durch kryogene Medien jedoch dauerhafte Adhäsionen die Schneidengeometrie signifikant verändern, was die Oberflächenrauheit verschlechtert (Abbildung 6-26). Durch die Kombination aus hoher Kühl- und Schmierwirkung werden dagegen Adhäsionen mit sub-zero KSS an der Schneidkante unabhängig vom Werkstoff generell reduziert.

Die Oberflächentopographie wird ferner durch die zyklische Ablösung der am Werkzeug adhäsiv haftenden verfestigten Werkstoff-Partikel verschlechtert. Besonders beim Schlichten von TiAl6V4 kann dies auftreten, wenn die Temperatur in den Kontaktzonen nicht hinreichend reduziert wird (siehe Abbildung 6-17). Darüber hinaus begünstigt eine hohe Temperatur seitliche plastische Fließvorgänge des zerspannten Werkstoffs während der Spanbildung. Dies konnte mit kryogenen Medien nicht vollständig unterbunden werden. Auch mit Blick auf diese Effekte ist die Kombination aus hoher Kühl- und Schmierwirkung von Vorteil. Durch die hohe Schmierwirkung werden Adhäsionen bereits kurz nach dem Schneideneingriff vermindert und die hohe Kühlwirkung wirkt sich durch die Versprödung des zerspannten Werkstoffs während der Spanbildung vorteilhaft auf seitliche plastische Fließvorgänge aus. Auch bei einer Kombination aus hoher Schneidkantenverrundung und hohem Schneideneckenradius wird eine homogene und gleichbleibende Oberflächentopographie erzeugt.

In Bezug auf die Fertigungsgenauigkeit kann die Arbeitshypothese bestätigt werden. Durch die Verwendung von KSS, die unter Raumtemperatur zugeführt werden, können thermische Einflüsse auf radiale Maßabweichungen reduziert werden. Ohne ein hohes Maß an Prozesswissen und ohne eine Optimierung der Schnittparameter wird eine hohe Fertigungsgenauigkeit erzielt. Die zum Schlichten üblichen ISO-Grundtoleranzen von IT6/7 können dadurch sicher eingehalten werden, auch bei einem hohen Wärmeeintrag in das Werkstück. Erfolgt das Schlichten im Trockenschnitt oder mit kryogenen Medien ist dagegen ein hohes Maß an Prozesswissen und Optimierungsaufwand zur Sicherstellung der geometrischen Produktspezifikation erforderlich. Ansonsten können die üblichen ISO-Grundtoleranzen nur schwer eingehalten werden (siehe Abbildung 6-20 und 6-27). Darüber hinaus sind beim Einsatz kryogener Medien zeitabhängige Effekte der Kühlwirkung auf radiale Maßabweichungen zu beachten. Diesbezüglich muss nicht nur eine Kompensation der thermischen Kontraktion erfolgen, sondern auch mögliche auftretende Störungen durch Späne oder Werkzeugverschleiß berücksichtigt werden. Auch beim Einsatz von sub-zero KSS kommt es zu thermischen Kontraktionen des Wirkpaars, was die

Einhaltung von Fertigungstoleranzen erschwert. Auftretende Störungen werden durch den Einsatz von sub-zero KSS aber gemildert. Ferner beeinflussen die Eingangsoperanden des Drehprozesses die Kühlwirkung weniger stark, was mit einer geringeren Varianz der Prozessgrößen einhergeht. Eine Kompensation der zeitabhängigen Effekte ist daher mit weniger Prozesswissen und Optimierungsaufwand verbunden. Steht der Optimierungsaufwand zur Kompensation dieser Effekte zu keinem vertretbaren Nutzen hinsichtlich einzelner Fertigungsaufträge, z. B. bei kleinen Losgrößen, kann die Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS auch auf +20 °C verändert werden. Beispielsweise könnte gegen Ende der Schrubbearbeitung eines Werkstücks die Zufuhrtemperatur der sub-zero Kühlschmierstrategie auf +20 °C erhöht werden, sodass eine hohe Fertigungsgenauigkeit während der Schlichtbearbeitung prozesssicher erreicht werden kann.

8 Zusammenfassung, weitere Arbeiten und Ausblick

Zusammenfassung

Die für die Kühlung und Schmierung eingesetzte Technologie ist für die Leistungsfähigkeit fertigungstechnischer Prozesse von hoher Bedeutung, sowohl für die Produktivität und Prozessstabilität als auch hinsichtlich der Qualität gefertigter Werkstücke. Kühlschmierstoffe (KSS) sind auch aus ökonomischer Perspektive wichtig Hilfsstoffe. Beim Drehen werden üblicherweise wassermischbare KSS unter Raumtemperatur zugeführt. Mit diesen wurde in dieser Arbeit allgemein eine Verbesserung der Leistungsfähigkeit des Drehprozesses erreicht, weitgehend unabhängig von der Werkstoff-Schneidstoff-Paarung, der Schneidengeometrie des Werkzeugs oder den gewählten Schnittparametern. Die thermische Belastung wird gleichbleibend reduziert, der Werkzeugverschleiß vermindert und generell eine hohe Oberflächengüte und Fertigungsgenauigkeit erreicht. Die Kühlwirkung dieser robusten und universell einsetzbaren Kühlschmierstrategie kann mit den bestehenden Ansätzen aber nicht deutlich erhöht werden.

Wenn sehr geringe Temperaturen in den Kontaktzonen erwünscht sind, können kryogene Medien, z. B. CO₂-Schnee oder flüssiger Stickstoff (LN₂) zur Kühlschmierung eingesetzt werden, beispielsweise wenn thermisch aktivierte Verschleißmechanismen dominieren, wie bei der Zerspanung von Titanlegierungen. Aufgrund der niedrigen Temperatur kryogener Medien (CO₂-Schnee, -78,5 °C; LN₂, -196 °C) können wesentlich geringere Temperaturniveaus in der Wirkstelle erreicht werden als mit herkömmlichen KSS. In dieser Arbeit wurde aber gezeigt, dass der Einsatz kryogener Medien mit einem instabilen Einsatzverhalten einhergeht, das nur schwer prognostizierbar und kontrollierbar ist. Dies wurde einerseits auf die Wärmeübertragungsmechanismen zurückgeführt, andererseits auf die unzureichende Schmierwirkung. LN₂ neigt zum Filmsieden, wobei eine gasförmige Grenzschicht den Wärmeübergangskoeffizienten (HTC) verringert. CO₂ liegt nach Düsenexpansion als Gemisch aus festem und gasförmigem CO₂ vor. Die Kühlwirkung des CO₂-Schnees resultiert aus der Sublimation der festen CO₂-Partikel und einer Konvektion des gasförmigen CO₂, was ebenfalls zu einem geringen HTC führt. Dadurch ist die Kühlwirkung kryogener Medien von der eingebrachten Wirkleistung abhängig. Darüber hinaus beeinflussen die Schneidengeometrie des Werkzeugs, die Eigenschaften des zerspannten Werkstoffs sowie die Geometrie des Werkstücks das Einsatzverhalten der kryogenen Zerspannung in erheblichem Maße. Auch aufgrund der geringen Schmierwirkung können sowohl vorteilhafte als auch nachteilige Einflüsse auf den Drehprozess auftreten, insbesondere bei hohen Flächenpressungen auf der Schneidkante. Die thermische Belastung, die Bildung von Adhäsionen, der Werkzeugverschleiß, die Oberflächentopographie und die Fertigungsgenauigkeit können signifikant verbessert aber auch deutlich verschlechtert werden. Auch wenn der Einsatz der kryogenen Zerspannung in einigen Fertigungsaufträgen zur einer deutlich höheren Produktivität und zu einer besseren Qualität der Werkstücke führen kann, treten in anderen möglicherweise schwer kontrollierbare Instabilitäten einzelner Prozess- oder Wirkgrößen des Drehprozesses auf. Diese hohe Varianz hinsichtlich des Einsatzverhaltens ist nicht förderlich für einen industriellen Einsatz.

Mit der in dieser Arbeit entwickelten neuartigen sub-zero Kühlschmierstrategie können die Vorteile der kryogenen Zerspannung mit einem deutlich stabileren Einsatzverhalten kombiniert werden. Für diesen neuartigen Ansatz werden Flüssigkeitsmischungen mit einem hohen Wasseranteil in einem stabilen flüssigen Zustand mit Zufuhrtemperaturen von unter 0 °C eingesetzt. Durch die Wiederverwendbarkeit in einem Kreislaufsystem können auch hohe Massenströme

wirtschaftlich eingesetzt werden. Ferner ist die Variabilität der KSS-Zufuhr hoch, womit die Parameter der sub-zero Kühlschmierstrategie bedarfsgerecht an den jeweiligen Drehprozess angepasst werden können. Viskose Flüssigkeiten weisen darüber hinaus eine hohe Schmierwirkung auf, die mit Additiven weiter verbessert werden kann. Es wurden mehrere Arten von Flüssigkeitsmischungen auf Basis wässriger Mischungen bezüglich der Einsatzzeichnung als sub-zero KSS analysiert. Durch den hohen Wasseranteil resultieren vorteilhafte thermo-physikalische Stoffeigenschaften, die zu einem hohen konvektiven Wärmeübergang führen. Ein ausgewogenes Einsatzprofil weisen wässrige Mischungen zweiwertiger Alkohole auf, die als sub-zero KSS definiert werden. Diese weisen im fest-flüssig Gleichgewicht ein Eutektikum auf, das zu einer Gefrierpunktniedrigung von unter 0°C führt. In dieser Arbeit wurden grundlegende Aspekte der neuartigen sub-zero Kühlschmierstrategie untersucht: Gestaltungsmöglichkeiten des KSS-Zufuhrsystems, Mischungsverhältnisse und Formulierungsansätze von sub-zero KSS auf Basis zweiwertiger Alkohole, die Strahlerzeugung von KSS-Freistrahlen und dessen Ausrichtung auf die Wirkstelle, Wirkmechanismen der Kühl- und Schmierwirkung sowie die damit verbundenen Wirkungen auf die Prozess- und Wirkgrößen des Drehprozesses.

Für den Einsatz von sub-zero KSS wurden Ansätze möglicher Zufuhrsysteme abhängig von den erforderlichen Massenströmen vorgestellt, die in bestehende Werkzeugmaschinen integriert werden können. Je nach Gestaltung können dabei auch bestehende herkömmliche KSS-Anlagen mit einem Wärmeübertrager und einer Kälteanlage kostengünstig erweitert werden. Die in dieser Arbeit eingesetzten Massenströme der sub-zero KSS können mit dieser kostengünstigen Gestaltung gut erreicht werden.

Um die Einflüsse einzelner Stoffeigenschaften von sub-zero KSS hinsichtlich des konvektiven Wärmeübergangs zu bewerten, wurde eine neue Kennzahl auf Basis empirischer Nußelt-Korrelationen vorgeschlagen. Diese als Kühlwirkungsintensität (KWI) definierte Kennzahl ist in Anlehnung an den HTC ein Proportionalitätsfaktor, der die Intensität des konvektiven Wärmeübergangs beschreibt. Dies konnte durch die experimentellen Ergebnisse dieser Arbeit bestätigt werden. Die für die Kühlwirkung relevanten Stoffeigenschaften von sub-zero KSS können mit der KWI gezielt optimiert werden, auch im Hinblick auf die Mischungsverhältnisse. Die in dieser Arbeit untersuchten sub-zero KSS auf Basis zweiwertiger Alkohole weisen ein ausgeprägtes Temperatur-Viskositäts-Verhalten auf. Infolge der Kühlung auf Temperaturen von weit unter 0°C kommt es zu einem deutlichen Anstieg der kinematischen Viskosität. Auf Basis der KWI aber auch mit Blick auf die Schmierwirkung wurden die Mischungsverhältnisse der sub-zero KSS gewählt. Anhand der KWI wurde ermittelt, dass mit sub-zero KSS auf Basis von 1,2-Ethandiol (sub-zero KSS EG) ein höherer konvektiver Wärmeübergang erreicht wird als mit sub-zero KSS auf Basis von 1,2-Propandiol (sub-zero KSS PG). Mit den Ergebnissen dieser Arbeit kann dies bestätigt werden. Dies resultiert vor allem aus der deutlich höheren kinematischen Viskosität des sub-zero KSS PG. Dagegen wirkt sich die Viskosität vorteilhaft auf die Schmierwirkung aus. Bezüglich der Mischungsverhältnisse und der Wahl der Basisstoffe zur Formulierung der sub-zero KSS ergibt sich dadurch ein Zielkonflikt zwischen Kühl- und Schmierwirkung, analog zu wasser- und nichtwassermischbaren KSS.

Die Strahlerzeugung des KSS-Freistrahls von sub-zero KSS erfordert einen geringeren Optimierungsaufwand als die Zufuhr von Emulsionen. Aufgrund der hohen kinematischen Viskosität von sub-zero KSS treten laminare Strömungszustände auf, was die Turbulenz und damit die Wirbelbildung während der Düsenströmung reduziert. Durch die geringen Dampfdrücke

von sub-zero KSS werden ferner Kavitationseffekte drastisch reduziert. In Summe führt dies dazu, dass ein Flüssigkeitsstrahl ohne Kontraktionen und mit homogener Geschwindigkeitsverteilung erzeugt wird, was auch durch die Wahl der geometrischen Gestalt des sich verengenden Strömungsraums der Düse nicht signifikant beeinflusst wird. Dies hat ferner auf die resultierende Kühlwirkung nur einen marginalen Einfluss, im Gegensatz zur Emulsion. Darüber hinaus sind die Druckverluste während der Düsenströmung geringer als beim Einsatz von Emulsion. Gleichwohl ist die Strahlgeschwindigkeit bei der sub-zero Kühlschmierstrategie eine kritische Größe zur Sicherstellung einer hohen Kühlwirkung. Um eine hohe Strahlgeschwindigkeit zu gewährleisten und zur Reduzierung von Druckverlusten sollten strömungsoptimierte Düsen zur Anwendung kommen.

Im Vergleich zu Emulsionen weisen sub-zero KSS einen vergleichsweise geringen HTC auf. Damit die niedrigen Zufuhrtemperaturen von sub-zero KSS zur Geltung kommen, muss der geringe HTC mithilfe der Zufuhrmethode kompensiert werden. Neben der Geschwindigkeit des KSS-Freistrahls wurde gezeigt, dass diesbezüglich auch dessen Durchmesser von Bedeutung für die resultierende Kühlwirkung ist. Bezüglich dieser beiden Strahleigenschaften in Kombination mit den Stoffeigenschaften des sub-zero KSS kann eine Schätzung der Kühlwirkung anhand der KWI erfolgen. Je geringer die Zufuhrtemperatur, desto höher muss die Strahlgeschwindigkeit sein. Um mit sub-zero KSS bei einer Zufuhrtemperatur von -30 °C eine bessere Kühlwirkung als mit Emulsion zu erreichen, muss eine KWI von mindestens 5 sichergestellt werden. Dies entspricht bei üblichen Düsengeometrien etwa einer Strahlgeschwindigkeit von etwa 20 m/s. Dies bedeutet im Umkehrschluss, dass durch die Zufuhr von sub-zero KSS mit Hilfe einer Überflutungskühlung aus strömungsmechanischen und thermodynamischen Gründen keine Vorteile möglich sind.

Die Schmierwirkung von sub-zero KSS ist im Vergleich zu kryogenen Medien signifikant höher, was anhand tribologischer Analogieversuche mithilfe eines Stift-Ring-Tribometers gezeigt wurde. In diesem Kontext wurde auch der Einfluss des Temperatur-Viskositäts-Verhaltens des sub-zero KSS EG im Vergleich zum sub-zero KSS PG analysiert. Durch eine Analyse der hydrodynamischen Schmierfilmbildung wurde nachgewiesen, dass neben der Viskosität weitere signifikante Einflüsse auf die Schmierwirkung vorhanden sein müssen. Weist der sub-zero KSS eine gewisse kinematische Viskosität auf, führt eine weitere Erhöhung der Viskosität nicht generell zu einer besseren Schmierwirkung. Dies ist wahrscheinlich auf temperaturabhängige Wechselwirkungen der verwendeten Basisstoffe und Additive mit den Metalloberflächen zurückzuführen, z. B. adsorptive Vorgänge.

Der Einsatz der sub-zero Kühlschmierstrategie wirkt sich durch die Kombination aus hoher Kühl- und Schmierwirkung generell vorteilhaft auf die Leistungsfähigkeit des Drehprozesses aus, abgesehen von der Fertigungsgenauigkeit. Wird ein hinreichender HTC sichergestellt, ist die Kühlwirkung generell höher als mit herkömmlicher Emulsion. Im Gegensatz zur kryogenen Zerspanung wird die thermische Belastung auch bei einem hohen Wärmeeintrag signifikant reduziert. Ferner wirken sich weitere Änderungen der Eingangsoperanden des Drehprozesses, z. B. der zerspante Werkstoff, die Geometrie des Werkstücks oder die Wahl des Werkzeugs, nur geringfügig auf die thermische Belastung aus. Sowohl beim Schruppen als auch beim Schlichten von TiAl6V4 und niedrig legierter Stähle wirkt sich die Verwendung der sub-zero Kühlschmierstrategie darüber hinaus günstig auf die mechanische Belastung, die Bildung von Adhäsionen des zerspannten Werkstoffs am Werkzeug, den Werkzeugverschleiß, das

Spanbruchverhalten und die Oberflächentopographie aus. Die Fertigungsgenauigkeit kann im Vergleich zur kryogenen Zerspanung besser eingehalten werden, erfordert aber infolge thermische Kontraktionen des Werkstücks und Werkstücks den Einsatz von Kompensationsstrategien.

Weiterführende Arbeiten zur Untersuchung der Wirkmechanismen von sub-zero KSS

In weiterführenden und bereits publizierten Arbeiten, die im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation entstanden sind, wurden weitere Wirkzusammenhänge und vielversprechende Ansätze untersucht. In Ergänzung zu Kapitel 6.1 wurden Referenzversuche zum Schruppen von TiAl6V4 mit weiteren sub-zero KSS durchgeführt. Dabei wurde einerseits der sub-zero KSS PG aus Kapitel 5.3 hinsichtlich des Einsatzverhaltens untersucht. Andererseits wurde ein neuartiges Formulierungskonzept von sub-zero KSS zur Verbesserung der Schmierwirkung verfolgt. Dazu wurden esterbasierte Metallbearbeitungsöle mithilfe von Emulgatoren in dem sub-zero KSS EG emulgiert. Mit dieser sub-zero Emulsion wurde bei den gleichen Zufuhrparametern die thermische Belastung nochmals um etwa 5 °C reduziert. Hinsichtlich der mechanischen Belastung, des Werkzeugverschleißes, der Oberflächentopographie und der Spanbildung sind aber ähnliche Ergebnisse verglichen zum sub-zero KSS EG erzielt worden. (siehe auch Paper Nr. 2 im Publikationsverzeichnis)

Darüber hinaus wurden Untersuchungen mit Blick auf die Randschichteigenschaften gefertigter Werkstücke durchgeführt. Es wurde der metastabile austenitische Stahl X6CrNiNb18–10 mittels Außenlängs-Runddrehen zerspannt. Infolge von Kaltverfestigungsmechanismen und verformungsinduzierter Martensitbildung kann während des Drehens die Randschicht dieses Stahls während des Spanbildungsvorgangs verfestigt werden. Begünstigt wird dies durch niedrige thermische und hohe mechanische Lasten. Bei gleicher mechanischer Belastung kann dadurch indirekt auf die in der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone vorliegende thermische Last zurückgeschlossen werden. Dabei wurde die in dieser Arbeit eingesetzte CO₂-Schnee-Kühlung und der sub-zero KSS EG bei einer Zufuhrtemperatur von -23 °C eingesetzt. Mit zwei Düsen und einer KWI von 2 wurde die kritische Grenze des HTC der sub-zero Kühlschmierstrategie näher beleuchtet. Als Ergebnis kann zusammengefasst werden, dass bei dieser KWI die thermische Last in der Verformungsvorlaufzone verglichen zur CO₂-Schnee-Kühlung bei einem geringen Wärmeeintrag ($a_p = 0,2$ mm, $f_c = 0,15$ mm, $v_c = 30$ m/min) weniger stark reduziert wird. Mit zunehmendem Wärmeeintrag nähern sich die Ergebnisse an, sodass bei der Parameterkombination ($a_p = 0,4$ mm, $f_c = 0,35$ mm, $v_c = 70$ m/min) eine ähnlich geringe thermische Last erreicht wurde. Dies bestätigt die Ergebnisse dieser Arbeit, dass eine hinreichend hohe KWI von mindestens 5 durch die Strahleigenschaften sichergestellt werden muss. (siehe auch Paper Nr. 11 im Publikationsverzeichnis)

Um die Möglichkeit zur Reduzierung der thermischen Belastung in der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone weitergehend zu untersuchen, wurde die Grenzschicht gefertigter Werkstücke anhand oberflächenchemischer Analysen untersucht. Dazu wurde der austenitische Stahl X6CrNi18-10 mittels Drehen zerspannt und die resultierende Oberflächenchemie mittels Röntgenphotoelektronenspektroskopie analysiert. Zum Einsatz kamen dabei die in Kapitel 6 eingesetzten Kühlschmierstrategien (gleiche Parameter). In den Analysen wurde der Oxidationszustand der Grenzschicht, der sich aus der thermischen Belastung in der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone ergibt, anhand von O 1s und Fe 2p₃ Spektren umfangreich untersucht. Ferner wurden Tiefenverläufe der in die Grenzschicht eingebrachten chemischen Elemente abhängig von

der Kühlschmierung im Nanometerbereich analysiert. Die Verwendung von Emulsion, CO₂-Schnee und der Trockenbearbeitung führten zu einer deutlich höheren Kohlenstoffkonzentration in der Grenzschicht, was ein Indiz für eine geringere Bauteilsauberkeit ist. Im Vergleich zur Emulsion und den kryogenen Medien wurde mit dem sub-zero KSS EG-30 die mit Abstand geringste thermisch induzierte Oxidation in der Grenzschicht nachgewiesen. Anhand der Oxidationszustände wurde ferner nachgewiesen, dass die Oxidationsvorgänge in dieser Grenzschicht umso stärker ausgeprägt sind, je höher die thermische Belastung des Werkzeugs ist. Aus diesem Grund kann bei relativen Vergleichen verschiedener Kühlschmierstrategien davon ausgegangen werden, dass eine geringere thermische Belastung in der Werkzeug-Span-Kontaktzone mit hoher Wahrscheinlichkeit auch mit einer geringeren thermischen Belastung in der Werkzeug-Werkstück-Kontaktzone einhergeht. Dies stützt das Potential der sub-zero Kühlschmierstrategie in Bezug auf die Bauteilqualität und Möglichkeiten zur gezielten Beeinflussung der Randschicht. (siehe auch Paper Nr. 5 im Publikationsverzeichnis)

In Kapitel 6.4 wurde gezeigt, dass beim Einsatz kryogener Medien und dem sub-zero KSS EG-30 zeitabhängige Effekte auftreten. Die thermische Belastung wurde während einzelner Schnitte reduziert, insbesondere bei einem Werkstückdurchmesser von 28 mm. Dabei kam es ferner zu Kontraktionen des Wirkpaars, was zu radialen Maßabweichungen führte. Auch wenn der Spanungsquerschnitt dadurch reduziert wurde, kam es durch die thermische Verfestigung des 100Cr6 zu einer gleichbleibenden mechanischen Belastung. In Kooperation mit dem Lehrstuhl für Werkstoffkunde und dem Lehrstuhl für Messtechnik und Sensorik der TU Kaiserslautern wurden diese Werkstücke weitergehend bezüglich Änderungen der Randschichteigenschaften während einzelner Schnitte analysiert. In der Werkstückrandzone wurden die höchsten axialen Druckeigenstressungen von 600 MPa mit der CO₂-Schnee-Kühlung und dem sub-zero KSS EG-30 erreicht. Es zeigte sich dabei, dass die hohe Schmierwirkung der sub-zero KSS die Druckeigenstressungen deutlich begünstigt. Dies ist ein weiteres Indiz für das hohe Potential mit einer Kombination aus einer hohen Kühl- und Schmierwirkung. Durch zeitvariante Effekte kam es mit dem sub-zero KSS EG-30 zudem nur geringfügig zu Änderungen des Eigenspannungszustands während einzelner Schnitte. Dies bestätigt die Erkenntnisse dieser Arbeit bezüglich der Robustheit der sub-zero Kühlschmierstrategie. (siehe auch Paper Nr. 3 im Publikationsverzeichnis)

Ausblick

Die in dieser Dissertation erstmalig untersuchte sub-zero Kühlschmierstrategie weist ein hohes Potential auf, um die Produktivität und Prozessstabilität sowie die Werkstückqualität zu verbessern. Um die Wirkzusammenhänge einzelner Parameter der sub-zero Kühlschmierstrategie auf die Prozess- und Wirkgrößen des Drehprozesses weitergehend zu erforschen sind vier Aspekte von hohem Interesse. Erstens die Wirkmechanismen der Schmierwirkung mit Blick auf Interaktionen und Wechselwirkungen der Basisstoffe von sub-zero KSS, insbesondere hinsichtlich adsorptiver Vorgänge. Zweitens konnten bezüglich der Wirksamkeit von Additiven mehrere Fragestellungen in dieser Arbeit nicht beantwortet werden. Die Wirksamkeit der Additive kann durch geringe Zufuhrtemperaturen beeinträchtigt werden. Gleichwohl könnte die Verwendung weiterer Hochdruck- und Verschleißschutzadditive die reibungs- und verschleißreduzierende Wirkung von sub-zero KSS möglicherweise weiter verbessern. In diesem Kontext sind insbesondere Wechselwirkungen der Additive mit den Basisstoffen von hoher Relevanz, da in dieser Arbeit antagonistische Effekte aufgetreten sind. Viertens könnten alternative

Formulierungen von sub-zero KSS die Wirksamkeit der sub-zero Kühlschmierstrategie nochmals steigern. Ein vielversprechender Ansatz ist der Einsatz von Solen, wenn die korrosive Wirkung elektrolytisch dissoziierter Salze beherrscht werden kann. Diesbezüglich sind möglicherweise schwefelhaltige und phosphorhaltige Korrosionsinhibitoren von Interesse, z. B. Natriumsulfit, Kaliumsulfid oder Triisobutylphosphat. Diese Korrosionsinhibitoren werden durch hohe Schwefel und Phosphoranteile vermutlich zur Verbesserung der Schmierwirkung beitragen.

In dieser Arbeit wurde zur qualitativen Analyse der Kühlwirkung der sub-zero Kühlschmierstrategie die Kühlwirkungsintensität verwendet, welche nützlich zur Schätzung des konvektiven Wärmeübergangs ist. Diese wurde auf Basis einer Nußelt-Korrelation für die orthogonale Anströmung eines rotationssymmetrischen Prallstrahls auf eine ebene Prallplatte hergeleitet. Wenn Nußelt-Korrelationen für die komplexe Prallströmung des KSS-Freistrahls an Werkzeug, Werkstück und Span ermittelt werden, ist eine quantitative Analyse der Kühlwirkung möglich. Diese könnten anhand experimenteller Arbeiten anhand eines realen 3-D-Abbilds der Spanbildung aufgestellt werden. Zu diesem Zweck kann ein reales 3D-Abbild des mit der Prallströmung benetzten Bereichs des Werkstücks, Werkzeugs und Spans mit Hilfe additiver Fertigungsverfahren hergestellt werden. Die Erarbeitung der Nußelt-Korrelation kann mit einem Versuchsaufbau in Analogie zu Kapitel 5.2 ermittelt werden. Dazu könnte die erforderliche Heizleistung zur Aufrechterhaltung einer gleichbleibenden Temperatur in dem 3D-Abbild gemessen werden. Dadurch lägen Nußelt-Korrelationen für die geometrischen Gegebenheiten eines realen Spanbildungsvorgangs vor. Dadurch könnte die sub-zero Kühlschmierstrategie quantitativ deutlich umfangreicher analysiert und optimiert werden.

Durch die Kombination aus hoher Kühl- und Schmierwirkung können mit der sub-zero Kühlschmierstrategie wahrscheinlich weitere Zerspanungsprozesse verbessert werden. Diesbezüglich sind Prozesse von Interesse, mit denen bereits durch die kryogene Zerspanung große Vorteile erreicht wurden, z. B. das Drehen von Nickelbasislegierungen oder austenitischer Stähle. Dabei sind sowohl eine Reduzierung des Werkzeugverschleißes zu erwarten als auch Verbesserungen der Randschichteigenschaften gefertigter Werkstücke.

Darüber hinaus könnten neben Drehprozessen weitere spanende Fertigungsverfahren von hohem Interesse sein. Besonders die Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide mit unterbrochenen Schnitt könnten vielversprechende Anwendungsbereiche sein. Besonders das Fräsen, bei dem die Schmierwirkung eine höhere Bedeutung als bei einem kontinuierlichen Schneideneingriff hat, könnte sich die sub-zero Kühlschmierstrategie vorteilhaft auf die Prozess- und Wirkgrößen des Fräsprozesses auswirken.

Weiterhin könnte der Ansatz der sub-zero Kühlschmierstrategie auch auf das Spanen mit geometrisch unbestimmter Schneide übertragen werden. Schleifen zeichnet sich durch eine sehr hohe thermo-mechanische Belastung der Werkstückrandzone aus. Auch hier könnte die Kombination aus hoher Kühl- und Schmierwirkung ein hohes Potential aufweisen, um die Produktivität des Zerspanungsprozesses aber auch um die Qualität gefertigter Werkstücke zu verbessern. Diesbezüglich könnten insbesondere Thermalöle von Interesse sein. Diese weisen Cloudpoints von bis zu -70 °C auf und könnten dadurch die Schmierwirkung von sub-zero KSS weiter verbessern, was beim Schleifen klassischerweise von hoher Bedeutung ist.

9 Quellenverzeichnis

- [Aou19] H. Aouici, M. Elbah, A. Benkelladi, B. Fnides, L. Boulanouar, M.A. Yaltese: Comparison on various machinability aspects between mixed and reinforced ceramics when machining hardened steels. *Mechanics & Industry* 20/1 (2019): 109-124.
- [Aram16] A. Aramcharoen: Influence of Cryogenic Cooling on Tool Wear and Chip Formation in Turning of Titanium Alloy. *PROCEDIA CIRP* 46 (2016): S. 83-86.
- [Arch56] J.F. Archard, W. Hirst: The wear of metals under unlubricated conditions. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences* 236/1206 (1956): S. 397-410.
- [Arme10] M. Armendia, A. Garay, L.-M. Iriarte, P.-J. Arrazola: Comparison of the machinabilities of Ti6Al4V and TIMETAL 54M using uncoated WC-Co tools. *Journal of Materials Processing Technology* 210/2 (2010): S. 197-203.
- [ASM 02] ASM International: Atlas of stress-strain curves. 2. ed. ASM International, (2002).
- [Asta12] Astakhov, V.P.; Joksch, S.(Hrsg.): *Metalworking fluids for cutting and grinding - Fundamentals and recent advances*. Cambridge, UK, Philadelphia, PA: Techn. Univ., Woodhead Publishing, 2012.
- [Asta05] V.P. Astakhov, J.C. Outeiro: Modeling of the contact stress distribution at the tool-chip interface. *Machining Science and Technology* 9/1 (2005): S. 85-99.
- [Asta06] V.P. Astakhov: *Tribology of metal cutting*. 1st ed. Elsevier, (2006).
- [ASTM19] ASTM D8288-19: Standard Test Method for Comparison of Metalworking Fluids Using a Tapping Torque Test Machine, 2019.
- [Atki98] P. Atkins, J. De Paula: *Physical chemistry*. 8. Auflage Oxford University Press, (1998).
- [Auri16] J.C. Aurich, S. Basten, E. v. Harbou, H. Hasse, B. Kirsch, P. Mayer, E. STröfer: Verfahren zum Betrieb einer spanenden Werkzeugmaschine und Werkzeugmaschine für die spendende Bearbeitung von Werkstücken. Deutsches Patentamt, DE10 2016 215545 B3, (2016).
- [BAFA22] BAFA - Bundesamt für Wirtschaft und Ausfuhrkontrolle: Amtliche Mineralöldaten für die Bundesrepublik Deutschland von 1995 - 2022.
- [Bagh18] A. Bagherzadeh, E. Budak: Investigation of machinability in turning of difficult-to-cut materials using a new cryogenic cooling approach. *Tribology International* 119 (2018): S. 510-520.
- [Bair82] S. Bair, W.O. Winer: Regimes of Traction in Concentrated Contact Lubrication. *Journal of Lubrication Technology* 104/3 (1982): S. 382-386.
- [Bala99] A.K. Balaji, G. Sreeram, I.S. Jawahir, E. Lenz: The Effects of Cutting Tool Thermal Conductivity on Tool-Chip Contact Length and Cyclic Chip Formation in Machining with Grooved Tools. *CIRP Annals* 48/1 (1999): S. 33-38.
- [Bale09] B.S. Balewski: Experimental investigation of the influence of nozzle-flow properties on the primary spray breakup. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, (2009).
- [Barg05] H.-J. Bargel, G. Schulze, H. Hilbrans, K.-H. Hübner, O. Krüger: *Werkstoffkunde*. 9. Aufl. Springer Verlag, (2005).
- [Barr02] J. Barry, G. Byrne: TEM study on the surface white layer in two turned hardened steels. *Materials Science and Engineering: A* 325/1-2 (2002): S. 356-364.
- [Bart12] G. Bartarya, S.K. Choudhury: State of the art in hard turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 53/1 (2012): S. 1-14.
- [Bech55] P. Becher: *Principles of Emulsion Technology*. Chapman & Hall Limited, (1955).
- [Ben 12] H. Ben Abdelali, C. Claudin, J. Rech, W. Ben Salem, P. Kapsa, A. Dogui: Experimental characterization of friction coefficient at the tool-chip-workpiece interface during dry cutting of AISI 1045. *Wear* 286-287 (2012): S. 108-115.
- [Bena06] P.G. Benardos, S. Mosialos, G.-C. Vosniakos: Prediction of workpiece elastic deflections under cutting forces in turning. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 22/5-6 (2006): S. 505-514.
- [Berg13] D. Bergoint: Einsatzmöglichkeiten und Produktion von Titanbauteilen. *Lightweight Design* 6/6 (2013): S. 58-63.
- [Berg15] L.M. Bergström: Explaining the growth behavior of surfactant micelles. *Journal of colloid and interface science* 440 (2015): S. 109-118.

- [Berm11] M.J. Bermingham, J. Kirsch, S. Sun, S. Palanisamy, M.S. Dargusch: New observations on tool life, cutting forces and chip morphology in cryogenic machining Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 51/6 (2011): S. 500-511.
- [Berm12] M.J. Bermingham, S. Palanisamy, D. Kent, M.S. Dargusch: A comparison of cryogenic and high pressure emulsion cooling technologies on tool life and chip morphology in Ti-6Al-4V cutting. *Journal of Materials Processing Technology* 212/4 (2012): S. 752-765.
- [BGN 05] BGN Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gastgewerbe (Hrsg.): Druckgase zur Versorgung von Getränkeanlagen - Arbeits-Sicherheits-Informationen (ASI) 6.80. (2005).
- [Biče12] M. Biček, F. Dumont, C. Courbon, F. Pušavec, J. Rech, J. Kopač: Cryogenic machining as an alternative turning process of normalized and hardened AISI 52100 bearing steel. *Journal of Materials Processing Technology* 212/12 (2012): S. 2609-2618.
- [Böck17] P. von Böckh, T. Wetzel: Wärmeübertragung - Grundlagen und Praxis. 7. Aufl. Springer Verlag Berlin Heidelberg, (2017).
- [Bohl13] W. Bohl, W. Elmendorf: Technische Strömungslehre - Stoffeigenschaften von Flüssigkeiten und Gasen, Hydrostatik, Aerostatik, Inkompressible Strömungen, Kompressible Strömungen, Strömungsmesstechnik. 15. Aufl. Vogel Verlag, (2013).
- [Bonn08] C. Bonnet, F. Valiorgue, J. Rech, C. Claudin, H. Hamdi, J.M. Bergheau, P. Gilles: Identification of a friction model—Application to the context of dry cutting of an AISI 316L austenitic stainless steel with a TiN coated carbide tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48/11 (2008): S. 1211-1223.
- [Borc18] F. Borchers, J. Kämmner, H. Meyer, J. Epp, D. Meyer: Influence of pre-machining on the surface integrity after processing by mechanical surface treatment. *PROCEDIA CIRP* 71 (2018): S. 453-459.
- [Bord16] A. Bordin, F. Medeossi, A. Ghiotti, S. Bruschi, E. Savio, L. Facchini, F. Bucciotti: Feasibility of Cryogenic Cooling in Finishing Turning of Acetabular Cups Made of Additive Manufactured Ti6Al4V. *PROCEDIA CIRP* 46 (2016): S. 615-618.
- [Bowd51] F.P. Bowden, D. Tabor: The friction and lubrication of solids. Oxford University Press, (1951).
- [Bram60] P.H. Brammertz: Ursachen für Form- und Maßfehler an feinbearbeiteten Werkstücken. Dissertation, RWTH Aachen, (1960).
- [Brin15] E. Brinksmeier, D. Meyer, A.G. Huesmann-Cordes, C. Herrmann: Metalworking fluids—Mechanisms and performance. *CIRP Annals* 64/2 (2015): S. 605-628.
- [Brin00] E. Brinksmeier, A. Walther: Generation of Reaction Layers on Machined Surfaces. *CIRP Annals* 49/1 (2000): S. 435-438.
- [Brni15] J. Brnic, G. Turkalj, M. Canadija, D. Lane, M. Breic: Study of the Effects of High Temperatures on the Engineering Properties of Steel 42CrMo4. *High Temperature Materials and Processes* 34/1 (2015): S. 27-34.
- [Broo96] K.J. Brookes: World directory and handbook of hardmetals and hard materials. 5. Aufl. International Carbide Data, (1996).
- [Burg14] R. Burgass, A. Chapoy, B. Tohidi: Solid-liquid equilibrium in water - glycol systems: measurements and modelling. *Proceedings of the 8th International conference on Gas Hydrates* (2014).
- [Byer17] J.P. Byers: *Metalworking Fluids*. 3. Aufl. CRC Press, (2017).
- [Camb06] F. Cambell: *Manufacturing technology for aerospace structural materials*. 1. Aufl. Elsevier, (2006).
- [Camb07] Á. Cambiella, J.M. Benito, C. Pazos, J. Coca: Interfacial properties of oil-in-water emulsions designed to be used as metalworking fluids. *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects* 305/1-3 (2007): S. 112-119.
- [Cass65] C. Cassin, G. Boothroyd: Lubricating Action of Cutting Fluids. *Journal of Mechanical Engineering Science* 7/1 (1965): S. 67-81.
- [Chal79] J.M. Challen, P. Oxley: An explanation of the different regimes of friction and wear using asperity deformation models. *Wear* 53/2 (1979): S. 229-243.
- [Chil88] T.H.C. Childs, K. Maekawa, P. Maulik: Effects of coolant on temperature distribution in metal machining. *Materials Science and Technology* 4/11 (1988): S. 1006-1019.
- [Chil13] T.H.C. Childs: Friction Modeling for Machining. In: Wang, Q. J.; Chung, Y.-W. (Hrsg.): *Encyclopedia of Tribology*, Boston, MA: Springer US, 2013.
- [Choi11] C. Choi, M. Kim: Wettability Effects on Heat Transfer. In: Ahsan, A. (Hrsg.): *Two Phase Flow, Phase Change and Numerical Modeling*, InTech, (2011): S. 311-340.

- [Chow17] M. Chowdhury, S. Chowdhury, K. Yamamoto, B.D. Beake, B. Bose, A. Elfizy, D. Cavelli, G. Dosbaeva, M. Aramesh, G.S. Fox-Rabinovich, S.C. Veldhuis: Wear behaviour of coated carbide tools during machining of Ti6Al4V aerospace alloy associated with strong built up edge formation. *Surface and Coatings Technology* 313 (2017): S. 319-327.
- [Clau10] C. Claudin, A. Mondelin, J. Rech, G. Fromentin: Effects of a straight oil on friction at the tool-workmaterial interface in machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 50/8 (2010): S. 681-688.
- [Cord96] D.R. Cordray, L.R. Kaplan, P.M. Woyciesjes, T.F. Kozak: Solid - liquid phase diagram for ethylene glycol + water. *Fluid Phase Equilibria* 117/1-2 (1996): S. 146-152.
- [Cour13] C. Courbon, F. Pusavec, F. Dumont, J. Rech, J. Kopac: Tribological behaviour of Ti6Al4V and Inconel718 under dry and cryogenic conditions—Application to the context of machining with carbide tools. *Tribology International* 66 (2013): S. 72-82.
- [Czic15] Czichos, H.; Habig, K.-H.(Hrsg.): *Tribologie-Handbuch - Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. 4. Aufl. Springer Vieweg, (2015).
- [Da S17] R.B. Da Silva, W.F. Sales, E.S. Costa, E.O. Ezugwu, J. Bonney, M.B. Da Silva, Á.R. Machado: Surface integrity and tool life when turning of Ti-6Al-4V with coolant applied by different methods. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 93/5-8 (2017): S. 1893-1902.
- [Dahl04] P. Dahlman, M. Ecurseell: High-pressure jet-assisted cooling: a new possibility for near net shape turning of decarburized steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44/1 (2004): S. 109-115.
- [Dai16] W. Dai, B. Kheireddin, H. Gao, H. Liang: Roles of nanoparticles in oil lubrication. *Tribology International* 102 (2016): S. 88-98.
- [Dalm78] G. Dalmaz, M. Godet: Film Thickness and Effective Viscosity of Some Fire Resistant Fluids in Sliding Point Contacts. *Journal of Lubrication Technology* 100/2 (1978): S. 304-307.
- [Damb14] J. de Damborenea, A. Conde, M.A. Arenas: Corrosion inhibition with rare earth metal compounds in aqueous solutions. In: Forsyth, M.; Hinton, B. (Hrsg.): *Rare Earth-Based Corrosion Inhibitors*, Elsevier, (2014): S. 84–116.
- [Darb09] M. Darbandi, H. Sadeghi: A Study on Flow Through an Orifice With Prediction of Cavitation and Hydraulic Flip. *Proceedings of the ASME Fluids Engineering Division summer conference*, (2009): S. 381-386.
- [Davi07] M.A. Davies, T. Ueda, R. M'Saoubi, B. Mullany, A.L. Cooke: On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. *CIRP Annals* 56/2 (2007): S. 581-604.
- [Dawo15] A. Dawood, G.K. Arbuckle, M.P. Jahan: A comparative study on the machinability of Ti-6Al-4V using conventional flood coolant and sustainable dry machining. *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 17/6 (2015): S. 507-528.
- [Debn14] S. Debnath, M.M. Reddy, Q.S. Yi: Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: a review. *Journal of Cleaner Production* 83 (2014): S. 33-47.
- [Denk14] B. Denkena, D. Biermann: *Cutting edge geometries*. *CIRP Annals* 63/2 (2014): S. 631-653.
- [Denk11] B. Denkena, H.K. Tönshoff: *Spanen*. 3. Aufl. Springer Verlag, (2011).
- [DFG 21] DFG Deutsche Forschungsgemeinschaft (Hrsg.): *MAK- und BAT-Werte-Liste*. (2021).
- [DGUV11] DGUV Deutsche Gesetzliche Unfallversicherung: *Tätigkeiten mit Kühlschmierstoffen*. Regel 109 - 003 (2011).
- [Dhan11a] M. Dhananchezian, M.P. Kumar, T. Sornakumar: Cryogenic Turning of AISI 304 Stainless Steel with Modified Tungsten Carbide Tool Inserts. *Materials and Manufacturing Processes* 26/5 (2011): S. 781-785.
- [Dhan11b] M. Dhananchezian, M. Pradeep Kumar: Cryogenic turning of the Ti-6Al-4V alloy with modified cutting tool inserts. *Cryogenics* 51/1 (2011): S. 34-40.
- [Dhar07] N.R. Dhar, M. Kamruzzaman: Cutting temperature, tool wear, surface roughness and dimensional deviation in turning AISI-4037 steel under cryogenic condition. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47/5 (2007): S. 754-759.
- [Dhar02] N.R. Dhar, S. Paul, A.B. Chattopadhyay: Machining of AISI 4140 steel under cryogenic cooling—tool wear, surface roughness and dimensional deviation. *Journal of Materials Processing Technology* 123/3 (2002): S. 483-489.
- [DIN 19] DIN e. V. (Hrsg.): *DIN EN ISO 286-2:2019-09, Geometrische Produktspezifikation (GPS) - ISO-Toleranzsystem für Längenmaße - Teil 2: Tabellen der Grundtoleranzgrade und Grenzabmaße für Bohrungen und Wellen*. Beuth Verlag (2019).

- [DIN 17] DIN e. V. (Hrsg.): DIN ISO 1832:2017-06, Wendschneidplatten für Zerspanwerkzeuge - Bezeichnung (ISO_1832:2017). Beuth Verlag (2017).
- [DIN 16] DIN e. V. (Hrsg.): DIN EN ISO 25178-1:2016-12, Geometrische Produktspezifikation - Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft - Teil 1: Angabe von Oberflächenbeschaffenheit. Beuth Verlag (2016).
- [DIN 15a] DIN e. V. (Hrsg.): DIN ISO 5610-1:2015-02, Klemmhalter mit Vierkantschaft für Wendschneidplatten - Teil 1: Übersicht, Zuordnung und Bestimmung der Maße (ISO_5610-1:2014). Beuth Verlag (2015).
- [DIN 15b] DIN e. V. (Hrsg.): DIN EN ISO 16610-1:2015-11, Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Filterung - Teil 1: Überblick und grundlegende Konzepte. Beuth Verlag (2015).
- [DIN 15c] DIN e. V. (Hrsg.): DIN 51350-1:2015-03, Prüfung von Schmierstoffen - Prüfung im Vierkugel-Apparat - Teil 1: Allgemeine Arbeitsgrundlagen. Beuth Verlag (2015).
- [DIN 14a] DIN e. V. (Hrsg.): DIN ISO 513:2014-05, Klassifizierung und Anwendung von harten Schneidstoffen für die Metallzerspanung mit geometrisch bestimmten Schneiden - Bezeichnung der Hauptgruppen und Anwendungsgruppen. Beuth Verlag (2014).
- [DIN 14b] DIN e. V. (Hrsg.): DIN ISO 3290-1:2014, Wälzlager - Rollenelemente - Teil 1: Metallkugeln. Beuth Verlag (2014).
- [DIN 13] DIN e. V. (Hrsg.): DIN 51385:2013-12, Schmierstoffe - Bearbeitungsmedien für die Umformung und Zerspanung von Werkstoffen - Begriffe. Beuth Verlag (2013).
- [DIN 10] DIN e. V. (Hrsg.): DIN ISO 3448:2010-02, Flüssige Industrie-Schmierstoffe - ISO-Viskositätsklassifikation. Beuth Verlag (2010).
- [DIN 04] DIN e. V. (Hrsg.): DIN EN ISO 5167-1:2004-01, Durchflussmessung von Fluiden mit Drosselgeräten in voll durchströmten Leitungen mit Kreisquerschnitt - Teil 1: Allgemeine Grundlagen und Anforderungen. Beuth Verlag (2004).
- [DIN 03a] DIN e. V. (Hrsg.): DIN 8580:2003-09, Fertigungsverfahren - Begriffe und Einteilung. Beuth Verlag (2003).
- [DIN 03c] DIN e. V. (Hrsg.): DIN 8589-1:2003-09, Fertigungsverfahren Spanen - Teil 1: Drehen; Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag (2003).
- [DIN 03b] DIN e. V. (Hrsg.): DIN 8589-0:2003-09, Fertigungsverfahren Spanen - Teil 0: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag (2003).
- [DIN 00] DIN e. V. (Hrsg.): DIN 51347-2:2000-01, Prüfung von Schmierstoffen - Prüfung im Mischreibungsgebiet mit dem Schmierstoffprüfgerät nach Brugger. Beuth Verlag (2000).
- [DIN 98] DIN e. V. (Hrsg.): DIN EN ISO 13565-1:1998-04, Geometrische Produktspezifikationen (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Oberflächen mit plateauartigen funktionsrelevanten Eigenschaften - Teil 1: Filterung und allgemeine Meßbedingungen. Beuth Verlag (1998).
- [DIN 93] DIN e. V. (Hrsg.): DIN ISO 3685, Lebensdauerprüfung von Drehmeißeln. Beuth Verlag (1993).
- [DIN 82] DIN e. V. (Hrsg.): DIN 4760:1982-06, Gestaltabweichungen - Begriffe, Ordnungssystem. Beuth Verlag (1982).
- [Dix14] M. Dix, R. Wertheim, G. Schmidt, C. Hochmuth: Modeling of drilling assisted by cryogenic cooling for higher efficiency. CIRP Annals 63/1 (2014): S. 73-76.
- [Doer16] E. Doering, H. Schedwill, M. Dehli: Grundlagen der Technischen Thermodynamik. Springer Verlag, (2016).
- [Dogr11] M. Dogra, V.S. Sharma, J. Dureja: Effect of tool geometry variation on finish turning – A Review. Journal of Engineering Science and Technology Review 4/1 (2011): S. 1-13.
- [Dohm16] Dohmann, J.(Hrsg.): Thermodynamik der Kälteanlagen und Wärmepumpen - Kälteträger. Berlin, Heidelberg: Techn. Univ., Springer Berlin Heidelberg, (2016): S. 153–170.
- [Dona00] M.J. Donachie: Titanium - A Technical Guide. 2. Aufl. ASM International, (2000).
- [ECHA22a] ECHA European chemicals Agency: Dossier report Ethane-1,2-diol. (2022).
- [ECHA22b] ECHA European chemicals Agency: Brief profile 100.027.193, Disodium metasilicate. (2022).
- [El-T09] N. El-Tayeb, T.C. Yap, V.C. Venkatesh, P.V. Brevern: Modeling of cryogenic frictional behaviour of titanium alloys using Response Surface Methodology approach. Materials & Design 30/10 (2009): S. 4023-4034.
- [Essi19] S. Essien, A. Archibong-Eso, L. Lao: Discharge coefficient of high viscosity liquids through nozzles. Experimental Thermal and Fluid Science 103 (2019): S. 1-8.
- [Evan91] C. Evans, J.B. Bryan: Cryogenic Diamond Turning of Stainless Steel. CIRP Annals 40/1 (1991): S. 571-575.

- [Evan12] R. Evans: Selection and testing of metalworking fluids. In: Astakhov, V. P. (Hrsg.): *Metalworking Fluids (MWFs) for Cutting and Grinding*, Elsevier, (2012): S. 23–78.
- [Ezug97] E.O. Ezugwu, Z.M. Wang: Titanium alloys and their machinability—a review. *Journal of Materials Processing Technology* 68/3 (1997): S. 262-274.
- [Ezug03] E. Ezugwu, J. Bonney, Y. Yamane: An overview of the machinability of aeroengine alloys. *Journal of Materials Processing Technology* 134/2 (2003): S. 233-253.
- [Ezug07] E.O. Ezugwu, J. Bonney, R.B. Da Silva, O. Çakir: 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* 47/6 (2007): S. 884-891.
- [FDA 21] FDA United States Food and Drug Administration: Code of Federal Regulations Title 21 - Food and Drugs (21CFR184.1666) - Subchapter B - Food for Human consumption - propylene glycol. (2021).
- [FDA 18] FDA United States Food and Drug Administration: Code of Federal Regulations Title 21 - Food and Drugs (AE 2.106/3:21/): Part 178 - Indirect Food Additives: Adjuvants, Production Aids, and Sanitizers. (2018).
- [Geym84] P. Geymeyer: Polyalkylenglykole. *Tribologie + Schmierungstechnik* 31/2 (1984): S. 64-68.
- [Ghas06] E. Ghassemieh, H.K. Versteeg, M. Acar: The effect of nozzle geometry on the flow characteristics of small water jets. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* 220/12 (2006): S. 1739-1753.
- [Godl97] V.A. Godlevski, A.V. Volkov, V.N. Latyshev, L.N. Maurin: The kinetics of lubricant penetration action during machining. *Lubrication Science* 9/2 (1997): S. 127-140.
- [Gold91] M. Goldstein: Optimierung der Fertigungsfolge „Kaltfließpressen - Spanen“ durch Hartdrehen als Feinbearbeitungsverfahren für einatzgehärtete Preßteile. Dissertation, RWTH Aachen, (1991).
- [Gold88] R.J. Goldstein, M.E. Franchett: Heat Transfer From a Flat Surface to an Oblique Impinging Jet. *Journal of Heat Transfer* 110/1 (1988): S. 84-90.
- [Gran66] R.P. Grant, S. Middleman: Newtonian jet stability. *AIChE Journal* 12/4 (1966): S. 669-678.
- [Grze05] W. Grzesik, M. Bartoszuk, P. Nieslony: 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.
- [Guo10] Y.B. Guo, A.W. Warren, F. Hashimoto: The basic relationships between residual stress, white layer, and fatigue life of hard turned and ground surfaces in rolling contact. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 2/2 (2010): S. 129-134.
- [Gürb22] H. Gürbüz, Y.E. Gönültaş: Experimental and statistical investigation of the effects of MQL, dry and wet machining on machinability and sustainability in turning of AISI 4140 steel. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering* (2022).
- [Hamr77] B.J. Hamrock, D. Dowson: Isothermal Elastohydrodynamic Lubrication of Point Contacts: Part III—Fully Flooded Results. *Journal of Lubrication Technology* 99/2 (1977): S. 264-275.
- [Hart82] P.D. Hartung, B.M. Kramer, B.F. von Turkovich: Tool Wear in Titanium Machining. *CIRP Annals* 31/1 (1982): S. 75-80.
- [Hass06] N.D. Hassiotis, G.P. Petropoulos: Influence of surface roughness on corrosion resistance of turned carbon steel parts. *International Journal of Machining and Machinability of Materials* ½ (2006): S. 202-212.
- [Hede91] P. Hedenqvist, M. Olsson: Sliding wear testing of coated cutting tool materials. *Tribology International* 24/3 (1991): S. 143-150.
- [Heis14] U. Heisel, F. Klocke, E. Uhlmann, G. Spur: *Handbuch Spanen*. 2. Aufl. Hanser Verlag, (2014).
- [Henn14] E. Hennings: Cryo brines - Phasengleichgewichte von Salz-Wasser-Systemen bei tiefen Temperaturen. Dissertation, Technische Universität Bergakademie Freiberg, (2014).
- [Hern07] A. Hernández Battez, R. González, D. Felgueroso, J.E. Fernández, M. del Rocío Fernández, M.A. García, I. Peñuelas: Wear prevention behaviour of nanoparticle suspension under extreme pressure conditions. *Wear* 263/7-12 (2007): S. 1568-1574.
- [Hofm05] H.M. Hofmann: Wärmeübergang beim pulsierenden Prallstrahl. Dissertation, Karlsruhe Institut für Technologie, (2005).
- [Hong06] S.Y. Hong: Lubrication mechanisms of LN2 in ecological cryogenic machining. *Machining Science and Technology* 10/1 (2006): S. 133-155.

- [Hong01a] S.Y. Hong, Y. Ding: Micro-temperature manipulation in cryogenic machining of low carbon steel. *Journal of Materials Processing Technology* 116/1 (2001): S. 22-30.
- [Hong01b] S.Y. Hong, Y. Ding: Cooling approaches and cutting temperatures in cryogenic machining of Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41/10 (2001): S. 1417-1437.
- [Hong01c] S.Y. Hong, I. Markus, W. Jeong: New cooling approach and tool life improvement in cryogenic machining of titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41/15 (2001): S. 2245-2260.
- [Hotz21] H. Hotz: Kryogenes Drehen metastabiler austenitischer Stähle. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, (2021).
- [Hour21] M. Hourmand, A.A.D. Sarhan, M. Sayuti, M. Hamdi: A Comprehensive Review on Machining of Titanium Alloys. *Arabian Journal for Science and Engineering* 46/8 (2021): S. 7087-7123.
- [Hrib17] M. Hribsek, V. Sajin, F. Pusavec, J. Rech, J. Kopac: The Procedure of Solving the Inverse Problem for Determining Surface Heat Transfer Coefficient between Liquefied Nitrogen and Inconel 718 Workpiece in Cryogenic Machining. *PROCEDIA CIRP* 58 (2017): S. 617-622.
- [Hua05] J. Hua, R. Shivpuri: A Cobalt Diffusion Based Model for Predicting Crater Wear of Carbide Tools in Machining Titanium Alloys. *Journal of Engineering Materials and Technology* 127/1 (2005): S. 136-144.
- [Hues14] A.G. Huesmann-Cordes, D. Meyer, E. Brinksmeier, J. Schulz: Influence of Additives in Metalworking Fluids on the Wear Resistance of Steels. *PROCEDIA CIRP* 13 (2014): S. 108-113.
- [Hutc17] I.M. Hutchings, P. Shipway: *Tribology - Friction and wear of engineering materials*. 2. Aufl. Butterworth-Heinemann, (2017).
- [IFA21] IFA Gestis-Stoffdatenbank: Triisobutylphosphat. (2021).
- [Jamb92] K. Jambunathan, E. Lai, M.A. Moss, B.L. Button: A review of heat transfer data for single circular jet impingement. *International Journal of Heat and Fluid Flow* 13/2 (1992): S. 106-115.
- [Jami21] M. Jamil, N. He, W. Zhao, L. Li, M.K. Gupta, M. Sarikaya, A.M. Khan, R. Singh: Heat Transfer Efficiency of Cryogenic-LN₂ and CO₂-snow and their application in the Turning of Ti-6Al-4V. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 166 (2021): S. 120716.
- [Jami20] M. Jamil, A.M. Khan, M.K. Gupta, M. Mia, N. He, L. Li, V. Sivalingam: Influence of CO₂-snow and subzero MQL on thermal aspects in the machining of Ti-6Al-4V. *Applied Thermal Engineering* 177 (2020): S. 115480.
- [Jank08] T.A. Jankowski, E.N. Schmierer, F.C. Prenger, S.P. Ashworth: A Series Pressure Drop Representation for Flow Through Orifice Tubes. *Journal of Fluids Engineering* 130/5 (2008).
- [Jawa16] I.S. Jawahir, H. Attia, D. Biermann, J. Duflou, F. Klocke, D. Meyer, S.T. Newman, F. Pusavec, M. Putz, J. Rech, V. Schulze, D. Umbrello: Cryogenic manufacturing processes. *CIRP Annals* 65/2 (2016): S. 713-736.
- [Jawa11] I.S. Jawahir, E. Brinksmeier, R. M'Saoubi, D.K. Aspinwall, J.C. Outeiro, D. Meyer, D. Umbrello, A.D. Jayal: Surface integrity in material removal processes: Recent advances. *CIRP Annals* 60/2 (2011): S. 603-626.
- [Joh103] G. Johlen: Prozessoptimierung für die Hartfeinbearbeitung durch Kombination von Hartdrehen und Schleifen. Dissertation, Technische Universität Dortmund, (2003).
- [John13] D. Johnson, J. Hils: Phosphate Esters, Thiophosphate Esters and Metal Thiophosphates as Lubricant Additives. *Lubricants* ¼ (2013): S. 132-148.
- [John85a] G.R. Johnson, W.H. Cook: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics* 21/1 (1985): S. 31-48.
- [John85b] K.L. Johnson: *Contact mechanics*. Cambridge University Press, (1985).
- [Jons75] H. Jonsson: Turning of plain carbon steels with TiC-coated and uncoated WC-Co tools in the built-up-edge (BUE) speed range. *Wear* 32/2 (1975): S. 151-166.
- [Josh15] S. Joshi, A. Tewari, S.S. Joshi: Microstructural Characterization of Chip Segmentation Under Different Machining Environments in Orthogonal Machining of Ti6Al4V. *Journal of Engineering Materials and Technology* 137/1 (2015).
- [Kaes11] H. Kaesche: *Die Korrosion der Metalle*. 2. Aufl. Springer Berlin Heidelberg, (2011).
- [Kami00] J. Kaminski, O. Ljungkrona, R. Craford, S. Lagerberg: Control of chip flow direction in high-pressure water jet-assisted orthogonal tube turning. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 214/7 (2000): S. 529-534.

- [Kayn14] Y. Kaynak: Evaluation of machining performance in cryogenic machining of Inconel 718 and comparison with dry and MQL machining. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 72/5-8 (2014): S. 919-933.
- [Kayn18] Y. Kaynak, A. Gharibi: Progressive Tool Wear in Cryogenic Machining: The Effect of Liquid Nitrogen and Carbon Dioxide. *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 31/2 (2018).
- [Khan08] A.A. Khan, M.I. Ahmed: Improving tool life using cryogenic cooling. *Journal of Materials Processing Technology* 196/1-3 (2008): S. 149-154.
- [Kloc13a] F. Klocke, D. Lung, H. Puls: FEM-Modelling of the Thermal Workpiece Deformation in Dry Turning. *PROCEDIA CIRP* 8 (2013): S. 240-245.
- [Kloc17] F. Klocke: *Fertigungsverfahren 1 - Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide*. 9. Aufl. Springer Verlag, (2017).
- [Kloc18] F. Klocke, B. Döbbele, T. Lakner: Influence of the coolant nozzle orientation and size on the tool temperature under high-pressure coolant supply using an analogy test bench. *Production Engineering* 12/3-4 (2018): S. 473-480.
- [Kloc12] F. Klocke, A. Krämer, H. Sangermann, D. Lung: Thermo-Mechanical Tool Load during High Performance Cutting of Hard-to-Cut Materials. *PROCEDIA CIRP* 1 (2012): S. 295-300.
- [Kloc13b] F. Klocke, D. Lung, A. Krämer, T. Cayli, H. Sangermann: Potential of Modern Lubricoolant Strategies on Cutting Performance. *Key Engineering Materials* 554-557 (2013): S. 2062-2071.
- [Koch96] K.-F. Koch: *Technologie des Hochpräzisions-Hartdrehens*. Dissertation, RWTH Aachen, (1996).
- [Köh178] J. Köhler, H. Mistecki, M. Röllig: *Schmier- und Metallbearbeitungsmittel für die spanende Metallbearbeitung*. Wirtschaftspatent Deutsche Demokratische Republik, DD-130-420. (1978).
- [Koma81] R. Komanduri, B.F. von Turkovich: New observations on the mechanism of chip formation when machining titanium alloys. *Wear* 69/2 (1981): S. 179-188.
- [Köni93] W. König, A. Bertold, K.-F. Koch: Turning versus Grinding – A Comparison of Surface Integrity Aspects and Attainable Accuracies. *CIRP Annals* 42/1 (1993): S. 39-43.
- [Köni82] W. König, K. Essel, L. Witte: *Spezifische Schnittkraftwerte für die Zerspanung metallischer Werkstoffe*. Verlag Stahlisen, (1982).
- [Köni75] W. König, H.U. Schemmel: *Untersuchung moderner Schneidstoffe Beanspruchungsgerechte Anwendung sowie Verschleißursachen*. Westdeutscher Verlag, (1975).
- [Kräm14] A. Krämer: *Gestaltungsmodell der kryogenen Prozesskühlung in der Zerspanung*. Dissertation, RWTH Aachen, (2014).
- [Krei73] W. Kreis: *Verschleissursachen beim Drehen von Titanwerkstoffen*. Dissertation, RWTH Aachen, (1973).
- [Kris94] U. Krismann: *Laser- und Wasserstrahl-schneiden endlosfaserverstärkter Thermoplaste*. Hanser Verlag, (1994).
- [Kron54] M. Kronenberg: *Grundzüge der Zerspanungslehre. Theorie und Praxis der Zerspanung für Bau und Betrieb von Werkzeugmaschinen - Band 1: Einschneidige Zerspanung*. 2. Aufl. Springer Verlag, (1954).
- [Kund08] J. Kundrák, B. Karpuschewski, K. Gyani, V. Bana: Accuracy of hard turning. *Journal of Materials Processing Technology* 202/1-3 (2008): S. 328-338.
- [Küst56] K.J. Küsters: *Temperaturen im Schneidkeil spanender Werkzeuge*. Dissertation, RWTH Aachen, (1956).
- [Lakn20] T. Lakner, M. Hardt: A Novel Experimental Test Bench to Investigate the Effects of Cutting Fluids on the Frictional Conditions in Metal Cutting. *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 4/2 (2020).
- [Latt17] Latteman, M. et al. (Hrsg.): *Interaction between cemented carbide and Ti6Al4V alloy in cryogenic machining*, 2017.
- [Laut17] M.P. Lautenschlaeger, S. Stephan, H.M. Urbassek, B. Kirsch, J.C. Aurich, M.T. Horsch, H. Hasse: Effects of Lubrication on the Friction in Nanometric Machining Processes: A Molecular Dynamics Approach. *Applied Mechanics and Materials* 869 (2017): S. 85-93.
- [Leye05] Leyens, C.; Peters, M. (Hrsg.): *Titanium and titanium alloys - Fundamentals and applications*. 2. Aufl. Weinheim: Techn. Univ., Wiley-VCH, 2005.
- [Li96a] X. Li: Study of the jet-flow rate of cooling in machining Part 1. Theoretical analysis. *Journal of Materials Processing Technology* 62/1-3 (1996): S. 149-156.
- [Li96b] X. Li: Study of the jet-flow rate of cooling in machining Part 2. Simulation study. *Journal of Materials Processing Technology* 62/1-3 (1996): S. 157-165.

- [Lich65] A. Lichtarowicz, R.K. Duggins, E. Markland: Discharge Coefficients for Incompressible Non-Cavitating Flow through Long Orifices. *Journal of Mechanical Engineering Science* 7/2 (1965): S. 210-219.
- [Liew17] P.J. Liew, A. Shaaroni, N.A.C. Sidik, J. Yan: An overview of current status of cutting fluids and cooling techniques of turning hard steel. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 114 (2017): S. 380-394.
- [Lind21] R. Lindvall, F. Lenrick, R. M'Saoubi, J.-E. Ståhl, V. Bushlya: Performance and wear mechanisms of uncoated cemented carbide cutting tools in Ti6Al4V machining. *Wear* 477 (2021).
- [Lola81] T.N. Loladze: Of the Theory of Diffusion Wear. *CIRP Annals* 30/1 (1981): S. 71-76.
- [Lugt11] P.M. Lugt, G.E. Morales-Espejel: A Review of Elasto-Hydrodynamic Lubrication Theory. *Tribology Transactions* 54/3 (2011): S. 470-496.
- [Ma93] C.F. Ma, Y.P. Gan, Y.C. Tian, D.H. Lei, T. Gomi: Liquid jet impingement heat transfer with or without boiling. *Journal of Thermal Science* 2/1 (1993): S. 32-49.
- [Mabr16] T. Mabrouki, C. Courbon, Y. Zhang, J. Rech, D. Nélias, M. Asad, H. Hamdi, S. Belhadi, F. Salvatore: Some insights on the modelling of chip formation and its morphology during metal cutting operations. *Comptes Rendus Mécanique* 344/4-5 (2016): S. 335-354.
- [Mach94] A.R. Machado, J. Wallbank: The Effects of a High-Pressure Coolant Jet on Machining. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 208/1 (1994): S. 29-38.
- [Mach98] A.R. Machado, J. Wallbank, I.R. Pashby, E.O. Ezugwu: Tool performance and chip control when machining Ti6Al4V and INCONEL 901 using high pressure coolant supply. *Machining Science and Technology* 2/1 (1998): S. 1-12.
- [Mach12] C. Machai: Grundlagenuntersuchung zur Zerspanung von [Beta]-Titanlegierungen unterschiedlicher Mikrostruktur. *Dissertation, Technische Universität Dortmund*, (2012).
- [Mach11] C. Machai, D. Biermann: Machining of β -titanium-alloy Ti-10V-2Fe-3Al under cryogenic conditions: Cooling with carbon dioxide snow. *Journal of Materials Processing Technology* 211/6 (2011): S. 1175-1183.
- [Makh21] M.A. Makhesana, J.A. Baravaliya, R.J. Parmar, B.K. Mawandiya, K.M. Patel: Machinability improvement and sustainability assessment during machining of AISI 4140 using vegetable oil-based MQL. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering* 43/12 (2021).
- [Mang14] T. Mang: *Encyclopedia of Lubricants and Lubrication*. Springer Berlin Heidelberg, (2014).
- [Mang07] Mang, T.; Dresel, W. (Hrsg.): *Lubricants and lubrication*. 2. Aufl. Weinheim: Techn. Univ., Wiley-VCH, 2007.
- [Mart77] H. Martin: Heat and Mass Transfer between Impinging Gas Jets and Solid Surfaces. *Advances in heat transfer* 13 (1977): S. 1-60.
- [Maso97] J. Masounave, Y.A. Youssef, Y. Beauchamp, M. Thomas: An experimental design for surface roughness and built-up edge formation in lathe dry turning. *International Journal of Quality Science* 2/3 (1997): S. 167-180.
- [Maye00] J. Mayer, A.-V. Phan, G. Cloutier: Prediction of diameter errors in bar turning: a computationally effective model. *Applied Mathematical Modelling* 24/12 (2000): S. 943-956.
- [Mazu89] M. Mazurkiewicz, Z. Kubala, J. Chow: Metal Machining With High-Pressure Water-Jet Cooling Assistance—A New Possibility. *Journal of Engineering for Industry* 111/1 (1989): S. 7-12.
- [McCa74] M.J. McCarthy, N.A. Molloy: Review of stability of liquid jets and the influence of nozzle design. *The Chemical Engineering Journal* 7/1 (1974): S. 1-20.
- [Mei20] F. Mei, P. Yang, C. Lai, M. Ge, R. Chern: Impact of Excessive Sublimation Cooling on the Internal Temperature of Passive Shippers Cooled by Dry Ice. *PDA journal of pharmaceutical science and technology* 74/1 (2020): S. 49-57.
- [Meli07] Å. Melinder: Thermophysical properties of aqueous solutions used as secondary working fluids. *Dissertation, Royal Institute of Technology Stockholm*, (2007).
- [Merc45a] M.E. Merchant: Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. *Journal of Applied Physics* 16/5 (1945): S. 267-275.
- [Merc45b] M.E. Merchant: Mechanics of the Metal Cutting Process. II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting. *Journal of Applied Physics* 16/6 (1945): S. 318-324.
- [Mia16] M. Mia, N.R. Dhar: Prediction of surface roughness in hard turning under high pressure coolant using Artificial Neural Network. *Measurement* 92 (2016): S. 464-474.

- [Mink97] P. Minks, J. Schuster: Niedrigviskose Kühlscholen mit verbessertem Korrosionsschutz, Deutsches Patentamt, WO1999009108A1. (1997).
- [Mist85] H. Mistecki, H. Müller, H. Rippe: Kühl- und Kühlschmiermittel mit Korrosionsschutzeigenschaften, Wirtschaftspatent Deutsche Demokratische Republik, DD-219 033 A3. (1985).
- [Moli99] A. Molinari, Y. Estrin, S. Mercier: Dependence of the Coefficient of Friction on the Sliding Conditions in the High Velocity Range. *Journal of Tribology* 121/1 (1999): S. 35-41.
- [Moli02] A. Molinari, M. Nouari: Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting. *Wear* 252/1-2 (2002): S. 135-149.
- [Möll02] U.J. Möller, J. Nassar: *Schmierstoffe im Betrieb*. 2. Aufl. Springer Berlin Heidelberg, (2002).
- [Mond11] A. Mondelin, C. Claudin, J. Rech, F. Dumont: Effects of Lubrication Mode on Friction and Heat Partition Coefficients at the Tool–Work Material Interface in Machining. *Tribology Transactions* 54/2 (2011): S. 247-255.
- [More06] A.S. More, W. Jiang, W.D. Brown, A.P. Malshe: Tool wear and machining performance of cBN–TiN coated carbide inserts and PCBN compact inserts in turning AISI 4340 hardened steel. *Journal of Materials Processing Technology* 180/1-3 (2006): S. 253-262.
- [Morg09] M.N. Morgan, V. Baines-Jones: On the Coherent Length of Fluid Nozzles in Grinding. *Key Engineering Materials* 404 (2009): S. 61-67.
- [Mosc11] A. Moschallski, J.P. Rückert, H. Herwig: Praxisnahe Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten an Körpern unterschiedlicher Geometrie. *Chemie Ingenieur Technik* 83/8 (2011): S. 1256-1261.
- [M'Sa15] R. M'Saoubi, D. Axinte, S.L. Soo, C. Nobel, H. Attia, G. Kappmeyer, S. Engin, W.-M. Sim: High performance cutting of advanced aerospace alloys and composite materials. *CIRP Annals* 64/2 (2015): S. 557-580.
- [Naer77] Y. Naerheim, E.M. Trent: Diffusion wear of cemented carbide tools when cutting steel at high speeds. *Metals Technology* 4/1 (1977): S. 548-556.
- [Namb11] M. Namb, D. Paulo: Influence of Coolant in Machinability of Titanium Alloy (Ti-6Al-4V). *Journal of Surface Engineered Materials and Advanced Technology* 01/01 (2011): S. 9-14.
- [Nand09] A.K. Nandy, M.C. Gowrishankar, S. Paul: Some studies on high-pressure cooling in turning of Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49/2 (2009): S. 182-198.
- [Noba16] A.H. Nobari, V. Prodanovic, M. Miltzer: Heat transfer of a stationary steel plate during water jet impingement cooling. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 101 (2016): S. 1138-1150.
- [Noua05] M. Nouari, A. Molinari: Experimental verification of a diffusion tool wear model using a 42CrMo4 steel with an uncoated cemented tungsten carbide at various cutting speeds. *Wear* 259/7-12 (2005): S. 1151-1159.
- [Odel17] S. Odelros, B. Kaplan, M. Kritikos, M. Johansson, S. Norgren: Experimental and theoretical study of the microscopic crater wear mechanism in titanium machining. *Wear* 376 (2017): S. 115-124.
- [Olan19] P. Olander, J. Heinrichs: Initiation and propagation of tool wear in turning of titanium alloys–Evaluated in successive sliding wear test. *Wear* 426 (2019): S. 1658-1666.
- [Olof65] C.T. Olofson, F.W. Boulger, J.A. Gurklis: *Machining and Grinding of Titanium and Its Alloys*. NASA Technical Memorandum X-53312 (1965).
- [Ott72] J.B. Ott, J.R. Goates, J.D. Lamb: Solid-liquid phase equilibria in water + ethylene glycol. *The Journal of Chemical Thermodynamics* 4/1 (1972): S. 123-126.
- [Pahl51] G. Pahlitzsch: *Werkzeugkühlung*. Deutsches Patentamt. DE 767 154 C. (1951).
- [Pala11] S. Palanisamy, M.S. Dargusch, S.D. McDonald, D.H. St. John: Machining of Titanium Alloys with and without Coolant. *Materials Science Forum* 690 (2011): S. 481-484.
- [Pala09a] S. Palanisamy, S.D. McDonald, M.S. Dargusch: Effects of coolant pressure on chip formation while turning Ti6Al4V alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49/9 (2009): S. 739-743.
- [Pala09b] J.O. Palao: *Modellierung des Einflusses der Düsenströmung auf den Zerfall von Dieselstrahlen*. Dissertation, Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg, (2009).
- [Park12] D. Park, M. Kolivand, A. Kahraman: Prediction of surface wear of hypoid gears using a semi-analytical contact model. *Mechanism and Machine Theory* 52 (2012): S. 180-194.
- [Pauc08] B. Paucksch, S. Holsten, M. Linß, F. tikal: *Zerspantechnik - Prozesse, Werkzeuge, Technologien*. 12. Aufl. Vieweg + Teubner Verlag, (2008).
- [Paul06] S. Paul, A.B. Chattopadhyay: Environmentally conscious machining and grinding with cryogenic cooling. *Machining Science and Technology* 10/1 (2006): S. 87-131.

- [Paul01] S. Paul, N. Dhar, A. Chattopadhyay: Beneficial effects of cryogenic cooling over dry and wet machining on tool wear and surface finish in turning AISI 1060 steel. *Journal of Materials Processing Technology* 116/1 (2001): S. 44-48.
- [Peng20] B. Peng, T. Bergs, D. Schraknepper, T. Smigielski, F. Klocke: Development and validation of a new friction model for cutting processes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 107/11-12 (2020): S. 4357-4369.
- [Pere17] O. Pereira, A. Rodríguez, J. Barreiro, A.I. Fernández-Abia, L.N.L. de Lacalle: Nozzle design for combined use of MQL and cryogenic gas in machining. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology* 4/1 (2017): S. 87-95.
- [Pime21] D.Y. Pimenov, M. Mia, M.K. Gupta, A.R. Machado, Í.V. Tomaz, M. Sarikaya, S. Wojciechowski, T. Mikolajczyk, W. Kapłonek: Improvement of machinability of Ti and its alloys using cooling-lubrication techniques: a review and future prospect. *Journal of Materials Research and Technology* 11 (2021): S. 719-753.
- [Pram14] A. Pramanik: Problems and solutions in machining of titanium alloys. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 70/5-8 (2014): S. 919-928.
- [Rabe09] A. Rabenstein, T. Koch, M. Remesch, E. Brinksmeier, J. Kuever: Microbial degradation of water miscible metal working fluids. *International Biodeterioration & Biodegradation* 63/8 (2009): S. 1023-1029.
- [Rabi95] E. Rabinowicz: *Friction and wear of materials*. 2. Aufl. Wiley, (1995).
- [Rami17] C. Ramirez, A. Idhil Ismail, C. Gendarme, M. Dehmas, E. Aeby-Gautier, G. Poulachon, F. Rossi: Understanding the diffusion wear mechanisms of WC-10%Co carbide tools during dry machining of titanium alloys. *Wear* 390-391 (2017): S. 61-70.
- [Rebs00] S. Rebsdatt, D. Mayer: Ethylene Glycol. In: WHO World Health Organisation (Hrsg.): *Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry*, 13. Aufl. Weinheim, Germany: Wiley, 2000.
- [Rech13] J. Rech, P.J. Arrazola, C. Claudin, C. Courbon, F. Pusavec, J. Kopac: Characterisation of friction and heat partition coefficients at the tool-work material interface in cutting. *CIRP Annals* 62/1 (2013): S. 79-82.
- [Rech09] J. Rech, C. Claudin, E. D'Eramo: Identification of a friction model—Application to the context of dry cutting of an AISI 1045 annealed steel with a TiN-coated carbide tool. *Tribology International* 42/5 (2009): S. 738-744.
- [Rech18] J. Rech, A. Giovenco, C. Courbon, F. Cabanettes: Toward a new tribological approach to predict cutting tool wear. *CIRP Annals* 67/1 (2018): S. 65-68.
- [Rohl14] W. Rohlf, C. Ehrenpreis, H.D. Haustein, R. Kneer: Influence of viscous flow relaxation time on self-similarity in free-surface jet impingement. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 78 (2014): S. 435-446.
- [Ross85] W.J. Rossiter, M. Godette, P.W. Brown, K.G. Galuk: An investigation of the degradation of aqueous ethylene glycol and propylene glycol solutions using ion chromatography. *Solar Energy Materials* 11/5-6 (1985): S. 455-467.
- [Rote14] G. Rotella, O.W. Dillon, D. Umbrello, L. Settineri, I.S. Jawahir: The effects of cooling conditions on surface integrity in machining of Ti6Al4V alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 71/1-4 (2014): S. 47-55.
- [Rous52] H. Rouse, J.W. Howe, D.E. Metzler: Experimental Investigation of Fire Monitors and Nozzles. *Transactions of the American Society of Civil Engineers* 117/1 (1952): S. 1147-1175.
- [Rudn17] L.R. Rudnick: *Lubricant Additives: Chemistry and Applications*. 3. Aufl. CRC Press, (2017).
- [Rudn13] L.R. Rudnick: *Synthetics, Mineral Oils, and Bio-Based Lubricants - Chemistry and Technology*. 2nd ed. CRC Press, (2013).
- [Rumb20] Rumble, J.R.(Hrsg.): *CRC handbook of chemistry and physics - A ready-reference book of chemical and physical data*. 101. Aufl. CRC Press, 2020.
- [Sang13] H. Sangermann: *Hochdruck-Kühlschmierstoffzufuhr in der Zerspanung*. Dissertation, RWTH Aachen, (2013).
- [Saul18] Saulo P. Trindade, K.H.S. Silva, D. A. Oliveira, Alexandre Mendes Abrão: Surface and subsurface alterations induced by hard turning of AISI 52100 bearing steel. *Journal of Engineering of Science and Technology* 13/9 (2018): S. 2765-2778.
- [Scha20] N. Schaal: *Grundlagen der Schlichtbearbeitung mit Wiper-Geometrien*. Dissertation, ETH Zurich, (2020).
- [Schl67] E.U. Schlünder, V. Gnielinski: Wärme- und Stoffübertragung zwischen Gut und aufprallendem Düsenstrahl. *Chemie Ingenieur Technik* 39/9-10 (1967): S. 578-584.

- [Schö02] H. Schönherr: Spanende Fertigung. Oldenbourg Verlag, (2002).
- [Schu13] J. Schulz, E. Brinksmeier, D. Meyer: On the Interactions of Additives in Metalworking Fluids with Metal Surfaces. *Lubricants* ¼ (2013): S. 75-94.
- [Schu10] J. Schulz, W. Holweger: Wechselwirkung von Additiven mit Metalloberflächen. 1. Aufl. expert-Verlag, (2010).
- [Sha09] W. Sha, S. Malinov: Titanium alloys - Modelling of microstructure, properties and applications. Woodhead Publishing, (2009).
- [Shar17] S. Sharif, I.O. Sadiq, N.M. Yusof, A.S. Mohruni: A Review of Minimum Quantity Lubrication Technique with Nanofluids Application in Metal Cutting Operations. *International Journal on Advanced Science, Engineering and Information Technology* 7/2 (2017): S. 587-593.
- [Shar09] V.S. Sharma, M. Dogra, N.M. Suri: Cooling techniques for improved productivity in turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49/6 (2009): S. 435-453.
- [Shaw63] M.C. Shaw: The role of friction in deformation processing. *Wear* 6/2 (1963): S. 140-158.
- [Shaw04] M.C. Shaw, M.C. Shaw: Metal cutting principles. 2. Aufl. Oxford University Press, (2004).
- [Shi02] Y. Shi, M.B. Ray, A.S. Mujumdar: Effects of Prandtl number on impinging jet heat transfer under a semi-confined turbulent slot jet. *International Communications in Heat and Mass Transfer* 29/7 (2002): S. 929-938.
- [Shih14] S.K. Shihab, Z.A. Khan, A. Mohammad, A.N. Siddiquee: A review of turning of hard steels used in bearing and automotive applications. *Production & Manufacturing Research* 2/1 (2014): S. 24-49.
- [Shok19] A. Shokrani, I. Al-Samarrai, S.T. Newman: Hybrid cryogenic MQL for improving tool life in machining of Ti-6Al-4V titanium alloy. *Journal of Manufacturing Processes* 43 (2019): S. 229-243.
- [Sing20] G. Singh, M.K. Gupta, H. Hegab, A.M. Khan, Q. Song, Z. Liu, M. Mia, M. Jamil, V.S. Sharma, M. Sarikeya, C.I. Pruncu: Progress for sustainability in the mist assisted cooling techniques: a critical review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 109/1-2 (2020): S. 345-376.
- [Sing22] J. Singh, S. Singh Gill, M. Dogra, R. Singh, M. Singh, S. Sharma, G. Singh, C. Li, S. Rajkumar: State of the art review on the sustainable dry machining of advanced materials for multifaceted engineering applications: Progressive advancements and directions for future prospects. *Materials Research Express* 9/6 (2022).
- [Smit88] T. Smith, Y. Naeheim, M.S. Lan: Theoretical analysis of cutting fluid interaction in machining. *Tribology International* 21/5 (1988): S. 239-247.
- [Song04] G. Song, D. StJohn: Corrosion behaviour of magnesium in ethylene glycol. *Corrosion Science* 46/6 (2004): S. 1381-1399.
- [Song14] W. Song, P.-P. Choi, G. Inden, U. Prael, D. Raabe, W. Bleck: On the Spheroidized Carbide Dissolution and Elemental Partitioning in High Carbon Bearing Steel 100Cr6. *Metallurgical and Materials Transactions A* 45/2 (2014): S. 595-606.
- [Spik89] H.A. Spikes: Additive-additive and additive-surface interactions in lubrication. *Lubrication Science* 2/1 (1989): S. 3-23.
- [Stac04] G.W. Stachowiak, A.W. Batchelor, G.B. Stachowiak: Experimental methods in tribology. 1. Aufl. Elsevier, (2004).
- [Stan09] M. Stanford, P.M. Lister, C. Morgan, K.A. Kibble: Investigation into the use of gaseous and liquid nitrogen as a cutting fluid when turning BS 970-80A15 (En32b) plain carbon steel using WC-Co uncoated tooling. *Journal of Materials Processing Technology* 209/2 (2009): S. 961-972.
- [Stat22] Statistisches Bundesamt, Genesis-Online, Datenlizenz by-2-0, www.govdata.de/dl-de/by-2-0: Produktionsindex dex Metallgewerbes, BV (Berliner Verfahren) 4.1 Trend, Statistisches Bundesamt. 31.05.2022.
- [Steb07] J. Steber: The Ecotoxicity of Cleaning Product Ingredients. *Handbook for Cleaning/Decontamination of Surfaces* (2007): S. 721-746.
- [Step19] P. Stephan, S. Kabelac, M. Kind: VDI-Wärmeatlas - Fachlicher Träger VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen. 12. Aufl. (2019).
- [Step18] S. Stephan, M.P. Lautenschlaeger, I.A. Alhafez, M.T. Horsch, H.M. Urbassek, H. Hasse: Molecular Dynamics Simulation Study of Mechanical Effects of Lubrication on a Nanoscale Contact Process. *Tribology Letters* 66/4 (2018).
- [Ster19] L. Sterle, F. Pušavec, M. Kalin: Determination of friction coefficient in cutting processes: comparison between open and closed tribometers. *PROCEDIA CIRP* 82 (2019): S. 101-106.

- [Stev92] J. Stevens, Y. Pan, B.W. Webb: Effect of Nozzle Configuration on Transport in the Stagnation Zone of Axisymmetric, Impinging Free-Surface Liquid Jets: Part 1—Turbulent Flow Structure. *Journal of Heat Transfer* 114/4 (1992): S. 874-879.
- [Stic98] W. Stichel: Einsatz und Alterung von Frostschutzmitteln in Heizanlagen. *Materials and Corrosion* 49/2 (1998): S. 88-97.
- [Stot02] F.H. Stott: High-temperature sliding wear of metals. *Tribology International* 35/8 (2002): S. 489-495.
- [Sun09] S. Sun, M. Brandt, M.S. Dargusch: Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49/7-8 (2009): S. 561-568.
- [Sun15] Y. Sun, B. Huang, D.A. Puleo, I.S. Jawahir: Enhanced Machinability of Ti-5553 Alloy from Cryogenic Machining: Comparison with MQL and Flood-cooled Machining and Modeling. *PROCE-DIA CIRP* 31 (2015): S. 477-482.
- [Tall67] T.E. Tallian: On Competing Failure Modes in Rolling Contact. *A S L E Transactions* 10/4 (1967): S. 418-439.
- [Tayl18] C.M. Taylor, S.G. Abrego Hernandez, M. Marshall, M. Broderick: Cutting fluid application for titanium alloys Ti-6Al-4V and Ti-10V-2Fe-3Al in a finish turning process. *PROCE-DIA CIRP* 77 (2018): S. 441-444.
- [Thie00] J.D. Thiele, S.N. Melkote, R.A. Peascoe, T.R. Watkins: Effect of Cutting-Edge Geometry and Workpiece Hardness on Surface Residual Stresses in Finish Hard Turning of AISI 52100 Steel. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 122/4 (2000): S. 642-649.
- [Toma10] A. Tomala, A. Karpinska, W. Werner, A. Olver, H. Störi: Tribological properties of additives for water-based lubricants. *Wear* 269/11-12 (2010): S. 804-810.
- [Trim35] H.M. Trimble, W. Potts: Glycol-Water Mixtures Vapor Pressure-Boiling Point-Composition Relations. *Industrial & Engineering Chemistry* 27/1 (1935): S. 66-68.
- [Tsch08] H. Tschätsch, J. Dietrich: *Praxis der Zerspantechnik - Verfahren, Werkzeuge, Berechnung*. 9. Aufl. Vieweg + Teubner, (2008).
- [Ulme02] P. Ulmer: *HGB-Bilanzrecht - Rechnungslegung, Abschlussprüfung, Publizität*. De Gruyter, (2002).
- [Umbr13] D. Umbrello: Analysis of the white layers formed during machining of hardened AISI 52100 steel under dry and cryogenic cooling conditions. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 64/5-8 (2013): S. 633-642.
- [VDI 16] VDI Verein Deutscher Ingenieure e. V. (Hrsg.): *Formmesstechnik - Grundlagen und Planung*. VDI Richtlinie 2631 (2016).
- [VDI 08] VDI Verein Deutscher Ingenieure e. V. (Hrsg.): *Gestaltung von Werkzeugmaschinen, Fertigungsanlagen und peripheren Einrichtungen für den Einsatz von Kühlschmierstoffen*. VDI Richtlinie 3035 (2008).
- [Venu07a] K.A. Venugopal, S. Paul, A.B. Chattopadhyay: Tool wear in cryogenic turning of Ti-6Al-4V alloy. *Cryogenics* 47/1 (2007): S. 12-18.
- [Venu07b] K.A. Venugopal, S. Paul, A.B. Chattopadhyay: Growth of tool wear in turning of Ti-6Al-4V alloy under cryogenic cooling. *Wear* 262/9-10 (2007): S. 1071-1078.
- [Vier70] G. Vieregge: *Zerspanung der Eisenwerkstoffe*. 2. Aufl. Verlag Stahleisen, (1970).
- [Vyas99] A. Vyas, M.C. Shaw: Mechanics of Saw-Tooth Chip Formation in Metal Cutting. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 121/2 (1999): S. 163-172.
- [Walt98] U. Walter: *Einfluss von Kühlschmierstoff auf den Zerspanprozess beim Fräsen*. Dissertation, Universität Karlsruhe, (1998).
- [Wanh73] T. Wanheim: Friction at high normal pressures. *Wear* 25/2 (1973): S. 225-244.
- [Wanh74] T. Wanheim, N. Bay, A.S. Petersen: A theoretically determined model for friction in metal working processes. *Wear* 28/2 (1974): S. 251-258.
- [Warn74] G. Warnecke: *Spanbildung bei metallischen Werkstoffen*. Technischer Verlag Resch, (1974).
- [Webs95] J.A. Webster, C. Cui, R.B. Mindek, R. Lindsay: Grinding Fluid Application System Design. *CIRP Annals* 44/1 (1995): S. 333-338.
- [Wen03] M.-Y. Wen, K.-J. Jang: An impingement cooling on a flat surface by using circular jet with longitudinal swirling strips. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 46/24 (2003): S. 4657-4667.

- [Wich07] I. Wichterle, J. Linek, Z. Wagner, J.-C. Fontaine, K. Sosnkowska-Kehiaian, H.V. Kehiaian: Tables on vapor-liquid equilibria: Datasheet from Landolt-Börnstein - Group IV Physical Chemistry · Volume 13A1: Binary Liquid Systems of Nonelectrolytes. Part 1. Springer Materials (2007).
- [Yan97] X. Yan, N. Saniei: Heat transfer from an obliquely impinging circular, air jet to a flat plate. *International Journal of Heat and Fluid Flow* 18/6 (1997): S. 591-599.
- [Yild20] Ç.V. Yildırım, T. Kivak, M. Sarikaya, Ş. Şirin: Evaluation of tool wear, surface roughness/topography and chip morphology when machining of Ni-based alloy 625 under MQL, cryogenic cooling and CryoMQL. *Journal of Materials Research and Technology* 9/2 (2020): S. 2079-2092.
- [Yild08] Y. Yildiz, M. Nalbant: A review of cryogenic cooling in machining processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48/9 (2008): S. 947-964.
- [Zare12] E.V. Zaretsky: Rolling bearing steels – a technical and historical perspective. *Materials Science and Technology* 28/1 (2012): S. 58-69.
- [Zhan17] D. Zhang, X.-M. Zhang, W.-J. Xu, H. Ding: Stress Field Analysis in Orthogonal Cutting Process Using Digital Image Correlation Technique. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 139/3 (2017).
- [Zhan20] K. Zhang, K. Wang, Z. Liu, X. Xu: Strain Rate of Metal Deformation in the Machining Process from a Fluid Flow Perspective. *Applied Sciences* 10/9 (2020).
- [Zhan09] S. Zhang, J.F. Li, J.X. Deng, Y.S. Li: Investigation on diffusion wear during high-speed machining Ti-6Al-4V alloy with straight tungsten carbide tools. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 44/1 (2009): S. 17-25.
- [Zhan11] X.-R. Zhang, H. Yamaguchi: An experimental study on heat transfer of CO₂ solid-gas two phase flow with dry ice sublimation. *International Journal of Thermal Sciences* 50/11 (2011): S. 2228-2234.
- [Zhao21] W. Zhao, W. Su, L. Li, D. Fang, N. Chen: Evolution of Mechanical Properties of Ti-6Al-4V Alloy in the Temperature Range of 20 to - 196 °C. *Metals and Materials International* 27/9 (2021): S. 3214-3224.
- [Zhou04] J.M. Zhou, M. Andersson, J.E. Ståhl: Identification of cutting errors in precision hard turning process. *Journal of Materials Processing Technology* 153-154 (2004): S. 746-750.
- [Zimm15] M. Zimmermann: Drehen von Aluminium-Matrix-Verbundwerkstoffen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, (2015).
- [Zore66] N.N. Zorev: *Metal Cutting Mechanics*. Pergamon Press, (1966).
- [Zuck06] N. Zuckerman, N. Lior: Jet Impingement Heat Transfer: Physics, Correlations, and Numerical Modeling. *Advances in heat transfer* 39 (2006): S. 565-631.

Verzeichnis im Themenbereich betreuter Studien- und Abschlussarbeiten:

Schuhler, Eliot	Development of a computer aided control system for a turbine airfoil grinding process, Masterthesis bei Safran Aircraft Engines, 2017
Neikow, Alexander	Zerspanung von Vergütungsstahl unter Einsatz kryogener Kühlstrategien, Studienarbeit, 2017
Neikow, Alexander	Optimierung einer Kühlstrategie auf der Basis mehrwertiger Alkohole für die Titanzerspanung, Masterthesis, 2017
Würtz, Pascal	Simulationsgestützte Optimierung des KSS-Freistrahls in Zerspanprozessen, Masterthesis, 2018
Vogg, Christian	Zerspanung moderner Hochtemperaturwerkstoffe, Studienarbeit, 2019
Goehrer, Engin	Vergleichende Ökobilanz für in der Zerspanung eingesetzter Kühlmethoden, Studienarbeit, 2019
Becker, Felix	Verbesserung der Fertigungsgenauigkeit bei der kryogenen Drehbearbeitung, Studienarbeit, 2019
Schmidt, Thorsten	Entwicklung eines regelbaren CO ₂ -Schnee Kühlkonzeptes für Zerspanungsprozesse, Studienarbeit, 2019
Dellwo, Pascal	Einflüsse von sub-zero KSS auf die Spanbildung bei der Drehbearbeitung von Ti-6Al-4V, Bachelorthesis, 2019
Seis, Lukas	Einfluss des Temperatur-Viskositäts-Verhaltens von sub-zero Kühlschmierstoffen auf die Schmierwirkung, Masterthesis, 2020
Sahin, Büsra	Verbesserung der Prozessstabilität bei der kryogenen Drehbearbeitung von Cr-Ni Stählen, Masterthesis, 2021

Lebenslauf

Persönliche Daten:

Name: Stephan N. Basten
Geburtsdatum: 12. Februar 1987
Geburtsort: Trier
Familienstand: ledig



Schule:

08/1993 – 06/1997 Grundschule in Leiwen
08/1997 – 06/2004 Friedrich-Spee Realschule in Neumagen-Dhron
08/2004 – 02/2008 Berufsbildende Schule Gewerbe und Technik in Trier
08/2005 – 06/2007 Abendgymnasium DOS in Trier
Zeugnis der fachgebundenen Hochschulreife vom 25.01.2008

Berufsausbildung:

08/2004 – 02/2008 Comes Maschinen- und Apparatebau GmbH in Trier
Berufsausbildung zum Feinwerkmechaniker
Prüfungszeugnis vom 24.01.2008

Studium:

10/2009 – 10/2014 Technische Hochschule Mittelhessen in Gießen
Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik
Vertiefungsrichtung: Konstruktions- und Fertigungsmethodik
Diplomzeugnis vom 26.09.2014
04/2016 – 04/2018 TU Kaiserslautern, Promotionseignungsprüfung
Zeugnis der Promotionseignungsprüfung vom 26.04.2018

Berufstätigkeit:

02/2008 – 04/2009 Clemens Maschinenfabrik in Wittlich
Feinwerkmechaniker und Maschineneinrichter
09/2013 – 10/2014 INDEX-Werke GmbH & Co. KG in Esslingen am Neckar
Praxissemester und Diplomarbeit
08/2015 – 11/2017 TU Kaiserslautern
Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation
Technischer Mitarbeiter
11/2017 – 11/2021 TU Kaiserslautern
Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation
Wissenschaftlicher Mitarbeiter
seit 01/2023 Rolls-Royce Group
Rolls-Royce Power Systems AG, Friedrichshafen
Prozessingenieur Technologie und Produktionstechnik

Produktionstechnische Berichte aus dem FBK

bereits veröffentlicht wurden

- 01/09 Aurich, J.C.: Radio Frequency Identification (RFID) in der Fertigung – Handbuch zur Einführung in neue Anwendungsfelder.
2009, ISBN 978-3-941438-08-8 € 30,-
- 02/09 Stürenburg, B.: Optimierung der Spanbildung und Minimierung des Späneeintrages in das Werkstück für das Bohren von Al-Legierungen.
2009, ISBN 978-3-941438-13-2 € 30,-
- 03/09 Eyrisch, T.: Optimierung der Herstellung von Vollhartmetallwerkzeugen – Strategie zur Vermeidung von Oberflächenschädigungen.
2009, ISBN 978-3-941438-12-5 € 30,-
- 04/09 von Killisch-Horn, G.: Erfahrungsbasierte Implementierung von APS-Systemen in der Einzel- und Kleinserienproduktion.
2009, ISBN-978-3-941438-17-0 € 30,-
- 05/09 Naab, C.: Auslaufmanagement – Konzept zur Abwicklung des Serienauslaufs in der Produktion.
2009, ISBN-978-3-941438-26-2 € 35,-
- 06/09 Herzenstiel, P.: Hochleistungsplanschleifen mit einer definiert gesetzten CBN-Schleifscheibe.
2009, ISBN-978-3-941438-28-6 € 35,-
- 07/09 Aurich, J.C.: Lebenszyklusorientierte Konfiguration von Produkt-Service Systemen – Ein Leitfaden für die Praxis.
2009, ISBN-978-3-941438-27-9 € 30,-
- 01/10 Aurich, J.C.: Organisationsveranstaltung und Kompetenzaufbau bei der Gestaltung und Realisierung investiver Produkt-Service Systeme – Ein Leitfaden für die Praxis.
2010, ISBN-978-3-941438-37-8 € 35,-
- 02/10 Aurich, J.C.: Gestaltung investiver Produkt-Service Systeme – Ein Leitfaden für die Praxis.
2010, ISBN-978-3-941438-38-5 € 35,-
- 03/10 Aurich, J.C.: Realisierung investiver Produkt-Service Systeme – Ein Leitfaden für die Praxis.
2010, ISBN-978-3-941438-39-2 € 35,-
- 04/10 Franke, V.: Einfluss der Werkzeugschneidkante auf die Bohrungsqualität bei der spanenden Bearbeitung langfaserverstärkter Kunststoffe.
2010, ISBN-978-3-941438-53-8 € 35,-

- 05/10 Sudermann, H.: Gratbildung beim Schleifen – Experimentelle Analyse und Modellierung der Gratbildung sowie Ansätze zur Gratminimierung.
2010, ISBN-978-3-941438-54-5 € 35,-
- 06/10 Shahzad, M.A.: Analysis of the Machinability of an Aluminum Matrix Composite Material.
2010, ISBN-978-3-941438-56-9 € 35,-
- 07/10 Gómez Kempf, F.A.: Flexibilitätsorientierte Produktionssysteme – Modulare Gestaltung, Einführung und Nutzung.
2010, ISBN-978-3-941438-58-3 € 35,-
- 01/11 Engmann, J.: Galvanisch gebundene Mikroschleifstifte – Entwicklung, Herstellung und Einsatz.
2011, ISBN-978-3-941438-59-0 € 35,-
- 02/11 Leitz, L.: Beitrag zur Beherrschung der Gratbildung bei Bohrungsverschneidungen.
2011, ISBN-978-3-941438-72-9 € 35,-
- 03/11 Siener, M.: Sicherung der Qualitätsfähigkeit von Produktionsprozessen.
2011, ISBN-978-3-941438-79-8 € 35,-
- 04/11 Wolf, N.: Modell zur Unterstützung der Analyse von Ausfallursachen bei komplexen mechatronischen Systemen.
2011, ISBN-978-3-941438-89-7 € 35,-
- 01/12 Faltin, M.: RFID-Einsatz in fertigungstechnischen Prozessketten – Identifikation und Beurteilung von Einsatzpotentialen.
2012, ISBN-978-3-941438-97-2 € 35,-
- 01/13 Lauer, C.: Integriertes Modell zur Materialflusssimulation und zur Visualisierung in der Virtuellen Realität.
2013, ISBN 978-3-943995-19-0 € 35,-
- 02/13 Aurich, J.C.: Qualitätsorientierte Instandhaltungsplanung und -steuerung in produktionstechnischen Prozessketten Handbuch für die Praxis.
2013, ISBN 978-3-943995-21-3 € 35,-
- 03/13 Kirsch, B.: Wirkmechanismen der Kühlschmierstoff-Zufuhr beim Schleifen – Analyse externer und interner Kühlschmierstoff-Zufuhrmethoden.
2013, ISBN 978-3-943995-25-1 € 35,-
- 04/13 Schweitzer, E.J.: Prozessorientiertes Dienstleistungsproduktionssystem.
2013, ISBN 978-3-943995-30-2 € 35,-

- | | | |
|-------|--|--------|
| 05/13 | Malak, R. C.: Methode zur softwarebasierten Planung technischer Änderungen in der Produktion.
2013, ISBN 978-3-943995-34-3 | € 35,- |
| 06/13 | Yang, X.: Sound Simulation and Visualization in virtual Manufacturing Systems.
2013, ISBN 978-3-943995-39-8 | € 35,- |
| 07/13 | Kranz, J.-N.: Konzept zur Vermeidung von Produkt-Piraterie Risiken – Ein Ansatz für die Ersatzteile der Investitionsgüterindustrie –
2013, ISBN 978-3-943995-46-6 | € 35,- |
| 01/14 | Mannweiler, C.: Konfiguration investiver Produkt-Service Systeme.
2014, ISBN 978-3-943995-61-9 | € 35,- |
| 02/14 | Aurich J. C. (Hrsg.): Produktivität und Qualität von Serviceprodukten – Ein Leitfaden für die Praxis.
2014, ISBN 978-3-943995-65-7 | € 35,- |
| 03/14 | Waltemode S.: Qualitätsbewertung technischer Produkt-Service Systeme.
2014, ISBN 978-3-943995-68-8 | € 35,- |
| 04/14 | Bohr C. L.: Vermeidung struktureigener Produktpiraterie bei Ersatzteilen.
2014, ISBN 978-3-943995-69-5 | € 35,- |
| 05/14 | Olenburg A.: Tribologisches Prozessverhalten beim Bearbeiten von Feinsteinzeug-Fliesen.
2014, ISBN 978-3-943995-76-3 | € 35,- |
| 01/15 | Zimmermann M.: Drehen von Aluminium - Matrix - Verbundwerkstoffen – Analyse thermischer und mechanischer Einflüsse auf die Fertigungsgenauigkeit bei der Trockenbearbeitung.
2015, ISBN 978-3-943995-94-7 | € 35,- |
| 01/16 | Adam M.: Konzept zum Umgang mit scheinbar zufälligen Fehlern an technischen Systemen – eine Systematik.
2016, ISBN 978-3-95974-008-1 | € 35,- |
| 02/16 | Walk M.: Integriertes Desktopmaschinensystem für die Herstellung und Anwendung ultrakleiner Mikroschleifwerkzeuge.
2016, ISBN 978-3-95974-021-0 | € 35,- |
| 03/16 | Carrella M.: Zerspanungsmechanismen beim Mikroschleifen von einkristallinem Silizium.
2016, ISBN 978-3-95974-032-6 | € 35,- |
| 01/17 | Reichenbach I. G.: Beitrag zur Beherrschung der Mikrofräsbearbeitung von Polymethylmethacrylat.
2017, ISBN 978-3-95974-042-5 | € 35,- |

- 02/17 Fallenstein F.: Kühlkanalaustrittsbedingungen bei VHM-Wendelbohrern
- Analyse der Einflüsse von Kühlkanalaustrittsposition und
KSS-Volumenstrom auf die Temperatur im Schneidkeil.
2017, ISBN 978-3-95974-056-2 € 35,-
- 03/17 Winkes P.: Vorgehensmodell für den systematischen Einsatz
der Virtuellen Realität zur Unterstützung des Montageplanungsprozesses.
2017, ISBN 978-3-95974-057-9 € 35,-
- 04/17 Schneider F.: Analyse der Spanbildung und Oberflächenmorphologie
beim Mikrospanen von Titanwerkstoffen
2017, ISBN 978-3-95974-059-3 € 35,-
- 05/17 Mert G.: Kumulierter Energieaufwand technischer Produkt-Service Systeme
2017, ISBN 978-3-95974-074-6 € 35,-
- 06/17 Weidig C.: Konzept zum prozessgetriebenen Anforderungsmanagement
für die Entwicklung mobiler Fabrikplanungs-Apps
2017, ISBN 978-3-95974-075-3 € 35,-
- 07/17 Cichos D.: Physikalische Modellierung technischer Änderungen
in der Produktion
2017, ISBN 978-3-95974-073-9 € 35,-
- 01/18 Effgen C.: Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen
Schleifwerkzeugen – Konzeptionierung, Entwicklung und Bewertung
am Beispiel von Vollhartmetallfräswerkzeugen
2018, ISBN 978-3-95974-089-0 € 35,-
- 02/18 Kasakow G.: Entwicklung einer ereignisdiskreten Produktionssteuerung
2018, ISBN 978-3-95974-090-6 € 35,-
- 03/18 Mayer P.: Verformungsinduzierte Martensitbildung beim kryogenen
Drehen von metastabilem austenitischem Stahl
2018, ISBN 978-3-95974-098-2 € 35,-
- 04/18 Herder C.: Konzept zur impliziten Identifikation und Planung
von Technologien für die Produktion
2018, ISBN 978-3-95974-101-9 € 35,-
- 01/19 Müller C.: Kompakte Luftlagerspindeln für die spanende Mikrobearbeitung
auf Desktop-Werkzeugmaschinen
2019, ISBN 978-3-95974-105-7 € 35,-
- 01/20 Meissner H. M.: Integrierte Arbeitsplanung und Produktionssteuerung
cyber-physischer Produktionssysteme
2020, ISBN 978-3-95974-125-5 € 35,-

- 02/20 Sinnwell C.: Methode zur Produktionssystemkonzipierung auf Basis früherer Produktinformationen – Ein Beitrag zur Integration von Produktionssystemplanung und Produktentwicklung unter Einsatz des MBSE
2020, ISBN 978-3-95974-127-9 € 35,-
- 03/20 Bohley M.: Prozess-Maschine-Interaktion beim Mikrofräsen von cp-Titan
2020, ISBN 978-3-95974-130-9 € 35,-
- 01/21 Hotz H.: Kryogenes Drehen metastabiler austenitischer Stähle – Analyse der Wirkzusammenhänge zwischen Einstellgrößen, Prozessgrößen und Oberflächenmorphologie
2021, ISBN 978-3-95974-146-0
- 02/21 Arrabiyeh P. A.: Electroless Plated Micro Pencil Grinding Tools: Conception, Manufacturing, and Application
2021, ISBN 978-3-95974-158-3
- 03/21 Yi L.: Eco-Design for Additive Manufacturing Using Energy Performance Quantification and Assessment
2021, ISBN 978-3-95974-157-6
- 01/22 Kölsch P.: Agile Planung von Produkt-Service Systemen durch den Einsatz von Design Thinking
2022, ISBN 978-3-95974-170-5
- 02/22 Klauer K.: Mikrofräsen flächenhafter Kalibriernormale auf Basis realer Bauteiloberflächen
2022, ISBN 978-3-95974-177-4
- 03/22 Greco S.: Additiv-Subtraktive Prozesskette in der Mikrobearbeitung – Analyse der Einflüsse auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim selektiven Laserschmelzen und Mikrofräsen von Edelstahl 1.4404
2022, ISBN 978-3-95974-182-8
- 04/22 Siedler C.: Entwicklung eines Transformationskonzepts zur Digitalisierung von Produktionssystemen in KMU
2022, ISBN 978-3-95974-185-9
- 05/22 Kirsch B.: Spezialanwendungen von Schleifscheiben – Technologische Möglichkeiten und Anforderungen sowie deren Nachhaltigkeit
2022, ISBN 978-3-95974-191-0
- 01/23 Basten S.: Sub-zero Kühlschmierstoffe: Wirkmechanismen und Einsatzverhalten am Beispiel der Drehbearbeitung
2023, ISBN 978-3-95974-202-3

ISSN 0937-9061
ISBN 978-3-95974-202-3