LEHRSTUHL FÜR FERTIGUNGSTECHNIK UND BETRIEBSORGANISATION

Kevin Gutzeit

Tiefkalte Kühlstrategien bei der Fräsbearbeitung – Einfluss auf den Werkzeugverschleiß sowie die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim Fräsen von Ti-6Al-4V

Produktionstechnische Berichte aus dem FBK
Band 04 | 2024
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, 2024
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.

ISSN 0937-9061

Tiefkalte Kühlstrategien bei der Fräsbearbeitung - Einfluss auf den Werkzeugverschleiß sowie die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim Fräsen von Ti-6Al-4V

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

von

Master of Science
Kevin Gutzeit

aus
Sankt Aldegund

Tag der mündlichen Prüfung: 05. November 2024

Promotionskomission:

Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. Martin Ruskowski
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich
2. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Eberhard Kerscher

Kaiserslautern, 2024

Vorwort des Verfassers

"Jede Technik beginnt mit einem Verstehen der Grundlagen,
nur so kann man sie zu etwas Nützlichem machen"
/Carl Benz/

Diese Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation (FBK) der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität in Kaiserslautern.
Mein großer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich für das mir entgegengebrachte Vertrauen, meine Dissertation am FBK anfertigen zu können. Außerdem möchte ich Ihm dafür danken, dass ich neben meinem Promotionsthema an weiteren spannenden Projekten im Bereich der Zerspanung und der additiven Fertigung forschen durfte und die Möglichkeit hatte innerhalb interdisziplinärer sowie internationaler Forschungsverbünde arbeiten zu können. Das vielfältige Fachwissen und die wertvollen Kompetenzen, die ich mir dadurch aneigen konnte, weiß ich sehr zu schätzen. Herrn Prof. Dr.-Ing. Eberhard Kerscher danke ich für die Übernahme der Berichterstattung und für die stets angenehme und produktive Zusammenarbeit während meiner Zeit am FBK. Weiter danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Ruskowski für die Leitung der Prüfungskomission.
Für die Begleitung meiner wissenschaftlichen Arbeit als Oberingenieur und für die Übernahme des Lektorats meiner Dissertation bedanke ich mich bei PD Dr.-Ing. Benjamin Kirsch. Weiterer Dank gilt Dr.-Ing. Hendrik Hotz, Dr.-Ing. Sebastian Greco sowie Eike Gassen für die kritische Durchscht meiner Arbeit sowie für viele hilfreiche Anmerkungen und Anregungen. Meinen ehemaligen Studienarbeitern und Hiwis danke ich für das Interesse an der tiefkalten Zerspanung und für ihre gewissenhafte Arbeit. Ein besonderer Dank gilt dabei Maximilian Berndt für seinen unermüdlichen Einsatz. Ich bedanke mich beim gesamten FBK-Supportteam, insbesondere bei Michael Lutzke und Rosemarie Schleret, für das Engagement und die wertvolle Unterstützung. Neben den bereits Genannten danke ich meinen ehemaligen Kolleginnen und Kollegen am FBK und im SFB 926 für das angenehme Arbeitsumfeld, indem ich mich jederzeit sehr wohl gefühlt habe.
Abschließend bedanke ich mich bei meiner Familie für das Vertrauen und die langjährige Unterstützung. Besonders danken möchte ich meiner Frau Laura Gutzeit für den Rückhalt und die sprachliche Durchsicht meiner Dissertation. Der größte Dank gilt meinen Eltern Elke und Dierk Gutzeit, die mir während meines Studiums und in der Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in jeder Hinsicht zur Seite gestanden haben. Vor allem meiner Mutter möchte ich Danke sagen, dafür dass sie immer an mich geglaubt hat und mir diesen Bildungsweg erst ermöglichte. Ihr widme ich diese Arbeit.

St. Aldegund, im November 2024 Kevin Gutzeit

Kurzfassung

Ti-6Al-4V zeichnet sich durch eine sehr geringe Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit aus, was bei der Zerspanung des Werkstoffs zu hohen thermischen Lasten an den Werkzeugschneiden führen kann. In Superposition mit der chemischen Reaktivität des Titans führt dies zu einem ausgeprägten Werkzeugverschleiß, weswegen Ti-6Al-4V als schwer zerspanbarer Werkstoff klassifiziert wird. Um diesem thermo-chemisch induzierten Verschleiß entgegenzuwirken, müssen die auftretenden Schnitttemperaturen minimiert werden, was die Verwendung effektiver Kühlstrategien obligatorisch macht. In diesem Kontext weisen tiefkalte Kühlstrategien ein hohes Potential auf, da sie durch die Zufuhr von Kühlmedien bei Temperaturen weit unter 0 °C hohe Kühlleistungen realisieren können. In dieser Arbeit wird der Einsatz einer kryogenen CO_2-Kühlung sowie die Verwendung eines sub-zero Kühlschmierstoffs beim Fräsen von Ti-6Al-4V untersucht. Dabei wird zunächst die Zufuhrstrategie der beiden tiefkalten Kühlstrategien in Abhängigkeit von dem auftretenden thermo-mechanischen Belastungskollektiv ausgelegt. Darauf aufbauend wird die Auslegung des Fräsprozesses sowie das Standvermögen der eingesetzten Werkzeuge beim kryogenen und sub-zero Fräsen untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass die kryogene CO_2-Kühlung zwar eine hohe Kühlwirkung erreichen kann, es aber aufgrund mangelnder Schmierwirkung dennoch zu einem ausgeprägten Werkzeugverschleiß kommt. Dahingegen ermöglichen die vorteilhaften Kühl- und Schmiereigenschaften der sub-zero Kühlstrategie eine deutliche Reduzierung der thermischen Last, wodurch ein stabiler Fräsprozess auch bei anspruchsvollen Schnittbedingungen sowie eine Verbesserung des Standvermögens realisiert werden.

Abstract

Ti-6Al-4V is characterized by a very low heat capacity and thermal conductivity, which can result in high thermal loads acting on the cutting edges of the tool when machining the titanium alloy. This leads, in superposition with the chemical reactivity of the titanium alloy, to a pronounced tool wear, which is why Ti-6Al-4V is classified as a difficult-to-cut material. To counteract this thermo-chemically induced tool wear, the cutting temperatures that occur have to be minimized, which makes the use of effective cooling strategies mandatory. A high potential is shown by cooling strategies, that can realize high cooling performances by supplying cooling media at temperatures well below 0 °C. In this work, the performance of a cryogenic CO_2 cooling, as well as the application of a sub-zero metalworking fluid are investigated when milling Ti-6Al-4V. First the supply strategies of both cooling strategies are investigated depending on the occurring thermo-mechanical loads. Based on this the design of the milling process, as well as the tool life of the tools used for cryogenic and sub-zero milling are analyzed. The results show that although the cryogenic CO_2 cooling achieves a high cooling effect, there is still pronounced tool wear due to a lack of lubrication. In contrast the advantageous properties of the sub-zero cooling strategy allow a significant reduction of the thermal load, resulting in a stable milling process even under unfavorable cutting conditions as well as an improvement regarding tool life.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis **I**

Abkürzungen **III**

Formelzeichen **IV**

1 Einleitung **1**

2 Stand der Forschung und Technik **3**

2.1 Titan und Titanlegierungen . . . 3

2.1.1 Klassifizierung von Titanlegierungen . . . 4

2.1.2 Eigenschaften der Legierung Ti-6Al-4V . . . 6

2.2 Grundlagen des Fräsens . . . 7

2.2.1 Spanbildung . . . 8

2.2.2 Kinematik beim Fräsen . . . 12

2.2.3 Mechanische und thermische Belastung . . . 14

2.2.4 Schneidstoffe und Werkzeugeigenschaften . . . 18

2.2.5 Werkzeugverschleiß und Standvermögen . . . 22

2.3 Kühlstrategien bei der Zerspanung . . . 25

2.3.1 Analyse der Zufuhrstrategie . . . 27

2.3.2 Konventionelle Kühlschmierstoffe . . . 31

2.3.3 Kryogene Kühlstrategien . . . 34

2.3.4 Verwendung neuartiger sub-zero Kühlschmierstoffe . . . 38

2.4 Fazit zu sub-zero Kühlstrategien beim Fräsen . . . 41

3 Zielsetzung und Vorgehensweise **43**

3.1 Zielsetzung . . . 43

3.2 Vorgehensweise . . . 43

4 Versuchstechnik **46**

4.1 Maschinensystem . . . 46

4.2 Werkzeuge . . . 46

4.3 Versuchsdurchführung . . . 47

4.4 Kühlstrategien . . . 48

4.4.1 Überflutungskühlung . . . 48

4.4.2 Kryogene Kühlung . . . 48

4.4.3 Sub-zero Kühlung . . . 49

4.5 Werkstoff . . . 53

4.6 Messtechnik und Messgrößen . . . 54

4.6.1 Ermittlung der thermischen Last . . . 54

4.6.2 Prozesskräfte . . . 56

4.6.3 Oberflächentopographie 58

5 Auslegung der Kühlstrategien und deren Einfluss auf die Prozessgrößen 60

5.1 Einfluss einer kryogenen CO_2-Kühlung auf den Fräsprozess 60

5.2 Analyse der sub-zero Kühlstrategien beim Fräsen 62

5.3 Vergleich der tiefkalten Kühlstrategien 66

6 Analyse des Fräsprozesses in Abhängigkeit von der Kühlstrategie 70

6.1 Untersuchung zum Einfluss der Frässtrategie beim kryogenen Fräsen 70

6.1.1 Einfluss des Gleich- und Gegenlauffräsens 70

6.1.2 Einfluss einer Schneidkantenpräparation 77

6.2 Untersuchung zum Einfluss der Frässtrategie beim sub-zero Fräsen 82

6.2.1 Einfluss des Gleich- und Gegenlauffräsens 82

6.2.2 Einfluss einer Schneidkantenpräparation 87

6.3 Zwischenfazit zur Zerspanbarkeit von Ti-6Al-4V mit tiefkalten Kühlstrategien . 91

7 Charakterisierung des Standvermögens beim Fräsen von Ti-6Al-4V 93

7.1 Abhängigkeit des Werkzeugverschleißes von der Kühlstrategie 94

7.2 Einfluss der Schneidkantenpräparation auf den Werkzeugstandweg 100

8 Zusammenfassung und Ausblick 108

9 Literaturverzeichnis 113

Abkürzungen

Al	Aluminium	LN_2	flüssiger Stickstoff
AW	Anti Wear	MAK	Maximale Arbeitsplatz-
bspw.	beispielsweise		konzentrationen
bzw.	beziehungsweise	MEG	Mono-Ethylenglycol
C	Kohlenstoff	Mg	Magnesium
$C_{12}H_{27}O_4P$	Triisobutylphosphat	Mn	Mangan
CO_2	Kohlenstoffdioxid	Mo	Molybdän
Co	Kobalt	MPG	Mono-Propylenglykol
Cr	Chrom	N_2	Stickstoff
CVD	Chemical Vapour Deposition	Na_2SiO_3	Natriummetasilikat
DIN	Deutsches Institut für Normung	Nb	Niob
	e.V.	NC	Numerical Control
EP	Extreme Pressure	Ni	Nickel
e.V.	eingetragener Verein	O	Sauerstoff
FBK	Lehrstuhl für Fertigungstechnik	PVD	Physical Vapour Deposition
	und Betriebsorganisation	spez.	spezifisch
Fe	Eisen	S	Schwefel
$FeTiO_3$	Ilmenit	SFB	Sonderforschungsbereich
FM	Fricton Modifier	Si	Silicium
H	Wasserstoff	SiO_2	Quarz
hdp	hexagonal dichtest gepackt	Sn	Zinn
Hrsg.	Herausgeber	Ta	Tantal
i.d.R.	in der Regel	Ti	Titan
ISO	International Organization for	$TiCl_4$	Titantetrachlorid
	Standardization	TiO_2	Rutil
konv.	konventionell	vgl.	vergleiche
krz	kubisch raumzentriert	V	Vanadium
KSS	Kühlschmierstoff	VDI	Verein deutscher Ingenieure
Leg.	Legierung	W	Wolfram
LRF	Laboratory of Reaction and	WC	Monowolframkarbid
	Fluid Process Engineering	Zr	Zirconium

Formelzeichen

Lateinische Symbole

a_e	mm	Arbeitseingriff	H	m	Höhe
a_p	mm	Schnitttiefe	K		Formfaktor
A	mm^2	Spanungsquerschnitt	KB	µm	Kolkbreite
A_{eq}	Gew.-%	Aluminiumäquivalent	KM	µm	Kolkmittenabstand
A_Q	mm^2	Querschnittsfläche	KT	µm	Kolktiefe
A_W	mm^2	Kontaktfläche zwischen	l	mm	Länge
		KSS und Wirkstelle	l_c	mm	Schnittweg
A_α		Freifläche	l_d	mm	Düsenabstand
A_γ		Spanfläche	l_e	mm	Wirkweg
b	mm	Spanungsbreite	l_f	mm	Vorschubweg
c	m/s	Strömungsgeschwindigkeit	l_t	mm	Taststrecke
C	J/kg·K	spezifische Wärmekapazität	L	mm	charakteristische Länge
d	mm	Abstand	L_D	mm	Länge des Düsen-
d_s	µm	Scherbandabstand			ansatzes
D	mm	Werkzeugdurchmesser	M	Nm	Drehmoment
$D_{Düse}$	mm	Düsenaustrittsdurchmesser	Mo_{eq}	Gew.-%	Molybdänäquivalent
D_F	mm	Durchmesser des Freistrahls	$\dot{m}$	kg/min	Massenstrom
f	mm	Vorschub	n	U/min	Drehzahl
f_s	1/min	Segmentierungsfrequenz	p	bar	Zufuhrdruck
f_S	Hz	Abtastfrequenz	p_{ges}	bar	Gesamtdruck
f_z	mm	Vorschub pro Zahn	p_{stat}	bar	statischer Druck
F_a	N	Aktivkraft	P	W	Antriebsleistung
F_c	N	Schnittkraft	P_c	W	Schnittleistung
F_{cN}	N	Schnittnormalkraft	P_e	W	Wirkleistung
F_f	N	Vorschubkraft	P_f	W	Vorschubleistung
F_{fN}	N	Vorschubnormalkraft	Pr		Prandtl-Zahl
F_p	N	Passivkraft	Q	mm^2	Querschnitt
F_{pf}	N	Pflügkraft	Q_w	mm^3/min	Zeitspanvolumen
F_{res}	N	Zerspankraft	$\dot{Q}_{KSS}$	W	Wärmestrom in den KSS
F_{sp}	N	Spanformkraft	$\dot{Q}_{Luft}$	W	Wärmestrom in die
g	m/s^2	Erdbeschleunigung			Umgebung
G_{sp}		Spanhöhenverhältnis	$\dot{Q}_{sp}$	W	Wärmestrom in den
h	mm	Spanungsdicke			Span
h_{min}	µm	Mindestspanungsdicke	$\dot{Q}_{ws}$	W	Wärmestrom in das
h_{sp}	mm	Spandicke			Werkstück
h_w	W/m^2K	Wärmeübergangs-	$\dot{Q}_{wz}$	W	Wärmestrom in das
		koeffizient			Werkzeug

r_β	µm	Schneidkantenradius	T_{Max}	°C	Maximale Temperatur
Re		Reynolds-Zahl	T_{Min}	°C	Minimale Temperatur
R_a	µm	Mittenrauwert	T_{Start}	°C	Starttemperatur
S_1		Hauptschneide	T_{wz}	°C	Werkzeugtemperatur
S_2		Nebenschneide	u	J/kg	spezifische Energie
S_α	µm	Schneidkantenabschnitt	v_c	m/min	Schnittgeschwindigkeit
		an der Freifläche	v_e	m/min	Wirkgeschwindigkeit
S_γ	µm	Schneidkantenabschnitt	v_f	m/min	Vorschubgeschwindigkeit
		an der Spanfläche	v_{sp}	m/min	Spangeschwindigkeit
t	s	Zeit	$\dot{V}$	l/min	Volumenstrom
T_S	°C	Siede- / Sublimationspunkt	VB	µm	Verschleißmarkenbreite
t_v	µm	Verformungstiefe	VB_{max}	µm	maximale Verschleißmarken-
T	°C	Temperatur			breite
T_{CO_2}	°C	Zufuhrtemperatur von CO_2	W_c	J	Schnittarbeit
T_K	°C	Oberflächentemperatur	W_e	J	Wirkarbeit
		des Festkörpers	W_f	J	Vorschubarbeit
T_{KSS}	°C	Temperatur des KSS	z		Zähnezahl

Griechische Symbole

α	°	Freiwinkel	λ_c	mm	Grenzwellenlänge
α_D	°	Erster Düsenwinkel	Λ	°	Spiralwinkel
α_T	m^2/s	Temperaturleitfähigkeit	μ		Reibungskoeffizient
β	°	Keilwinkel	ν	m^2/s	kinematische Viskosität
β_D	°	Zweiter Düsenwinkel	ξ	g/g	Massenverhältnis
η	°	Wirkrichtungswinkel	ρ	kg/m^3	Dichte
γ	°	Spanwinkel	φ	°	Vorschubrichtungswinkel
γ_{eff}	°	effektiver Spanwinkel	φ_D		Geschwindigkeitsbeiwert
θ	°	Scherwinkel	$\psi_{Düse}$		Kontraktionszahl
λ	W/mK	Wärmeleitfähigkeit			

1 Einleitung

Aufgrund ihres ausgezeichneten Eigenschaftsprofils eignen sich Titanlegierungen für eine Vielzahl technischer Anwendungen und gewinnen zunehmend an Bedeutung für den industriellen Einsatz. So bilden Titanlegierungen im Kontakt mit Sauerstoff eine passivierende Oxidschicht aus, was zu einer hohen Korrosionsbeständigkeit und einer hervorragenden Biokompatibilität führt. Aus diesem Grund werden Titanlegierungen bevorzugt für Marine- und Offshore-Anwendungen [Schu01], aber auch in der chemischen Industrie [Gurr03] und der Medizin- bzw. Implantattechnik [Fest22, Gu14] verwendet. Darüber hinaus sind Titanlegierungen durch ihr herausragendes Verhältnis aus sehr hoher Festigkeit und geringer Dichte charakterisiert [Gome18]. Aufgrund dieser hohen spezifischen Festigkeit, in Kombination mit einer hohen Warmhärte, wird der Werkstoff häufig für hochbelastete Bauteile im Automobilbau, aber vor allem in der Luft- und Raumfahrt eingesetzt [Will20]. Im Fall der Boeing 777 lag der Anteil eingesetzter Titanlegierungen am Basis-Betriebsgewicht bereits bei 9 % [Pete03]. Dabei wird der Werkstoff vor allem innerhalb der Triebwerke aufgrund erhöhter Einsatztemperaturen verwendet oder zur Auslegung von Strukturelementen zwecks Gewichtsreduzierung [Pete03, Will20]. Weiterhin werden durch die zunehmende Verwendung von Verbundwerkstoffen im Flugzeugbau Strukturelemente aus Aluminium immer häufiger durch Titanlegierungen substituiert, da es aufgrund der vergleichsweise geringen Potentialdifferenz zwischen Titan und Kohlenstoff nicht zu einer galvanischen Korrosion kommen kann [Inag14]. So hat sich der Anteil von Titanlegierungen am Basis-Betriebsgewicht bei der Fertigung der Boeing 787 bereits auf 17 % erhöht [Ariy22]. Mit einem Anteil von circa 80 % bis 90 % ist Ti-6Al-4V dabei die mit Abstand am häufigsten eingesetzte Titanlegierung [Bhat20]. Eine Prognose von ARIYASU et al. [Ariy22] geht davon aus, dass die Passagierluftfahrt bereits ab 2024 wieder das Niveau vor Ausbruch der COVID19-Pandemie von $8{\cdot}10^{12}$ Passagierkilometern pro Jahr erreichen wird. Mit einem geschätzten jährlichen Wachstum der Passagierluftfahrt von 4,3 % ist davon auszugehen, dass auch der Bedarf an Bauteilen aus Ti-6Al-4V zukünftig weiter zunehmen wird [Ariy22, Bhat20].

Obwohl die Titanlegierung Ti-6Al-4V ein vorteilhaftes Eigenschaftsprofil und ein großes Anwendungspotential aufweist, ist der Einsatz dieses Werkstoffs häufig mit hohen Kosten verbunden. Grund hierfür ist, neben dem energie- und kostenintensiven Herstellungsprozess, vor allem die schlechte Zerspanbarkeit von Ti-6Al-4V [Weiß12]. Gerade in der Luft- und Raumfahrt kann der Materialausnutzungsgrad (Buy to fly) aufgrund strukturoptimierter Bauteile bei unter 10 % liegen. Eine verbesserte Zerspanbarkeit der Titanlegierung bietet demnach großes Potential zur Reduzierung der Kosten sowie zur wirtschaftlicheren Fertigung von Ti-6Al-4V-Bauteilen [Kobr06, Pete03]. Neben einer erhöhten Schwingungsanfälligkeit und dem Auftreten von Kaltverfestigungsmechanismen ist die anspruchsvolle Zerspanung von Ti-6Al-4V vor allem durch die äußerst niedrige Wärmeleitfähigkeit bzw. Wärmekapazität in Kombination mit einer ausgeprägten chemischen Reaktivität, insbesondere bei hohen Temperaturen, zu begründen [Pang21, Ulut11]. Die Folge sind sehr hohe Schnitttemperaturen innerhalb der Zerspanzone, aus denen in Überlagerung mit den adhäsiven und chemischen Reaktionen ein schnell fortschreitender thermo-chemisch induzierter Werkzeugverschleiß resultiert [Ezug17, Hua05].

Zur Reduzierung der Schnitttemperaturen und des daraus resultierenden Werkzeugverschleißes wird Ti-6Al-4V typischerweise mit vergleichsweise geringen Schnittgeschwindigkeiten zerspant. Dadurch sinkt jedoch auch die Produktivität, was mit höheren Fertigungskosten verbunden ist [Dand10]. Ein effizienterer Ansatz zur Reduktion der thermischen Last ist die Verwendung geeigneter Kühlstrategien. Diese können aufgrund ihrer Kühlwirkung die Wärme aus der Schnittzone abführen oder der Entstehung von Wärme durch eine Reibungsreduzierung infolge vorteilhafter Schmiereigenschaften entgegenwirken. In der Industrie werden für die Titanzerspanung überwiegend Überflutungskühlungen eingesetzt. Dabei wird der flüssige Kühlschmierstoff (KSS) der Zerspanzone in hohen Mengen, typischerweise bei Raumtemperatur, zugeführt, wodurch eine ausgeprägte konvektive Wärmeabfuhr und vorteilhafte Schmierwirkungen realisiert werden können [Brin15]. Ein weiterer Ansatz ist die Verwendung kryogener Kühlmedien, die durch ihre extrem niedrigen Zufuhrtemperaturen hohe Kühlleistungen ermöglichen [Jawa16]. Insbesondere die kryogene CO_2-Kühlung wird aufgrund der hohen Verfügbarkeit des Mediums und der vergleichsweise einfachen Handhabung bevorzugt für industrielle Anwendungen eingesetzt [Prou22]. Jedoch ist die Schmierwirkung kryogener Medien im Vergleich zu konventionellen KSS häufig unzureichend. Vor allem bei hohen Schnittgeschwindigkeiten können folglich hohe thermische Lasten aufgrund mangelnder Reibungsreduzierung auftreten [Jawa16, Prou22, Wika19].

Im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 926 (SFB 926) wurde am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation (FBK) eine neuartige Kühlstrategie entwickelt, mit der KSS im flüssigen Zustand bei Zufuhrtemperaturen weit unter 0 °C der Zerspanzone zugeführt werden können. Diese sogenannten sub-zero KSS kombinieren die Vorteile konventioneller und kryogener Kühlmedien, wodurch sehr hohe Kühlleistungen in Kombination mit vorteilhaften Schmiereigenschaften realisiert werden. Bisher beschränkt sich der Einsatz von sub-zero KSS auf die Drehbearbeitung, wobei hier eine Verbesserung der Zerspanbarkeit von Ti-6Al-4V im Vergleich zu konventionellen und kryogenen Kühlstrategien nachgewiesen wurde [Bast22, Kirs18].

Um den Anwendungsbereich dieser hocheffizienten Kühlstrategie zu erweitern, werden sub-zero KSS im Rahmen dieser Dissertation erstmals umfänglich für die Fräsbearbeitung von Ti-6Al-4V eingesetzt und experimentell untersucht. Ziel ist es, durch den Einsatz der sub-zero Kühlung dem thermo-chemisch induzierten Werkzeugverschleiß entgegenzuwirken, um so die Zerspanbarkeit der Titanlegierung zu verbessern. Innerhalb durchzuführender Zerspanversuche wird zunächst die Zufuhrstrategie des sub-zero KSS durch Erfassung des beim Fräsen auftretenden thermo-mechanischen Belastungskollektivs ausgelegt. Darauf aufbauend wird der Einfluss der Schnittparameter in Abhängigkeit von der Frässtrategie und der Schneidkantenpräparation beim sub-zero Fräsen untersucht und mit den Ergebnissen unter Verwendung einer kryogenen CO_2-Kühlung verglichen. Für die Auswertung werden die auftretenden Kräfte, die Spanbildung, der resultierende Werkzeugverschleiß und die erzeugte Oberflächenqualität erfasst und analysiert. Abschließend wird das Standvermögen beim sub-zero Fräsen von Ti-6Al-4V anhand von Standweguntersuchungen charakterisiert und mit den Standwegen unter Einsatz einer kryogenen CO_2-Kühlung, sowie einer konventionellen Überflutungskühlung verglichen und bewertet.

2 Stand der Forschung und Technik

2.1 Titan und Titanlegierungen

Seit der Mitte des 20. Jahrhunderts ist die wirtschaftliche Gewinnung von Titan durch die Entwicklung des Kroll-Prozesses möglich. Die Herstellung erfolgt dabei primär aus den Mineralien Rutil (TiO_2) und Ilmenit ($FeTiO_3$). Der Kroll-Prozess wird in zwei Verfahrensschritte unterteilt: Durch Chlorierung des Titanoxids mittels Chlor und Kohle und anschließender Reduktion des Titantetrachlorids ($TiCl_4$) mit Magnesium wird zunächst unter Schutzgasatmosphäre Titanschwamm hergestellt. Anschließend erfolgt die Weiterverarbeitung des Titanschwamms zu Blöcken durch zweifaches Einschmelzen im Vakuumlichtbogenofen. Der Kroll-Prozess stellt ein äußerst kostenintensives Verfahren dar und ist daher ursächlich für den hohen Preis des Titans [Boze17, Weiß12].

Charakteristisch für Titan bzw. für Titanlegierungen ist eine hohe spezifische Festigkeit, die aus der geringen Dichte ($\rho \approx 4{,}5\,\mathrm{g/cm^3}$) und der hohen Festigkeit ($R_m \approx 1.100\,\mathrm{MPa}$) des Werkstoffs resultiert. Verglichen mit anderen metallischen Konstruktionswerkstoffen wird die spezifische Festigkeit ab Einsatztemperaturen über T = 500 °C nur noch von Superlegierungen übertroffen (vgl. Abbildung 2-1). Aufgrund dieser ausgeprägten Warmhärte werden für thermisch hochbeanspruchte Bauteile in der Luft- und Raumfahrt, aber auch in der Automobilindustrie, vorzugsweise Titanlegierungen eingesetzt [Froe19, Pete02, Stei12].

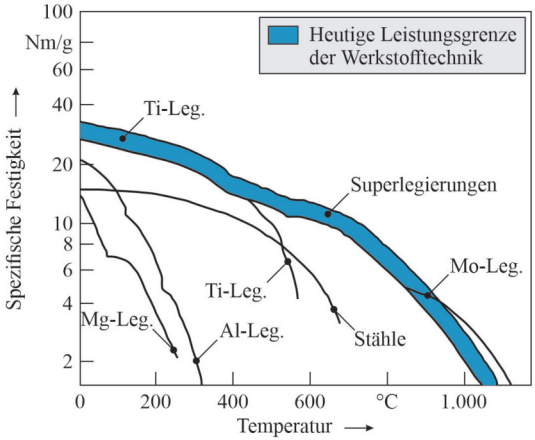


Abbildung 2-1: Spezifische Festigkeit verschiedener metallischer Werkstoffe in Abhängigkeit der Temperatur nach [Ilsc16]

Titan wird zwar in der elektrochemischen Spannungsreihe den unedlen Metallen zugeordnet, dennoch besitzen Titanlegierungen eine hohe Korrosionsbeständigkeit und Biokompatibilität. Der Grund ist eine ausgeprägte Affinität gegenüber Sauerstoff, sodass bereits bei Raumtemperatur eine dünne, äußerst beständige Passivierungsschicht aus Titanoxid gebildet wird [Ilsc16, Roos15].

Bei Einsatztemperaturen von T > 500 °C kommt es zu einem Wachstum der Oxidschicht sowie zu verstärkten Diffusionsvorgängen von Sauerstoffatomen. Als Folge bildet sich eine sprödharte Diffusionszone unterhalb der Oberfläche (α-case), die die Duktilität und Ermüdungsfestigkeit des Bauteils stark verringert. Aufgrund einer erhöhten Affinität zur Gasaufnahme wird die Festigkeit mit steigenden Temperaturen weiter verringert. Dementsprechend liegt die Einsatzgrenze der Titanwerkstoffe bei etwa T = 530 °C [Gule09, Ilsc16, Lütj07].

Titan sowie die meisten Titanlegierungen zählen zu den allotropen Metallen. Das bedeutet, dass der Werkstoff analog zu Eisen zwei temperaturabhängige Gittermodifikationen aufweist. Unterhalb der β-Transustemperatur findet eine Phasenumwandlung von der kubisch raumzentrierten (krz) β-Phase hin zur hexagonal dichtest gepackten (hdp) α-Phase statt (vgl. Abbildung 2-2). Durch die größere Anzahl an Gleitsystemen weist die β-Phase eine höhere Duktilität auf. Dahingegen besitzt die α-Phase eine höhere Festigkeit und Kriechbeständigkeit aufgrund der dichteren Atompackung der hdp-Gitterstruktur [Pete02, Roos15, Stei12].

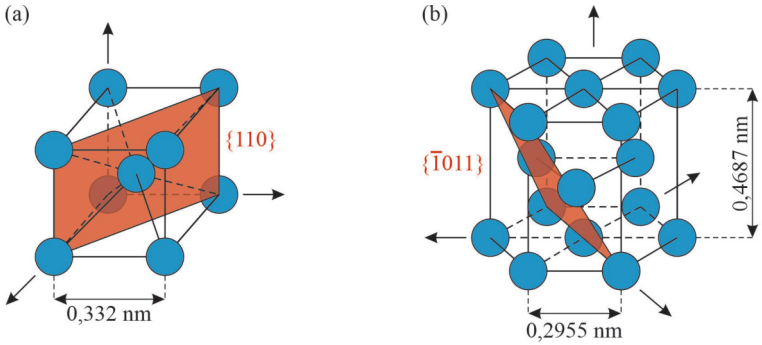


Abbildung 2-2: Gitterstruktur des kubisch raumzentrierten β-Titans (a) und des hexagonal dichtest gepackten α-Titans (b) nach [Siem13]

2.1.1 Klassifizierung von Titanlegierungen

Für Reintitan liegt die β-Transustemperatur bei T = 882 °C [Lütj07]. In Abhängigkeit von den zulegierten Elementen wird die Umwandlungstemperatur des Titans beeinflusst, sodass die β-Phase in tieferen bzw. die α-Phase in höheren Temperaturbereichen stabilisiert wird. Die Legierungselemente werden demnach in neutrale, α-stabilisierende und β-stabilisierende Elemente unterteilt, die schematisch in Abbildung 2-3 dargestellt sind. Die β-stabilisierenden Elemente werden nochmals in β-isomorphe und β-eutektoide Elemente unterteilt. Aufgrund einer schlechteren Löslichkeit im Titan ist die Rolle der β-eutektoiden Elemente jedoch vergleichsweise gering [Roos15, Stei12].

In Abhängigkeit vom vorliegenden Gefüge werden Titanlegierungen in die drei Legierungsklassen der α-, β- und der α+β-Legierungen unterteilt. Zu den α-Legierungen zählen neben den niedriglegierten Titanlegierungen auch die technischen Reintitansorten (cp-Titan, commercially pure titanium), da hier die α-Phase bei Raumtemperatur vorliegt. Sind neben α-stabilisierenden

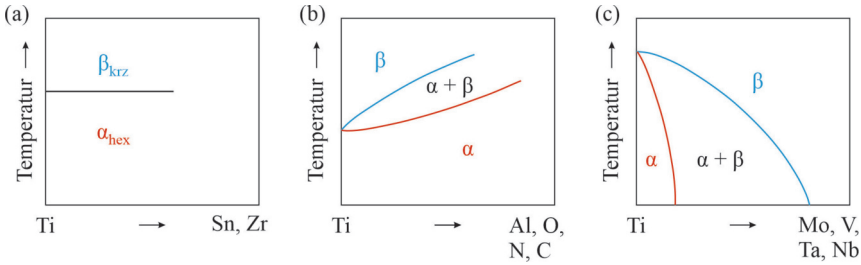


Abbildung 2-3: Schematische Darstellung neutraler (a), α-stabilisierender (b) und β-stabilisierender (c) Legierungselemente beim Umwandlungsverhalten von Titan nach [Roos15]

Legierungselementen auch geringe Anteile β-stabilisierender Elemente enthalten, wird die Legierung als near-α-Legierung bezeichnet. Near-α-Legierungen weisen typischerweise einen hohen Al-Gehalt auf. Dadurch nimmt die α-Stabilität und damit der Widerstand gegenüber Kriechen und Oxidation zu, weshalb die Legierung häufig im Hochtemperaturbereich eingesetzt wird [Pete02, Stei12]. Zu hohe Al-Anteile führen jedoch zur Ausscheidung der versprödenden, intermetallischen Verbindung Ti_3Al. Indem das Aluminiumäquivalent Al_{eq} nach ROSENBERG [Rose70] (vgl. Gleichung 2-1) unter einem Wert von 9 Gew.-% gehalten wird, wird dem entgegengewirkt [Freu20, Pete02].

$$Al_{eq} = Al + 0,33 \cdot Sn + 0,17 \cdot Zr + 10 \cdot (O + C + 2 \cdot N) \tag{2-1}$$

Durch einen hohen Anteil an β-stabilisierenden Legierungselementen, wird die krz β-Phase stabilisiert, sodass bei Raumtemperatur eine β-Titanlegierung vorliegt. Bei den β-Titanlegierungen wird zwischen metastabilen und stabilen Legierungen unterschieden. Zur Differenzierung wird das Molybdänäquivalent Mo_{eq} nach BANIA [Bani94] herangezogen, das sich nach Gleichung 2-2 berechnen lässt. Dabei resultiert aus einem größeren Molybdänäquivalent ($Mo_{eq} > 30\,\%$) eine Zunahme der stabilen β-Phase und eine Abnahme der β-Transustemperatur [Freu20, Koll18, Weis98].

$$Mo_{eq} = Mo + 0,67 \cdot V + 0,44 \cdot W + 0,28 \cdot Nb + 0,22 \cdot Ta + 1,6 \cdot Cr + 2,9 \cdot Fe - Al \tag{2-2}$$

Aus der metastabilen β-Phase kann es infolge einer Wärmebehandlung zur Ausscheidung der α-Phase kommen, woraus eine Festigkeitssteigerung resultiert. Aufgrund dieses Potentials zur Ausscheidungshärtung weisen die β-Legierungen die höchsten Festigkeiten der Titanlegierungen auf, weswegen sie insbesondere für mechanisch hochbelastete Bauteile eingesetzt werden [Roos15, Stei12].

In der industriellen Anwendung sind α+β-Legierungen die am weitverbreitesten Titanlegierungen, da sich hier die Eigenschaften der α-Legierungen und der β-Legierungen gezielt kombinieren lassen. Häufig werden Aluminium zur Stabilisierung der α-Phase und Vanadium sowie Molybdän als β-stabilisierende Elemente zulegiert. Zu den α+β-Titanlegierungen zählt auch die

Legierung Ti-6Al-4V, die mit einem Marktanteil von circa 50 % die relevanteste aller Titanlegierungen für Industrie und Forschung darstellt [Ilsc16, Roos15].

2.1.2 Eigenschaften der Legierung Ti-6Al-4V

Die nach DIN 17851 [DIN90a] genormte chemische Zusammensetzung der Titanlegierung Ti-6Al-4V ist in Tabelle 2-1 zusammengefasst. Wie die meisten Titanlegierungen wird auch der Werkstoff Ti-6Al-4V durch das vorteilhafte Verhältnis aus hoher Festigkeit sowie Bruchzähigkeit bei gleichzeitig geringer Dichte charakterisiert. Der hohe Anteil an Aluminium steigert die Kriechbeständigkeit der Titanlegierung [Koll18].

Tabelle 2-1: Chemische Zusammensetzung der Titanlegierung Ti-6Al-4V in Ma-% nach [DIN90a]

	Al	V	Fe	O	N	C	H	Ti
Minimum	5,50	3,50	-	-	-	-	-	Rest
Maximum	6,75	4,50	0,30	0,20	0,05	0,08	0,015	Rest

Weiterhin wirkt sich der Legierungszusatz positiv auf die Korrosionsbeständigkeit aus, da es an der Oberfläche zur Bildung der thermodynamisch stabilen α-Al_2O_3-Phase kommt [Gule09]. Aufgrund seiner Löslichkeit im α-Mischkristall bewirkt das zulegierte Vanadium eine Festigkeitssteigerung der α-, wie auch der β-Phase [Freu20]. Charakteristische Eigenschaften der Titanlegierung Ti-6Al-4V sind in Tabelle 2-2 zusammengefasst.

Tabelle 2-2: Eigenschaftsprofil der Titanlegierung Ti-6Al-4V nach [Boye95, Roos15, Stei12]

Physikalische Eigenschaften von Ti-6Al-4V	
Dichte	$4{,}42\,\mathrm{g/cm^3}$
Schmelztemperatur	1.650 - 1.661 °C ± 15 °C
β-Transustemperatur	995 °C ± 15 °C
Wärmeleitfähigkeit	$7\,\mathrm{W/(m \cdot K)}$
Linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient (0 - 650 °C)	$9{,}7 \cdot 10^{-6}/\mathrm{K}$
Mechanische Eigenschaften von Ti-6Al-4V	
Elastizitätsmodul	110 - 140 GPa
Zugfestigkeit	900 - 1.200 MPa
0,2-Dehngrenze	800 - 1.100 MPa
Bruchdehnung	13 -16 %

Neben der chemischen Zusammensetzung werden die Eigenschaften von Titanlegierungen stark von der Anordnung bzw. der Morphologie der vorliegenden Phasen beeinflusst. Im Fall von Ti-6Al-4V wird zwischen der Ausprägung einer lamellaren, globularen oder bimodalen Mikrostruktur unterschieden. Repräsentative Schliffbilder sind in Abbildung 2-4 dargestellt. Die

Entstehung der Mikrostruktur kann dabei gezielt über die Variation des thermo-mechanischen Herstellungsprozesses beeinflusst werden. Neben der β-Transustemperatur und der Ausgangsstruktur sind vor allem die angewendeten Dehnraten und Abkühlgeschwindigkeiten wichtige Kennwerte für die resultierende Mikrostruktur [Ding02, Stei12].

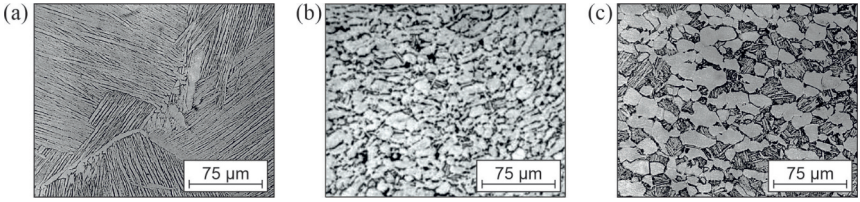


Abbildung 2-4: Lamellare (a), globulare (b) und bimodale (c) Mikrostrukturen der Titanlegierung Ti-6Al-4V nach [Nall02, Smol13]

Lamellare Gefüge resultieren aus einer Wärmebehandlung oberhalb der β-Transustemperatur. Wird diese beim Abkühlen unterschritten, bilden sich α-Lamellen an den β-Korngrenzen, die radial in das Korn wachsen. Dabei wird die Lamellenbreite mit zunehmender Abkühlgeschwindigkeit verkleinert [Kehr16]. Weiterhin wird mit zunehmender Abkühlgeschwindigkeit die Bildung sogenannter α-Widmanstätten-Strukturen beobachtet, die für Ti-6Al-4V zu einem erhöhten Widerstand gegenüber Ermüdungsrisswachstum beitragen [Pete02, Shad04]. Durch eine Verfeinerung dieser Strukturen beobachteten GIL et al. [Gil01] eine Zunahme der Zugfestigkeit sowie eine Abnahme der Duktilität des Werkstoffs.

Die Ausbildung eines globularen Gefüges erfolgt durch eine Umformung mit anschließender Rekristallisation des Werkstoffs unterhalb der β-Transustemperatur [Freu20]. Bei hinreichend geringer Abkühlgeschwindigkeit kommt es zum Wachstum von α-Körnern, zwischen denen sich die β-Phase ansiedelt. Die mechanischen Eigenschaften des Gefüges werden primär durch die Größe der α-Körner bestimmt [Benm19, Stei12]. So kommt es mit abnehmender Korngröße zu einer Festigkeitssteigerung, die von LI et al. [Li15] durch die Hall-Petch-Beziehung begründet wurde. Ergebnisse von CHONG et al. [Chon17] zeigen, dass mit abnehmender α-Korngröße die Zugfestigkeit des Ti-6Al-4V erhöht wird. Dabei wurde kein signifikanter Einfluss auf die Duktilität des Werkstoffs beobachtet.

Die bimodale Gefügestruktur setzt sich aus α-Körnern zusammen, die in eine lamellare Matrix aus α+β-Körnern eingebettet sind. Analog zu den globularen Gefügen kommt es mit sinkender α-Korngröße zur Festigkeitssteigerung ohne Verlust an Duktilität [Chon17]. Bei einem Vergleich von lamellaren und bimodalen Gefügen konnten NALLA et al. [Nall02] eine höhere Duktilität für die bimodale Gefügestruktur nachweisen, wohingegen lamellare Gefüge höhere Zugfestigkeiten und Dehngrenzen zeigten.

2.2 Grundlagen des Fräsens

Fertigungsverfahren werden nach der DIN 8580 [DIN03a] in sechs Hauptgruppen unterteilt. Hiernach zählt das Fräsen zur Hauptgruppe der trennenden Fertigungsverfahren, die aufgrund der

Verbreitung additiver Fertigungsverfahren auch zunehmend als subtraktive Fertigungsverfahren bezeichnet werden [Ilg19, Newm15]. Durch eine Überlagerung der Vorschubbewegung und der rotatorischen Schnittbewegung des meist mehrzahnigen Werkzeugs beschreiben dessen Schneiden während des Fräsens eine trochoide Bahn. Die Vorschubbewegung kann dabei senkrecht oder auch schräg zur Drehachse des Werkzeugs verlaufen. Da sich die Lage der Schneiden zum Werkstück jederzeit bestimmen lässt und darüber hinaus die Schneidenanzahl sowie die Schneidengeometrie bekannt sind, zählt das Fräsen zu den trennenden Fertigungsverfahren mit geometrisch bestimmter Schneide [DIN03b]. Beim Fräsen befinden sich die Schneiden nicht ständig im Eingriff, sodass es bei jeder Werkzeugumdrehung zu einer Schnittunterbrechung kommt [Kloc18]. In der DIN 8589-3 [DIN03c] wird zwischen dem Umfangsfräsen, dem Stirnfräsen und dem Stirn-Umfangsfräsen differenziert. Beim Umfangsfräsen wird die Werkstückoberfläche mit den am Umfang des Werkzeugs liegenden Hauptschneiden erzeugt. Dahingegen wird die Werkstückoberfläche beim Stirnfräsen mit den Nebenschneiden an der Stirnseite des Werkzeugs hergestellt. Beim Stirn-Umfangsfräsen findet eine gleichzeitige Bearbeitung des Werkstücks durch die Haupt- und Nebenschneiden des Werkzeugs statt. Die Unterteilung der Fräsverfahren ist schematisch in Abbildung 2-5 dargestellt. Die Beschreibungen der Hauptschneiden S_1 und der Nebenschneiden S_2 sind in DIN 6580 [DIN85a] definiert. Haupt- und Nebenschneide werden durch den Eckenradius r_ε miteinander verbunden [Degn19, Kloc18].

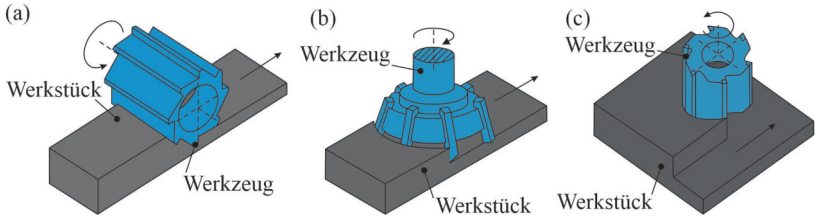
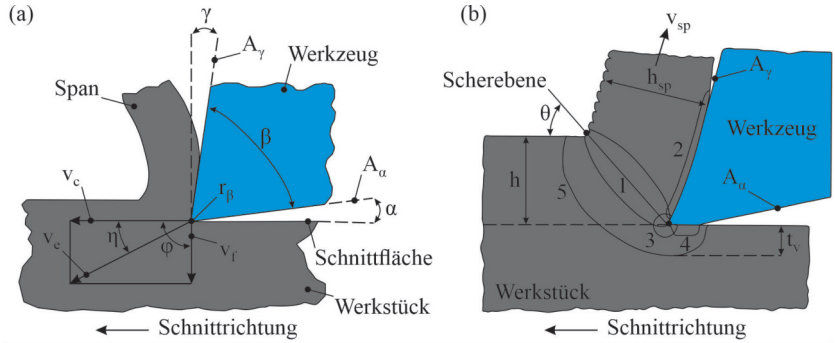


Abbildung 2-5: Unterteilung der Fräsverfahren ins Umfangsfräsen (a), Stirnfräsen (b) und Stirn-Umfangsfräsen (c) nach [DIN03a, Frit18]

2.2.1 Spanbildung

Während des Spanvorgangs erfolgt eine lokale Aufhebung des Materialzusammenhalts mit dem Ziel, eine Änderung der Werkstückform und der Werkstückoberfläche zu realisieren [DIN03a, Kloc18]. Dabei dringt der Schneidteil des Werkzeugs in das Werkstück ein, wodurch dieses elastisch und plastisch verformt wird. Wird die maximal zulässige Schubspannung (Fließgrenze) des Werkstoffs überschritten, beginnt dieser zu fließen und der verformte Werkstoff bildet sich zu einem Span aus [Kloc18, Pauc08]. In diesem Zusammenhang bezeichnet der Begriff der Zerspanbarkeit nach KLOCKE [Kloc18] die Eigenschaft eines Werkstoffs sich unter gegebenen Randbedingungen spanend bearbeiten zu lassen. Die Spanbildung wird durch die Schneidengeometrie vorgegeben, deren Grundform im Fall geometrisch bestimmter Schneiden einem Keil entspricht [Degn19, Kloc18]. Die zur Beschreibung des Schneidkeils benötigten Begriffe und Bezeichnungen sind in der DIN 6581 [DIN85b] festgelegt.

Der idealisierte Schneidkeil, der in Abbildung 2-6 (a) schematisch dargestellt ist, wird aus der Spanfläche A_γ und der Freifläche A_α gebildet, zwischen denen der Keilwinkel β aufgespannt ist. Die Spanfläche A_γ der Schneide beschreibt die Fläche, an der der Span abgleitet. Dahingegen ist die Freifläche A_α des Schneidkeils der neu entstehenden Werkstückoberfläche bzw. der Schnittfläche zugekehrt [Kloc18]. Der idealisierte Schneidkeil setzt eine idealscharfe Schneidkante voraus, sodass sich Span- und Freifläche lediglich in der Strecke der (Haupt-)Schneide S_1 treffen. Hieraus ergibt sich die Modellvorstellung des ausgewählten Schneidenpunkts, in dem die ansonsten räumlichen Geschwindigkeitsfelder durch Vektoren vereinfacht zusammengefasst werden können. Über Vektoraddition ergibt sich so aus der Schnittgeschwindigkeit v_c in Schnittrichtung und der Vorschubgeschwindigkeit v_f in Vorschubrichtung die Wirkgeschwindigkeit v_e. Um die eindeutige Lage der Vektoren zu bestimmen, werden der Wirkrichtungswinkel η sowie der Vorschubrichtungswinkel φ definiert. Diese werden zwischen der Schnittrichtung und der Wirk- bzw. der Vorschubrichtung aufgespannt [Diet16, Kloc18]. Die Anwendung eines idealscharfen Werkzeugs ist in der Praxis jedoch nicht realisierbar, weswegen eine Verrundung der Schneidkante berücksichtigt werden muss. Diese Schneidkantenverrundung wird über den Schneidkantenradius r_β beschrieben, der aus dem verrundeten Übergang zwischen Span– und Freifläche resultiert [Degn19, Kloc18].



v_c: Schnittgeschwindigkeit	α: Freiwinkel	h: Spanungsdicke
v_e: Wirkgeschwindigkeit	β: Keilwinkel	h_{sp}: Spandicke
v_f: Vorschubgeschwindigkeit	γ: Spanwinkel	1: primäre Scherzone
v_{sp}: Spangeschwindigkeit	η: Wirkrichtungswinkel	2: sekundäre Scherzone an der Spanfläche
r_β: Schneidkantenradius	θ: Scherwinkel	3: sekundäre Scherzonne an der Stau- und Trennzone
A_α: Freifläche	φ: Vorschubrichtungswinkel	4: sekundäre Scherzone an der Freifläche
A_γ: Spanfläche	t_v: Verformungstiefe	5: Verformungsvorlaufzone

Abbildung 2-6: Schematische Darstellung des idealisierten Schneidkeils (a) nach [Kloc18] und des Spanbildungsvorgangs (b) nach [Kloc18, Warn74]

Damit es zu einer Spanbildung kommt, muss die Spanungsdicke h die Mindestspanungsdicke h_{min} überschreiten, sodass eine Mindestschnitttiefe erreicht wird [Kloc18]. Wird die Mindestspanungsdicke h_{min} unterschritten, kommt es zu sogenannten Ploughing-Effekten [Albr60], wobei der Werkstoff unter Quetsch- und Reibvorgängen an der Freifläche der Schneide abgleitet, ohne dass eine Trennung stattfindet. Neben dem zu zerspanenden Werkstoff wird die Mindestspanungsdicke von der Schneidkantenverrundung des Werkzeugs beeinflusst [Kloc18, Vogl04].

In Abbildung 2-6 (b) ist der Spanbildungsvorgang schematisch dargestellt. Hierbei handelt es sich um eine kontinuierliche plastische Verformung, die sich nach WARNECKE [Warn74] in fünf Verformungszonen unterteilen lässt. In der primären Scherzone (1) findet der überwiegende Anteil der plastischen Deformation in Form von Scherung statt [Zang12]. Aus dieser Scherbewegung resultiert eine Spanstauchung. Diese wird durch das Spanhöhenverhältnis G_{sp} ausgedrückt, das nach Gleichung 2-3 aus dem Verhältnis zwischen der Spanungsdicke h und der Spandicke h_{sp} hervorgeht [Leop00, Zhao18].

$$G_{sp} = \frac{h - h_{sp}}{h} \tag{2-3}$$

Die plastischen Deformationen äußern sich ebenfalls durch eine signifikante Gefügebeeinflussung im Span [Köni67]. In den sekundären Scherzonen innerhalb der Randbereiche der Span- (2) und Schnittfläche (4) kommt es aufgrund hoher Reibung zu weiteren Verformungen. Unmittelbar vor der Schneidkante befindet sich die Trennzone (3), in der die Trennung des Werkstoffs erfolgt. In Abhängigkeit der Prozessauslegung kann es in diesem Bereich zur Bildung von Aufbauschneiden kommen [Kloc18, Zang12]. Dabei handelt es sich um Verklebungen des zerspanten Werkstoffs auf dem Werkzeug, die als hochverfestigte Schicht die Funktion der Werkzeugschneide übernehmen. Innerhalb der Verformungsvorlaufzone (5) kommt es noch zu geringen plastischen Verformungen innerhalb des Werkstücks. Aufgrund der plastischen Verformung in der Verformungsvorlaufzone sowie der sekundären Scherzone an der Freifläche, kann es zu einer Beeinflussung der Werkstückrandschicht kommen. Die Verformungstiefe t_v gibt dabei an, bis zu welcher Tiefe eine Randschichtbeeinflussung infolge plastischer Deformation vorzufinden ist [Denk11, Warn74].

In Abhängigkeit vom Werkstoff und von den Prozessparametern können bei der Zerspanung unterschiedliche Spanformen auftreten, die in Abbildung 2-7 schematisch dargestellt sind. Hierbei wird zwischen der Entstehung von Fließspänen, Lamellenspänen und Reißspänen unterschieden [Zang12].

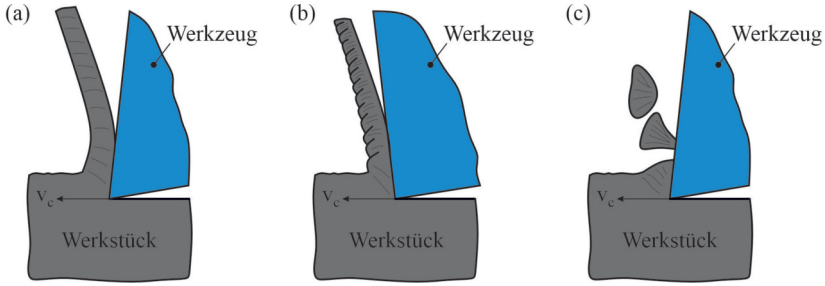


Abbildung 2-7: Entstehung von Fließspänen (a), Lamellenspänen (b) und Reißspänen (c) nach [Denk11]

Fließspäne werden durch einen kontinuierlichen Spanfluss sowie eine konstante Spandicke charakterisiert. Typischerweise entstehen Fließspäne bei der Zerspanung duktiler Werkstoffe mit

gleichmäßigem Gefüge bei geringer Spanungsdicke, einem positiven Spanwinkel und moderaten Schnittgeschwindigkeiten [Kloc18, Zang12]. Reißspäne entstehen meist bei der Zerspanung von spröden oder sehr inhomogenen Werkstoffen. Weiterhin fördert ein negativer Spanwinkel die Entstehung von Reißspänen. Bei der Reißspanbildung brechen die Späne in regelmäßigen Abständen und der Werkstoff wird nahezu unverformt von der Oberfläche abgerissen, was zu einer Beschädigung der Werkstückoberfläche in Form von Ausbrüchen führen kann [Denk11, Kloc18].

Bei der Lamellenspanbildung, kommt es zu einer Segmentierung des Spans infolge periodischer Formänderungsschwankungen. Mit steigendem Segmentierungsgrad findet ein Übergang von Lamellen- zu den sogenannten Segmentspänen statt, der durch niedrigere Schnittgeschwindigkeiten oder höhere Spanungsdicken begünstigt wird [Denk11]. Bei der Zerspanung der hier betrachteten Titanlegierung Ti-6Al-4V wird überwiegend die Ausbildung von Lamellenspänen beobachtet, weswegen auf die Mechanismen zur Lamellenspanbildung näher eingegangen wird [Cott08, Gent01, Zhao18].

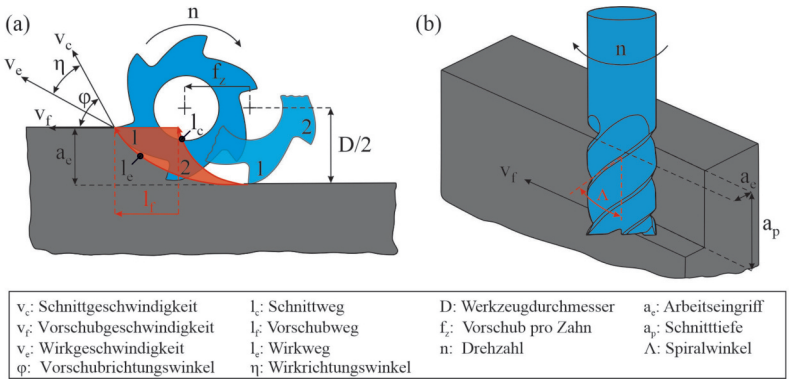
Die Lamellenspanbildung wird auf die zwei physikalischen Prozesse der thermoplastischen Scherung [Koma82] und der periodischen Rissbildung [Naka88, Shaw05] zurückgeführt. In beiden Fällen wird die Spanbildung in zwei unterschiedliche Phasen unterteilt. Zunächst kommt es durch das Eindringen des Schneidkeils zu einer Aufstauung des Materials infolge der plastischen Verformung [Bäke04]. Nach der Theorie der thermoplastischen Scherung resultiert daraus eine thermische Entfestigung des Materials aufgrund der hohen Temperaturen innerhalb der primären Scherzone. Durch die Entfestigung kommt es zur Abnahme der Reaktionskräfte und damit zur Bildung eines Scherbands. Die Theorie der periodischen Rissbildung geht davon aus, dass die Materialaufstauung durch die Schneide die Topografie an der Werkstückoberfläche dahingehend beeinflusst, dass eine Rissinitiierung begünstigt wird. Die diskontinuierliche Rissausbreitung verläuft dabei entlang der Scherebene und führt so zur Abnahme der Festigkeit. In der zweiten Phase schert das Spansegment entlang des entstandenen Scherbands bzw. der entstandenen Rissfläche ab, bis der nächste Zyklus einsetzt. In Abhängigkeit vom Belastungszustand können bei der Spanbildung beide Mechanismen gleichzeitig oder getrennt voneinander auftreten [Gent01, Shaw05, Zang12]. Bei der Zerspanung von Ti-6Al-4V stellten GENTE et al. [Gent01] fest, dass sich die gebildeten Spansegmente am Scherwinkel θ (vgl. Abbildung 2-6 (b)) orientieren, der mit steigender Schnittgeschwindigkeit zunimmt. Ergebnisse von BARRY et al. [Barr01] zeigen, dass die Mechanismen der thermoplastischen Scherung erst mit Erreichen einer bestimmten Schnittgeschwindigkeit auftreten. Ein Anstieg der Segmentierungsfrequenz f_s, die sich nach Gleichung 2-4 aus dem Quotienten der Schnittgeschwindigkeit v_c und dem Scherbandabstand d_s berechnet, beobachteten COTTERELL et al. [Cott08] bei zunehmender Schnittgeschwindigkeit sowie bei abnehmendem Vorschub. Weiterhin konnten ZHAO et al. [Zhao18] mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit eine Vergrößerung des Spanhöhenverhältnisses G_{sp} beobachten.

$$f_s = \frac{v_c}{d_s} \tag{2-4}$$

Mikrostrukturelle Untersuchungen von WANG et al. [Wang16] an Lamellenspänen aus Ti-6Al-4V zeigen eine Kornfeinung innerhalb der Scherzone. Diese nimmt mit steigender Schnittgeschwindigkeit zu, was die Autoren auf die dynamische Rekristallisation zurückführten. Aufgrund der feineren Kornstruktur wurde in den Scherbändern eine vergleichsweise höhere Härte detektiert.

2.2.2 Kinematik beim Fräsen

Die Schnittbewegung beim Fräsen resultiert aus einer Relativbewegung zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück, das als ruhend angenommen wird [DIN03c]. Der unmittelbare Spanungsvorgang entsteht durch die Wirkbewegung, die sich aus der Überlagerung der rotatorischen Schnittbewegung des Werkzeugs und der Vorschubbewegung zusammensetzt [Degn19, DIN03c]. Den jeweiligen Bewegungen können Wege zugeordnet werden, die in Abbildung 2-8 (a) schematisch dargestellt sind. Darin beschreibt der Vorschubweg l_f den Weg, der von der Schneide in Vorschubrichtung spanend zurückgelegt wird. Der auf eine Umdrehung des Werkzeugs bezogene Vorschubweg wird als Vorschub f bezeichnet. In Abhängigkeit der Zähnezahl z des Werkzeugs ergibt sich nach Gleichung 2-5 der Vorschub pro Zahn f_z [Böge17, Degn19].



v_c: Schnittgeschwindigkeit	l_c: Schnittweg	D: Werkzeugdurchmesser	a_e: Arbeitseingriff
v_f: Vorschubgeschwindigkeit	l_f: Vorschubweg	f_z: Vorschub pro Zahn	a_p: Schnitttiefe
v_e: Wirkgeschwindigkeit	l_e: Wirkweg	n: Drehzahl	Λ: Spiralwinkel
φ: Vorschubrichtungswinkel	η: Wirkrichtungswinkel		

Abbildung 2-8: Kinematik (a) und Eingriffsgrößen (b) beim Umfangsfräsen nach [Degn19, Wan17]

Mit bekannter Drehzahl n des Werkzeugs wird nach Gleichung 2-6 die Vorschubgeschwindigkeit v_f berechnet, die die momentane Geschwindigkeit der Schneide in Vorschubrichtung beschreibt. Die Schnittgeschwindigkeit v_c beschreibt die momentane Geschwindigkeit der Schnittbewegung. Über Gleichung 2-7 wird diese berechnet, sofern die Drehzahl n und der Werkzeugdurchmesser D bekannt sind [Böge17, Degn19]. Mit der Wirkgeschwindigkeit v_e wird die momentane Geschwindigkeit der Wirkbewegung beschrieben, die nach Gleichung 2-8 berechnet wird. Da das Verhältnis aus Vorschub- und Schnittgeschwindigkeit beim Fräsen vergleichsweise sehr gering ist, kann für die Wirkgeschwindigkeit die Näherung $v_e \approx v_c$ angenommen werden [Degn19].

$$f_z = \frac{f}{z} \tag{2-5}$$

$$v_f = n \cdot f_z \cdot z = n \cdot f \tag{2-6}$$

$$v_c = \pi \cdot n \cdot D \tag{2-7}$$

$$v_e = \frac{v_c \cdot \cos\varphi}{\sin(\varphi - \eta)} = \frac{v_f + v_c \cos\varphi}{\cos(\varphi - \eta)} \tag{2-8}$$

In Abbildung 2-8 (b) sind die Eingriffsgrößen während des Umfangsfräsens schematisch dargestellt. Darin beschreibt die Schnitttiefe a_p die Tiefe des Eingriffs der Hauptschneide parallel zur Mittelachse des Werkzeugs. Über den Arbeitseingriff a_e wird die Größe des Eingriffs senkrecht zur Mittelachse beschrieben. Beide Größen werden senkrecht zur Vorschubrichtung gemessen [Degn19]. Ebenfalls dargestellt in Abbildung 2-8 (b) ist der Spiralwinkel Λ, mit dem die Spiralsteigung der Spannuten entlang des Fräsers beschrieben werden. Mit Hilfe der Eingriffsgrößen wird nach Gleichung 2-9 das Zeitspanvolumen Q_w berechnet. Die Quantifizierung des zerspanten Volumens pro Zeiteinheit durch das Zeitspanvolumen wird häufig zur Bewertung der Produktivität herangezogen [Denk11, Pauc08].

$$Q_w = a_p \cdot a_e \cdot v_f = a_p \cdot a_e \cdot n \cdot f = a_p \cdot a_e \cdot n \cdot f_z \cdot z \tag{2-9}$$

Beim Umfangsfräsen trägt die Werkzeugschneide einen kommaförmigen Span vom Werkstück ab (vgl. Abbildung 2-8 (a)) [Pauc08]. Die Geometrie des abzutrennenden Werkstückmaterials wird über die Spanungsgrößen beschrieben. Aufgrund starker plastischer Deformationen kann die Geometrie des erzeugten Spans von den Spanungsgrößen abweichen. Der Spanungsquerschnitt A stellt den Querschnitt eines abzunehmenden Spans senkrecht zur Schnittrichtung dar. Gemäß Gleichung 2-10 berechnet sich der Spanungsquerschnitt A aus dem Produkt der Spanungsbreite b und der Spanungsdicke h [Degn19, Pauc08].

$$A = b \cdot h \tag{2-10}$$

Dabei ist die Spanungsbreite die Breite des Spanungsquerschnitts, die vereinfacht mit der Länge der aktiven Hauptschneide gleichgesetzt werden kann. Demnach entspricht die Spanungsbreite beim Umfangsfräsen der Schnitttiefe [Degn19, Pauc08]. Die Spanungsdicke entspricht der Dicke des Spanungsquerschnitts. Durch den unterbrochenen Schnitt beim Fräsen ist die Spanungsdicke und damit auch der Spanungsquerschnitt ungleichmäßig, was zu starken Schnittkraftschwankungen und schlagartigen Belastungen an der Werkzeugschneide führt [Pauc08]. Auch der Vorschubrichtungswinkel, der sich zwischen den Vektoren der Schnittgeschwindigkeit und der Vorschubgeschwindigkeit aufspannt, ändert sich fortlaufend während des Schneidvorgangs. Grund dafür ist die Drehung des Werkzeugs, die zu einer Richtungsänderung der Schnittgeschwindigkeit führt [Pauc08, Kloc18].

Beim Umfangsfräsen wird in Abhängigkeit der Vorschubrichtung und der Drehrichtung des Werkzeugs zwischen Gleichlauffräsen und Gegenlauffräsen unterschieden. In Abbildung 2-9 sind die Bewegungsabläufe bezogen auf das Werkzeug für das Gleich- (a) und das Gegenlauf-

fräsen (b) schematisch dargestellt. Beim Gleichlauffräsen beträgt der Vorschubrichtungswinkel am Schneidenaustritt $\varphi = 180°$, sodass die Vektoren der Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit in entgegengesetzte Richtungen zeigen. Im Gegensatz dazu gilt beim Gegenlauffräsen am Schneideneintritt $\varphi = 0°$. Wird im Gegenlauf gefräst, tritt die Schneide mit der Spanungsdicke $h = 0\,mm$ in das Werkstück ein. Durch das Unterschreiten der Mindestspanungsdicke kommt es zu Quetsch- und Reibvorgängen an der Werkstückoberfläche, woraus schlechtere Oberflächenqualitäten resultieren können. Dahingegen erfolgt der Schneideneintritt beim Gleichlauffräsen mit vollem Spanungsquerschnitt, der zum Schneidenaustritt bis auf $h = 0\,mm$ abfällt [Kloc18]. Auch die Spanbildung wird durch den Wechsel vom Gleich- zum Gegenlauffräsen beeinflusst. So wird beim Gegenlauffräsen aufgrund der veränderten Prozesskinematik typischerweise eine stärkere Spankrümmung beobachtet, was eine bessere Spanhandhabung begünstigt [Feco13]. Beim Fräsen von Ti-6Al-4V wurde von IQBAL et al. [Iqba20] eine Verschlechterung der Oberflächenqualität sowie eine Zunahme des Werkzeugverschleißes beim Wechsel vom Gleichlauf- zum Gegenlauffräsen beobachtet. Dies wurde von den Autoren auf die ausgeprägteren Quetsch- und Reibvorgänge zurückgeführt, die durch eine Erhöhung der auftretenden Prozesskräfte nachgewiesen wurden [Iqba20].

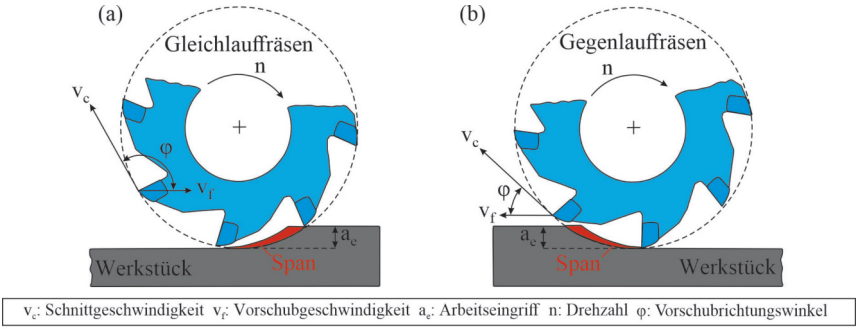


Abbildung 2-9: Vergleich von Gleichlauf (a) und Gegenlauf (b) beim Umfangsfräsen nach [Kloc18]

2.2.3 Mechanische und thermische Belastung

Bei der Zerspanung treten Reibkräfte und Widerstände durch die elastisch-plastischen Verformungen des Werkstücks auf, die vom Werkzeug durch das Aufbringen der Zerspankraft überwunden werden müssen [Merc45a, Merc45b]. Dabei ist die Zerspankraft F_{res} nach DIN 6584 [DIN82] die während der Zerspanung resultierende, auf das Werkstück wirkende, Gesamtkraft. Diese kann in ihre Zerspankraftkomponenten zerlegt werden, die in oder senkrecht zur Arbeitsebene liegen (vgl. Abbildung 2-10 (a)). Senkrecht zur Arbeitsebene wirkt die Passivkraft F_p. In Richtung der Passivkraft findet keine Arbeitsbewegung statt, sodass diese nicht an der Zerspanleistung beteiligt ist. Jedoch kann die Passivkraft eine relative Abdrängung zwischen Werkzeug und Werkstück bewirken, was zu Maß- und Formfehlern führen kann. Die Leistungen bei der Zerspanung resultieren aus der Aktivkraft F_a, die innerhalb der Arbeitsebene liegt [Degn19, Denk11, Pauc08].

Innerhalb der Arbeitsebene setzt sich die Aktivkraft aus der Schnittkraft F_c und der Vorschubkraft F_f zusammen (vgl. Abbildung 2-10 (b)). Dabei wirkt die Schnittkraft entgegen der Richtung der Schnittgeschwindigkeit auf das Werkzeug. Analog stellt die Vorschubkraft die Komponente der Aktivkraft dar, die entgegen der Vorschubgeschwindigkeit auf das Werkzeug wirkt. Die senkrecht hierzu wirkenden Kräfte werden als die Schnittnormalkraft F_{cN} bzw. die Vorschubnormalkraft F_{fN} bezeichnet. Aus diesen Zusammenhängen können die Zerspankraftkomponenten gemäß Gleichung 2-11 sowie Gleichung 2-12 berechnet werden [Degn19, Denk11].

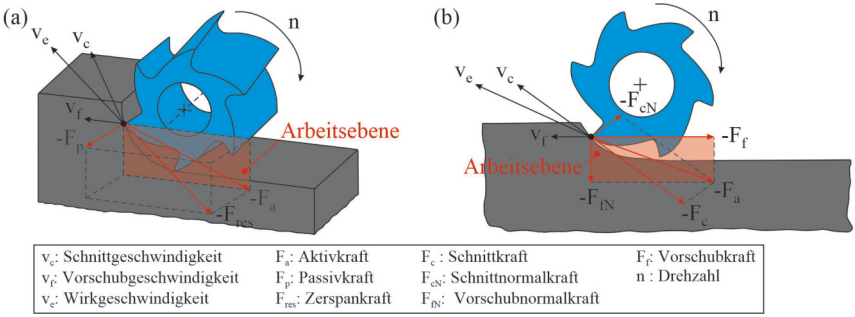


Abbildung 2-10: Komponenten der Zerspankraft (a) und der Aktivkraft (b) nach [DIN82]

$$F_{\mathrm{res}} = \sqrt{{F_{\mathrm{a}}}^2 + {F_{\mathrm{p}}}^2} \tag{2-11}$$

$$F_{\mathrm{a}} = \sqrt{{F_{\mathrm{c}}}^2 + {F_{\mathrm{cN}}}^2} = \sqrt{{F_{\mathrm{f}}}^2 + {F_{\mathrm{fN}}}^2} \tag{2-12}$$

Richtung und Betrag der Zerspankraft werden maßgeblich durch die eingesetzten Schnittparameter beeinflusst. In Abbildung 2-11 sind die Zerspankraftkomponenten, unterteilt in Schnittkraft, Vorschubkraft und Passivkraft, in Abhängigkeit von den Schnittparametern qualitativ dargestellt. Wird die Schnitttiefe oder der Vorschub erhöht, führt dies zu einer Zunahme aller Zerspankraftkomponenten. Grund hierfür ist die Vergrößerung des Spanungsquerschnitts, da pro Schnitt mehr Material verformt werden muss und demzufolge der Materialwiderstand ansteigt. Aufgrund höherer Temperaturen wird mit steigender Schnittgeschwindigkeit im Allgemeinen eine Abnahme der Kräfte beobachtet. In ihren Untersuchungen führten ARRAZOLA et al. [Arra09] sowie AYDIN & KÖKLÜ [Aydi22] dies bei der Zerspanung von Ti-6Al-4V auf die thermische Entfestigung des Werkstoffs und die Abnahme der Fließspannungen zurück. Die lokalen Extrempunkte bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten können auf die Bildung von Aufbauschneiden zurückgeführt werden [Kloc18].

Die zur Zerspanung aufgewendete Arbeit setzt sich nach DIN 6584 [DIN82] aus dem Produkt des zurückzulegenden Wegs und der in dessen Richtung wirkenden Zerspankraftkomponente zusammen. Da keine Arbeit in Richtung der Passivkraft verrichtet wird, ergibt sich die Wirkarbeit W_e nach Gleichung 2-13 aus der Summe der Schnittarbeit W_c und der Vorschubarbeit W_f. Analog hierzu wird gemäß Gleichung 2-14 die Wirkleistung berechnet, wobei sich die Leis-

tungen aus dem jeweiligen Produkt der Zerspankraft- und der Geschwindigkeitskomponenten zusammensetzen. Da der Vorschubweg bzw. die Vorschubgeschwindigkeit bei der Zerspanung vergleichsweise gering sind, wird die Wirkarbeit sowie die Wirkleistung häufig mit der Schnittarbeit und respektive der Schnittleistung P_c gleichgesetzt [Denk11, Kloc18].

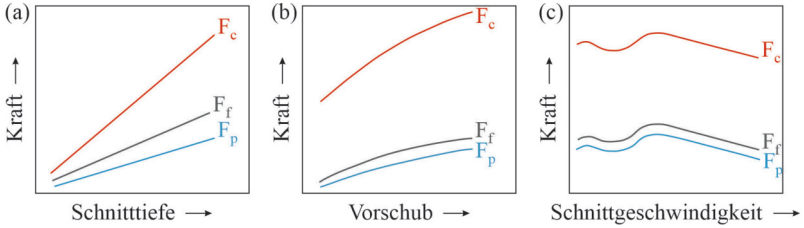


Abbildung 2-11: Qualitativer Einfluss der Schnitttiefe (a), des Vorschubs (b) und der Schnittgeschwindigkeit (c) auf die Zerspankraftkomponenten nach [Kloc18]

$$W_e = W_c + W_f = F_c \cdot l_c + F_f \cdot l_f \tag{2-13}$$

$$P_e = P_c + P_f = F_c \cdot v_c + F_f \cdot v_f \tag{2-14}$$

Die während der Zerspanung aufgebrachte Wirkarbeit wird nach VIEREGGE [Vier53, Vier70] unterteilt in die Scherarbeit, Trennarbeit sowie Reibungsarbeit infolge von Reibung an der Span- bzw. der Freifläche. Dabei wird nach TAYLOR [Tayl34] der Großteil der in der Kontaktzone aufgebrachten Wirkarbeit in Wärme umgewandelt. Die Umwandlung in Wärmeenergie erfolgt aufgrund von Reibung sowie Materialverformung. Daher können die Wärmeentstehungszonen mit den Verformungszonen nach WARNECKE [Warn74] gleichgesetzt werden (vgl. Abbildung 2-6 (b)). Innerhalb der primären Scherzone wird demzufolge die Scherarbeit nahezu adiabatisch in Wärme umgewandelt. Die in den sekundären Scherzonen entstehende Wärme ist auf die Reibung zwischen Werkstoff und der Span- bzw. der Freifläche zurückzuführen [Abuk06, Huan03, Kloc18].

Die während der Zerspanung entstehenden Wärmemengen werden über Konvektion, Wärmeleitung und Strahlung aus der Schnittzone abgeführt. Hieraus resultieren Wärmeströme innerhalb des Werkzeugs, des Werkstücks und des Spans die schematisch in Abbildung 2-12 (a) dargestellt sind. Im Fall einer trockenen Zerspanung ist der Wärmestrom an die Umgebung $\dot{Q}_{Luft}$ vernachlässigbar gering. In Abbildung 2-12 (b) ist der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Temperatur in der Schnittzone für die Titanlegierung Ti-6Al-4V dargestellt. Weiterhin sind die Temperaturverläufe für einen repräsentativen Edelstahl (X5CrNi18-10) sowie Automatenstahl (11SMn30) ergänzt. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit kommt es zu einem Anstieg der Temperatur im Werkzeug und der Werkstückrandzone aufgrund der höheren mechanischen Leistung (vgl. Gleichung 2-14) [Kloc18, Shaw05].

Neben den gewählten Schnittparametern ist die Wärmeverteilung bzw. die Temperatur in der Schnittzone auch von den Werkstoffeigenschaften des zu zerspanenden Materials abhängig. In

Gleichung 2-15 wird dieser Zusammenhang zwischen der Werkzeugtemperatur, den Schnittparametern und den materialspezifischen Eigenschaften des Werkstoffs beschrieben. Darin beschreibt u die Energiedichte, λ die Wärmeleitfähigkeit, ρ die Dichte und C die spezifische Wärmekapazität des Werkstoffs [Shaw05].

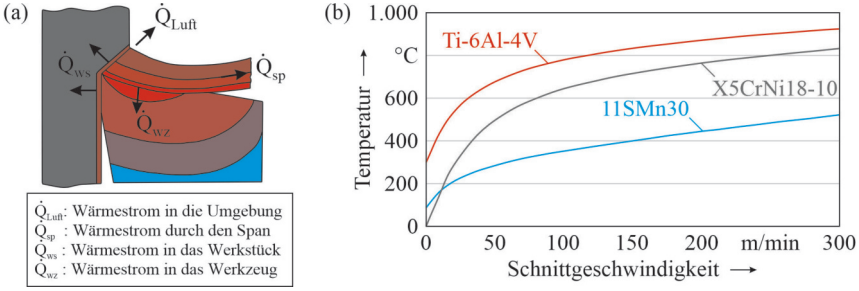


Abbildung 2-12: Wärmeverteilung bei der Zerspanung (a) nach [Kloc18, Kron54] und Temperatur in der Schnittzone in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit (b) nach [Gros21, Shaw05]

$$T_{wz} \sim u \cdot \sqrt{\frac{v_c \cdot h}{\lambda \cdot \rho \cdot C}} \tag{2-15}$$

Verglichen mit niedriglegierten, austenitischen Stählen ($\lambda \approx 45\,\mathrm{W/(m \cdot K)}$ [Step19]), aber auch hochlegierten Stahlsorten ($\lambda \approx 16\,\mathrm{W/(m \cdot K)}$ [Ilsc16]) besitzt die Titanlegierung Ti-6Al-4V eine sehr geringe Wärmeleitfähigkeit ($\lambda \approx 7\,\mathrm{W/(m \cdot K)}$ [Lütj07]). Anders als bei der Zerspanung von Stahl wird folglich ein deutlich geringerer Teil der Wärmemenge über die entstehenden Späne abgetragen. Nach KRONENBERG [Kron54] beträgt dieser bei der trockenen Stahlzerspanung circa 75 %. Dahingegen wird bei der Zerspanung von Titan der Wärmeeintrag ins Werkzeug von EZUGWU et al. [Ezug97, Ezug17] auf 80 % beziffert. Folglich resultieren hieraus hohe Temperaturen (T > 1.200 °C) und demzufolge hohe thermische Belastungen am Werkzeug [Koma82, Töns05].

Ein weiterer Grund für die hohe thermische Belastung bei der Titanzerspanung begründen ABELE et al. [Abel17] mit dem geringen Elastizitätsmodul der Titanlegierung. Dieses sorgt beim Aufbringen der Zerspankraft für eine hohe elastische Verformung des Werkstoffs und einem anschließenden Zurückfedern, was zu einer verstärkten Reibung und demzufolge zu verstärkter Wärmeentwicklung zwischen dem Werkstoff und der Freifläche des Werkzeugs führt [Abel17].

Eine gezielte Steuerung des thermo-mechanischen Belastungskollektivs während der Zerspanung ist von hoher Bedeutung, da die auftretenden Kräfte und Temperaturen einen signifikanten Einfluss auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen haben. Hierzu zählt neben dem Werkzeugverschleiß [Sun14, Wang18] auch der Einfluss der wirkenden Kräfte und vorliegenden Temperaturen auf die Werkstückrandzone und die damit verbundenen mechanischen und metallurgischen Eigenschaften [Brin18, Jawa11]. Grundlage zur Beeinflussung des thermo-mechanischen Belastungskollektivs ist dabei dessen messtechnische Erfassung.

Die während der Zerspanung auftretenden Prozesskräfte können mittels piezoelektrischer Kraftaufnehmer erfasst werden, in denen piezoelektrische Materialien wie bspw. Quarz (SiO_2) verbaut sind. Wird auf diese eine mechanische Last aufgebracht, kommt es zu einer elastischen Verformung und damit, aufgrund des piezoelektrischen Effekts, zur Entstehung eines elektrischen Dipols. Hieraus resultieren positive bzw. negative elektrische Ladungen, die proportional zur Dehnung und damit zur mechanischen Last sind. Folglich lassen sich die Prozesskräfte durch die Messung der elektrischen Ladung mittels Kalibrierung bestimmen [Denk11].

Basierend auf der Art der Wärmeübertragung, wird die Temperaturmessung in berührungslose (Wärmestrahlung) und berührende (Wärmeleitung) Messverfahren unterteilt. Die Anwendung von Thermoelementen zählt zu den berührenden Temperaturmessverfahren, die in der experimentellen Erforschung von Zerspanvorgängen weit verbreitet sind. Das Thermoelement setzt sich aus einer Messstelle, an der die Temperatur bestimmt werden soll, und einer Referenzstelle zusammen. An der Messstelle laufen die Drahtenden zweier Materialien (bspw. NiCr-Ni) zusammen. Kommt es an dieser Stelle zu einer Temperaturänderung wird aufgrund des SEEBECK-Effekts [Seeb25] eine elektrische Spannung erzeugt, die an der Referenzstelle gemessen werden kann. Die Kalibrierung erfolgt dabei in Abhängigkeit der verwendeten Materialpaarung der Drähte an der Messstelle [Bern04, Denk11].

2.2.4 Schneidstoffe und Werkzeugeigenschaften

Einen wesentlichen Einfluss auf den Werkzeugverschleiß nimmt die Wahl des geeigneten Schneidstoffs. Als Schneidstoffe kommen die nach DIN EN ISO 4957 [DIN18a] genormten Werkzeugstähle zum Einsatz sowie die in DIN ISO 513 [DIN14] spezifizierten harten Schneidstoffe, zu denen Hartmetalle, Schneidkeramiken und hochharte Schneidstoffe aus Diamant oder Bornitrid zählen. Als Grundvoraussetzung für die Zerspanung muss der Schneidstoff härter als der zu zerspanende Werkstoff sein. Aufgrund des komplexen Belastungskollektivs bei der Zerspanung folgen weitere Anforderungen an den Schneidstoff. Hierzu zählen unter anderem eine ausreichende Kantenfestigkeit und Duktilität, eine hohe Warmfestigkeit sowie Oxidations- und Abrasionsbeständigkeit und eine geringe Diffusions- bzw. Adhäsionsneigung. Dieses Anforderungsprofil eines idealen Schneidstoffs ist in der Realität jedoch nicht abbildbar, da es zu Konflikten aufgrund physikalischer Gegensätze kommt. So folgt bspw. aus einer Zunahme der Duktilität bei den meisten Werkstoffsystemen eine Abnahme der Härte. Folglich muss die Auswahl des Schneidstoffs auf den Zerspanprozess, den zu zerspanenden Werkstoff und auf das zu erwartende Belastungskollektiv angepasst sein [Denk11, Diet16, Kloc18].

Wegen der geringen Wärmeleitfähigkeit von Ti-6Al-4V kommt es bei der Zerspanung zu hohen thermischen Belastungen am Werkzeug. Daher sollte der verwendete Schneidstoff eine hohe Warmhärte sowie eine hinreichende Wärmeleitfähigkeit zur Reduktion auftretender Temperaturgradienten aufweisen. Durch die ausgeprägte Reaktivität der Titanlegierung wird eine hohe chemische Beständigkeit vorausgesetzt. Weiter muss der Schneidstoff eine ausreichende Zähigkeit aufweisen, da die Zerspanung aufgrund der Lamellenspanbildung und des geringen Elastizitätsmoduls der Titanlegierung äußerst schwingungsanfällig ist [Ezug97, Feng16].

Durch die hohe Reaktivität in Verbindung mit Titan, gelten die meisten Schneidkeramiken sowie Bornitrid als ungeeignete Schneidstoffe [Hart82]. Dahingegen haben sich Schneidstoffe aus Diamant [Amin07, Silv13] und insbesondere Hartmetalle [Amin07, Ezug97, Sadi17] für die Zerspanung von Titanlegierungen bewährt. Bei einem Hartmetall handelt es sich um einen Verbundwerkstoff aus einer Hartstoffphase, die in eine weichere metallische Bindephase eingebettet wird. Aufgrund einer hohen Verschleißfestigkeit wird Monowolframkarbid (WC) häufig als Hartstoffphase eingesetzt. Als Bindephase wird Kobalt (Co) verwendet, da WC in Kobalt gut löslich ist, wodurch sich hohe innere Bindungs-, sowie Kantenfestigkeiten realisieren lassen [Kloc18, Sche88]. Typischerweise liegt der Anteil der Bindephase zwischen 5 % und 30 %, wodurch das Verschleißverhalten des Hartmetalls unmittelbar beeinflusst wird. So nimmt die Bruchzähigkeit mit zunehmendem Co-Gehalt zu, wohingegen die Härte und Druckfestigkeit abnimmt. Unbeschichtetes Hartmetall wird in der DIN ISO 513 [DIN14] anhand der WC-Korngrößen durch die Kennung HW (Korngröße $\geq$ 1 µm) und HF (Korngröße $<$ 1 µm) unterteilt. Im Rahmen dieser für die Zerspanung relevanten Größenordnung zeigt sich - bei konstantem Anteil an Bindephase - sowohl eine Zunahme hinsichtlich der Härte als auch der Biegefestigkeit mit sinkender WC-Korngröße. Grund hierfür ist die höhere Anzahl an Scherebenen im feinkörnigen Gefüge, was eine Entstehung von Versetzungen begünstigt. Darüber hinaus wird die Übergangstemperatur vom spröden zum duktilen Werkstoffverhalten herabgesetzt [Ilsc16, Kloc18].

Zur Steigerung der Leistungsfähigkeit werden Hartmetallwerkzeuge häufig zusätzlich beschichtet. Beschichtete Hartmetalle werden nach DIN ISO 513 [DIN14] mit der Kennung HC versehen. Bei der Fräsbearbeitung weisen circa 60 % der eingesetzten Hartmetalle eine Beschichtung durch eine hochverschleißfeste Hartstoffschicht auf [Kloc18]. Die Hartstoffschicht besteht dabei typischerweise aus Karbiden (bspw. TiC), Nitriden (bspw. TiAlN) oder Oxiden (bspw. Al_2O_3), die als Einzelschicht oder als Bestandteil eines Mehrschichtsystems aufgebracht werden. Die Beschichtung erfolgt mittels physikalischer (PVD - Physical Vapour Deposition) oder chemischer (CVD - Chemical Vapour Deposition) Abscheidung aus der Dampfphase [Bouz12, Kloc18]. Ziel der aufgebrachten Hartstoffschicht ist es, den Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstoff zu unterbinden und damit den Werkzeugverschleiß zu reduzieren. Dabei wird vorausgesetzt, dass der Beschichtungsprozess weder die innere Bindefestigkeit, noch die Zähigkeit des Hartmetalls beeinträchtigt [Köni92]. Die verwendeten Hartstoffschichten besitzen i.d.R. eine geringe Wärmeleitfähigkeit, um die thermische Belastung am Werkzeug zu reduzieren. Eine Reduktion der thermischen Belastung kann auch über eine Erhöhung der Schichtdicke realisiert werden. Aufgrund dieser thermischen Barriere kann es jedoch zu einem Wärmestau und demzufolge zu höheren Temperaturen in der Kontaktzone kommen [Bebl17, Oute10].

Beim Fräsen von Ti-6Al-4V wurden in vergangenen Studien unterschiedliche Ergebnisse hinsichtlich der Prozessverbesserung durch den Einsatz beschichteter Hartmetallwerkzeuge beobachtet. So beobachteten HOU et al. [Hou14] während des trockenen Fräsens mit TiN/TiAlN beschichteten Werkzeugen eine Reduzierung des Werkzeugverschleißes im Vergleich zum unbeschichteten Hartmetallfräser. Mit Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit kommt es jedoch zu

einem ausgeprägteren Verschleiß bei den beschichteten Werkzeugen. Die Autoren begründeten diese Beobachtung durch die höheren Temperaturen in der Kontaktzone, aufgrund der niedrigen Wärmeleitung der Beschichtung. Als Resultat wurden Kammrisse, ausgeprägtere Adhäsionsvorgänge und eine Delamination der Beschichtung beobachtet. Beim Stirnfräsen von Ti-6Al-4V beobachteten SADIK et al. [Sadi17] keinen signifikanten Unterschied zwischen beschichteten und unbeschichteten Werkzeugen in Bezug auf den Werkzeugverschleiß. Dahingegen zeigen die Ergebnisse von POLINI & TURCHETTA [Poli14] sowie die von MORENO TÉLLEZ et al. [More13] eine Verbesserung der Oberflächenqualität und eine Verlängerung der Werkzeugstandzeit unter Verwendung TiAlN-beschichteter Hartmetallfräser.

Neben der Wahl geeigneter Schneidstoffe und Beschichtungen wird die Leistung des Werkzeugs durch die (Mikro)-Geometrie der Schneidkanten bestimmt. Diese wird durch den Übergang zwischen der Span- und Freifläche beschrieben. Unpräparierte, sogenannte schleifscharfe Schneidkanten, besitzen eine gute Schneidfähigkeit. Aufgrund von Mikrodefekten und Graten weisen sie jedoch eine hohe Schartigkeit und Kanteninstabilität auf. Häufige Folge sind Schneidkantenausbrüche und ein damit verbundenes vorzeitiges Standzeitende (vgl. Abbildung 2-13 (a)) [Kloc18]. Die Schneidkantenpräparation ist folglich zentraler Bestandteil der Werkzeugherstellung. Neben typischen Präparationsverfahren wie Bürsten [Bouz14] und Strahlen [Kött06] kommen auch die Schleif- [Auri16] oder Laserbearbeitung [Auri11] zum Einsatz.

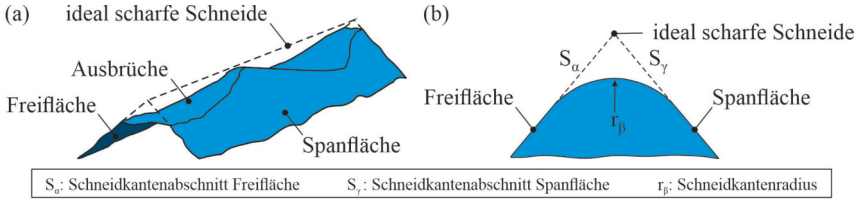


Abbildung 2-13: Schneidkantenausbrüche an der schleifscharfen Schneidkante (a) nach [Denk14] und Beschreibung der Schneidkantenverrundung (b) nach [Denk03]

Bei der Schneidkantenpräparation wird zwischen schleifscharfen, gefasten und verrundeten Schneidkanten unterschieden. Verrundete Schneidkanten werden nach VDI 2654 [VDI20] durch den Schneidkantenradius charakterisiert, der die Größe der Verrundung angibt. Zur weiteren Beschreibung der verrundeten Kantengeometrie führen DENKENA et al. [Denk03, Denk14] die Formfaktormethode ein. Sie definiert die Schneidkantenabschnitte S_α und S_γ, die die Abstände von der Schneidkante der ideal scharfen Schneide bis zum Übergang der Verrundung an der Frei- bzw. Spanfläche beschreiben (vgl. Abbildung 2-13 (b)). Die Neigung der Verrundung wird nach Gleichung 2-16 über den Formfaktor K ausgedrückt. Eine Verschiebung der Schneidkante hin zur Spanfläche ($K < 1$) wird als Trompetengeometrie bezeichnet, eine Verschiebung zur Freifläche ($K > 1$) als Wasserfallgeometrie [Denk03, Kloc18].

$$K = \frac{S_\gamma}{S_\alpha} \tag{2-16}$$

Die Änderung der Schneidkantenmikrogeometrie hat einen direkten Einfluss auf die Spanbildung und die dabei auftretenden Prozessgrößen. Bei der Zerspanung mit verrundeten Schneidkanten kommt es zu einer Änderung des effektiven Spanwinkels γ_{eff} in Abhängigkeit vom Schneidkantenradius und von der Spanungsdicke (vgl. Abbildung 2-14 (a)). Entlang der Schneidkante wird der effektive Spanwinkel in Richtung der Freifläche zunehmend negativ. Am sogenannten Staupunkt erreicht der effektive Spanwinkel einen kritischen Wert, unterhalb dem keine Materialtrennung mehr stattfindet. Die Folge sind ein Materialstau vor der Schneidkante und das Auftreten von Ploughing-Effekten. Der kritische effektive Spanwinkel und dementsprechend auch die Mindestspanungsdicke sind sowohl von den Schnittparametern als auch vom Werkstoff abhängig. Grundsätzlich resultiert jedoch aus einer Vergrößerung des Schneidkantenradius ein Anstieg der Mindestspanungsdicke [Denk14, Wyen10].

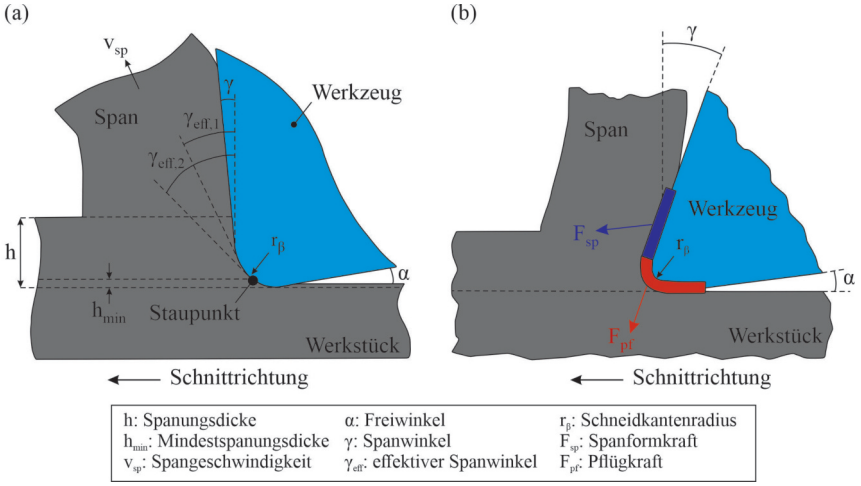


Abbildung 2-14: Schematische Darstellung des effektiven Spanwinkels (a) nach [Jivi08] und der Pflüg- und Spanformkraft (b) nach [Albr60, Wyen10]

Auch die Zerspankraftkomponenten steigen mit zunehmendem Schneidkantenradius an. Der Grund hierfür ist zum einen der stark negative effektive Spanwinkel und zum anderen die Zunahme an Reibvorgängen und Ploughing-Effekten im Bereich der Schneidkantenverrundung [Denk14]. Die Abhängigkeit der Ploughing-Effekte vom Schneidkantenradius wird in Abbildung 2-14 (b) verdeutlicht. Darin wird die an der Schneidkante wirkende Aktivkraft nach ALBRECHT [Albr60] in die Spanformkraft F_{sp} und die Pflügkraft F_{pf} unterteilt. Die Pflügkraft trägt nicht zur Spanbildung bei, sondern resultiert aus den elastisch-plastischen Verformungen infolge der Ploughing-Effekte. Für die Zerspanung von Ti-6Al-4V beobachteten WYEN & WEGENER [Wyen10] durch sukzessive Vergrößerung des Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ auf $r_\beta = 50\,\mu m$ einen linearen Anstieg der Prozesskräfte. Auch die Ergebnisse von CHEN et al. [Chen19] zeigen eine Zunahme der Prozesskräfte bei einer Erhöhung des Schneidkantenradius. Bei einer Vergrößerung des Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ auf $r_\beta = 50\,\mu m$ wurden höhere

Verformungstiefen in der Werkstückrandzone beobachtet, was die Autoren auf den Anstieg der Pflügkraft zurückführten.

Wird der Einfluss der Schneidkantenverrundung auf die thermische Belastung betrachtet, kommt es nach DENKENA & BIERMANN [Denk14] zu einer Überlagerung von zwei entgegenwirkenden Effekten. Aus einer Vergrößerung der Schneidkantenradien resultiert eine Steigerung der plastischen Deformation in den sekundären Scherzonen und eine erhöhte Reibung an der Freifläche. Dies begünstigt die Wärmeentstehung in der Kontaktzone, was zu einer höheren thermischen Last führt. Jedoch vergrößert sich mit steigendem Schneidkantenradius auch die Oberfläche, über die die entstehende Wärme abgeführt wird. HAMM et al. [Hamm21] zeigten bei der Zerspanung von Ti-6Al-4V, dass der effektive Spanwinkel einen signifikanten Einfluss auf die Wärmeentstehung in der Schnittzone hat. Eine Verkleinerung des effektiven Spanwinkels führte dabei zur Erhöhung der Temperaturen durch die Zunahme der plastischen Verformung in der primären Scherzone.

WYEN et al. [Wyen13] untersuchten den Einfluss des Schneidkantenradius auf die Oberflächenqualität und die Gratbildung beim Gleich- und Gegenlauffräsen von Ti-6Al-4V. Es wurde eine zunehmende Gratbildung mit steigender Schneidkantenverrundung beobachtet. Die Autoren führten dies auf den Zusammenhang zwischen größerer Schneidkantenverrundung und zunehmender Mindestspanungsdicke zurück, wodurch Ploughing-Effekte begünstigt wurden. Da diese aufgrund der Prozesskinematik im Gegenlauf ohnehin ausgeprägter sind, wurde hier auch eine stärkere Gratbildung beobachtet. Weder beim Gleich- noch beim Gegenlauffräsen zeigte sich ein einheitlicher Zusammenhang zwischen dem Schneidkantenradius und der Oberflächenqualität.

2.2.5 Werkzeugverschleiß und Standvermögen

Während der Zerspanung unterliegen die eingesetzten Werkzeuge einem komplexen Kollektiv aus mechanischen, thermischen und chemischen Belastungen. Durch dieses Belastungskollektiv kommt es zu einem sukzessive zunehmendem Werkzeugverschleiß an der Span- und Freifläche, der im Allgemeinen nach CZICHOS & HABIG [Czic15] als fortschreitender Materialverlust an der Oberfläche eines festen Körpers verstanden wird. Die durch das Belastungskollektiv induzierten Wechselwirkungen, die zu Form- und Stoffänderungen an der Werkzeugschneide führen, werden als Verschleißmechanismen bezeichnet. Grundsätzlich wird nach ZUM GAHR [ZumG85] zwischen vier Hauptverschleißmechanismen unterschieden, die in Abbildung 2-15 schematisch dargestellt sind [Czic15, Kloc18].

Zur Abrasion kommt es, wenn Partikel oder Rauheitshügel des Gegenkörpers in den Grundkörper eindringen, sodass ein Abtrennprozess infolge einer Relativbewegung stattfindet. Hieraus resultiert ein mechanischer Abrieb an der Span- und Freifläche, der als Abrasionsverschleiß bezeichnet wird. Abrasion wird durch hohe Temperaturen begünstigt, da die thermische Entfestigung das Abtrennen des Schneidstoffs begünstigt [Denk11, Kloc18]. Untersuchungen von ABBAS et al. [Abba21] zeigen, dass Abrasionsverschleiß beim Fräsen von Ti-6Al-4V vor allem an den Freiflächen auftritt. Abrasionsverschleiß wurde insbesondere bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten als ausgeprägtester Verschleißmechanismus identifiziert. Diese Beobachtung wird von den Ergebnissen von KHATRI & JAHAN [Khat18] bestätigt. Dabei konnte gezeigt wer-

den, dass eine bessere Schmierwirkung die Reibung sowie den abrasiven Freiflächenverschleiß reduziert.

Oberflächenzerrüttung tritt infolge mechanischer Wechselbeanspruchungen auf. Diese initiieren Ermüdungsvorgänge, die zu Gefügeveränderungen sowie Rissbildungs- bzw. Rissausbreitungsvorgängen führen können [Habi80, Kloc18]. Aufgrund des unterbrochenen Schnitts kommt es beim Fräsen zu starken mechanischen Wechselbeanspruchungen, die sich insbesondere auf Hartmetallwerkzeuge ermüdend auswirken und zur Entstehung von sogenannten Querrissen führen können. Auch die Lamellenspanbildung bei der Titanzerspanung begünstigt die Entstehung von Querrissen aufgrund der dynamischen Beanspruchung [Kloc18].

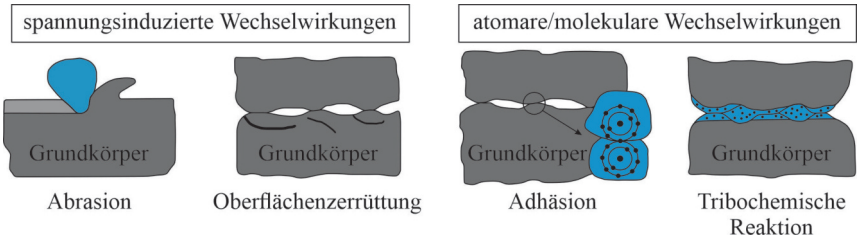


Abbildung 2-15: Schematische Darstellung der vier Hauptverschleißmechanismen nach [Kloc18, ZumG85]

Beim Fräsen unterliegt die Werkzeugschneide ebenfalls einer thermischen Wechselbeanspruchung. Während des Werkzeugeingriffs erfolgt eine schnelle Aufheizung, wohingegen die Schneide nach dem Austritt aus dem Werkstück wieder abkühlt. Dabei ist die Temperaturdifferenz unter anderem vom Werkstoff, von den Schnittparametern und von der Kühlstrategie abhängig. Insbesondere bei Hartmetallwerkzeugen begünstigt die thermische Wechselbeanspruchung die Kammrissbildung. Analog zur mechanischen Wechselbeanspruchung kann die Ausbreitung der Kammrisse zu einem Werkzeugversagen durch Ermüdung führen. Die Entstehung von thermisch induzierten Rissen wurde von Su et al. [Su06] auch beim Fräsen von Ti-6Al-4V beobachtet. Diese thermisch induzierte Ermüdung ist vom Versagen durch Thermoschock zu unterscheiden. Hierbei wird die Festigkeit des Schneidstoffs durch thermisch bedingte Zugspannungen überschritten, die aus einer einmaligen Temperaturänderung resultieren [Gers98, Kloc18].

Bei der Adhäsion kommt es aufgrund ausgeprägter lokaler Pressungen in der Kontaktzone zu atomaren Verbindungen (Mikroverschweißungen) zwischen Werkstoff und Schneidstoff. Im Fall metallischer Kontaktpartner wird die Entstehung dieser Grenzflächenverbindung auch als Kaltverschweißung bezeichnet. Das Abscheren der Mikroverschweißung bei der Relativbewegung der Reibpartner führt zum Materialverlust und demzufolge zum Werkzeugverschleiß [Czic15, Kloc18]. Neben adhäsivem Werkzeugverschleiß kann Adhäsion bei der Zerspanung auch zur Bildung von Aufbauschneiden führen. Neben einer erheblichen Verschlechterung der Oberflächenqualität des Werkstücks, folgt aus der Aufbauschneidenbildung durch regelmäßiges Ablösen der hochfesten Verklebung ein erhöhter Freiflächenverschleiß [Kloc18]. Das Auftreten von Adhäsionsverschleiß hängt maßgeblich von den Eigenschaften des Werkstoffs ab.

Die Titanlegierung Ti-6Al-4V zeigt eine ausgeprägte Adhäsionsneigung, insbesondere bei hohen Temperaturen [Ezug97, Kloc18]. So zeigen die Untersuchungen von QIN et al. [Qin12], JAFFERY et al. [Jaff13] sowie KHATRI & JAHAN [Khat18] ausgeprägten Adhäsionsverschleiß in Form von Aufschweißungen des Werkstoffs an den Schneiden der Fräswerkzeuge. Aus einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit resultierte eine signifikante Zunahme des Adhäsionsverschleißes. BERMINGHAM et al. [Berm15] führten dies auf die höheren Temperaturen in der Schnittzone zurück, die die Adhäsionsneigung begünstigen.

Tribochemische Reaktionen beschreiben chemische Reaktionen der Oberflächenbereiche des Wirkpaars mit dem Umgebungsmedium infolge thermischer bzw. reibungsbedingter Aktivierung. In Abhängigkeit der chemischen Reaktivität von Schneidstoff und Werkstoff können Diffusionsprozesse eingeleitet werden, die Bestandteile des Schneidstoffs entfernen oder dessen Eigenschaften ändern. Da Diffusion vor allem thermisch induziert wird, treten Diffusionsvorgänge bei der Zerspanung insbesondere bei hohen Schnittgeschwindigkeiten auf, da es zu hohen Temperaturen in der Kontaktzone kommt [Czic15, Kloc18]. Diffusionsverschleiß wird vorrangig bei warmverschleißfesten Hartmetallwerkzeugen beobachtet, da die thermische Einsatzgrenze von Werkzeugstählen so gering ist, dass keine signifikanten Diffusionsvorgänge beobachtet werden können [Kloc18]. Bei der Zerspanung von Ti-6Al-4V mit Hartmetallwerkzeugen (WC-Co) wurden sowohl von RAHMAN RASHID et al. [Rahm16] als auch von ZHANG et al. [Zhan09] thermisch induzierte Diffusionsvorgänge nachgewiesen. Es wurde eine Diffusion von Kobalt aus dem Hartmetall in die Schnittzone beobachtet, wodurch der Schneidstoff brüchiger und daher anfälliger für abrasiven Verschleiß wurde. Weiterhin detektierten KAPLAN et al. [Kapl18] die Entstehung von Titankarbiden als Reaktion zwischen Titan und dem Kohlenstoff, der aus dem Hartmetall diffundierte. Durch diese Dekarbonisierung des Hartmetalls konnte krz Wolfram nachgewiesen werden, das abrasiv oder adhäsiv abgetragen wurde.

Aufgrund des komplexen Belastungskollektivs kommt es bei der Zerspanung häufig zu einer Überlagerung der aufgeführten Verschleißmechanismen, was zur Ausprägung verschiedener Verschleißformen am Schneidteil führt. Aufbauend auf den Arbeiten von SCHALLBROCH & WALLICHS [Scha38] sowie BICKEL [Bick63] wurden daher zur einheitlichen Charakterisierung des Werkzeugverschleißes Verschleißmessgrößen nach ISO 3685 [ISO93] festgelegt [Degn19, Kloc18]. Hiernach wird der Materialabtrag von Schneidstoff an den Haupt- und Nebenfreiflächen des Werkzeugs als Freiflächenverschleiß bezeichnet. Der Freiflächenverschleiß wird parallel zur Schnittrichtung über die Verschleißmarkenbreite VB quantifiziert (vgl. Abbildung 2-16 (a)). In der Regel breitet sich die Verschleißmarkenbreite ungleichmäßig entlang der Freifläche aus, weswegen zur Messung häufig die maximale Verschleißmarkenbreite VB_{max} herangezogen wird [Degn19, Denk11]. Kolkverschleiß bezeichnet den muldenförmigen Materialabtrag von Schneidstoff an der Spanfläche der Werkzeugschneide (vgl. Abbildung 2-16 (b)). Zur Bestimmung des Kolkverschleißes werden die Kolkbreite KB, die Kolktiefe KT sowie der Kolkmittenabstand KM ausgemessen [Degn19].
Der Werkzeugverschleiß hat einen signifikanten Einfluss auf die Effektivität des Zerspanprozesses. Um diesen bei der Zerspanung vollständig zu beschreiben, wird in DIN 6583 [DIN81] das

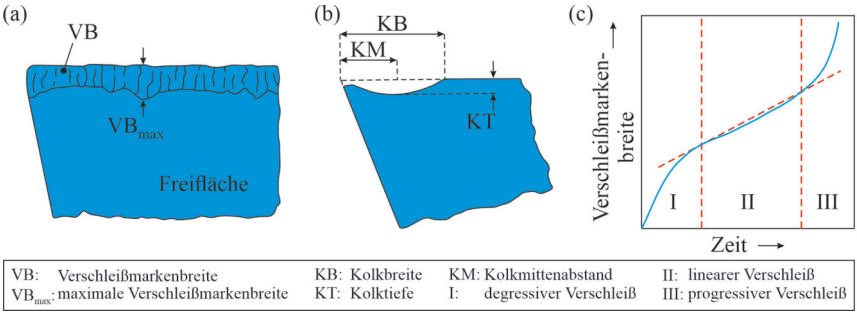


Abbildung 2-16: Messung der Verschleißmarkenbreite (a) und des Kolkverschleißes (b) nach [ISO93, Kloc18] und schematischer Verlauf der Standzeitkurve (c) nach [Denk11, Li18]

Standvermögen als Fähigkeit des Wirkpaars aus Werkzeug und Werkstück einen Zerspanvorgang durchzuführen definiert. Die ganzheitliche Beschreibung des Standvermögens erfolgt durch die Angabe der Standbedingungen, der Standkriterien und der Standgrößen. Die Standbedingungen dienen der Beschreibung aller vorliegenden Randbedingungen, die einen Einfluss auf den Zerspanvorgang nehmen. Hierzu zählen unter anderem die Wahl des Schneidstoffs, die Eigenschaften des zu zerspanenden Werkstoffs oder die Art der eingesetzten Kühlstrategie. Die Bewertung der Standfähigkeit erfolgt durch Standkriterien, die Grenzwerte für unerwünschte Veränderungen während des Zerspanens darstellen. Als Standkriterien werden messbare Änderungen am Werkzeug (bspw. Verschleißkenngrößen), am Werkstück (bspw. Rauheit) oder am Zerspanvorgang (bspw. Schnittkraft) festgelegt. Die Standgrößen beschreiben die Lebensdauer vom Einsatzbeginn bis zum Erreichen des Standkriteriums unter Einfluss der Standbedingungen. Die Quantifizierung der Lebensdauer erfolgt dabei durch die Angabe der Zeit (Standzeit), des Wegs (Standweg) oder der Menge an zerspantem Werkstoff (Standmenge), die bis zum Erreichen des Standkriteriums erzielt wurde [Degn19, Kloc18]. Zur Bestimmung der Standgrößen wird als Standkriterium typischerweise der Werkzeugverschleiß herangezogen. Als Verschleißkriterien kommen der Freiflächenverschleiß, der Kolkverschleiß, aber auch Schneidkantenausbrüche in Betracht. Die Darstellung des Standvermögens erfolgt durch Verschleißdiagramme, in denen der Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit der Standgröße dargestellt ist. In Abbildung 2-16 (c) ist der charakteristische Verlauf einer Verschleißkurve dargestellt. Nach BICKEL [Bick63] enthalten Verschleißkurven zwei Wendepunkte, die den Kurvenverlauf in einen degressiven, linearen und progressiven Verschleißfortschritt unterteilen. In Abhängigkeit von den Standbedingungen bzw. von den Standkriterien können die Wendepunkte auch zusammenfallen oder außerhalb des betrachteten Bereichs liegen [Bick63, Degn19].

2.3 Kühlstrategien bei der Zerspanung

Kühlmedien werden bei der Zerspanung zur gezielten Beeinflussung der Prozess- und Prozessergebnisgrößen eingesetzt. Dabei übernimmt die Kühlstrategie während der Zerspanung drei

Hauptfunktionen: Erstens muss der in die Zerspanzone eingebrachte KSS die bei der Zerspanung entstehende Wärme abführen (Kühlung). Zweitens soll die Reibung innerhalb der Kontaktzone reduziert werden, um so die Wärmeentstehung zu verringern (Schmierung). Darüber hinaus werden Kühlmedien zum Entfernen der Späne eingesetzt, die durch die Zerspanung entstehen (Reinigen) [Brin15, Denk11]. Die Bewertung der Kühlstrategie kann anhand der auftretenden Prozesskräfte und Temperaturen, aber auch indirekt über den resultierenden Werkzeugverschleiß erfolgen. Jedoch ist eine isolierte Bestimmung der Kühl- oder Schmierwirkung bei der Zerspanung i.d.R. nicht möglich. Grund hierfür sind Wechselwirkungen zwischen den Hauptfunktionen, die die Prozess- und Prozessergebnisgrößen bei der Zerspanung beeinflussen. So kann, in Abhängigkeit der Schmierwirkung des KSS, die Reibung innerhalb der Kontaktzone verringert werden, wodurch der Wärmeentstehung entgegengewirkt wird. Dahingegen können tiefere Temperaturen infolge einer ausgeprägten Kühlwirkung, die Festigkeit des Werkstoffs erhöhen, weswegen trotz vorhandener Schmierung höhere Prozesskräfte beobachtet werden [Denk11, Kumm22]. Im Folgenden werden die zugrunde liegenden Effekte bzgl. der Kühl- und Schmierwirkung analysiert, um deren komplexe Wechselwirkungen bei der Auslegung der Kühlstrategie berücksichtigen zu können.

Die Kühlwirkung der angewendeten Kühlstrategie wird über die während der Zerspanung abgeführte Wärme charakterisiert. Verantwortlich hierfür sind insbesondere Konvektion, aber auch Phasenübergange (Sieden, Sublimation) des eingebrachten Mediums [Baeh19, Mazz08]. Nach Li [Li96a, Li96b] lässt sich der vom KSS abgeführte Wärmestrom $\dot{Q}_{KSS}$ über Gleichung 2-17 in Abhängigkeit vom Wärmeübergangskoeffizienten h_W, von der Kontaktfläche A_W sowie von der Temperaturdifferenz zwischen Festkörper T_K und zugeführtem KSS T_{KSS} beschreiben [Cerb21].

$$\dot{Q}_{KSS} = h_W \cdot A_W \cdot (T_K - T_{KSS}) \tag{2-17}$$

Für eine isolierte Betrachtung der abgeführten Wärme werden häufig Analogieversuche durchgeführt, da eine Bestimmung während des Fräsens aufgrund der Wechselwirkungen zwischen Kühl- und Schmierwirkung nicht möglich ist. So kann die Kühlwirkung beispielsweise durch das Aufbringen von KSS auf temperierbaren Probekörpern erfasst werden. Eine Analyse der auftretenden Abkühlungsvorgänge bzw. der Abkühlraten ermöglicht so eine Vergleichbarkeit der Kühlwirkung der untersuchten Kühlstrategien [Asta12].

Auch für die Charakterisierung der Schmierwirkung müssen Analogieversuche herangezogen werden, da eine isolierte Beurteilung von KSS hinsichtlich ihrer reibungsreduzierenden Wirkung beim Fräsen nicht möglich ist. Hierfür werden genormte tribologische Systeme verwendet, wie bspw. der Vier-Kugel-Apparat [DIN15] oder der Brugger/Reichert-Verschleißtest [DIN00]. Die dabei zu charakterisierenden Reibungsvorgänge lassen sich nicht durch Werkstoffkennwerte beschreiben, sondern hängen unter anderem von der Reibgeschwindigkeit, der Geometrie und Oberflächenmorphologie der Reibparter, den wirkenden thermo-mechanischen Belastungen sowie dem Viskositätsverhalten des eingebrachten KSS ab. Darüber hinaus wird die Beschreibung der Wirkmechanismen bzgl. der Schmierwirkung von Kühlstrategien durch die bei der Zerspa-

nung vorliegenden komplexen mechanischen, thermischen und chemischen Belastungskollektive erschwert. Eine analytische Beschreibung dieser Wirkmechanismen ist daher nur sehr schwer realisierbar [Brin15, Czic15, Ster19].
Die Wahl bzw. die Auslegung einer geeigneten Kühlstrategie hängt stark vom Bearbeitungsfall ab. Die Gewichtung der drei Hauptfunktionen (Kühlen, Schmieren, Reinigen) ist daher an den Zerspanprozess anzupassen, insbesondere hinsichtlich des auftretenden Belastungskollektivs am Werkzeug und der zu erwartenden Verschleißmechanismen. Neben der Auswahl geeigneter KSS beinhaltet die Wahl einer geeigneten Kühlstrategie auch die Auslegung der Zufuhrstrategie des zuzuführenden KSS [Kloc18].

2.3.1 Analyse der Zufuhrstrategie

Die Zufuhrstrategie, mit der der KSS in die Zerspanzone eingebracht wird, hat einen erheblichen Einfluss auf die Wirksamkeit der Kühlstrategie. Dabei umfasst die Zufuhrstrategie unter anderem die Anzahl, Anordnung und Geometrie der verwendeten Düsen sowie die Eigenschaften des zugeführten KSS-Freistrahls [Asta12]. Bei der Fräsbearbeitung wird grundsätzlich zwischen einer externen und internen Kühlung unterschieden. Im Fall der internen Kühlung wird der KSS durch die Spindel und die im Werkzeug vorliegenden Kühlkanäle zugeführt [Kloc18]. Vorteile ergeben sich dabei über die zielgerichtete Einbringung des KSS in die Zerspanzone, da die Zufuhr unabhängig von störenden Einflüssen wie der Werkzeugrotation oder einer schlechten Erreichbarkeit infolge komplexer Werkstückgeometrien ist [Peng21, Will77]. Eine externe Zufuhr wird häufig über eine Überflutungskühlung realisiert, um eine ausreichende KSS Versorgung zu gewährleisten. Diese ungerichtete, großräumige Zufuhr des KSS ist durch den hohen KSS Verbrauch vergleichsweise ineffizient. Dennoch ist die Überflutungskühlung aufgrund ihrer robusten sowie flexiblen Einsetzbarkeit die verbreitetste Zufuhrstrategie in der industriellen Praxis [Kloc18]. Um die Effizienz einer externen Überflutungskühlung zu steigern, lassen sich KSS unter hohem Druck ($p > 70\,\text{bar}$) der Zerspanzone zuführen. So erzielten BERMINGHAM et al. [Berm14] durch den Einsatz einer Hochdruck-KSS-Zufuhr beim Fräsen von Ti-6Al-4V eine Effizienzsteigerung von 20 % im Vergleich zur konventionellen Überflutungskühlung. Dabei ist zu beachten, dass für die Erhöhung des Zufuhrdrucks höhere Pumpenleistungen benötigt werden, weswegen neben der gesteigerten Produktivität auch der höhere Energieverbrauch für eine wirtschaftliche Auslegung der Zufuhrstrategie zu berücksichtigen ist [Kloc18].

Aus diesem Grund werden im Folgenden die relevanten, strömungsmechanischen Zusammenhänge hinsichtlich der Düsenströmung und dem daraus resultierenden KSS-Freistrahl näher erläutert. Die Düsenströmung resultiert aus der Umwandlung des statischen Drucks p_{stat} in dynamischen Druck p_{dyn}, bspw. durch den Einsatz einer Pumpe. Bei der Umwandlung kommt es aufgrund von Reibung zu Strömungsverlusten, die über den Geschwindigkeitsbeiwert φ_D ausgedrückt werden (vgl. Abbildung 2-17 (a)). Die Düsenströmung bildet am Düsenaustritt beim Übergang an die freie Umgebung den KSS-Freistrahl. Trifft dieser auf einen sogenannten Prallkörper, wie bspw. das Werkstück oder Werkzeug innerhalb der Zerspanzone, tritt eine Prallströmung auf. Die Prallströmung ist schematisch in Abbildung 2-17 (b) dargestellt. Charakteristisch hierfür ist

der Übergang des Freistrahls in eine Stauströmung, bei der die Strömungsgeschwindigkeit in X-Richtung bis zum Staupunkt auf Null abfällt. Simultan bildet sich ein Wandstrahl aus, dessen Strömungsgeschwindigkeit (Y-Richtung) mit steigendem Abstand zum Staupunkt bis zu einem Maximalwert ansteigt [Step19].

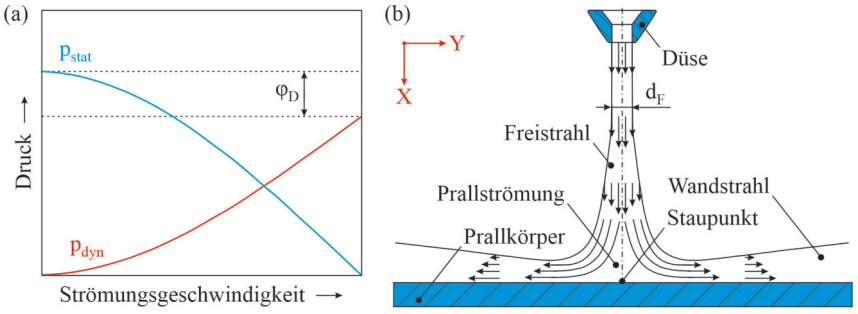


Abbildung 2-17: Verhältnis von statischem Druck zu dynamischem Druck (a) und schematische Darstellung einer Prallströmung (b) nach [Jung15, Step19]

Da der eingesetzte KSS in guter Näherung als inkompressibles Fluid angenommen werden kann, lässt sich eine stationäre Düsenströmung, unter Vernachlässigung von Strömungsverlusten, durch die Bernoulli-Gleichung gemäß Gleichung 2-18 beschreiben [Asta12, Jung15]. Darin setzt sich der Gesamtdruck p_{ges} aus dem statischen Druck p_{stat}, dem dynamischen Druck und dem hydrostatischen Druck zusammen. Die Höhe H ist aufgrund niedriger Höhenunterschiede vergleichsweise gering, weswegen der hydrostatische Druck zur Beschreibung der Düsenströmung häufig vernachlässigt werden kann. Der Zufuhrdruck Δp des KSS am Düsenaustritt ergibt sich demzufolge aus Gleichung 2-19 und ist von der Strömungsgeschwindigkeit c am Düsenaustritt sowie von der Dichte ρ des KSS abhängig [Jung15].

$$p_{ges} = p_{stat} + \rho \cdot \frac{c^2}{2} + \rho \cdot g \cdot H = konstant \tag{2-18}$$

$$\Delta p = p_{ges} - p_{stat} = \rho \cdot \frac{c^2}{2} \tag{2-19}$$

Neben der Bernoulli-Gleichung gilt für inkompressible Strömungen die Kontinuität zwischen Volumenstrom $\dot{V}$ und Massenstrom $\dot{m}$ nach Gleichung 2-20. Im Fall einer Düsenströmung kann die Querschnittsfläche A_Q in guter Näherung als Kreis angenommen werden, sodass die Düsenaustrittsgeschwindigkeit c nach Gleichung 2-21 berechnet wird.

$$\dot{m} = \rho \cdot \dot{V} = \rho \cdot A_Q \cdot c = konstant \tag{2-20}$$

$$c = \frac{\dot{V}}{A_Q} = 4 \cdot \frac{\dot{V}}{\pi \cdot D_{Düse}{}^2} \tag{2-21}$$

Bei Düsengeometrien, die in der Zerspanung eingesetzt werden, wird eine Düsenverengung am Austritt genutzt (vgl. Abbildung 2-18), um die Strömungsgeschwindigkeit gemäß der Kontinuitätsgleichung (Gleichung 2-20) und den davon abhängigen Zufuhrdruck (Gleichung 2-19) zu erhöhen. Durch die i.d.R. reibungsbehaftete Düsenverengung ergeben sich Strömungsverluste, weswegen die Düsengeometrie einen signifikanten Einfluss auf den Geschwindigkeitsbeiwert und auf den sich ausbildenden Freistrahl hat. Bei der Verwendung von Step-Düsen (vgl. Abbildung 2-18 (a)) kommt es aufgrund unstetiger Querschnittsübergänge zu einer abrupten Verengung des Strömungsraums. Hieraus resultieren Strömungsverluste, sodass für eine konstante Strömungsgeschwindigkeit höhere Zufuhrdrücke benötigt werden. Aufgrund der abrupten Umlenkung der Stromlinien kann es an der Düsenverengung zu einer Ablösung der Strömung und einer Kontraktion des Freistrahls kommen. Über die Kontraktionszahl $\psi_{Düse}$ wird dieses als Vena Contracta bezeichnete Verhalten durch das Verhältnis des Düsenaustrittsdurchmessers $D_{Düse}$ und des Durchmessers des resultierenden Freistrahls D_F nach Gleichung 2-22 beschrieben [Jung15, Wils75].

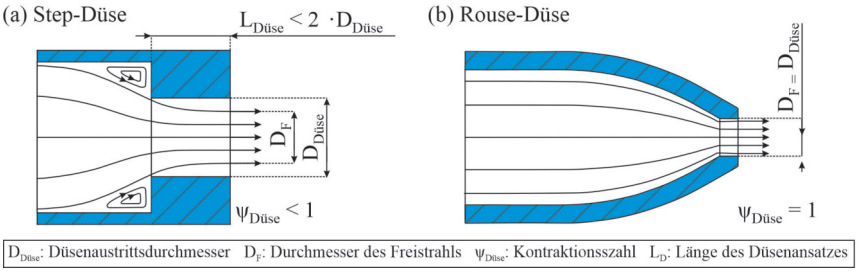


Abbildung 2-18: Einfluss einer Step-Düse (a) nach [Blev92] und einer Rouse-Düse (b) nach [Roul17, Rous52] auf die Düsenströmung

$$\psi_{Düse} = \frac{D_F}{D_{Düse}} \tag{2-22}$$

Die Kontraktion des Freistrahls bewirkt gemäß Gleichung 2-20 eine Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit unter der Voraussetzung eines konstanten Volumenstroms. Durch die Anbringung eines Düsenansatzes kann der Kontraktion des Freistrahls entgegengewirkt werden, da sich die Düsenströmung nach der abrupten Verengung allmählich an den Querschnitt innerhalb des Düsenansatzes annähert. Ab einer Länge des Düsenansatzes von $L_D > 2 \cdot D_{Düse}$ kann für die Kontraktionszahl daher wieder $\psi_D = 1$ angenommen werden. Dabei ist jedoch zu beachten, dass eine Verlängerung des Düsenansatzes eine Erhöhung der Rohrreibung sowie der Reibungsverluste bewirkt, was sich negativ auf den Geschwindigkeitsbeiwert φ_D auswirkt [Ghas06, Jung15].

Wird eine Düsengeometrie mit stetiger Düsenverengung (Taper-Düse) verwendet, können Strömungsverluste reduziert werden, sodass niedrigere Zufuhrdrücke bei konstantem Volumenstrom benötigt werden. Darüber hinaus wirkt sich eine stetige Umlenkung der Stromlinien positiv auf die Kohärenz des Freistrahls aus. Dabei hat sich insbesondere die von ROUSE et al. [Rous52] entwickelte Düsengeometrie mit einer konischen Verengung bewährt (vgl. Abbildung 2-18 (b)), die von WEBSTER et al. [Webs95] erstmals für die Zerspanung eingesetzt wurde. Durch die Ver-

wendung einer Rouse-Düse bzw. Rouse-Webster-Düse, optimierten GARIANI et al. [Gari22] die Prallströmung bzw. den KSS-Freistrahl dahingehend, dass eine verbesserte Kühlwirkung beim Fräsen von Ti-6Al-4V realisiert wurde. Dies ist insbesondere auf die hohen dynamischen Drücke infolge der signifikant verringerten Strömungsverluste zurückzuführen [Gari22, Mada17].

Der Einfluss der Prallströmung auf die Kühlwirkung lässt sich durch den Wärmeübergangskoeffizienten h_w beschreiben. Der Wärmeübergangskoeffizient gibt als Proportionalitätsfaktor die Intensität eines Wärmestroms an einer Grenzfläche an (Gleichung 2-17) und ist neben den Eigenschaften der Prallströmung auch von den Stoffeigenschaften des KSS und den geometrischen Randbedingungen abhängig. Sind die Wärmeleitfähigkeit λ des KSS, und die charakteristische Länge L bekannt, kann der Wärmeübergangskoeffizient anhand der Nußelt-Zahl Nu über Gleichung 2-23 berechnet werden. Dabei ist die Nußelt-Zahl eine dimensionslose Kenngröße, die anhand von empirischen Korrelationen auf Grundlage der physikalischen Ähnlichkeitstheorie bestimmt wird [Baeh19, Cerb21].

$$h_w = Nu \cdot \frac{\lambda}{L} \tag{2-23}$$

Auch die Nußelt-Zahl ist von den Stoffeigenschaften des KSS, den Eigenschaften des Freistrahls sowie den geometrischen Randbedingungen abhängig. Diese Abhängigkeit wird typischerweise über weitere dimensionslose Kennzahlen beschrieben. Die Nußelt-Zahl wird darüber hinaus auch durch die Art der Wärmeübertragung beeinflusst. Im Fall einer Prallströmung resultiert die Kühlwirkung hauptsächlich infolge erzwungener Konvektion. Wird für diese Prallströmung ein stationärer Wärmeübergang, ohne den Einfluss einer Phasenumwandlung, angenommen, kann die Abhängigkeit der Nußelt-Zahl auf die Reynolds-Zahl Re sowie die Prandtl-Zahl Pr reduziert werden. Weiterhin kann für eine Rohr- bzw. Düsenströmung die charakteristische Länge L mit dem Düsenaustrittsdurchmesser $D_{Düse}$ gleichgesetzt werden, sodass die Nußelt-Zahl über Gleichung 2-24 beschrieben wird [Baeh19, Cerb21].

$$Nu(Re, Pr) = h_w \cdot \frac{\lambda}{D_{Düse}} \tag{2-24}$$

Die Reynolds-Zahl umschreibt den Einfluss der Strahleigenschaften auf die Nußelt-Zahl und demzufolge auf den Wärmeübergangskoeffizienten. Nach Gleichung 2-25 ist diese dimensionslose Einflussvariable abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit c, dem Durchmesser des Freistrahls D_F sowie von der kinematischen Viskosität ν des zugeführten KSS. Mit steigender Reynolds-Zahl nimmt auch die Nußelt-Zahl zu. Daraus folgt, dass sich eine Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit sowie eine Vergrößerung des Freistrahl-Durchmessers positiv auf die Wärmeübertragung bzw. die Kühlwirkung auswirken [Cerb21, Step19].

$$Re = \frac{c \cdot D_f}{\nu} \tag{2-25}$$

Über die Reynolds-Zahl wird weiterhin eine Aussage getroffen, ob sich eine Strömung laminar oder turbulent ausbilden wird. Im Fall einer Rohrströmung bildet sich unterhalb einer Reynolds-Zahl von Re = 2.300 eine laminare Strömung aus. Dahingegen wird für technisch relevante Fälle

ab Re > 10.000 fast immer eine turbulente Strömung beobachtet. Innerhalb dieses Intervalls 2.300 < Re < 10.000 können sowohl laminare als auch turbulente Strömungen auftreten. Einfluss hierauf nehmen unter anderem die Strömungsverhältnisse am Rohreinlauf oder die Rauheit an den Innenwänden der Leitungen [Jung15, Step19]. Das Auftreten einer turbulenten Strömung wirkt sich positiv auf die Wärmeübertragung aus, da die turbulenten Mischbewegungen der Strömung einen Energieaustausch begünstigen. Im Vergleich zur laminaren Strömung sind bei einer turbulenten Strömung jedoch deutlich höhere Strömungsverluste aufgrund einer ausgeprägteren inneren Reibung zu erwarten [Cerb21, Step19].

Die Prandtl-Zahl Pr ist ein dimensionsloser Stoffwert, der nach Gleichung 2-26 das Verhältnis aus der kinematischen Viskosität ν zur Temperaturleitfähigkeit α_T des eingesetzten KSS beschreibt. Darin beschreibt die Temperaturleitfähigkeit die durch Wärmeleitung induzierte Verteilung der Temperatur innerhalb des KSS in Abhängigkeit der Dichte ρ, der spezifischen Wärmekapazität C und der Wärmeleitfähigkeit λ [Cerb21, Step19].

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha_T} = \frac{\nu \cdot \rho \cdot C}{\lambda} \tag{2-26}$$

Analog zur Reynolds-Zahl begünstigt eine hohe Prandtl-Zahl die Kühlwirkung bei einer konvektiven Wärmeübertragung. Für das eingesetzte Kühlmedium ist daher eine hohe spezifische Wärmekapazität sowie eine niedrige Wärmeleitfähigkeit vorteilhaft [Cerb21, Step19]. Da es sich hierbei um Stoffeigenschaften handelt, ist die Wahl des Kühlmediums von zentraler Bedeutung für die Prandtl-Zahl sowie für die generelle Leistung der Kühlstrategie. Der Einsatz verschiedener KSS und deren Einfluss auf die Kühl- und Schmierwirkung wird daher im Folgenden näher betrachtet.

2.3.2 Konventionelle Kühlschmierstoffe

Konventionelle KSS werden nach DIN 51385 [DIN13a] in nichtwassermischbare und wassermischbare KSS unterteilt. Bei der Zerspanung mit nichtwassermischbaren KSS werden hauptsächlich Mineralöle verwendet, wobei auch niedrigviskose Esteröle einen zunehmenden industriellen Einsatz finden. Im Vergleich zu wassermischbaren KSS besitzen KSS auf Öl-Basis eine bessere Schmierwirkung aufgrund ihrer höheren Viskosität. Weiterhin zeichnen sich nichtwassermischbare KSS durch eine hohe mikrobiologische Stabilität sowie eine vorteilhafte Korrosionsschutzwirkung aus. Nachteilig ist jedoch die potentielle Entflammbarkeit von nichtwassermischbaren KSS, weswegen Sicherheitseinrichtungen, wie bspw. CO_2-Löschanlagen, zur Vermeidung von Bränden vorgesehen werden müssen [Asta12, Brin15, Kloc18, Walt05].

Eine Entflammbarkeit wassermischbarer KSS wird aufgrund des hohen Wasseranteils von bis zu 99 % ausgeschlossen. Weitere Vorteile gegenüber den nichtwassermischbaren KSS beinhalten eine einfachere Bauteilreinigung, geringere Ausschleppverluste sowie eine deutlich höhere Kühlwirkung. In der Industrie werden daher wassermischbare KSS für einen Großteil spanender Bearbeitungsverfahren, insbesondere bei der Zerspanung von Ti-6Al-4V, bevorzugt eingesetzt. Nachteile der wassermischbaren KSS sind die vergleichsweise geringe Schmierwirkung, die

korrosionsfördernden Eigenschaften des hohen Wasseranteils sowie eine Anfälligkeit für den Befall durch Mikroorganismen [Asta12, Brin15, Kloc18]. Um dem entgegenzuwirken werden den KSS eine Vielzahl an Additiven hinzugegeben. Zur Verbesserung der Schmierwirkung werden wassermischbaren KSS typischerweise Öle hinzugegeben, die durch den Einsatz von Emulgatoren im Wasser stabilisiert werden. In Abhängigkeit von den Anforderungen an die Kühl- bzw. Schmierwirkung liegt der Öl-Anteil in wassermischbaren KSS i.d.R. zwischen 1 % und 10 %. Zum Schutz gegen Korrosion sind KSS auf Wasser-Basis durch die Zugabe von Korrosionsinhibitoren leicht alkalisch (pH-Wert: 8,0-9,5). Darüber hinaus werden Biozide hinzugegeben, um dem Befall durch Pilze, Bakterien und Hefen entgegenzuwirken [Rabe09]. Weitere eingesetzte Zusätze umfassen Schauminhibitoren, Extreme Pressure (EP)-, Anti Wear (AW)-, sowie Friction Modifier (FM)-Additive [Brin15, Kloc18, Walt05]. Neben technologischen Eigenschaften müssen bei der Zusammensetzung und Auswahl geeigneter KSS weitere Aspekte wie die Gefährdung von Mensch und Umwelt, wirtschaftliche Gesichtspunkte wie bspw. Entsorgungskosten sowie gesetzliche Rahmenbedingungen berücksichtigt werden. Dabei ist der gesamte Lebenszyklus des KSS zu betrachten, da insbesondere aus der Entsorgung hohe Kosten sowie anspruchsvolle Herausforderungen bzgl. der Umweltbelastung resultieren. Eine weitere Herausforderung sind geeignete Schutzmaßnahmen für das Arbeitsumfeld gegen die Exposition mit KSS. Sowohl Hautirritationen infolge eines direkten Kontakts [Geie03] als auch Atemwegserkrankungen durch die Aufnahme von Aerosolen [Olte03] werden mit dem Einsatz konventioneller KSS in Verbindung gebracht. Schutzausrüstungen sowie geeignete Absauganlagen innerhalb der Werkzeugmaschinen sind daher obligatorisch [Gros21, Rock10].

Die Bereitstellung konventioneller KSS kann über eine zentrale, oder dezentrale KSS-Versorgung erfolgen. Während Wartungsaufwand und KSS-Verbrauch bei einer zentralen Versorgung tendenziell geringer sind, bieten dezentrale Versorgungen eine höhere Flexibilität, da die Umrüstung auf andere KSS einfacher erfolgen kann. In beiden Fällen handelt es sich um Kreislaufsysteme, bei denen der KSS aufgefangen, aufbereitet und in die vorhandenen Vorratsbehälter zurückgeführt wird. Die Vorratsbehälter werden so ausgelegt, dass eine große, freie Flüssigkeitsfläche vorhanden ist, um eine hinreichende Verdunstungskühlung zur Temperierung der KSS zu gewährleisten. In den meisten Fällen sind die Vorratsbehälter zusätzlich mit einem Rührwerk ausgestattet, um einer Entmischung von Öl und Wasser entgegenzuwirken. Die Rückführung wird i.d.R. durch Pumpen realisiert. Dabei ist zu beachten, dass der KSS bei der Rückführung durch geeignete Filtersysteme von Spänen und weiteren Verschmutzungen gereinigt wird [Asta12, Kloc18]. Die Gestaltungsmerkmale und Anforderungen zur Auslegung einer solchen Anlagenperipherie sind in der VDI Richtlinie 3035 [VDI08] festgelegt.

Konventionelle KSS werden typischerweise bei Raumtemperatur zugeführt. Nach Gleichung 2-17 erhöht sich demnach der Temperaturgradient bzw. die Kühlwirkung, durch eine Vergrößerung der thermischen Last in der Zerspanzone, bspw. durch eine Erhöhung der Schnittparameter. Hauptverantwortlich für die Kühlwirkung des eingesetzten KSS ist die erzwungene Konvektion. Aufgrund ihrer hohen spezifischen Wärmekapazität sowie einer geringen Wärmeleitfähigkeit, sind konventionelle KSS, insbesondere wassermischbare, durch einen hohen Wärmeübergangs-

koeffizienten charakterisiert, wodurch eine konvektive Kühlwirkung begünstigt wird (vgl. Tabelle 2-3). Durch die Verwendung von Emulsionen beim Fräsen sind daher, auf Basis analytischer Untersuchungen von AL SOFYANI & MARINESCU [Al S17], Wärmeübergangskoeffizienten in einem Bereich von $3{,}4\,\mathrm{kW/(m^2 \cdot K)} < h_w < 34{,}6\,\mathrm{kW/(m^2 \cdot K)}$ zu erwarten. Das große Intervall bzgl. des Wärmeübergangskoeffizienten wird durch den Einfluss der Zufuhrstrategie begründet. So werden bei der Verwendung einer internen KSS-Zufuhr generell höhere Wärmeübergangskoeffizienten erreicht. Weiterhin wurde gezeigt, dass die kinematische Viskosität, in Abhängigkeit der KSS-Zuführung, einen gegensätzlichen Einfluss auf die Kühlwirkung besitzt. Während eine höhere Viskosität die Kühlwirkung bei einer internen Kühlung aufgrund besserer Benetzungseigenschaften begünstigte (vgl. Gleichung 2-25, 2-26), wurden bei einer externen Überflutungskühlung bessere Ergebnisse mit niedrigerer Viskosität erzielt. Die Autoren führen dies darauf zurück, dass durch eine niedrigere dynamische Viskosität mehr KSS in die Zerspanzone eingebracht wird, was der generell schlechteren Zugänglichkeit bei einer externen Zufuhr des KSS entgegengewirkt [Al S17, Asta12, Brin15].

Tabelle 2-3: Stoffeigenschaften einer repräsentativen Emulsion (90 % Wasser-Anteil) bei Raumtemperatur und unter Atmosphärendruck nach [Al S17, Asta12, Step19]

Kühlschmierstoff	Mineralöl	Wasser	Emulsion
Dichte in kg/m^3	850	1.000	982
Kinematische Viskosität in $m^2/s \cdot 10^{-6}$	80-100	1,002	1,504
Spezifische Wärmekapazität in J/(kg· K)	1,8	4,2	3,4
Wärmeleitfähigkeit in W/(m·K)	0,10	0,60	0,37

Durch den Einsatz der flüssigen, konventionellen KSS kann es zur Ausbildung eines Schmierfilms zwischen den Reibpartnern kommen, woraus eine hohe Schmierwirkung resultiert. Mit zunehmender Viskosität nimmt i.d.R. auch die Höhe des Schmierfilms zu, was sich positiv auf die Schmiereigenschaften auswirkt. Dabei ist jedoch zu beachten, dass die Ausbildung eines Schmierfilms, bzw. die Effektivität einer Schmierwirkung, stark abhängig von äußeren Randbedingungen ist, insbesondere den Eigenschaften der Reibpartner [Czic15]. Für die Materialpaarung WC-Co-Hartmetall und Ti-6Al-4V wurde die Schmierwirkung verschiedener konventioneller KSS von YANG et al. [Yang16, Yang17] mit Hilfe eines Tribometers (Pin-on-Disc) untersucht. Aufgrund der adhäsiven Neigung von Ti-6Al-4V und des hohen Härteunterschieds der Materialpaarung, kommt es bei der tribologischen Untersuchung typischerweise zu Haftgleiteffekten (Stick-Slip-Effekt), Ploughing-Effekten sowie zu einem ausgeprägten adhäsiven Verschleiß. Hieraus resultieren vergleichsweise hohe Reibungskoeffizienten ($\mu \approx 0{,}4$), die aufgrund des Verschleißes stark schwanken können. Ausschlaggebend für die Schmierwirkung ist die Auswahl des Öls. In tribologischen Analogieversuchen haben YANG et al. [Yang17] keine signifikante Schmierwirkung unter Verwendung verschiedener Schmierstoffe auf Mineralöl-Basis, unabhängig von deren Viskosität, beobachtet. Dahingegen wurde der Reibungskoeffizient mit Hilfe eines Esteröls auf $\mu = 0{,}2$ gesenkt. Im Vergleich dazu folgte aus der Zufuhr eines wassermischbaren KSS mit

einem Esteröl-Anteil von 1 % eine Verbesserung der Schmiereigenschaften ($\mu = 0{,}17$) sowie eine Reduktion des Verschleißes am Probenkörper. Ein Grund hierfür ist die höhere Kühlwirkung des dominierenden Wasser-Anteils, die dem thermisch induzierten Verschleiß entgegenwirkt. Darüber hinaus konnten die Autoren die Bildung eines durch Chemisorption induzierten Schmierfilms nachweisen, durch den die Reibung zusätzlich minimiert wurde [Brin15, Yang16, Yang17].

2.3.3 Kryogene Kühlstrategien

Neben den nach DIN 51385 [DIN13a] definierten konventionellen KSS klassifizieren YILDIZ & NALBANT [Yild08] zusätzlich Gase als dritte Gruppe von Hilfsstoffen, die bei der Zerspanung eingesetzt werden können. Hierzu zählt bspw. der Einsatz von Druckluftkühlungen sowie die Verwendung kryogener Kühlmedien. Charakteristisch für die kryogenen Medien sind deren extrem niedrige Zufuhrtemperaturen, die zur Prozesskühlung verwendet werden. Zwar existiert keine konsistente Festlegung für eine Temperatur, ab der ein Stoff als kryogenes Medium bezeichnet wird, nach JAWAHIR et al. [Jawa16] ist eine Siedetemperatur $T_S < -150\,°C$ jedoch ein weit verbreitetes Kriterium innerhalb der Forschung. Die gängigsten Kryogene sind flüssiger Wasserstoff ($T_S = -252{,}88\,°C$), flüssiger Sauerstoff ($T_S = -182{,}97\,°C$) sowie flüssiger Stickstoff LN_2 ($T_S = -195{,}80\,°C$). Für die Zerspanung eignet sich dabei allerdings nur LN_2, aufgrund einer hohen Verfügbarkeit sowie einer vergleichsweise sicheren Handhabung [Jawa16, Kloc18, Yild08].

Bei der Prozesskühlung mit LN_2 wird zwischen einer indirekten und einer direkten Kühlung unterschieden. Im Fall der indirekten Kühlung wird das Werkzeug herabgekühlt und es kommt zu keinem direkten Kontakt zwischen dem kryogenen Medium und dem Werkstück, bzw. der Schnittzone. Realisiert wird die indirekte LN_2-Kühlung indem das Medium durch Kühlkanäle innerhalb eines geschlossenen Kühlkreislaufs durch das Werkzeug geleitet wird. Da das Werkstück keinen direkten Kontakt zum kryogenen Medium hat, können Einflüsse infolge der tiefkalten Temperaturen, wie bspw. Kaltverfestigungen oder thermischer Verzug, unterdrückt werden. Bei einer direkten Kühlung wird LN_2 über einen Freistrahl der Zerspanzone zugeführt, in Analogie zur Zufuhr konventioneller KSS [Gros21, Yild08]. Die tiefe Zufuhrtemperatur des LN_2 suggeriert gemäß Gleichung 2-17 auch eine hohe Kühlwirkung. Aufgrund des hohen Temperaturunterschieds kann es jedoch zum Filmsieden (Leidenfrost-Effekt) kommen, wodurch eine gasförmige Grenzschicht entsteht, die den Wärmeübergangskoeffizienten und folglich die Kühlwirkung signifikant reduziert [Hrib17]. LN_2 siedet unter Atmosphärendruck bereits bei $T_S = -195{,}50\,°C$, was die Lagerung des Mediums deutlich erschwert, sodass Dewargefäße eingesetzt werden [Kloc18, Yild08]. Um eine flüssige Zufuhr des Mediums zu realisieren, müssen die Zufuhrleitungen möglichst kurz und vakuumisoliert ausgeführt sein. Andernfalls kann es bereits in den Leitungen durch Siedeeffekte zur Bildung von gasförmigem N_2 kommen, wodurch starke Temperaturschwankungen aufgrund des schlechteren Wärmeübergangskoeffizienten der gasförmigen Phase entstehen [Pusa14, Pusa16]. Weiterhin muss die Anlagenperipherie gegen die Exposition durch das LN_2 geschützt werden, da ansonsten Maßhaltigkeitsfehler infolge thermischen Verzugs sowie Schäden an Maschinenkomponenten entstehen können [Gros21, Jawa16, Yild08].

Eine deutlich bessere Handhabung bietet die Verwendung von CO_2 als Kühlmedium. Innerhalb von Forschung und Industrie gewinnt der Einsatz einer CO_2-Kühlung im Vergleich zur Verwendung von LN_2 daher zunehmend an Bedeutung [Prou22]. Entgegen der Definition von JAWAHIR et al. [Jawa16] wird die CO_2-Kühlung in der industriellen Praxis typischerweise ebenfalls als kryogene Kühlstrategie bezeichnet, da die realisierten Zufuhrtemperaturen ($T_{CO_2} = -78{,}5\,°C$) deutlich unter denen von konventionellen KSS liegen. Das zugeführte CO_2 liegt dabei als Phasengemisch aus gasförmigem CO_2 (55 %) und festen CO_2-Partikeln (45 %) vor, die auch als Trockeneis bezeichnet werden [Kloc18]. Bei einem Druck von $p \approx 57\,bar$ liegt CO_2 bei Raumtemperatur in flüssiger Form vor (vgl. Abbildung 2-19) und lässt sich in Druckgasflaschen lagern. Über ein Steigrohr wird das flüssige CO_2 aus dem Druckbehälter entnommen und der Zerspanzone über druckbeständige Zuleitungen zugeführt. Anders als beim LN_2 entfällt hier eine aufwendige Isolierung der Zuleitungen, da das CO_2 bis zum Düsenaustritt Raumtemperatur aufweist. Aufgrund dessen ist eine indirekte Kühlung mit CO_2 nicht möglich [Jawa16, Kloc18].

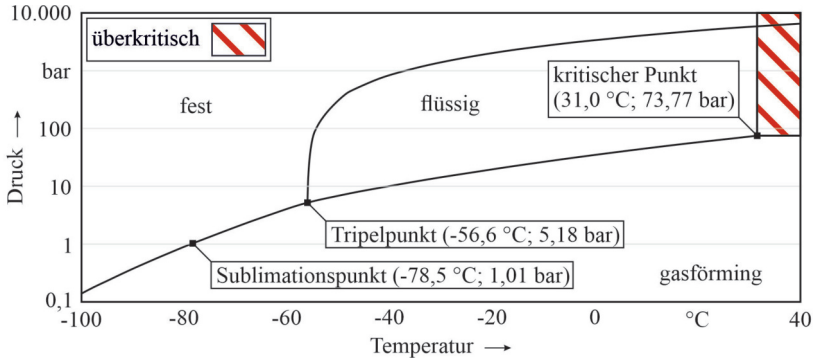


Abbildung 2-19: Druck-Temperatur-Diagramm von Kohlenstoffdioxid nach [Barb66, Gros21]

Am Düsenaustritt kommt es zu einer schlagartigen Entspannung auf Atmosphärendruck und damit zur Phasenumwandlung des flüssigen CO_2 in ein Festkörper-Gas-Gemisch. Die Temperaturabnahme ist zum einen auf die Phasenumwandlung am Sublimationspunkt und zum anderen auf den JOULE-THOMSON-Effekt infolge der Expansion des Mediums zurückzuführen [Cerb21]. Da das CO_2 bei der Phasenumwandlung restlos sublimiert, entsteht anders als bei konventionellem KSS kein zusätzlicher Aufwand für die Bauteilreinigung oder Entsorgung des kryogenen Mediums. Weiterhin ist CO_2 nicht brennbar, weswegen keine Brandschutzvorkehrungen bzw. Löschanlagen vorgesehen werden müssen. Die Dichte von CO_2 ($\rho = 1{,}98\,kg/m^3$) ist höher als die der Umgebungsluft ($\rho = 1{,}29\,kg/m^3$), sodass es unter Verwendung einer CO_2-Kühlung zu einem Absinken bzw. einer Konzentration des Gases am Hallenboden kommt. Hohe Konzentrationen an CO_2 können zu einer Kohlendioxidintoxikation führen, weswegen Absauganlagen aus Arbeitsschutzgründen vorgesehen werden müssen. Die maximale Arbeitsplatzkonzentration (MAK) sollte daher $5.000\,ml/m^3$ nicht überschreiten [Deut21, Gros21]. Dennoch wird die Verwendung von CO_2 bei der Zerspanung, insbesondere im Vergleich zu konventionellen KSS, als saubere, für Mensch und Umwelt verträgliche, Alternative angesehen [Jawa16, Pere16, Yild08].

Analog zur LN_2-Kühlung wirkt sich der hohe Temperaturgradient auch bei der Verwendung von CO_2 positiv auf die Kühlwirkung aus (vgl. Gleichung 2-17). Filmsieden tritt dabei nicht auf, da das CO_2 nicht in flüssiger Form, sondern als Festkörper-Gasgemisch in die Schnittzone eingebracht wird. Die Kühlwirkung dieser zweiphasigen CO_2-Strömung wird auf drei Wirkmechanismen zurückgeführt: Erstens aufgrund erzwungener Konvektion des gasförmigen CO_2. Zweitens durch den Wärmeentzug für die erforderliche Sublimationsenthalpie, die für den Übergang des festen CO_2 in die Gasphase benötigt wird. Aus der erzwungenen Konvektion der dadurch sublimierten Gasphase resultiert der dritte Mechanismus, der zur Kühlwirkung beiträgt. ZHANG & YAMAGUCHI [Zhan11] argumentieren, dass der Großteil der Kühlwirkung auf die Sublimation zurückzuführen ist, da der Wärmeübergangskoeffizient gasförmiger Fluide und damit die erzwungene Konvektion der Gasphase vergleichsweise gering ist. Grund hierfür ist die geringe spezifische Wärmekapazität des gasförmigen CO_2 ($C = 0{,}82\,\mathrm{kJ/(kg \cdot K)}$ [Step19]), woraus nach Gleichung 2-26 eine geringe Prandtl-Zahl und demnach ein niedriger Wärmeübergangskoeffizient resultiert (vgl. Gleichung 2-23). Untersuchungen von JAMIL et al. [Jami20] zeigen, dass bei der Fräsbearbeitung von Ti-6Al-4V unter Verwendung einer kryogenen CO_2-Kühlung ein Wärmeübergangskoeffizient von lediglich $h_w = 1{,}35\,\mathrm{kW/(m^2 \cdot K)}$ anzunehmen ist [Cerb21, Jami20, Zhan11]. Die Kühlwirkung der CO_2-Kühlung kann durch eine Erhöhung des Massenstroms verbessert werden, da dem Prozess mehr kryogenes Kühlmedium zugeführt wird, wodurch mehr Wärme abgeführt werden kann. Aufgrund der rückstandslosen Sublimation lässt sich das CO_2 jedoch nur einmalig einsetzten, weswegen aus wirtschaftlichen Gründen typischerweise geringe Massenströme zum Einsatz kommen [Sadi16].

Da CO_2 der Zerspanzone als Festkörper-Gasgemisch zugeführt wird, ist die Ausbildung eines reibungsreduzierenden, flüssigen Schmierfilms durch das kryogene Medium nicht zu erwarten. Eine Schmierwirkung beim Einsatz einer kryogenen CO_2-Kühlung kann dennoch auftreten. So beobachteten STERLE et al. [Ster19] eine Schmierfilmbildung infolge einer Kondensation des Wassers aus der Umgebungsluft, falls dieses unter den Taupunkt gekühlt wird. Sowohl COURBON et al. [Cour20] als auch STERLE et al. [Ster19] führten Analogieversuche für die Materialpaarung WC-Co-Hartmetall und Ti-6Al-4V unter Verwendung einer kryogenen CO_2-Kühlung durch. Im Vergleich zum trockenen Referenzzustand wurde jedoch keine reibungsreduzierende Schmierwirkung beobachtet, was die Autoren auf die ausgeprägte Adhäsionsneigung der Titanlegierung zurückführten. Der Einsatz einer kryogenen Kühlung bewirkte jedoch einen reduzierten Materialabtrag im Reibkontakt. Dies wurde durch die thermisch induzierte Festigkeitszunahme der Reibpartner infolge der höheren Kühlwirkung der kryogenen Kühlung begründet [Cour20, Ster19].

Der Einsatz einer kryogenen CO_2-Kühlung hat einen signifikanten Einfluss auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim Fräsen von Ti-6Al-4V. CAI et al. [Cai21] untersuchten den Einfluss einer kryogenen CO_2-Kühlung im Vergleich zum trockenen Umfangsfräsen von Ti-6Al-4V ($v_c \leq 60\,\mathrm{m/min}$). Unter Verwendung der kryogenen Kühlung wurden die Temperaturen in der Schnittzone signifikant reduziert, was jedoch zu höheren Prozesskräften führte, da die tieferen Temperaturen einer thermischen Entfestigung entgegenwirkten. Weiterhin wurde während der

kryogenen Zerspanung eine stärkere Schwingungsanfälligkeit beobachtet, woraus eine schlechtere Oberflächenqualität im Vergleich zur trockenen Zerspanung resultierte [Cai21]. Dahingegen beobachteten IQBAL et al. [Iqba21] höhere Prozesskräfte beim trockenen Fräsen, insbesondere bei steigender Schnittgeschwindigkeit ($v_c \geq 100\,m/min$). Zusätzlich wurde ein höherer Werkzeugverschleiß sowie eine schlechtere Oberflächenqualität bei der Trockenbearbeitung im Vergleich zur kryogenen Zerspanung beobachtet. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Adhäsionsneigung der Titanlegierung bei der trockenen Zerspanung aufgrund höherer Temperaturen deutlich stärker ausgeprägt ist. Hieraus resultierten Anhaftungen an den Werkzeugschneiden und der Werkstückoberfläche, was zu höheren Kräften, ausgeprägterem Werkzeugverschleiß sowie einer schlechteren Qualität der Oberfläche führte [Iqba21].

Unter Variation der Schnittparameter verglichen LITWA et al. [Litw19] den Einfluss einer kryogenen CO_2-Kühlung mit einer konventionellen Überflutungskühlung beim Gleichlauffräsen von Ti-6Al-4V. Bei der Verwendung der kryogenen Kühlung wurden dabei höhere Prozesskräfte beobachtet, unabhängig von der Schnittgeschwindigkeit ($30\,m/min < v_c < 60\,m/min$), dem Vorschub pro Zahn ($0{,}3\,mm < f_z < 0{,}9\,mm$) und dem Arbeitseingriff ($0{,}5\,mm < a_e < 1{,}0\,mm$). Die höheren Kräfte, die bei der kryogenen Zerspanung auftraten, wurden hier ebenfalls auf eine thermische Verfestigung zurückgeführt. Eine Einbringung von Kaltverfestigungsmechanismen infolge der hohen Kühlwirkung wurde jedoch nicht nachgewiesen [Litw19]. Auch der Vergleich einer kryogenen CO_2-Kühlung mit der Verwendung konventioneller KSS hinsichtlich des Werkzeugverschleißes war bereits Gegenstand intensiver Untersuchungen. So beobachteten SADIK et al. [Sadi16, Sadi17] eine Reduktion des Verschleißes bei der Verwendung einer CO_2-Kühlung, insbesondere für geringe Schnittgeschwindigkeiten sowie für geringe Vorschübe pro Zahn. Jedoch wurde für höhere Schnittgeschwindigkeiten $v_c \geq 100\,m/min$ keine Standzeitverlängerung unter Verwendung einer kryogenen CO_2-Kühlung erzielt. Auch bei den von WIKA et al. [Wika19] durchgeführten Fräsversuchen resultierte eine signifikante Standzeitverlängerung durch Verwendung einer kryogenen CO_2-Kühlung lediglich für niedrige Schnittgeschwindigkeiten ($v_c = 60\,m/min$). Bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100\,m/min$ zeigen die Ergebnisse von TAPOGLOU et al. [Tapo17, Tapo20], dass die Verwendung einer kryogenen CO_2-Kühlung anstelle einer konventionellen Überflutungskühlung sogar zur Verringerung der Standzeit führt. NIMEL SWORMA ROSS & GANESH [Nime19] untersuchten den Einfluss einer Überflutungs- bzw. CO_2-Kühlung beim Fräsen von Ti-6Al-4V für einen Schnittparameterbereich von $60\,m/min \leq v_c \leq 180\,m/min$ sowie $0{,}04\,mm \leq f_z \leq 0{,}08\,mm$. Über den gesamten Schnittparameterbereich zeigten sich für die CO_2-Kühlung tiefere Temperaturen, niedrigere Prozesskräfte, bessere Oberflächenqualitäten sowie ein reduzierter Werkzeugverschleiß. Die Schnitttiefe war mit $a_p = 0{,}1\,mm$ jedoch vergleichsweise gering.

Es zeigt sich, dass der Einfluss einer kryogenen bzw. konventionellen Kühlstrategie bei der Titanzerspanung stark von den gewählten Prozessparametern und dem daraus resultierenden thermo-mechanischen Belastungskollektiv abhängt. Bei niedrig gewählten Schnittparametern kann die Standzeit durch Verwendung einer kryogenen Kühlung signifikant erhöht werden. Grund dafür ist die sehr gute Kühlwirkung aufgrund des hohen Temperaturgradienten, wodurch

der für die Titanzerspanung charakteristische, thermisch induzierte Verschleiß verringert wird. Mit zunehmender thermischer Last, hervorgerufen durch eine Erhöhung der Schnittparameter - insbesondere der Schnittgeschwindigkeit - werden hingegen längere Standzeiten durch die Verwendung konventioneller KSS erreicht. Dies wird sowohl von WIKA et al. [Wika19] als auch PROUD et al. [Prou22] auf die besseren Schmiereigenschaften konventioneller KSS zurückgeführt, mit denen durch Reibungsreduzierung der Wärmeentstehung entgegengewirkt wird. Ein weiterer Grund ergibt sich nach AN et al. [An20] durch den unterbrochenen Schnitt beim Fräsen und die daraus folgenden thermo-mechanischen Wechselbeanspruchungen an der Werkzeugschneide. So führt insbesondere eine thermische Wechselbeanspruchung des Werkzeugs zu einer Ermüdung des Hartmetalls sowie zu thermisch induzierten Kammrissen. Beim kryogenen Fräsen von Ti-6A-4V kann es aufgrund der geringen Schmierwirkung in Kombination mit der sehr guten Kühlwirkung daher zu stark ausgeprägten Aufheiz- und Abkühlvorgängen beim Schneideneinbzw. austritt kommen. Durch die daraus resultierenden thermischen Wechselbeanspruchungen an der Schneide kann ein Versagen durch Kammrisse, Ermüdung oder aber Thermoschock begünstigt werden [An20, Jaff13, Sadi17].

2.3.4 Verwendung neuartiger sub-zero Kühlschmierstoffe

Sub-zero KSS werden dem Zerspanprozess als flüssiges Medium bei Zufuhrtemperaturen weit unter 0 °C zugeführt. Aufgrund der tiefen Zufuhrtemperaturen können hohe Temperaturgradienten realisiert werden (vgl. Gleichung 2-17), insbesondere im Vergleich zu konventionellen KSS. Verglichen mit kryogenen Kühlmedien weisen sub-zero KSS aufgrund ihres flüssigen Aggregatzustands ein günstiges Benetzungsverhalten auf, woraus ein besserer konvektiver Wärmeübergang sowie eine vorteilhafte Schmierwirkung resultieren. Weitere Vorteile gegenüber einer kryogenen Kühlstrategie sind die Wiederverwendung von sub-zero KSS innerhalb eines Kreislaufsystems sowie die Möglichkeit zur Leistungsverbesserung durch die Zugabe von Additiven. Sub-zero KSS kombinieren demnach die Vorteile konventioneller KSS und kryogener Kühlmedien, woraus sich ein großes Potential für eine hocheffiziente Kühlstrategie ergibt [Bast22, Kirs18]. Die Grundlagen zur Anwendung von sub-zero Kühlstrategien bei der Zerspanung werden daher im Folgenden näher erläutert.

Analog zu konventionellen KSS können sub-zero KSS auf Öl- oder Wasser-Basis vorliegen [Bast21]. Typischerweise werden sub-zero KSS auf Wasser-Basis eingesetzt, was auf die Vorteile wassermischbarer KSS zurückzuführen ist, die bereits in Kapitel 2.3.2 diskutiert wurden. Aus der Kältetechnik sind diverse Frostschutzmittel bekannt, die dem Wasser hinzugegeben werden, um den Gefrierpunkt der resultierenden wässrigen Lösung herabzusetzen. Hierfür werden i.d.R. zweiwertige Alkohole (bspw. Ethylen- oder Propylenglykol) oder auch Salze (bspw. Chloride, Carbonate) eingesetzt. Werden Salze in Wasser gelöst (Sole) können diese als Elektrolyt wirken, was zu einer ausgeprägten Korrosion an metallischen Komponenten führt. Solen sind daher nur in geschlossenen Systemen ohne Sauerstoffkontakt einsetzbar. Für den Einsatz als sub-zero KSS eignen sie sich folglich nicht, da ein Sauerstoffkontakt hier nicht vermieden werden kann, sodass mit einer ausgeprägten Korrosion zu rechnen ist [Albe20, Step19]. Verglichen

mit Solen ist die korrosive Wirkung der wässrigen Lösungen mit Mono-Ethylenglykol (MEG, 1,2-Ethandiol) bzw. Mono-Propylenglykol (MPG, 1,2-Propandiol) deutlich geringer. Daher eignen sich beide Frostschutzmittel prinzipiell für den Einsatz als sub-zero KSS [Bast21, Meli07]. Die Auswahl des geeigneten Glykols hängt dabei vom Anwendungsfall ab. MPG weist eine geringere Toxizität auf, weswegen es vorwiegend in der Lebensmittel- und Pharmaindustrie eingesetzt wird. Dahingegen gilt MEG als das effektivere Kühlmittel, da die Viskositäten der wässrigen MEG-Mischungen bei tiefen Temperaturen deutlich geringer sind, was sich positiv auf die Kühlwirkung und die erforderliche Pumpenleistung auswirkt [Albe20, Meli07]. Verglichen mit konventionellem KSS (MAG = 10 mg/m^3) ist auch die Toxizität von MEG-Mischungen (MAG = 26 mg/m^3) vergleichsweise gering [Deut21].

In Analogie zu den konventionellen KSS werden die Stoffeigenschaften und die daraus resultierende Kühl- und Schmierwirkung durch das Mischungsverhältnis zwischen Wasser und MEG beeinflusst. Der Einfluss dieses Mischungsverhältnisses auf den Gefrierpunkt ist im Phasendiagramm in Abbildung 2-20 (a) dargestellt. Es ist zu erkennen, dass durch Zugabe von MEG eine stabile flüssige Phase bis zum eutektischen Punkt bei circa −50 °C vorliegt. Insgesamt können flüssige Phasen bei Temperaturen bis ungefähr −65 °C auftreten, wobei diese in einem metastabilen Zustand vorliegen. Da es hier zur Bildung von Feststoffen kommen kann, ist das metastabile Gebiet für eine technische Anwendung nicht geeignet [Bast20a, Cord96].

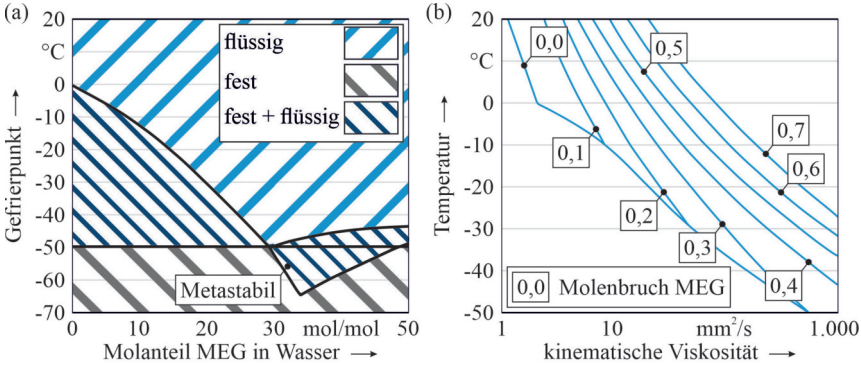


Abbildung 2-20: Abhängigkeit des Gefrierpunkts (a) und der kinematischen Viskosität (b) vom Mischungsverhältnis von MEG zu Wasser nach [Albe20, Cord96, Meli07, Step19]

In Abbildung 2-20 (b) ist die kinematische Viskosität in Abhängigkeit der Temperatur und der Zusammensetzung der wässrigen MEG-Mischung dargestellt. Generell steigt die Viskosität der Mischung mit sinkender Temperatur und steigendem MEG-Anteil, wodurch höhere Pumpenleistungen benötigt werden. Die Zunahme der Viskosität kann die Schmierwirkung begünstigen, wirkt sich jedoch nachteilig auf die Kühlwirkung aus. Um den Einfluss auf die Kühlwirkung genauer zu betrachten, sind in Abbildung 2-21 die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität in Abhängigkeit der Zusammensetzung des sub-zero KSS über dessen Temperatur

aufgetragen. Sowohl die Wärmeleitfähigkeit als auch die spezifische Wärmekapazität nehmen mit steigendem MEG-Anteil ab. Dies ist darauf zurückzuführen, dass Wasser eine höhere Wärmeleitfähigkeit ($\lambda = 0{,}55\,\mathrm{W/(m \cdot K)}$) sowie eine größere Wärmekapazität ($C = 4{,}2\,\mathrm{kJ/(kg \cdot K)}$) als MEG ($\lambda = 0{,}29\,\mathrm{W/(m \cdot K)}$; $C = 2{,}8\,\mathrm{kJ/(kg \cdot K)}$) besitzt. Auch hier ist zu beobachten, dass sich ein zu hoher MEG-Anteil negativ auf die Kühlwirkung auswirkt. Der Einfluss der Temperatur des sub-zero KSS ist bei konstantem Volumenanteil von MEG bzw. Wasser gering [Bast20a, Step19].

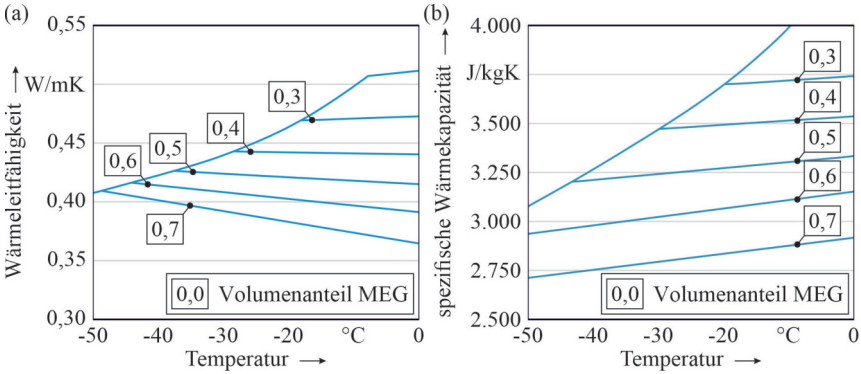


Abbildung 2-21: Einfluss der Temperatur auf die Wärmeleitfähigkeit (a) und die spezifische Wärmekapazität (c) in Abhängigkeit vom Volumenanteil von MEG zu Wasser nach [Meli07, Step19]

Neben der Wahl eines geeigneten Mischungsverhältnisses von MEG zu Wasser, können die Eigenschaften des sub-zero KSS auch durch die Zugabe von Additiven beeinflusst bzw. verbessert werden. Obwohl die Korrosionsmechanismen der wässrigen MEG-Lösung nicht so ausgeprägt sind wie bei Solen, sollten dem sub-zero KSS dennoch Korrosionsinhibitoren zugegeben werden, um Schäden an der Anlagenperipherie zu vermeiden. Wenn es zu einem Kontakt zwischen dem sub-zero KSS und dem Sauerstoff aus der Umgebungsluft kommt, tritt Sauerstoff-, sowie Säurekorrosion auf [Albe20, Ross85]. BASTEN et al. [Bast20a] haben einen hinreichenden Korrosionsschutz innerhalb eines offenen Systems durch die Zugabe von Dinatriummetasilikat (Na_2SiO_3) realisiert. Durch die Zugabe bereits weniger Gramm pro Liter kommt es zu einer irreversiblen Passivierung der metallischen Oberflächen, wodurch diese gegen Korrosion geschützt werden [Kaes11]. Neben einer Verbesserung des Korrosionsschutzes fördert Na_2SiO_3 die Benetzungseigenschaften des Fluids und wirkt als Schauminhibitor. Die Zugabe von Na_2SiO_3 gilt aus ökotoxikologischer Sicht als unbedenklich [Bast20a, Joha07].

Anders als bei konventionellen, wassermischbaren KSS ist eine Zugabe von Additiven zum Schutz vor Mikroorganismen oder Pilzen i.d.R. nicht nötig, da sub-zero KSS ab einem MEG-Anteil von 0,1 l/l eine biostatische Wirkung aufweisen. Wird die Konzentration des MEG auf 0,15 l/l erhöht, wird eine biozide Wirkung erreicht, sodass eine Gefahr durch biologische Alterungseffekte des sub-zero KSS ausgeschlossen werden kann [Neih78, Rabe09].

Bezüglich des Einsatzes von AW/EP-Additiven wurde von BASTEN et al. [Bast20a] der Einfluss von Polyalkylenglycolen und Phosphorsäureestern untersucht. Obwohl der Einfluss der Additive auf die Kühl- und Schmierwirkung, bzw. auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen, vergleichsweise gering war, zeigte sich bei der Zugabe des Phosphorsäureesters $C_{12}H_{27}O_4P$ (Triisobutylphosphat) eine signifikante Minimierung der Schaumbildung. Darüber hinaus wird $C_{12}H_{27}O_4P$ häufig als Korrosionsinhibitor eingesetzt und gilt als unbedenklich (MAK = 50 g/l) für den Einsatz in einem offenen System [Deut21, John13].

Der Einsatz von sub-zero KSS war bereits Gegenstand intensiver Untersuchungen bei der Drehbearbeitung von Hochleistungswerkstoffen, darunter auch Ti-6Al-4V [Bast22]. Der Einfluss der Zusammensetzung des sub-zero KSS auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen war dabei vergleichsweise gering. Wurde der sub-zero KSS jedoch mit MEG anstelle von MPG angemischt, waren aufgrund der geringeren Viskosität, insbesondere bei tiefen Zufuhrtemperaturen, geringere Pumpenleistungen für eine identische Zufuhrstrategie nötig [Bast21]. Beim Außenlängsdrehen von Ti-6Al-4V zeigte ein Vergleich zwischen konventionellen, kryogenen und sub-zero Kühlstrategien eine signifikante Reduzierung der Temperatur im Werkzeug durch den Einsatz eines sub-zero KSS bei einer Zufuhrtemperatur von T_{Zufuhr} −30 °C [Bast17, Kirs18]. KIRSCH et al. [Kirs18] begründeten die bessere Kühlwirkung des sub-zero KSS im Vergleich zum konventionellen KSS durch den höheren Temperaturgradienten. Verglichen mit der kryogenen CO_2-Kühlung war die Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS deutlich höher. Die bessere Kühlwirkung der sub-zero Kühlstrategie wurde demnach auf das bessere Benetzungsverhalten zurückgeführt. Durch die Verwendung der sub-zero Kühlung zeigte sich auch eine deutliche Reduzierung des Werkzeugverschleißes im Vergleich zur konventionellen und kryogenen Kühlung. Dies ist durch die bessere Kühlwirkung zu begründen, da dem für die Titanzerspanung charakteristischen thermo-chemisch induzierten Verschleiß effektiv entgegengewirkt wurde [Bast22, Kirs18]. Der Einfluss der Zufuhrstrategie von sub-zero KSS wurde von BASTEN et al. [Bast20b] beim Plandrehen von Ti-6Al-4V untersucht. Durch eine Reduzierung der Zufuhrtemperatur wurde dabei eine Verbesserung der Oberflächenqualität beobachtet. Eine Verbesserung der Kühlwirkung infolge einer Reduzierung der Zufuhrtemperatur wurde nur für hinreichend hohe Massenströme realisiert. Die Autoren folgerten daraus, dass aufgrund der steigenden Viskosität bei niedrigeren Temperaturen höhere Massenströme bzw. Zufuhrdrücke nötig sind, um eine hinreichende Benetzung der Schnittzone zu gewährleisten [Bast20b, Bast22].

2.4 Fazit zu sub-zero Kühlstrategien beim Fräsen

Die Zerspanung von Ti-6Al-4V ist durch hohe thermische Belastungen an der Werkzeugschneide und einen ausgeprägten thermo-chemisch induzierten Verschleiß charakterisiert, weswegen die Titanlegierung als schwer zerspanbarer Werkstoff gilt. Der Einsatz von Schneidkantenpräparationen und Beschichtungen zur Verbesserung der Zerspanbarkeit ist beim Fräsen von Ti-6Al-4V umstritten, da deren Wirksamkeit stark von den gewählten Schnittparametern abhängt. Daher sind niedrige Schnittgeschwindigkeiten zur Reduzierung der thermischen Last obligatorisch.

Geeignete Kühlstrategien ermöglichen eine effiziente Reduktion der thermischen Last, wodurch die Zerspanbarkeit verbessert werden kann. Neben einer guten Kühlwirkung durch erzwungene Konvektion, zeichnen sich konventionelle KSS durch vorteilhafte Schmiereigenschaften sowie die Möglichkeit zur Wiederverwendung aus. Die Einsatztemperatur ist jedoch auf Temperaturen größer 0 °C begrenzt. Im Gegensatz dazu können kryogene Kühlmedien dem Zerspanprozess bei Temperaturen weit unter 0 °C zugeführt werden, was eine hohe Kühlwirkung ermöglicht. Nachteilig sind jedoch die geringe konvektive Kühlwirkung sowie die vergleichsweise mangelhaften Schmiereigenschaften.

Sub-zero KSS können dem Zerspanprozess bei Zufuhrtemperaturen bis zu −50 °C als stabiles flüssiges Medium zugeführt werden, wodurch die vorteilhaften Eigenschaften konventioneller und kryogener Kühlmedien kombiniert werden. Erste Untersuchungen zum Einsatz von sub-zero KSS bei der Zerspanung von Ti-6Al-4V zeigen eine deutliche Reduktion der auftretenden thermischen Lasten und des resultierenden Werkzeugverschleißes im Vergleich zu konventionellen und kryogenen Kühlstrategien. Bisher beschränken sich diese Untersuchungen auf die Drehbearbeitung, was die Anwendungsmöglichkeiten dieser neuartigen sub-zero Kühlstrategien auf die Herstellung rotationssymmetrischer Bauteile begrenzt.

Der Einsatz einer sub-zero Kühlung bei der Fräsbearbeitung ist bisher noch unerforscht, bietet allerdings großes Potential aufgrund vielfältiger Anwendungsbereiche. Speziell beim Fräsen von Ti-6Al-4V kann der Einsatz von sub-zero KSS durch eine effektive Kühlwirkung eine Optimierung der Zerspanung ermöglichen. Hierzu werden mit Blick auf den Einfluss einer sub-zero Kühlstrategie auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim Fräsen tiefgehende Kenntnisse über die zugrunde liegenden Wirkzusammenhänge benötigt. Insbesondere der unterbrochene Schnitt und die hieraus resultierenden thermo-mechanischen Wechselbeanspruchungen sind im Vergleich zur Drehbearbeitung eine Herausforderung, da bei der Auslegung der sub-zero Kühlstrategie ein Werkzeugversagen infolge einer thermisch induzierten Ermüdung vermieden werden muss.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

3.1 Zielsetzung

Übergeordnetes Ziel dieser Arbeit ist es, ein Verständnis der grundlegenden Wirkzusammenhänge zwischen der Prozessauslegung und den Prozess- bzw. Prozessergebnisgrößen beim Fräsen unter Einsatz von sub-zero KSS zu erarbeiten, um dadurch die Zerspanbarkeit der Titanlegierung Ti-6Al-4V zu verbessern. Innerhalb dieser Arbeit wird die Zerspanbarkeit von Ti-6Al-4V durch die Erfassung des auftretenden thermo-mechanischen Belastungskollektivs und durch die Untersuchung des Werkzeugverschleißes, der Spanbidlung und der erreichbaren Oberflächenqualität charakterisiert. Um eine vergleichende Bewertung des zu entwickelnden sub-zero Fräsprozesses zu ermöglichen, wird die Zerspanbarkeit der Titanlegierung ebenfalls unter Verwendung einer kryogenen CO_2-Kühlung sowie einer industriell verbreiteten Überflutungskühlung mit konventionellem KSS charakterisiert. Aus der formulierten Zielsetzung lassen sich folgende Teilziele ableiten:

- Analyse des Einflusses der sub-zero Zufuhrstrategie auf die Kühl- und Schmierwirkung beim Fräsen und auf das resultierende thermo-mechanische Belastungskollektiv
- Ermittlung des Einflusses der Schnittparameter und der Schneidkantenpräparation auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim sub-zero sowie beim kryogenen Fräsen
- Analyse des Gleich- und Gegenlauffräsens unter Verwendung einer sub-zero und einer kryogenen Kühlstrategie
- Charakterisierung des Einflusses einer sub-zero Kühlstrategie auf das Standvermögen beim Fräsen, verglichen mit dem Einsatz kryogener und konventioneller Kühlmedien

3.2 Vorgehensweise

Der Aufbau der Dissertation leitet sich aus der in Kapitel 3.1 formulierten Zielsetzung ab und ist in Abbildung 3-1 schematisch dargestellt. Zunächst wird in Kapitel 4 das eingesetzte Maschinensystem, die verwendeten Werkzeuge, der zu zerspanende Werkstoff und die entwickelten Peripherien zum Einsatz der zu untersuchenden Kühlstrategien beschrieben. Darüber hinaus beinhaltet Kapitel 4 die Beschreibung der Durchführung der Zerspan- und Standwegversuche sowie der eingesetzten Messtechnik für die Erfassung und Auswertung der Prozess- und Prozessergebnisgrößen.

In Kapitel 5 wird für die sub-zero bzw. für die kryogene CO_2-Kühlung der Einfluss der Zufuhrstrategie auf das auftretende thermo-mechanische Belastungskollektiv untersucht, um das Potential der jeweiligen Kühlstrategie optimal ausnutzen zu können. Im Fall der kryogenen CO_2-Kühlung beinhaltet die Untersuchung der Zufuhrstrategie eine Variation des Massenstroms,

Kapitel 1: Einleitung

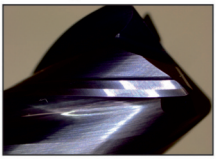
Kapitel 2: Stand der Forschung und Technik

Kapitel 3: Zielsetzung und Vorgehensweise

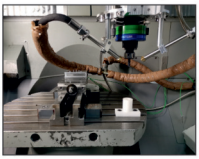
Kapitel 4: Versuchstechnik

4.1 Maschinensystem

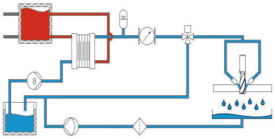
4.2 Werkzeuge



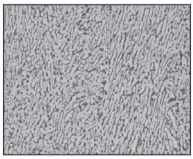
4.3 Versuchsdurchführung



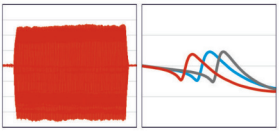
4.4 Kühlstrategien



4.5 Werkstoff

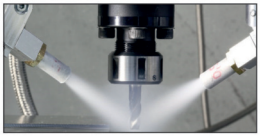


4.6 Messtechnik & Messgrößen



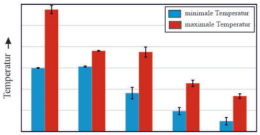
Kapitel 5: Auslegung der Kühlstrategien und deren Einfluss auf die Prozessgrößen

5.1 Einfluss einer kryogenen CO_2-Kühlung auf den Fräsprozess



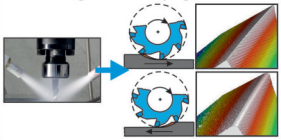
5.2 Analyse der sub-zero Kühlstrategie beim Fräsen

5.3 Vergleich der zu untersuchenden Kühlstrategien

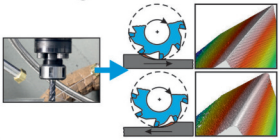


Kapitel 6: Analyse des Fräsprozesses in Abhängigkeit der verwendeten Kühlstrategie

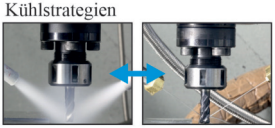
6.1 Untersuchung zum Einfluss der Frässtrategie beim kryogenen Fräsen



6.2 Untersuchung zum Einfluss der Frässtrategie beim sub-zero Fräsen

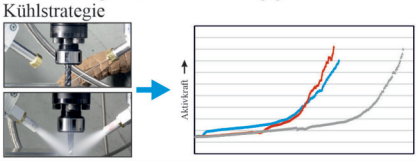


6.3 Zwischenfazit zur Zerspanbarkeit von Ti-6Al-4V mit tiefkalten Kühlstrategien

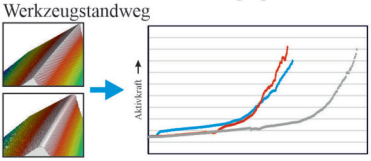


Kapitel 7: Charakterisierung des Standvermögens beim Fräsen von Ti-6Al-4V

7.1 Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit der Kühlstrategie



7.2 Einfluss der Schneidkantenpräparation auf den Werkzeugstandweg



Kapitel 8: Zusammenfassung und Ausblick

Abbildung 3-1: Aufbau der Arbeit

die Gegenstand von Kapitel 5.1 ist. Innerhalb von Kapitel 5.2 erfolgt die Auslegung der sub-zero Kühlstrategie anhand einer gezielten Variation der Zufuhrtemperatur, des Volumenstroms und der Düsengeometrie. Nach der Auslegung beider Kühlstrategien findet in Kapitel 5.3 eine abschließende Bewertung der erreichbaren Kühlwirkungen im Vergleich zu einer industriell eingesetzten Überflutungskühlung statt. Um die sub-zero bzw. die kryogene CO_2-Kühlung von der konventionellen Überflutungskühlung abzugrenzen, werden die zwei Kühlstrategien im Rahmen dieser Arbeit unter der Begrifflichkeit der tiefkalten Kühlstrategie zusammengefasst. Diese ist aus der Kältetechnik abgeleitet und beschreibt Kühlstrategien, bei denen Fluide mit Zufuhrtemperaturen eingesetzt werden, die weit unterhalb der vorliegenden Umgebungstemperatur liegen.

In Kapitel 6 erfolgt die Untersuchung des Fräsprozesses unter Verwendung der zuvor in Kapitel 5 ausgelegten tiefkalten Kühlstrategien. In Kapitel 6.1 wird zunächst der Einfluss der Schnittparameter beim Gleichlauf-, sowie beim Gegenlauffräsen für das kryogene Fräsen mit CO_2-Kühlung untersucht. Darüber hinaus wird die Verwendung einer Schneidkantenpräparation durch den Einsatz von zwei unterschiedlichen Schneidkantenradien beim kryogenen Fräsen charakterisiert. Analog zur Untersuchung des kryogenen Fräsens wird in Kapitel 6.2 der Fräsprozess, unter Verwendung der entwickelten sub-zero Kühlstrategie, analysiert und ausgelegt. In beiden Fällen werden hierfür Zerspanversuche durchgeführt, bei denen sowohl Schnittgeschwindigkeit als auch Vorschub pro Zahn systematisch variiert werden. Zur Beschreibung des Einflusses der Schnittparameter beim Gleich- und Gegenlauffräsen werden die auftretenden Aktivkräfte, der resultierende Werkzeugverschleiß, die generierten Späne sowie die gefertigte Oberflächenqualität herangezogen. Die Analyse des Einflusses der Schneidkantenpräparation in Abhängigkeit von den Schnittparametern und der tiefkalten Kühlstrategie erfolgt analog. In Kapitel 6.3 wird anschließend die Prozessauslegung beim Fräsen unter Einsatz der beiden tiefkalten Kühlstrategien verglichen und bewertet.

Aufbauend auf der Auslegung der Kühlstrategien in Kapitel 5 und des Fräsprozesses in Kapitel 6 umfasst Kapitel 7 die Durchführung von Standwegversuchen, bei denen das Standvermögen beim Fräsen von Ti-6Al-4V untersucht wird. Hierzu werden die auftretenden Aktivkräfte, die entstehenden Späne und der resultierende Verlauf des Werkzeugverschleißes in Abhängigkeit vom zurückgelegten Vorschubweg erfasst und analysiert. Bei konstanten Schnittparametern wird in Kapitel 7.1 das Standvermögen unter Verwendung der sub-zero Kühlstrategie und der kryogenen CO_2-Kühlung charakterisiert und mit dem Einsatz einer konventionellen Überflutungskühlung und dem Trockenschnitt verglichen. Darauf aufbauend wird in Kapitel 7.2 untersucht, inwiefern sich eine Erhöhung der Schnittleistung und die Änderung der Schneidkantenpräparation auf das Standvermögen beim sub-zero, kryogenen und konventionellen Fräsen auswirken.

Die gewonnenen Erkenntnisse und erarbeiteten Wirkzusammenhänge werden in Kapitel 8 zusammengefasst. Weiterhin erfolgt in Kapitel 8 ein Ausblick über zukünftige Forschungsarbeiten und potentielle Anwendungsgebiete für sub-zero Kühlstrategien, mit dem diese Arbeit abgeschlossen wird.

4 Versuchstechnik

4.1 Maschinensystem

Alle Fräsversuche wurden auf dem 5-Achs-Bearbeitungszentrum Deckel Maho Gildemeister DMU 70 eVolution durchgeführt. Die maximale Antriebsleistung der darin integrierten Maschinenspindel beträgt P = 35 kW, das maximale Drehmoment M = 130 Nm. Die Drehzahl der Maschinenspindel ist bis zu einer maximalen Drehzahl von n = 18.000 U/min stufenlos einstellbar. Ebenfalls stufenlos einstellbar ist der Vorschub der X-, Y- und Z-Achse bis zu einer maximalen Vorschubgeschwindigkeit von v_f = 20 m/min. Im Eilgang beträgt die Vorschubgeschwindigkeit v_f = 50 m/min. Zur Ansteuerung des Bearbeitungszentrums wurde die CNC-Steuerung iTNC 530 der Firma Heidenhain verwendet.

4.2 Werkzeuge

Als Werkzeuge wurden vierschneidige Schaftfräser mit der Bezeichnung RF 100 Ti der Firma Gühring KG eingesetzt. Bei dem verwendeten Schneidstoff handelte es sich um ein Hartmetall (DK 460 UF), das mit einer Ti-Al-N Beschichtung versehen wurde. Gemäß Herstellerangaben setzt sich das Hartmetall aus 10 % Co und 90 % WC zusammen bei einer durchschnittlichen WC-Korngröße von 0,55 µm. Eine repräsentative Aufnahme des Hartmetalls mittels Rasterelektronenmikroskop (FEI Quanta 600 FEG), ist in Abbildung 4-1 (a) dargestellt. Der Werkzeugdurchmesser betrug D = 10 mm und der Schneideckenradius R = 0,5 mm. Die Werkzeuge besaßen eine ungleiche Spiralsteigung, weswegen an den jeweils gegenüberliegenden Schneiden ein Spiralwinkel von $\Lambda = 35°$ bzw. $\Lambda = 38°$ vorlag. An jeder Schneide betrug der Spanwinkel $\gamma = 5°$ und der Freiwinkel $\alpha = 10°$. Zur Variation der Schneidkantenpräparation wurden Werkzeuge mit zwei unterschiedlichen Schneidkantenradien eingesetzt, die vom Werkzeughersteller via Nassstrahlen präpariert wurden. Die Schneidkanten wurden mit Hilfe des Form- und Rauheitsmessgeräts InfiniteFocus G5+ der Firma Bruker Alicona vermessen. Hieraus ergab sich ein mittlerer Schneidkantenradius von $r_\beta = 4{,}82 \pm 0{,}96$ µm (Abbildung 4-1 (b)) bzw. $r_\beta = 25{,}31 \pm 2{,}49$ µm (Abbildung 4-1 (c)). Die gemittelten Schneidkantenradien wurden jeweils auf Basis von insgesamt 36 Einzelmessungen, die an 12 Schneiden bzw. 3 Werkzeugen durchgeführt wurden, bestimmt.

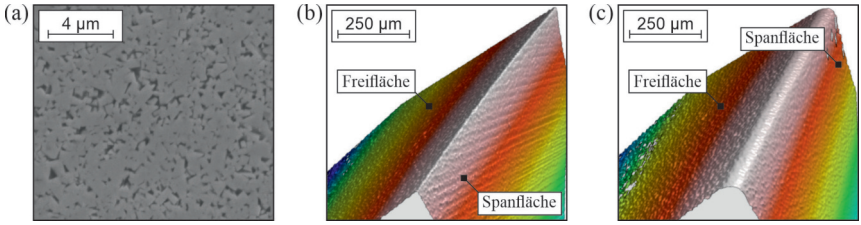


Abbildung 4-1: Repräsentative Aufnahmen des verwendeten Hartmetalls (a) und der Werkzeugschneide mit einem Schneidkantenradius von r_β = 5 µm (b) und r_β = 25 µm (c)

4.3 Versuchsdurchführung

Die experimentellen Untersuchungen lassen sich in die Durchführung von Zerspanversuchen und die Ermittlung des Standvermögens im Rahmen von Standweguntersuchungen unterteilen. Dabei wurden zur statistischen Absicherung für jeden hier untersuchten Versuchspunkt jeweils drei Versuche durchgeführt. Die Zerspanversuche sind Gegenstand von Kapitel 5 sowie Kapitel 6. Der hierfür verwendete experimentelle Aufbau ist in Abbildung 4-2 (a) dargestellt. Im Rahmen der Zerspanversuche wurden Werkstücke bei konstantem Arbeitseingriff a_e = 1 mm sowie konstanter Schnitttiefe a_p = 10 mm mittels Umfangsfräsen zerspant. Die Geometrie der Werkstücke wird durch einen Quader mit einem Querschnitt von Q = 10 mm x 10 mm und einer Länge von l = 100 mm beschrieben. Während des Fräsens wurden die zu untersuchenden Kühlmedien (vgl. Kapitel 4.4) über zwei Düsen der Zerspanzone zugeführt. Die Positionierung der beiden Düsen wurde auf der Grundlage durchgeführter Voruntersuchungen [Gutz20] ausgelegt und war für alle Versuche konstant. Zur Beschreibung der Positionierung sind in Abbildung 4-2 (b) die Düsenwinkel α_D sowie β_D schematisch dargestellt. Für Düse 1 wurde für den ersten Düsenwinkel α_{D1} = 30° gewählt und für den zweiten Düsenwinkel β_{D1} = 30°. Für Düse 2 wurden die Winkel auf α_{D2} = 30° bzw. β_{D2} = 150° festgelegt. Der Abstand zwischen den Düsen und dem Werkzeug betrug jeweils l_D = 30 mm. Vor jedem Start eines Versuchs wurde mit Hilfe von Thermoelementen eine einheitliche Werkstücktemperatur von T = 20 °C sichergestellt.

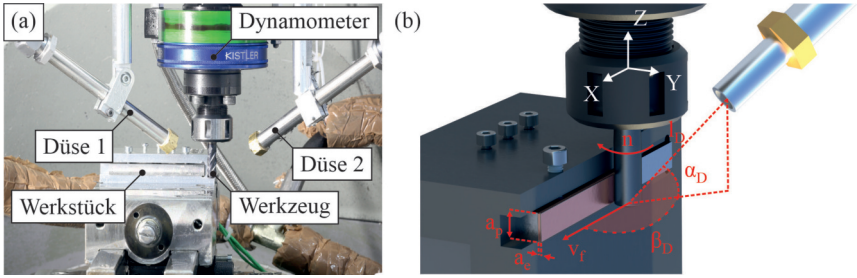


Abbildung 4-2: Aufnahme (a) und schematische Darstellung (b) des Versuchsaufbaus

Die Durchführung der experimentellen Versuche zur Ermittlung der Standwegkurven ist Gegenstand von Kapitel 7. Der hierfür verwendete Versuchsaufbau ist in Abbildung 4-3 (a) dargestellt. Die Positionierung der Düsen erfolgte analog zu den Zerspanversuchen. Auch der Arbeitseingriff a_e = 1 mm sowie die Schnitttiefe a_p = 10 mm waren identisch. Dahingegen wurde die Werkstückgeometrie angepasst, wobei hier ein Titan-Blech mit einem Querschnitt von Q = 35 mm x 300 mm und einer Länge von l = 250 mm zerspant wurde. Zur Charakterisierung des sich einstellenden Werkzeugverschleißes wurde das Werkzeug in regelmäßigen, zuvor definierten Intervallen mit Hilfe eines Stereomikroskops (Olympus SZ61) untersucht. Die Untersuchungsintervalle wurden dabei in Abhängigkeit vom Vorschubweg festgelegt, der pro durchgeführtem Schnitt der Länge des Werkstücks (l = 250 mm) entsprach. So wurde der Werkzeugverschleiß jeweils nach einem Vorschubweg von l_f = 5 m bzw. 20 Schnitten dokumentiert. Darüber hinaus wurde vor dem Start jedes Versuchs der initiale Zustand der Werkzeugschneiden vor dem erstmaligen Einsatz

erfasst. In Abbildung 4-3 (b) ist eine Aufnahme einer repräsentativen Werkzeugschneide vor Versuchsstart dargestellt. Die Durchführung der Standzeitversuche erfolgte bis zum Werkzeugversagen oder einem maximalen Vorschubweg von $l_f = 100\,m$. Neben der Dokumentation des Werkzeugverschleißes wurden zusätzlich die Späne in Abhängigkeit vom zurückgelegten Vorschubweg gesammelt und untersucht. Die Charakterisierung der entstandenen Späne fand analog zum Werkzeugverschleiß nach jedem zwanzigsten Schnitt bzw. nach einem zurückgelegten Vorschubweg von $l_f = 5\,m$ statt.

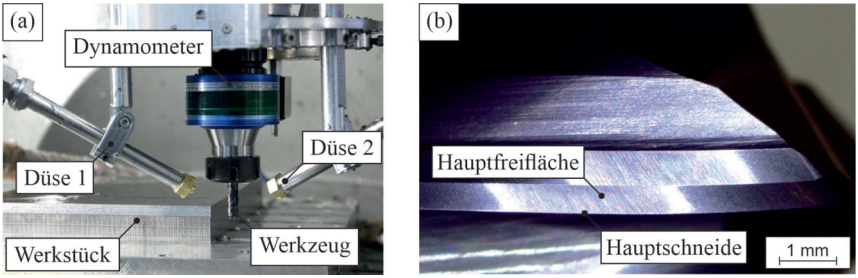


Abbildung 4-3: Versuchsaufbau zur Durchführung der Standweguntersuchungen (a) und repräsentative Werkzeughauptschneide vor dem Einsatz (b)

4.4 Kühlstrategien

4.4.1 Überflutungskühlung

Die im Rahmen dieser Arbeit zu untersuchenden tiefkalten Kühlstrategien wurden mit einer konventionellen Überflutungskühlung verglichen, die den industriellen Standard abbildet. Hierfür wurde ein wassermischbarer KSS (EmulCut 160 BW) der Firma Petrofer mit einer Konzentration von 12 % verwendet, der der Zerspanzone mit einem Volumenstrom von $\dot{V} = 16\,l/min$ bei einer Zufuhrtemperatur von $T_{Zufuhr} = 20\,°C$ zugeführt wurde. Die Zuführung fand über externe Kühlmitteldüsen der Firma BEMA (DGM G 92 16 1995) statt, die oberhalb der Werkzeugspindel angebracht waren. Die physikalischen Eigenschaften des konventionellen KSS sind in Tabelle 4-1 aufgelistet.

Tabelle 4-1: Physikalische Eigenschaften des eingesetzten EmulCut BW 160 bei einer Zufuhrtemperatur von 20 °C (Herstellerangaben)

Dichte	kinematische Viskosität	Pourpoint	pH-Wert
$963\,kg/m^3$	$180\,mm^2/s$	$-7\,°C$	9,3

4.4.2 Kryogene Kühlung

Für die gewählte kryogene Kühlstrategie wurde Kohlenstoffdioxid (CO_2) als Kühlmedium verwendet. Dieses wurde bei Raumtemperatur und einem Druck von $p \approx 57\,bar$ innerhalb von

Steigrohrflaschen gelagert. Zur Überwachung des Massenstroms und des Füllstands der Steigrohrflaschen wurden diese auf einer Plattformwaage (Typ DE 150 kg) der Firma Kern & Sohn platziert. Der schematische Aufbau der kryogenen Kühlung ist in Abbildung 4-4 (a) dargestellt. Über das NC-Programm kann das 2/2-Wege-Magnetventil angesteuert werden, um die CO_2-Kühlung zeitlich synchron und automatisiert zu aktivieren. Bei geöffnetem Ventil wird das kryogene Kühlmedium über druckisolierte Leitungen zur Zerspanzone geführt. Am Düsenaustritt kommt es zu einem Druckabfall auf das Niveau der umgebenden Atmosphäre, was zu einer Expansion und Phasenumwandlung des flüssigen CO_2 in ein zweiphasiges Festkörper-Gas-Gemisch führt. Aufgrund des JOULE-THOMSON-Effekts fällt die Temperatur des CO_2 bei der Expansion auf T = −78,5 °C herab, was dem Sublimationspunkt des kryogenen Mediums bei Atmosphärendruck entspricht (vgl. Abbildung 2-19) [Barb66].

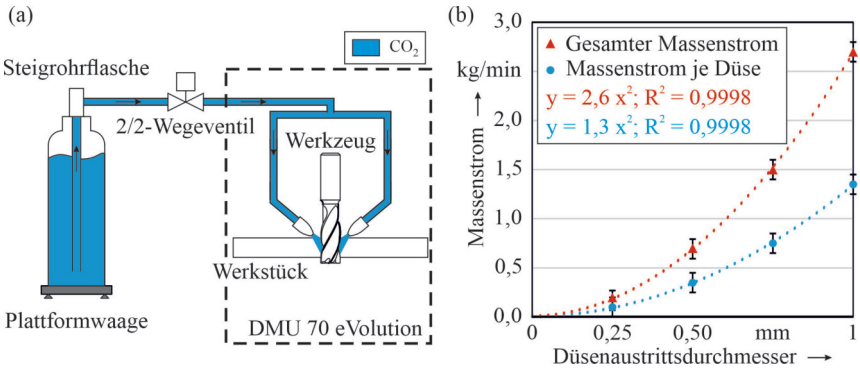


Abbildung 4-4: Schematischer Aufbau der kryogenen Kühlung (a) und Abhängigkeit des CO_2-Massenstroms vom gewählten Düsenaustrittsdurchmesser (b) des Versuchsaufbaus

Zur Einstellung des Massenstroms wurden Düsen mit unterschiedlichen Austrittsdurchmessern eingesetzt. Der Einfluss des Düsenaustrittsdurchmessers auf den CO_2-Massenstrom ist in Abbildung 4-4 (b) dargestellt. Dabei zeigt sich ein in guter Näherung quadratischer Zusammenhang zwischen dem gewählten Düsenaustrittsdurchmesser und dem resultierenden Massenstrom. Dies ist darauf zurückzuführen, dass auch der Querschnitt am Düsenaustritt mit steigendem Austrittsdurchmesser quadratisch zunimmt. Da für das flüssige CO_2 eine inkompressible Strömung angenommen wird, folgt aus einer Vergrößerung des Austrittsquerschnitts gemäß der Kontinuitätsgleichung (vgl. Gleichung 2-20) eine Zunahme des Massenstroms, der sich gleichmäßig auf beide Düsen verteilt.

4.4.3 Sub-zero Kühlung

Für die Untersuchung der sub-zero Kühlstrategien bei der Fräsbearbeitung wurde eine neue Kühlanlage entwickelt und in Betrieb genommen. Grundlage hierfür waren die Patentschrift von AURICH et al. [Auri18] sowie die Vorarbeiten von BASTEN et al. [Bast17, Bast22] zur sub-zero

Drehbearbeitung. Der Aufbau der entwickelten Versuchsanlage ist schematisch in Abbildung 4-5 dargestellt. Darin wird der sub-zero KSS in einem wärmeisolierten Tank gelagert, der mit einem Klarablauf und einem Totalauslauf ausgestattet ist. Da eine Entmischung des sub-zero KSS aufgrund der guten Mischbarkeit von MEG in Wasser ausgeschlossen werden kann, kann hier auf ein Rührwerk verzichtet werden. Der Totalauslauf ermöglicht ein vergleichsweise einfaches Umrüsten auf andere KSS. Über den Klarablauf wird der sub-zero KSS mit Hilfe einer Zahnradpumpe (M4X66EE8000TB-8) der Firma Verder entnommen und der Zerspanzone über zwei Rouse-Webster-Düsen als Freistrahl zugeführt. Durch die Verwendung der Zahnradpumpe lassen sich Volumenströme bis $\dot{V} = 8\,\mathrm{l/min}$ bei einem maximalen Zufuhrdruck von $\Delta p = 20\,\mathrm{bar}$ und einer Drehzahl von $n = 750\,\mathrm{U/min}$ realisieren. Über einen im Gegenstromprinzip verbauten Plattenwärmetauscher (HEX S522-40-00) der Firma Hydac in Kombination mit einem dynamischen Temperiersystem (Unistat630w) der Firma Huber kann die Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS flexibel eingestellt werden. Als Kältemittel innerhalb des Temperiersystems wird Ethanol verwendet, das über einen externen Kühlwasserkreislauf temperiert wird. Über einen PT100 Einschraubtemperaturfühler wird die Temperatur des sub-zero KSS unmittelbar hinter dem Wärmetauscher gemessen, wodurch die Kühlleistung des Temperiersystems geregelt und eine konstante Zufuhrtemperatur sichergestellt wird. Weiter kann aufgrund des Temperiersystems auf eine freie Flüssigkeitsfläche zur Verdunstungskühlung verzichtet werden, was eine Änderung des Mischungsverhältnisses des sub-zero KSS sowie die Arbeitsplatzbelastung infolge einer KSS-belasteten Atmosphäre minimiert.

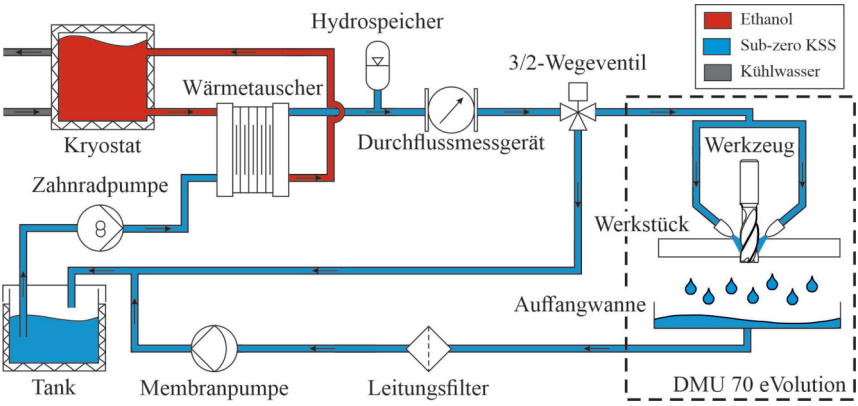


Abbildung 4-5: Schematischer Aufbau der entwickelten sub-zero Versuchsanlage nach [Gutz23a]

Zur Sicherstellung einer gleichmäßigen KSS-Versorgung bei konstantem Volumenstrom ist hinter dem Wärmetauscher ein Hydrospeicher (SBO100-2E) der Firma Hydac vorgesehen. Der Volumenstrom sowie die Dichte und Temperatur des sub-zero KSS werden durch die Verwendung eines Coriolis-Durchflussmessgeräts (FCS 400) der Firma Siemens gemessen und überwacht. Über die Messung des Volumenstroms erfolgt eine Regelung der Zahnradpumpe mit Hilfe

eines Frequenzumrichters (ST500 015G3) der Firma Sourcetronic. Analog zur kryogenen Kühlung lässt sich das hier verbaute 3/2-Wegeventil über das NC-Programm ansteuern. Durch das 3/2-Wegeventil wird der sub-zero KSS in der ersten Schaltstellung der Zerspanzone zugeführt, oder in der zweiten Schaltstellung über einen Einfüllstutzen zurück in den Tank geleitet. Die Rückführung des sub-zero KSS in Schaltstellung 2 ermöglicht eine Vorkühlung des im Tank befindlichen sub-zero KSS und begünstigt einen gleichmäßigeren Drehzahlbereich der Zahnradpumpe, wodurch die Prozessregelung bzw. der Betrieb der Kühlanlage deutlich handhabbarer wird. Über eine Wanne wird der dem Zerspanprozess zugeführte sub-zero KSS aufgefangen, sodass dieser durch Leitungsfilter (SZ-2-20-M-E) der Firma Hydac aufbereitet und über eine Druckluftmembranpumpe (WK25) der Firma Keller zurück in den Tank transportiert werden kann. Um Wärmebrücken entgegenzuwirken und zur Verbesserung der Kühlleistung sind alle verbauten Komponenten und Leitungen wärmeisoliert.

In Abbildung 4-6 ist der Versuchsaufbau für die Zerspanversuche unter Verwendung der sub-zero Kühlung dargestellt. Im Vergleich zum allgemeinen Versuchsaufbau (vgl. Abbildung 4-2) wurde hier eine Schutzhülse zur thermischen Isolation ergänzt. Beim Start der sub-zero Kühlung über das 3/2-Wegeventil kommt es zu einem allmählichen Aufbau des Volumenstroms, sodass wenige Sekunden benötigt werden, bis dieser konstant auf dem voreingestellten Wert zur Verfügung steht. Um einer Vorkühlung von Werkzeug und Werkstück in diesem Zeitraum entgegenzuwirken, verweilte das Werkzeug in der Schutzhülse (vgl. Abbildung 4-6 (b)). Sobald ein konstanter Volumenstrom vorlag, wurde das Werkzeug im Eilgang auf die Startposition des Versuchs verfahren (vgl. Abbildung 4-6 (c)), damit dieser beginnen konnte. Durch dieses Vorgehen wurde der Einfluss einer potentiellen Vorkühlung auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim Fräsen mit sub-zero KSS minimiert.

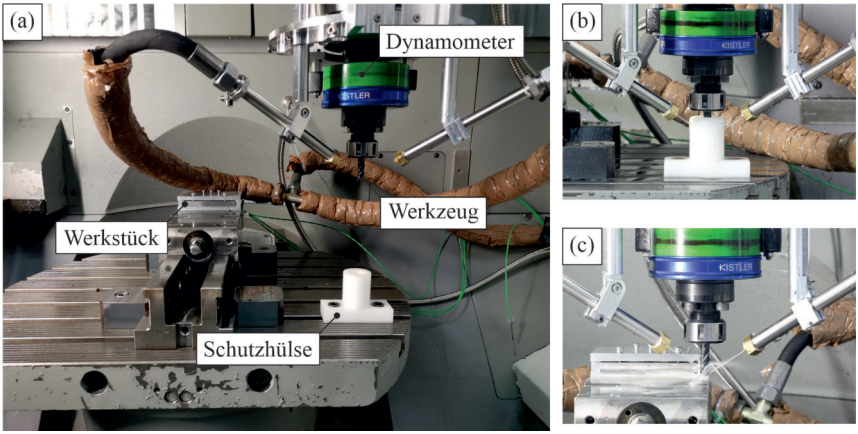


Abbildung 4-6: Aufnahme des Versuchsaufbaus mit sub-zero Kühlung (a) und der Position des Werkzeugs in der Schutzhülse (b) sowie vor Versuchsstart (c)

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine wässrige MEG-Lösung als sub-zero KSS verwendet, die von der Firma Petrofer zur Verfügung gestellt wurde. In Abbildung 4-7 (a) ist das Mischungsverhältnis des sub-zero KSS innerhalb des Phasendiagramms dargestellt. Bei der Wahl des Mischungsverhältnisses ist zu beachten, dass sich der MEG-Anteil zwar positiv auf die Reduzierung des Gefrierpunkts auswirkt, die Kühlwirkung jedoch nachteilig beeinflusst (vgl. Abbildung 2-21). Aufgrund dieses Zielkonflikts ist der MEG-Anteil nicht größer zu wählen als für eine hinreichende Herabsetzung des Gefrierpunkts nötig ist. Das Mischungsverhältnis wurde demnach auf 0,33 mol MEG pro 1 mol sub-zero KSS festgelegt, woraus ein Massenverhältnis von $\xi_{\mathrm{MEG/Wasser}} = 1{,}72\,\mathrm{g/g}$ resultiert. Hieraus ergibt sich eine Herabsenkung des Gefrierpunkts auf circa $-48\,^{\circ}\mathrm{C}$. Der MEG-Anteil wurde im Vergleich zum Eutektikum bewusst erhöht, um einen Sicherheitsabstand zum metastabilen Gebiet zu wahren. Die Zusammensetzung des sub-zero KSS wurde mit Hilfe eines Handrefraktometers (DR301-95) der Firma Krüss überwacht.

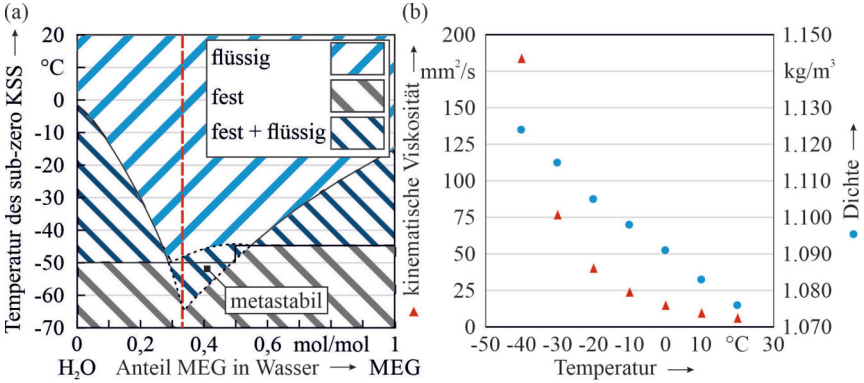


Abbildung 4-7: Zusammensetzung des sub-zero KSS (a) und dessen Verhalten in Abhängigkeit von der Temperatur (b) nach [Cord96, Step19]

In Abbildung 4-7 (b) ist das Verhalten des verwendeten sub-zero KSS bei konstantem Mischungsverhältnis ($\xi_{\mathrm{MEG/Wasser}} = 1{,}72\,\mathrm{g/g}$) in Abhängigkeit von der Temperatur dargestellt. Dabei zeigt sich eine lineare Zunahme der Dichte mit sinkender Temperatur, was sich bei konstantem Volumenstrom gemäß Gleichung 2-19 positiv auf den Zufuhrdruck auswirkt. Mit abnehmender Temperatur zeigt sich außerdem eine überproportionale Zunahme der kinematischen Viskosität. Hieraus resultiert eine Abnahme der Reynolds-Zahl (vgl. Gleichung 2-25), wohingegen die Prandtl-Zahl zunimmt (vgl. Gleichung 2-26). Zum Schutz der Anlagenperipherie wurde Dinatriummetasilikat (Na_2SiO_3) als Korrosionsinhibitor verwendet mit einer Konzentration von 3,7 g pro 1 kg sub-zero KSS. Darüber hinaus wurden 14 g Triisobutylphosphat ($C_{12}H_{27}O_4P$) pro 1 kg sub-zero KSS als Schauminhibitor hinzugegeben.

4.5 Werkstoff

Die durchgeführten Untersuchungen umfassen die Zerspanung der spannungsarmgeglühten Titanlegierung Ti-6Al-4V. Es wurden zwei Chargen von der Firma thyssenkrupp bezogen, wobei der Werkstoff für die Zerspanversuche und die Standweguntersuchungen jeweils aus der gleichen Charge stammte. Die chemischen Zusammensetzungen der beiden Chargen sind in Tabelle 4-2 aufgeführt. Dabei ist kein signifikanter Chargeneinfluss erkennbar. Gemessen wurde die Werkstoffzusammensetzung mit Hilfe eines Funkenspektrometers (Foundry-Master Pro) der Firma Oxford Instruments. Dazu wurden jeweils zehn Messungen pro Charge durchgeführt. Repräsentative Aufnahmen der vorliegenden Gefüge sind in Abbildung 4-8 für die zwei untersuchten Chargen dargestellt. Hierzu wurden die auszuwertenden Proben zunächst aufgetrennt (Mecatome T21), eingebettet (Mecapress 3) und geschliffen bzw. poliert (Mecatech 334). Alle Geräte zur Schliffpräparation stammen von der Presi GmbH. Die Kontrastierung der Schliffbilder erfolgte durch eine Tauchätzung nach Kroll, wodurch die vorliegende α-Phase in grau und die β-Phase in schwarz dargestellt werden. Hinsichtlich der Gefügeausprägung ist ein Chargeneinfluss zu erkennen, da es sich im Fall der ersten Charge um eine globulare Mikrostruktur handelt, wohingegen bei der Charge für die Standweguntersuchungen (vgl. Abbildung 4-8 (b)) eine bimodale Struktur vorliegt. Zur weiteren Charakterisierung eines potentiellen Chargeneinflusses ist in Abbildung 4-8 die jeweilige Grundhärte der Titanlegierungen angegeben. Diese ergibt sich aus insgesamt 20 Härtemessungen, die mit Hilfe eines Mikrohärteprüfgeräts (MicroMet 5100) der Firma Buehler und einer Prüfkraft von 0,098 N durchgeführt wurden. Die Messung der Mikrohärte erfolgte gemäß DIN EN ISO 6507 [DIN18b]. Trotz unterschiedlicher Gefügeausprägung zeigt sich hinsichtlich der Mikrohärte kein signifikanter Chargeneinfluss.

Tabelle 4-2: Chemische Zusammensetzung der verwendeten Titanlegierung in Ma-%

	Ti	Al	V	Fe
Zerspanversuche	89,90 ± 0,50	5,86 ± 0,35	3,53 ± 0,07	0,18 ± 0,15
Standwegversuche	90,00 ± 0,06	6,02 ± 0,05	3,47 ± 0,02	0,18 ± 0,01

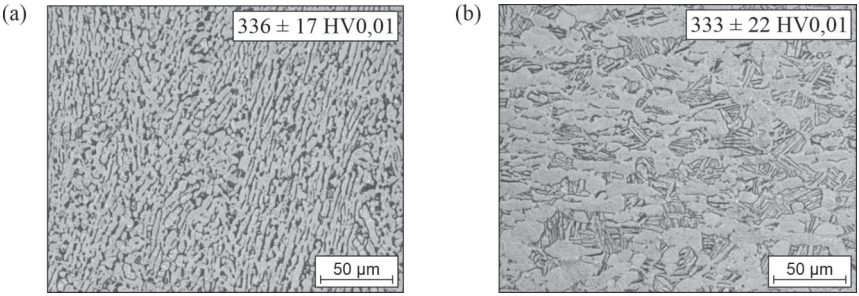


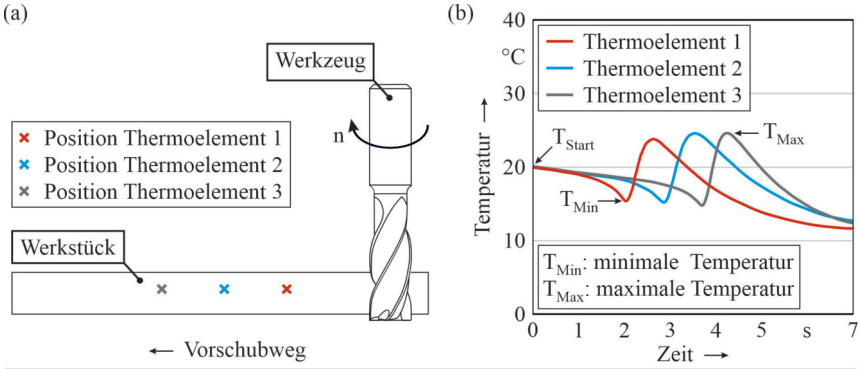
Abbildung 4-8: Gefüge der zu zerspanenden Titanlegierung Ti-6Al-4V für die (a) Zerspanversuche nach [Gutz21a] und die (b) Standwegversuche

4.6 Messtechnik und Messgrößen

Bei der Versuchsdurchführung wurden die auftretenden Temperaturen und wirkenden Kräfte während des Prozesses aufgezeichnet. Hierfür wurde zunächst eine NC-gesteuerte Triggerung entwickelt und in den Versuchsaufbau integriert, um eine zeitlich synchrone Steuerung des NC-Programms zur Durchführung der Fräsversuche und der Messtechnik zu gewährleisten. Die synchrone Erfassung der Temperaturen und der Prozesskräfte ermöglichte die Auswertung dieser Prozessgrößen in Abhängigkeit von der Versuchsdauer bzw. der Schnittzeit oder des Vorschubwegs.

4.6.1 Ermittlung der thermischen Last

Zur Charakterisierung der thermischen Belastung wurde bei der Durchführung der Zerspanversuche die Temperatur innerhalb der Werkstückrandzone gemessen. Hierfür wurden pro Versuch drei Mantelthermoelemente vom Typ K (NiCr-Ni) mit einem Durchmesser von D = 1 mm verwendet. Die Thermoelemente wurden in Erodierbohrungen platziert, die zuvor an der Rückseite der Werkstücke angebracht wurden. Zum Erodieren wurde eine Bohrerodiermaschine YGS 43C der Firma Mitsubishi Electric verwendet. Vor dem Einsetzen der Thermoelemente wurden die Erodierbohrungen mit Wärmeleitpaste (Assmann V5415) ausgefüllt, um den Wärmeübergang zwischen dem Thermoelement und der Bohrungswand im Werkstück zu verbessern. Die Positionierung der Thermoelemente ist schematisch in Abbildung 4-9 (a) dargestellt. Die Messsignale wurden über die Software DASYLab aufgezeichnet. Dabei betrug die Abtastfrequenz f_S = 1.000 Hz.



Werkzeug: RF 100 Ti	Werkstück:	Schnittparameter:	Kühlstrategie: kryogen
Hartmetall: DK 460 UF;	Ti-6Al-4V;	a_e = 1 mm; a_p = 10 mm;	externe CO_2-Kühlung;
Beschichtung: Ti-Al-N;	10 mm x 10 mm x 100 mm	v_c = 100 m/min; f_z = 0,08 mm;	$\dot{m}$ = 0,7 kg/min
D = 10 mm; z = 4; r_β = 5 µm		n = 3.183 U/min	

Abbildung 4-9: Anordnung (a) und repräsentative Temperaturmessung (b) der Thermoelemente im Werkstück

In Abbildung 4-9 (b) ist eine repräsentative Temperaturmessung in Abhängigkeit von der Zeit dargestellt. Die Temperaturmessungen der drei Thermoelemente weisen einen ähnlichen Verlauf auf, der jedoch aufgrund der Positionierung zeitversetzt ist. Zu Versuchsbeginn liegt die Start-

temperatur von T_{Start} = 20 °C vor. Mit fortlaufender Versuchsdauer wird für alle Verläufe ein Temperaturabfall bis zu einem lokalen Minimum T_{Min} beobachtet. Die Abnahme der Werkstücktemperatur ist auf die Kühlwirkung der verwendeten Kühlstrategie zurückzuführen, die eine Vorkühlung des Werkstücks bewirkt. Sobald die durch den Zerspanprozess induzierte Wärme die Position des jeweiligen Thermoelements erreicht, kommt es zu einem Temperaturanstieg, bis ein lokales Maximum T_{Max} erreicht wird. Hat das Werkzeug die Position des Thermoelements passiert, wird ein erneuter Temperaturabfall durch die eingesetzte Kühlungstrategie beobachtet. Das lokale Maximum entspricht folglich der zeitabhängigen Superposition der induzierten Wärme durch den Zerspanprozess und der abgeführten Wärme infolge der Kühlung. Zur Beschreibung der thermischen Last wurden demnach die charakteristischen Punkte der jeweiligen Temperaturverläufe herangezogen. Die minimale Temperatur dient dabei als Maß zur Beurteilung der Kühlwirkung, da hier der Einfluss der induzierten Wärme durch den Zerspanvorgang vernachlässigbar gering ist. Für die Charakterisierung der thermischen Last wird die maximale Temperatur herangezogen. Zur Berechnung dieser charakteristischen Größen wurde der Mittelwert um das lokale Minimum bzw. Maximum mit einem Messintervall von ± 50 Messwerten gebildet.

Der Abstand der Thermoelemente kann einen Einfluss auf die Temperaturmessung nehmen. Um diesen Einfluss zu charakterisieren, wurden Zerspanversuche im Trockenschnitt durchgeführt, wobei der Abstand der Thermoelemente zur Schnittzone variiert wurde. In Abbildung 4-10 sind die gemessenen Temperaturen in Abhängigkeit vom Abstand der Thermoelemente dargestellt.

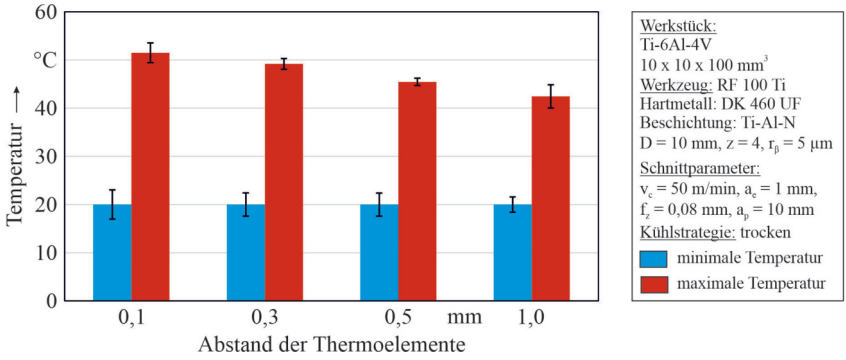


Abbildung 4-10: Temperatur in Abhängigkeit vom Abstand vom Thermoelement zur Schnittzone

Aufgrund des fehlenden Kühlmediums kommt es beim Trockenschnitt zu keiner Vorkühlung des Werkstücks, weswegen keine signifikante Änderung der minimalen Temperatur beobachtet wird. Im Fall der maximalen Temperatur ist eine Temperaturabnahme mit steigendem Abstand zwischen Thermoelement und Schnittzone erkennbar. Diese Beobachtung ist durch das Fouriersche Gesetz [Baeh19, Step19] erklärbar, da auch der Wärmestrom ins Werkstück mit zunehmendem Abstand abnimmt. Folglich wird die höchste Temperatur mit T_{Max} = 51 °C für den kleinsten gewählten Abstand beobachtet. Verglichen mit den zu erwartenden Temperaturen in der Schnittzone (vgl. Abbildung 2-12 (b)) ist die hier gemessene Temperatur insbesondere für eine Trockenbearbeitung sehr gering. Dies wird auf das Ansprechverhalten der Thermoelemente, aber

vor allem auf die äußerst geringe Wärmeleitfähigkeit der Titanlegierung zurückgeführt. Daher ist davon auszugehen, dass die tatsächlichen Temperaturen innerhalb der Schnittzone deutlich höher sind als die hier gemessenen Temperaturen. Aufgrund identischer Randbedingungen können die ermittelten charakteristischen Werte dennoch herangezogen werden, um die untersuchten Einflüsse auf die thermische Belastung zu bewerten und zu vergleichen.

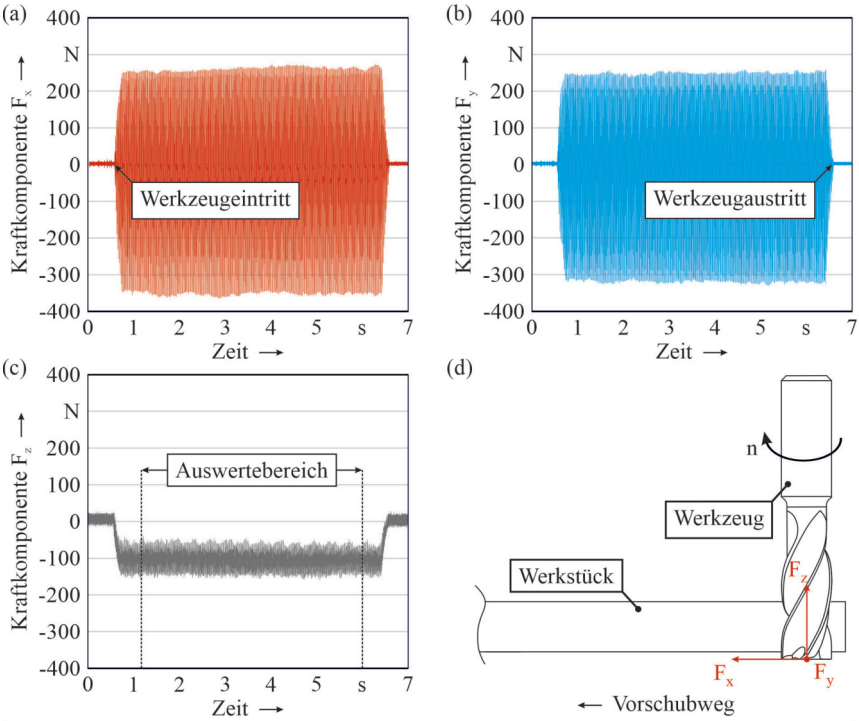
4.6.2 Prozesskräfte

Die während der Zerspanung am Werkzeug auftretenden Kräfte wurden mit einem rotierenden Vierkomponenten-Dynamometer vom Typ 9123C bzw. Typ 9170A der Firma Kistler gemessen. Die mitdrehenden Dynamometer wurden jeweils in die Normschnittstelle der Werkzeugspindel (HSK 63A) eingesetzt und nahmen das Werkzeug über einen Werkzeughalter auf. Im Dynamometer sitzt ein Vierkomponenten-Sensor, bestehend aus vier piezoelektrischen Kristallscheibenpaaren, die unter hoher Vorspannung zwischen der Grundplatte und der Deckplatte verbaut sind. Wird eine externe mechanische Last aufgebracht, kommt es zu einer Auslenkung, sodass durch die piezoelektrischen Sensoren eine elektrische Ladung entsteht. Die resultierenden elektrischen Ladungen sind dabei proportional zur Auslenkung bzw. zur wirkenden Kraft. Die im Dynamometer integrierten Ladungsverstärker wandeln diese geringen elektrischen Ladungen in proportionale Spannungssignale um. Diese Spannungssignale wurden mittels Nahfeld-Telemetrie berührungslos an den wenige Millimeter entfernten Stator (Typ 5221B1 bzw. Typ 5236B, Firma Kistler) übermittelt und anschließend über einen A/D-Wandler (Typ 5223 bzw. Typ 5238, Firma Kistler) in ein digitales Signal umgewandelt. Mit Hilfe von Proportionalitätskonstanten wurden hieraus die drei orthogonalen Kräfte F_x, F_y und F_z errechnet. Da die Kräfte am Werkzeug gemessen wurden, rotiert auch das Koordinatensystem dieser Kraftkomponenten mit dem Werkzeug (vgl. Abbildung 4-11 (d)). Die Erfassung der Messwerte und die Umrechnung der Kräfte erfolgte mit der Software DASYLab. Die Abtastfrequenz bei der Kraftmessung betrug $f_S = 15.000\,\text{Hz}$.

In Abbildung 4-11 sind die drei gemessenen Zerspankraftkomponenten für einen repräsentativen Versuch in Abhängigkeit von der Zeit dargestellt. Die Periodizität der Kraftsignale resultiert dabei aus der Rotation des mitdrehenden Koordinatensystems. Für die Zerspankraftkomponenten F_x und F_y zeigt sich dabei ein ähnlicher Verlauf des Messsignals, was auf die Rotation des vierschneidigen Werkzeugs zurückzuführen ist. In X-Richtung scheinen etwas höhere Kräfte aufzutreten, infolge der ungleichen Spiralwinkel des Fräsers [Iqba20, Wan17].

Zum Zeitpunkt $t = 0\,\text{s}$ wird die Messung gestartet und das Werkzeug befindet sich in einem Abstand von $d = 20\,\text{mm}$ vor dem Werkstück. Sobald das Werkzeug in das Werkstück eintritt (vgl. Abbildung 4-11 (a)), kann ein Anstieg der Zerspankraftkomponenten beobachtet werden, da es während des Eintritts zu einer Zunahme des Spanungsquerschnitts kommt. Bis zum Werkzeugaustritt (vgl. Abbildung 4-11 (b)) liegt ein konstanter Spanungsquerschnitt und daher ein annähernd gleichmäßiges periodisches Kraftsignal vor. Sobald das Werkzeug aus dem Werkstück austritt, nehmen Spanungsquerschnitt und Kräfte ab und fallen auf Null. Zur Berechnung der Zerspankraftkomponenten wurde ein stationärer Auswertebereich festgelegt (vgl. Abbildung 4-11 (c)), der nicht durch den Werkzeugeintritt bzw. Werkzeugaustritt beeinflusst wird. Innerhalb

des Auswertebereichs wurde der quadratische Mittelwert des periodischen Messsignals berechnet. Durch Vektoraddition der berechneten Werte für F_x und F_y wurde die Aktivkraft F_a gemäß Gleichung 4-1 berechnet. Die Passivkraft F_p entsprach der Zerspankraftkomponente F_z, sodass nach Gleichung 4-2 die Zerspankraft F_{res} berechnet werden konnte.



Werkzeug: RF 100 Ti	Werkstück:	Schnittparameter:	Kühlstrategie: kryogen
Hartmetall: DK 460 UF;	Ti-6Al-4V;	a_e = 1 mm; a_p = 10 mm;	externe CO_2-Kühlung;
Beschichtung: Ti-Al-N;	10 mm x 10 mm x 100 mm	v_c = 100 m/min; f_z = 0,08 mm;	$\dot{m}$ = 0,7 kg/min
D = 10 mm; z = 4; r_β = 5 µm		n = 3.183 U/min	

Abbildung 4-11: Repräsentatives Kraftsignal in X- (a), Y- (b) und Z-Richtung (c) und schematische Darstellung der Wirkrichtung der Kraftkomponenten am Fräser (d)

$$F_a = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \tag{4-1}$$

$$F_{res} = \sqrt{F_a^2 + F_z^2} = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \tag{4-2}$$

Trotz gleicher Spezifikation kann die Wahl des verwendeten Werkzeugs einen Einfluss auf die Prozess-, sowie Prozessergebnisgrößen bei den durchzuführenden Zerspanuntersuchungen nehmen. Um den Werkzeugeinfluss abzuschätzen, werden daher die Aktivkräfte herangezogen, die im Trockenschnitt bei der Verwendung von insgesamt drei Werkzeugen gleicher Spezifikation auftraten. Die resultierenden Aktivkräfte sind in Abbildung 4-12 (a) in Abhängigkeit von den

zwei zu untersuchenden Schneidkantenradien dargestellt. Zur Abschätzung des Einflusses der Messtechnik wurde der Versuch ebenfalls unter Verwendung des Dynamometers Typ 9170 (vgl. Abbildung 4-12 (b)) durchgeführt. Zusätzlich ist die gemittelte Aktivkraft in Abbildung 4-12 ergänzt, die sich aus dem Durchschnitt der insgesamt 12 Kraftmessungen ergibt.

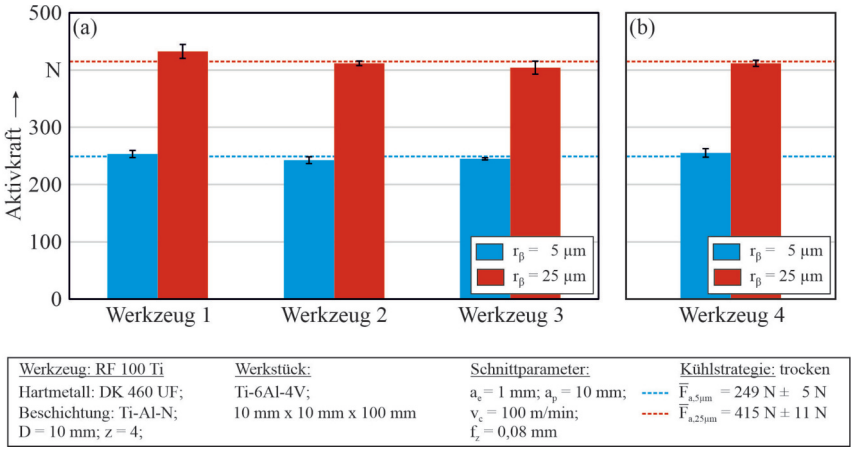


Abbildung 4-12: Werkzeugeinfluss auf die Kraftmessung in Abhängigkeit von der Schneidkantenpräparation unter Verwendung des Dynamometers vom Typ 9123C (a) und Typ 9170A (b)

Dabei zeigt sich zunächst, dass aufgrund der Vergrößerung des Schneidkantenradius höhere Aktivkräfte auftreten, was auf ausgeprägtere Ploughing-Effekte infolge der stumpferen Werkzeugschneide zurückzuführen ist. Bei identischer Werkzeugspezifikation und konstantem Schneidkantenradius sind die Unterschiede bzgl. der auftretenden Aktivkräfte vergleichsweise gering. Auch beim Vergleich der verwendeten Messtechnik zeigen sich keine signifikanten Unterschiede hinsichtlich der gemessenen Aktivkräfte, unabhängig von der Schneidkantenpräparation. Wird die gemittelte Aktivkraft betrachtet, liegt die Standardabweichung in beiden Fällen unter 3 %, sodass der Werkzeugeinfluss sowie der Einfluss des verwendeten Dynamometers im Rahmen dieser Untersuchungen als vernachlässigbar angenommen wird.

4.6.3 Oberflächentopographie

Als insbesondere für die Industrie relevante Prozessergebnisgröße wurde die Oberflächenqualität in Abhängigkeit von den zu untersuchenden Kühl- und Frässtrategien charakterisiert. Eine quantitative Beschreibung der Oberflächenqualität erfolgte durch die taktile Bestimmung des arithmetischen Mittenrauwerts R_a via Tastschnittverfahren nach DIN4768 [DIN90b]. Hierfür wurde das Perthometer MarSurfGD 120 der Firma Mahr mit einem Tastarm vom Typ BFW A 4-45-2/90° verwendet. Die Taststrecke betrug l_t = 5,6 mm bei einer Grenzwellenlänge von λ_c = 0,8 mm. Es wurden pro Werkstück fünf Messungen durchgeführt, sodass der arithmetische Mittenrauwert je Versuchspunkt über insgesamt 15 Messungen gemittelt wurde. Die Messpunkte wurden dabei

gleichmäßig entlang und parallel zum Vorschubweg auf dem Werkstück verteilt. Das verwendete Messschema ist in Abbildung 4-13 schematisch dargestellt. Ergänzend hierzu fand eine qualitative Bewertung der Oberflächen durch eine Charakterisierung ausgewählter Topografien mit Hilfe lichtmikroskopischer Aufnahmen statt.

Abbildung 4-13: Schematische Anordnung zur taktilen Bestimmung der Rauheitskenngrößen

5 Auslegung der Kühlstrategien und deren Einfluss auf die Prozessgrößen

Zur Auslegung der zu untersuchenden Kühlstrategien wurden Zerspanversuche an Titanproben durchgeführt, bei denen die Einstellgrößen der kryogenen sowie der sub-zero Kühlstrategie systematisch variiert wurden. Die Durchführung der Versuche erfolgte im Gleichlauf, wobei die Schnittparameter ($v_c = 100\,m/min$; $f_z = 0{,}08\,mm$), die Zustellung ($a_e = 1\,mm$; $a_p = 10\,mm$) und die Werkzeugeigenschaften (RF 100Ti; $D = 10\,mm$; $z = 4$; $r_\beta = 5\,\mu m$) konstant gehalten wurden. Im Fall der kryogenen CO_2-Kühlung lag der Fokus auf der Variation des eingesetzten Massenstroms. Um den Einsatz der sub-zero Kühlung hinreichend zu analysieren, wurde der Einfluss der Zufuhrtemperatur, des Volumenstroms, der Düsenaustrittsgeschwindigkeit und des sich einstellenden Zufuhrdrucks des sub-zero KSS untersucht. Für die Charakterisierung bzw. Bewertung der zu untersuchenden Kühlstrategien wurde das auftretende thermo-mechanische Belastungskollektiv herangezogen. Dabei wurden die auftretenden Temperaturen innerhalb des Werkstücks sowie die am Werkzeug wirkenden Aktivkräfte während der Zerspanung erfasst. Für den Abstand der Thermoelemente zur Schnittzone wurde ein einheitlicher Abstand von $d = 0{,}3\,mm$ gewählt[1].

5.1 Einfluss einer kryogenen CO_2-Kühlung auf den Fräsprozess

In Abbildung 5-1 ist der Einfluss der kryogenen CO_2-Kühlung auf die Werkstücktemperatur in Abhängigkeit vom verwendeten Massenstrom dargestellt. Es zeigt sich, dass sowohl die minimale als auch die maximale Temperatur mit steigendem Massenstrom abnehmen. Da die Schnittparameter für alle Versuche konstant gehalten werden, ist auch die Dauer der jeweiligen Versuche gleich. Folglich wird innerhalb eines konstanten Zeitintervalls bei einer Erhöhung des Massenstroms mehr CO_2 der Zerspanzone zugeführt. Durch die größere Menge des dem Zerspanprozess zugeführten kryogenen Kühlmediums wird mehr Wärme aus der Zerspanzone abgeführt. Hieraus resultiert eine bessere Kühlwirkung und demzufolge eine geringere Werkstücktemperatur. Auch die thermische Last, charakterisiert durch die maximale Temperatur, sinkt mit steigendem Massenstom, was auf die verbesserte Kühlwirkung zurückzuführen ist. Folglich wird die geringste thermische Last bei dem höchsten hier untersuchten Massenstrom von $\dot{m} = 2{,}7\,kg/min$ beobachtet. Dabei ist zu beachten, dass eine Erhöhung des Massenstroms gleichbedeutend mit einer Steigerung des CO_2-Verbrauchs ist. Da das kryogene Medium während des Zerspanvorgangs restlos sublimiert und nicht zurückgewonnen werden kann, resultieren aus der Steigerung des CO_2-Verbrauchs höhere Prozesskosten, die sich negativ auf die Wirtschaftlichkeit des Prozesses auswirken.

Der Einfluss der kryogenen Kühlstrategie auf die Prozesskräfte ist in Abbildung 5-2 dargestellt. Darin ist die auftretende Aktivkraft in Abhängigkeit vom CO_2-Massenstrom abgebildet. Es ist zu beobachten, dass die gemessenen Aktivkräfte auf einem vergleichbaren Niveau liegen, was

[1] Ein Teil der im Rahmen dieses Kapitels präsentierten Ergebnisse wurde bereits in [Gutz23a] veröffentlicht.

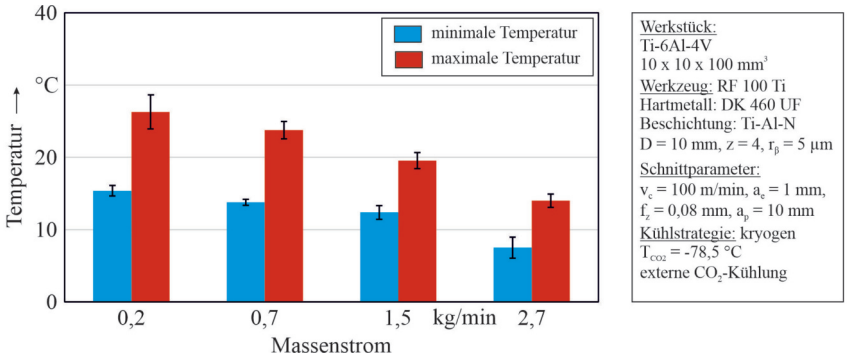


Abbildung 5-1: Abhängigkeit der Werkstücktemperatur vom CO_2-Massenstrom beim kryogenen Fräsen nach [Gutz23a]

auf die identische Prozesskinematik, durch die Wahl konstanter Schnittparameter, zurückzuführen ist. Demzufolge ist kein signifikanter Einfluss des CO_2-Massenstroms und der damit zusammenhängenden Werkstücktemperatur auf die auftretenden Aktivkräfte zu beobachten. Diese Beobachtung wird durch die Superposition von zwei gegenläufigen Effekten begründet. So begünstigen die tieferen Werkstücktemperaturen eine thermisch induzierte Kontraktion des Werkstoffs. Dadurch verringert sich der Spanungsquerschnitt, woraus niedrigere Aktivkräfte resultieren. Dahingegen erhöht sich der Werkstoffwiderstand bei tieferen Temperaturen aufgrund einer thermischen Verfestigung, weswegen höhere Kräfte für dessen Zerspanung aufgebracht werden. Dieser Zusammenhang konnte ebenfalls im Rahmen vorangegangener Studien beobachtet werden [Gutz20].

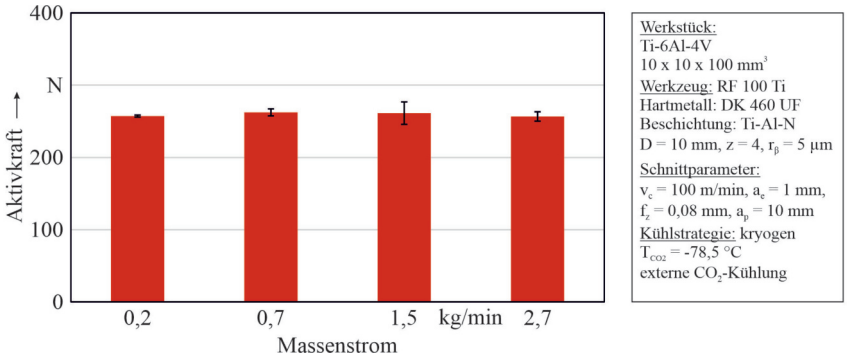


Abbildung 5-2: Abhängigkeit der Aktivkraft vom Massenstrom beim kryogenen Fräsen nach [Gutz23a]

5.2 Analyse der sub-zero Kühlstrategien beim Fräsen

Zur Untersuchung der sub-zero Zufuhrstrategie wird zunächst der Einfluss der Zufuhrtemperatur untersucht. Dabei ist zu beachten, dass die Dichte des sub-zero KSS mit sinkender Zufuhrtemperatur zunimmt (vgl. Abbildung 4-7), wodurch es aufgrund des konstanten Volumenstroms zu einer Zunahme des Massenstroms kommt. Nach Gleichung 2-19 resultiert hieraus ein Anstieg des Zufuhrdrucks mit sinkender Zufuhrtemperatur, der für den betrachteten Temperaturbereich jedoch verhältnismäßig gering ist. Der Einfluss der Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS auf die Werkstücktemperatur ist in Abbildung 5-3 dargestellt. Da eine Zufuhrtemperatur von $T_{Zufuhr} = 20\,°C$ der Temperatur der Umgebung entspricht, gilt nach Gleichung 2-17: $\Delta T = 0\,°C$, weswegen keine signifikante Vorkühlung des Werkstücks beobachtet wird. Mit sinkender Zufuhrtemperatur kommt es zu einer Verbesserung der Kühlwirkung, was an der Abnahme der minimalen Temperatur zu erkennen ist. Begünstigt wird die Kühlwirkung durch den steigenden Temperaturgradienten. Analog zur minimalen Temperatur sinkt auch die maximale Temperatur aufgrund einer ausgeprägteren Vorkühlung. Weiterhin wird beobachtet, dass die Differenz zwischen der minimalen und der maximalen Temperatur mit sinkender Zufuhrtemperatur abnimmt. Dies deutet darauf hin, dass bei tieferen Zufuhrtemperaturen weniger Wärme durch den Zerspanprozess in die Werkstückrandschicht eingebracht wird. Eine mögliche Erklärung hierfür ist eine Reibungsreduzierung infolge einer vorteilhaften Schmierwirkung des sub-zero KSS, die insbesondere bei niedrigen Zufuhrtemperaturen, aufgrund der höheren kinematischen Viskosität (vgl. Abbildung 4-7) begünstigt wird.

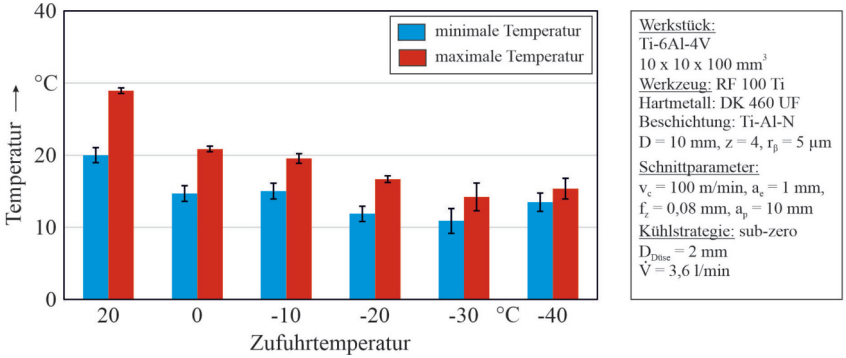


Abbildung 5-3: Werkstücktemperatur in Abhängigkeit von der Zufuhrtemperatur beim sub-zero Fräsen nach [Gutz23a]

Bei einer Herabsenkung der Zufuhrtemperatur von $T_{Zufuhr} = -30\,°C$ auf $T_{Zufuhr} = -40\,°C$ kommt es zu einer vermeintlichen Verschlechterung der Kühlwirkung, obwohl ein höherer Temperaturgradient vorliegt. Auch diese Beobachtung ist durch das temperaturabhängige Viskositätsverhalten des sub-zero KSS zu erklären. Insbesondere bei tiefen Temperaturen nimmt die Viskosität des sub-zero KSS signifikant zu, was sich zunächst negativ auf die Reynolds-Zahl und demnach auf den konvektiven Wärmeübergang auswirkt. Darüber hinaus ist anzunehmen,

dass sich der hochviskose Zustand des sub-zero KSS nachteilig auf die Benetzung unmittelbar in der Schnittzone auswirkt. Demnach wird die Menge an sub-zero KSS reduziert, die in die Schnittzone gelangt, sodass weniger Wärme abgeführt werden kann.

Für eine tiefgehendere Untersuchung zum Einfluss der Zufuhrtemperatur sind in Abbildung 5-4 Aufnahmen dargestellt, in denen die Zufuhr des sub-zero KSS während des Fräsens und unter Variation der Zufuhrtemperatur gezeigt wird. Die Aufnahmen sind in enger Zusammenarbeit mit dem Laboratory of Reaction and Fluid Process Engineering (LRF) als Kooperation innerhalb des SFB 926 entstanden. Eine Viskositätszunahme des sub-zero KSS bei sinkender Zufuhrtemperatur ist dabei deutlich erkennbar. Es ist ebenfalls zu sehen, dass der KSS-Freistrahl mit sinkender Zufuhrtemperatur von einer turbulenten Strömung (vgl. Abbildung 5-4 (a)) zu einer laminaren Strömung (vgl. Abbildung 5-4 (b)) übergeht, was sich über die Reynolds-Zahl begründen lässt. Bei einem identischen Düsendurchmesser von $D_{Düse}$ = 2 mm und einer konstanten Düsenaustrittsgeschwindigkeit von c = 9,55 m/s folgt nach Gleichung 2-25: $Re_{20\,°C}$ = 3.820 bzw. $Re_{0\,°C}$ = 1.469. Demnach wird aufgrund der zunehmenden kinematischen Viskosität die kritische Reynolds-Zahl (Re_{krit} = 2.300) mit sinkender Zufuhrtemperatur unterschritten. Obwohl eine turbulente Strömung die Wärmeübertragung begünstigt, werden bei laminarer Strömung ($T_{Zufuhr} \leq 0\,°C$) niedrigere Temperaturen beobachtet. Daraus wird gefolgert, dass der Temperaturgradient hier einen signifikanteren Einfluss auf die Kühlwirkung hat, verglichen mit der Ausprägung des Freistrahls.

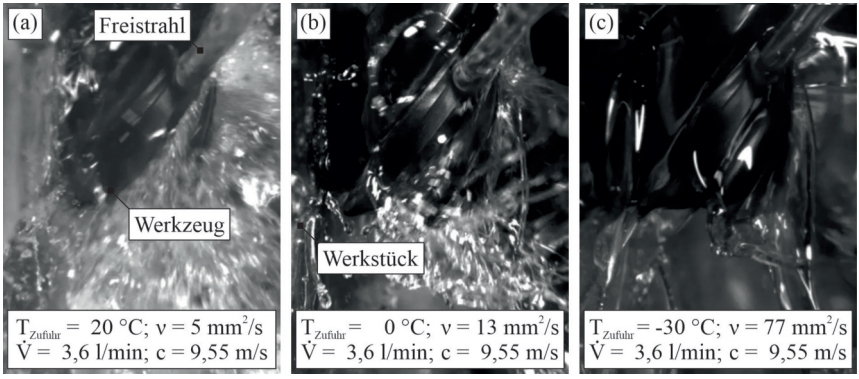


Abbildung 5-4: Repräsentative Aufnahmen des Zerspanvorgangs in Abhängigkeit der Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS nach [Gutz23a]

In Abbildung 5-5 sind die während des sub-zero Fräsens auftretenden Aktivkräfte in Abhängigkeit der Zufuhrtemperatur dargestellt. Auch hier liegen die Aktivkräfte aufgrund identischer Schnittparameter innerhalb der gleichen Größenordnung. Der Einfluss der Zufuhrtemperatur auf die Aktivkräfte ist vergleichsweise gering. Analog zur kryogenen CO_2-Kühlung ist davon auszugehen, dass sich eine thermisch induzierte Verfestigung und eine thermische Kontraktion überlagern, weswegen kein signifikanter Einfluss der Zufuhrtemperatur bzw. der Kühlwirkung auf die Aktivkräfte beobachtet wird. Neben der Kühlwirkung können die auftretenden Aktiv-

kräfte auch infolge einer ausgeprägteren Schmierwirkung beeinflusst werden. Die niedrigsten Aktivkräfte werden bei einer Zufuhrtemperatur von $T_{Zufuhr} = -30\,°C$ bzw. $T_{Zufuhr} = -40\,°C$ beobachtet. Aufgrund der hohen Viskosität sind vorteilhafte Schmiereigenschaften denkbar, was durch die Temperaturmessungen (vgl. Abbildung 5-3) bestätigt wird. Auch im Vergleich zu den gemessenen Aktivkräften, die beim kryogenen Fräsen auftreten (vgl. Abbildung 5-2), sind die Aktivkräfte beim sub-zero Fräsen geringfügig niedriger. Dies deutet ebenfalls auf die vorteilhaften Schmiereigenschaften des flüssigen sub-zero KSS hin. Dennoch ist der Einfluss der sub-zero Zufuhrstrategie auf die resultierenden Aktivkräfte gering, insbesondere im Vergleich zum Einfluss auf die gemessenen Temperaturen. Folgerichtig wird die sub-zero Kühlschmierstrategie daher anhand der minimalen bzw. der maximalen Temperaturen ausgelegt.

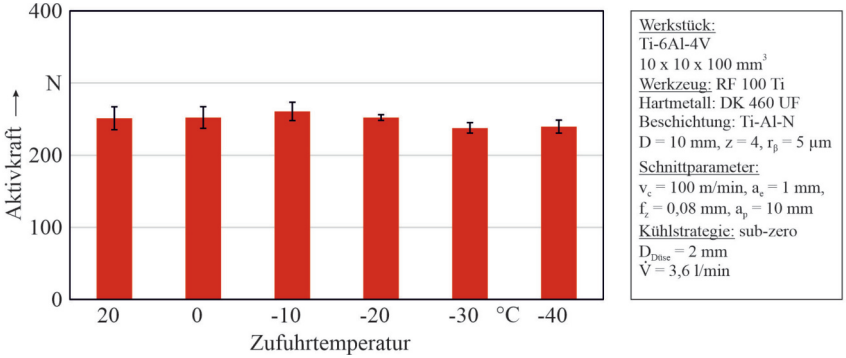


Abbildung 5-5: Aktivkraft in Abhängigkeit der Zufuhrtemperatur beim sub-zero Fräsen nach [Gutz23a]

Im nächsten Schritt wird der Einfluss des Volumenstroms und die geeignete Wahl des Düsenaustrittsdurchmessers untersucht. Für diese Untersuchung wird die Zufuhrtemperatur auf $T_{Zufuhr} = -30\,°C$ festgelegt, da hier der beste Kompromiss aus hohem Temperaturgradienten und guten Benetzungseigenschaften infolge der höheren Viskosität zu erwarten ist. Gemäß Gleichung 2-19 und Gleichung 2-21 werden sowohl die Strömungsgeschwindigkeit am Düsenaustritt als auch der Zufuhrdruck unmittelbar durch eine Änderung des Volumenstroms bzw. des Düsenaustrittsdurchmessers beeinflusst. Die resultierenden Strömungsgeschwindigkeiten und Zufuhrdrücke sind in Tabelle 5-1 in Abhängigkeit von den variierten Eingangsgrößen aufgelistet. Dabei ist zu beachten, dass sich der maximal einsetzbare Volumenstrom unter Verwendung der eingesetzten Zahnradpumpe und eines Düsenaustrittsdurchmessers von D = 1 mm aufgrund höherer Druckverluste von $\dot{V} = 5{,}40\,l/min$ auf $\dot{V} = 3{,}60\,l/min$ verringert.

In Abbildung 5-6 sind die auftretenden Temperaturen beim sub-zero Fräsen in Abhängigkeit vom verwendeten Volumenstrom dargestellt. Sowohl für einen Düsenaustrittsdurchmesser von $D_{Düse} = 2\,mm$ (vgl. Abbildung 5-6 (a)) als auch für einen von $D_{Düse} = 1\,mm$ (vgl. Abbildung 5-6 (b)), zeigt sich eine Abnahme der gemessenen Temperaturen mit zunehmendem Volumenstrom. Diese Beobachtung ist zum einen darauf zurückzuführen, dass der Zerspanzone bei höherem Volumenstrom mehr KSS pro Zeiteinheit zugeführt wird, wodurch sich auch die Menge an abge-

führter Wärme erhöht. Zum anderen bewirkt eine Erhöhung des Volumenstroms bei konstantem Düsenaustrittsdurchmesser eine Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit, was sich positiv auf die Reynolds-Zahl bzw. den konvektiven Wärmeübergang auswirkt. Die Erhöhung des Zufuhr-

Tabelle 5-1: Spezifikation der untersuchten sub-zero Kühlstrategien bei einer Zufuhrtemperatur von $T_{Zufuhr} = -30\,°C$

Volumenstrom in l/min	Düsenaustrittsdurchmesser in mm	Strömungsgeschwindigkeit in m/s	Zufuhrdruck in bar
1,80	2	4,77	0,13
2,70	2	7,16	0,29
3,60	2	9,55	0,51
4,50	2	11,94	0,79
5,40	2	14,32	1,14
1,80	1	19,10	2,03
2,70	1	28,65	4,58
3,60	1	38,20	8,13

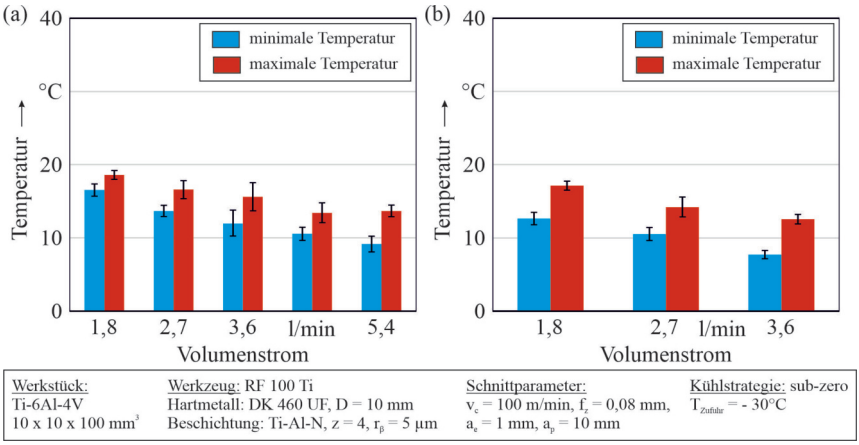


Abbildung 5-6: Abhängigkeit der Temperatur vom Volumenstrom bei einem Düsenaustrittsdurchmesser von $D_{Düse} = 2\,mm$ (a) und $D_{Düse} = 1\,mm$ (b) nach [Gutz23a]

drucks lässt zusätzlich vermuten, dass mehr sub-zero KSS in die Schnittzone gelangt, wodurch die Kühl- und Schmiereigenschaften begünstigt werden. Im Fall eines konstanten Volumenstroms zeigt sich, dass durch eine Reduzierung des Düsenaustrittsdurchmessers tiefere Temperaturen und folglich eine bessere Kühlwirkung realisiert werden. Dies ist darauf zurückzuführen, dass sich durch eine Verringerung des Düsenaustrittsdurchmessers bei konstantem Volumenstrom sowohl die Strömungsgeschwindigkeit als auch der Zufuhrdruck signifikant erhöhen lassen. Dadurch werden sowohl der konvektive Wärmeübergang als auch die Einbringung des sub-zero KSS in die Schnittzone begünstigt. Zur Veranschaulichung sind in Abbildung 5-7 Aufnahmen während des sub-zero Fräsens mit unterschiedlichen Düsenaustrittsdurchmessern dargestellt. An

der sich ausbildenden Prallströmung ist zu erkennen, dass der sub-zero KSS durch die Verwendung eines kleineren Düsenaustrittsdurchmessers (vgl. Abbildung 5-7 (b)) mit deutlich höherem Druck der Schnittzone zugeführt wird. Trotz der höheren Strömungsgeschwindigkeit und des verringerten Düsenaustrittsdurchmessers bildet sich eine laminare Strömung aus, was gemäß der Reynolds-Zahl nach Gleichung 2-25 (Re = 496) zu erwarten ist. Weiterhin ist zu erkennen, dass sich der Durchmesser des KSS-Freistrahls aufgrund des geringeren Düsenaustrittsdurchmessers ebenfalls verringert. Zwar wirkt sich diese Verringerung der Kontaktfläche gemäß Gleichung 2-17 negativ auf den abzuführenden Wärmestrom aus, die simultane Steigerung der Strömungsgeschwindigkeit bzw. des Zufuhrdrucks scheint dies jedoch zu kompensieren. Diese Annahme wird durch die Ergebnisse aus Abbildung 5-6 bestätigt. So werden selbst bei einer Erhöhung des Volumenstroms auf $\dot{V}$ =5,4 l/min (vgl. Abbildung 5-6 (a)) höhere Temperaturen beobachtet als unter Verwendung eines kleineren Düsenaustrittsdurchmessers und eines Volumenstroms von $\dot{V}$ = 3,6 l/min (vgl. Abbildung 5-6 (b)).

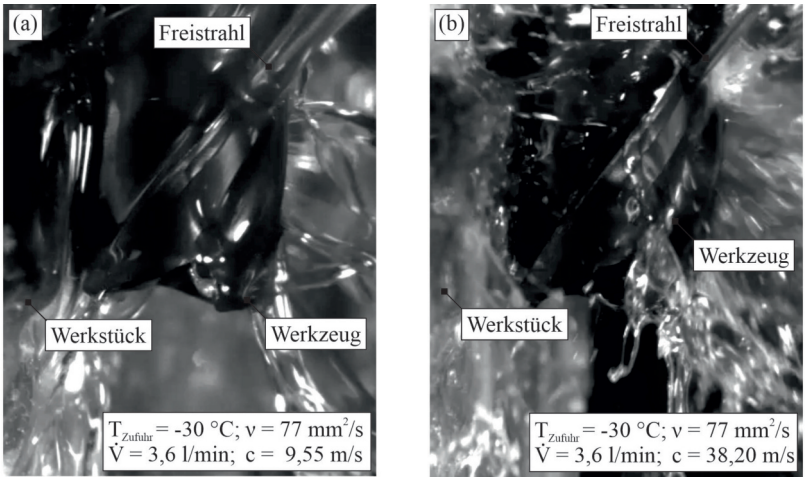


Abbildung 5-7: Repräsentative Aufnahmen beim sub-zero Fräsen mit einem Düsenaustrittsdurchmesser von $D_{Düse}$ = 2 mm (a) und $D_{Düse}$ = 1 mm (b) nach [Gutz23a]

5.3 Vergleich der tiefkalten Kühlstrategien

Nachdem die Wirkzusammenhänge zwischen der Zufuhrstrategie der kryogenen bzw. der sub-zero Kühlung mit den daraus resultierenden Kühlwirkungen erarbeitet wurden, werden die Kühlstrategien abschließend verglichen und bewertet. Bei den hierfür durchgeführten Zerspanversuchen wird die Schnittgeschwindigkeit auf v_c = 50 m/min reduziert. Somit wird neben der Bewertung der Kühlstrategien auch die Untersuchung bzgl. des Einflusses der Schnittgeschwindigkeit auf die Werkstücktemperatur bzw. auf die thermischen Lasten in der Zerspanzone ermöglicht. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird zunächst der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit in Abhängigkeit von den Kühlstrategien diskutiert, ehe diese verglichen werden.

In Abbildung 5-8 ist die Werkstücktemperatur in Abhängigkeit der Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS unter Verwendung eines Düsenaustrittsdurchmessers von $D_{Düse} = 1\,mm$ dargestellt. Analog zu den vorherigen Untersuchungen zum Einfluss der Zufuhrtemperatur (vgl. Abbildung 5-3) zeigt sich auch hier eine Abnahme der Werkstücktemperatur mit sinkender Temperatur des sub-zero KSS. Hier wird jedoch eine weitere Temperaturabnahme beobachtet, wenn die Zufuhrtemperatur von $T_{Zufuhr} = -30\,°C$ auf $T_{Zufuhr} = -40\,°C$ verringert wird. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der sub-zero KSS aufgrund des geringeren Düsenaustrittsdurchmessers mit höheren Strömungsgeschwindigkeiten bzw. Zufuhrdrücken der Schnittzone zugeführt wird. Dadurch wird die nachteilige Benetzung infolge des temperaturabhängigen Viskositätsverhaltens teilweise kompensiert, sodass die Vorteile infolge des höheren Temperaturgradienten die Kühlwirkung verbessern.

Werden die Ergebnisse aus Abbildung 5-8 mit denen aus Abbildung 5-6 (b) verglichen, zeigt sich bei einem konstanten Volumenstrom von $\dot{V} = 2{,}7\,l/min$ sowie einer konstanten Zufuhrtemperatur von $T_{Zufuhr} = -30\,°C$ eine Abnahme der minimalen und maximalen Temperatur aufgrund der reduzierten Schnittgeschwindigkeit. Die verringerte minimale Temperatur deutet auf eine effektivere Vorkühlung hin. Aufgrund der langsameren Schnitt- bzw. Vorschubgeschwindigkeit erhöht sich die Dauer des Zerspanvorgangs, sodass mehr sub-zero KSS zugeführt und folgerichtig die Vorkühlung begünstigt wird. Die niedrigere maximale Temperatur wird zum einen auf die effektivere Vorkühlung zurückgeführt, zum anderen verringert sich die mechanische Leistung bei niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten, wodurch auch die Wärmeentstehung in der Zerspanzone verringert wird (vgl. Gleichung 2-15).

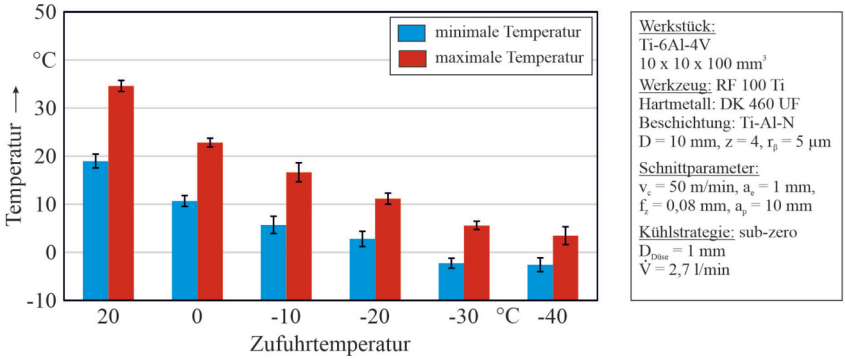


Abbildung 5-8: Werkstücktemperatur in Abhängigkeit der Zufuhrtemperatur beim sub-zero Fräsen mit optimierter Zufuhrstrategie

Der Einfluss der kryogenen Zufuhrstrategie auf die Werkstücktemperatur bei einer verringerten Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50\,m/min$ ist in Abbildung 5-9 dargestellt. Auch hier wird eine Abnahme der Temperatur bei einer Erhöhung des CO_2-Massenstroms beobachtet. Der Vergleich mit den Ergebnissen aus Abbildung 5-1 zeigt, dass auch beim kryogenen Fräsen eine effektivere Vorkühlung bei niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten beobachtet wird. In Analogie zum sub-zero Fräsen wird die verbesserte Vorkühlung durch die längere Dauer des Zerspanpro-

zesses und die gesteigerte Menge an zugeführtem kryogenen Kühlmedium begründet. Bei einem kryogenen Massenstrom von $\dot{m} \geq 1{,}5\,\mathrm{kg/min}$ resultieren aus einer Verringerung der Schnittgeschwindigkeit auch niedrigere maximale Temperaturen. Auch hier ist dies auf die effektivere Vorkühlung bzw. die verminderte Wärmeentstehung infolge der reduzierten mechanischen Last zurückzuführen. Jedoch wird im Fall eines kryogenen Massenstroms von $\dot{m} = 0{,}7\,\mathrm{kg/min}$ bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50\,\mathrm{m/min}$ (vgl. Abbildung 5-9) eine geringfügig höhere maximale Temperatur beobachtet als bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100\,\mathrm{m/min}$ (vgl. Abbildung 5-1), trotz effektiverer Vorkühlung und einer geringeren mechanischen Leistung. Eine Begründung ergibt sich durch den Aufbau der Messtechnik bzw. durch die Positionierung der Thermoelemente im Werkstück. Hier wird die gemessene Temperatur nicht unmittelbar in der Schnittzone, sondern in einem Abstand von $d = 0{,}3\,\mathrm{mm}$ bestimmt. Durch die längere Prozessdauer aufgrund der niedrigeren Schnittgeschwindigkeit wird auch die Kontaktzeit zwischen Werkzeug und Werkstück verlängert, wodurch der resultierende Wärmestrom über ein längeres Zeitintervall Wärme von der Schnittzone ins Werkstückinnere übertragen kann. Folglich wird an der Position des Thermoelements eine höhere Temperatur gemessen. Dennoch ist anzunehmen, dass die Temperaturen unmittelbar in der Schnittzone bei erhöhten Schnittgeschwindigkeiten deutlich höher sind. Aufgrund der kürzeren Kontaktzeit ist der Temperaturgradient ins Werkstückinnere stärker ausgeprägt, weswegen hier niedrigere Temperaturen am Thermoelement gemessen werden. Dieser Effekt tritt zwar auch bei Massenströmen von $\dot{m} \geq 1{,}5\,\mathrm{kg/min}$ auf, durch die höhere Kühlwirkung wird der Einfluss jedoch kompensiert.

Neben dem Einfluss einer kryogenen CO_2-Kühlung unter Variation des Massenstroms, ist in Abbildung 5-9 auch die Werkstücktemperatur in Abhängigkeit der trockenen Zerspanung und unter Verwendung der konventionellen Überflutungskühlung dargestellt. Da der konventionelle KSS bei Raumtemperatur zugeführt wird, kommt es wie auch bei der trockenen Zerspanung zu keiner Vorkühlung. Folgerichtig wird kein Einfluss auf die minimale Temperatur beobachtet. Hinsichtlich der maximalen Temperatur liegt die konventionelle Kühlung in der gleichen Größenordnung wie die kryogene Kühlung bei einem Massenstrom von $\dot{m} = 0{,}7\,\mathrm{kg/min}$, wohingegen die Differenz zwischen der minimalen und maximalen Temperatur im Fall der konventionellen Kühlung deutlich geringer ist. Dies wird durch die geringere Wärmeentstehung begründet, was auf die reibungsreduzierenden Schmiereigenschaften des flüssigen KSS zurückzuführen ist.
Der Vergleich zwischen der konventionellen Kühlung (vgl. Abbildung 5-9) und der sub-zero Kühlstrategie (vgl. Abbildung 5-8) zeigt, dass für eine Zufuhrtemperatur von $T_{Zufuhr} = 20\,^{\circ}\mathrm{C}$ niedrigere Temperaturen mit der konventionellen Kühlung realisiert werden. Dies ist vor allem durch den signifikant höheren Volumenstrom zu begründen. Darüber hinaus ist die kinematische Viskosität des konventionellen KSS deutlich höher als die des sub-zero KSS, was sich vorteilhaft auf die Schmiereigenschaften auswirkt. Ab einer Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS von $T_{Zufuhr} \leq 0\,^{\circ}\mathrm{C}$ treten jedoch niedrigere Temperaturen unter Verwendung der sub-zero Kühlung auf. Grund hierfür sind zum einen die vorhandene Vorkühlung und die verbesserte Kühlwirkung infolge des höheren Temperaturgradienten und zum anderen eine Erhöhung der kinematischen Viskosität, durch die die Schmiereigenschaften begünstigt werden.

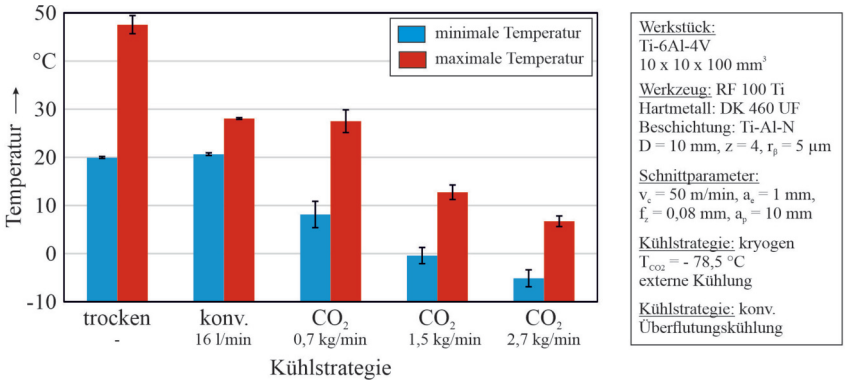


Abbildung 5-9: Werkstücktemperatur beim trockenen, konventionellen und kryogenen Fräsen in Abhängigkeit vom Massenstrom

Es kann zusammengefasst werden, dass durch tiefkalte Kühlstrategien höhere Kühlwirkungen realisiert werden können als unter Verwendung einer konventionellen Überflutungskühlung. Im Fall der kryogenen CO_2-Kühlung wird eine hohe Kühlwirkung vor allem durch hohe Massenströme erzielt, was sich durch die Sublimation des Mediums jedoch negativ auf den CO_2-Verbrauch und damit auf die Prozesskosten auswirkt. Weiter werden bei der kryogenen Kühlung vergleichsweise große Unterschiede zwischen den minimalen und maximalen Temperaturen beobachtet. Dies deutet auf eine verhältnismäßig hohe Wärmeentstehung hin, was durch eine mangelnde Schmierwirkung zu begründen ist. Auch bei der sub-zero Kühlung sind hohe Volumenströme sowie hohe Zufuhrdrücke vorteilhaft für eine ausgeprägte Kühlwirkung. Aufgrund des Kreislaufsystems ist jedoch nicht mit zunehmenden Prozesskosten aufgrund eines höheren KSS-Verbrauchs zu rechnen. Weiterhin wirken sich niedrige Zufuhrtemperaturen positiv auf die Kühlwirkung des sub-zero KSS aus. Aufgrund einer Zunahme der kinematischen Viskosität mit sinkender Temperatur des sub-zero KSS muss dabei jedoch eine hinreichende Benetzung der Schnittzone sichergestellt werden. Beim sub-zero Fräsen sowie unter Verwendung der konventionellen Überflutungskühlung ist die Temperaturerhöhung von der minimalen zur maximalen Temperatur im Vergleich zum Einsatz der kryogenen CO_2-Kühlung geringer. Hieraus wird eine geringere Wärmeentstehung infolge vorteilhafter Schmiereigenschaften abgeleitet.

6 Analyse des Fräsprozesses in Abhängigkeit von der Kühlstrategie

Nachdem der Einfluss der Zufuhrstrategie auf die Kühlwirkung beim kryogenen bzw. sub-zero Fräsen charakterisiert wurde, folgt nun die Auslegung des Fräsprozesses in Abhängigkeit von den beiden tiefkalten Kühlstrategien. Dabei wurden die Schnittgeschwindigkeit und der Vorschub pro Zahn gemäß Tabelle 6-1 systematisch variiert. Die Variation der Schnittparameter erfolgte für das Gleich- und Gegenlauffräsen sowie unter Verwendung von zwei unterschiedlichen Schneidkantenpräparationen. Die Zustellung (a_e = 1 mm; a_p = 10 mm) und die Zufuhrstrategien der kryogenen bzw. der sub-zero Kühlung wurden konstant gehalten. Im Fall der kryogenen CO_2-Kühlung wurde ein konstanter Massenstrom von $\dot{m} = 0{,}7\,\mathrm{kg/min}$ verwendet, da hier eine hinreichende Kühlwirkung bei vertretbarem Ressourcenaufwand erzielt wurde. Für die sub-zero Kühlung wurde ein Düsenaustrittsdurchmesser von $D_{Düse}$ = 1 mm verwendet, um möglichst hohe Austrittsgeschwindigkeiten bzw. Zufuhrdrücke zu realisieren. Weiterhin wurde ein Volumenstrom von $\dot{V} = 2{,}7\,\mathrm{l/min}$ und eine Zufuhrtemperatur von $T_{Zufuhr} = -30\,°C$ gewählt. Neben den auftretenden Aktivkräften wurde der Einfluss der Frässtrategie anhand des Werkzeugverschleißes, der resultierenden Späne und der gefertigten Oberflächen charakterisiert[1].

Tabelle 6-1: Angabe der zu untersuchenden Schnittparameterkombinationen

Schnittgeschwindigkeit in m/min	Drehzahl in 1/min	Vorschub pro Zahn in mm	Vorschubgeschwindigkeit in mm/min
50	1.592	0,04	255
100	3.183	0,04	509
150	4.775	0,04	764
50	1.592	0,08	509
100	3.183	0,08	1.019
150	4.775	0,08	1.528
50	1.592	0,12	764
100	3.183	0,12	1.528
150	4.775	0,12	2.292

6.1 Untersuchung zum Einfluss der Frässtrategie beim kryogenen Fräsen

6.1.1 Einfluss des Gleich- und Gegenlauffräsens

Zunächst wird der Einfluss der Frässtrategie beim kryogenen Fräsen untersucht, wenn vom Gleichlauf in den Gegenlauf gewechselt wird. Hierzu sind in Abbildung 6-1 die auftretenden Aktivkräfte beim Gleich- bzw. beim Gegenlauffräsen in Abhängigkeit von den Schnittparametern dargestellt. Sowohl im Gleichlauf (vgl. Abbildung 6-1 (a)) als auch im Gegenlauf (vgl.

[1] Ein Teil der in diesem Kapitel präsentierten Ergebnisse wurde bereits in [Gutz23b] veröffentlicht.

Abbildung 6-1 (b)) zeigt sich ein Anstieg der Aktivkräfte mit steigendem Vorschub pro Zahn, unabhängig von der gewählten Schnittgeschwindigkeit. Grund dafür ist die Erhöhung des Spanungsquerschnitts mit steigendem Vorschub pro Zahn. Da pro Schnitt mehr Material abgetragen wird, erhöht sich auch der Materialwiderstand, weswegen höhere Kräfte zur Spanbildung aufgebracht werden. Beim kryogenen Gleichlauffräsen ist der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf

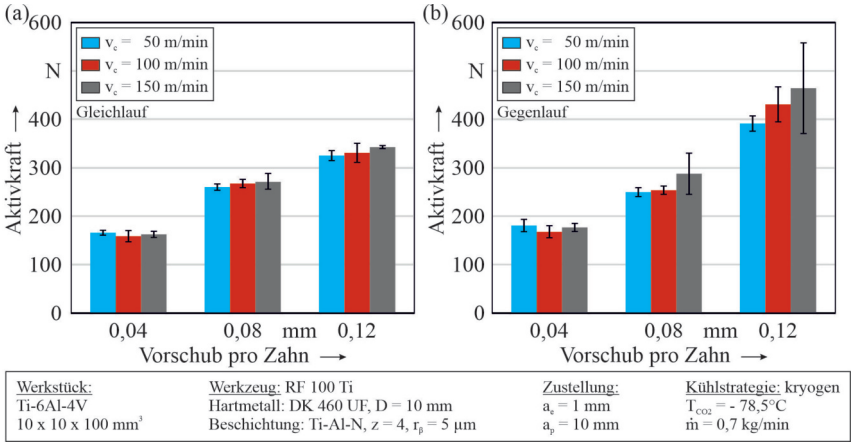


Abbildung 6-1: Aktivkraft in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim kryogenen Gleich- (a) und Gegenlauffräsen (b)

die Aktivkräfte gering, insbesondere im Vergleich zum Einfluss des Vorschubs pro Zahn. Im Allgemeinen ist eine Abnahme der Aktivkräfte mit steigender Schnittgeschwindigkeit zu erwarten, da es aufgrund höherer Schnitttemperaturen zu einer thermischen Entfestigung kommt. Für die hier untersuchten Schnittparameterkombinationen wird dies beim kryogenen Gleichlauffräsen jedoch nicht beobachtet. Es ist daher davon auszugehen, dass es beim kryogenen Gleichlauffräsen zu Effekten kommt, die der thermischen Entfestigung entgegenwirken, sodass eine Abnahme der Aktivkräfte mit steigender Schnittgeschwindigkeit hier nicht beobachtet wird. Eine mögliche Begründung ergibt sich durch die verwendete tiefkalte Kühlstrategie, durch die es zum einen zu einer Vorkühlung des Werkstücks und zum anderen zu einer effektiven Wärmeabfuhr kommt. Dies führt zu niedrigeren Schnitttemperaturen, wodurch auch der Einfluss einer thermischen Entfestigung verringert wird. Im Fall eines Vorschubs pro Zahn von $f_z \geq 0{,}08\,\text{mm}$ wird eine leichte Zunahme der Aktivkräfte mit steigender Schnittgeschwindigkeit beobachtet, was durch thermische Entfestigung nicht erklärbar ist. Eine mögliche Begründung ergibt sich durch eine Veränderung der Schneidkantengeometrie, aufgrund von Aufbauschneidenbildung und adhäsivem Werkzeugverschleiß. Dieser Zusammenhang wurde unter anderem in Untersuchungen von HOU et al. [Hou14] beobachtet. Darin sind mit steigender Schnittgeschwindigkeit höhere Schnitttemperaturen und demnach ein ausgeprägter adhäsiver Werkzeugverschleiß aufgetreten, durch den die Kräfte bei der Zerspanung angestiegen sind.

Im Vergleich zum kryogenen Gleichlauffräsen treten im Gegenlauf tendenziell höhere Aktivkräfte auf. Dies ist auf die Änderung der Kinematik zurückzuführen. Da die Werkzeugschneide im Gegenlauf unterhalb der Mindestspanungsdicke in das Werkstück eintritt, kommt es verstärkt zu plastischer Deformation. Dadurch werden Ploughing-Effekte begünstigt, was zu einer höheren mechanischen Last und folglich zu höheren Aktivkräften führt. Insbesondere bei einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}12\,\mathrm{mm}$ zeigt sich im Gegenlauf eine deutliche Erhöhung der Aktivkräfte. Weiterhin wird für einen Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}12\,\mathrm{mm}$ mit steigender Schnittgeschwindigkeit eine deutliche Zunahme der Aktivkräfte sowie der Standardabweichung beobachtet. Eine Erhöhung der Aktivkraft und der zugehörigen Standardabweichung wird ebenfalls für einen Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}08\,\mathrm{mm}$ und eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 150\,\mathrm{m/min}$ beobachtet. Diese stark angestiegenen Standardabweichungen deuten auf einen instabilen Fräsprozess hin. Es ist daher davon auszugehen, dass es bei diesen Schnittparameterkombinationen zu einem ausgeprägten adhäsiven Werkzeugverschleiß kommt, wodurch sich die Zerspanbarkeit verschlechtert und die auftretenden Aktivkräfte ansteigen.

Für eine tiefgehendere Untersuchung des Werkzeugverschleißes sind in Abbildung 6-2 repräsentative Werkzeugschneiden in Abhängigkeit von den Schnittparametern nach einem kumulierten Vorschubweg von $l_f = 300\,\mathrm{mm}$ dargestellt. Nach dem kryogenen Gleichlauffräsen wird für die Mehrheit der hier untersuchten Schnittparameterkombinationen kein signifikanter Werkzeugverschleiß an den jeweiligen Schneiden beobachtet. Bei einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}12\,\mathrm{mm}$ und einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 150\,\mathrm{m/min}$ sind jedoch leichte Adhäsionen der Titanlegierung an der Werkzeugschneide erkennbar. Dies deutet darauf hin, dass hier eine erhöhte thermische Last vorlag, da die chemische Reaktivität bzw. die Adhäsionsneigung von Ti-6Al-4V durch hohe Temperaturen begünstigt wird. Durch diese Adhäsionen an der Werkzeugschneide

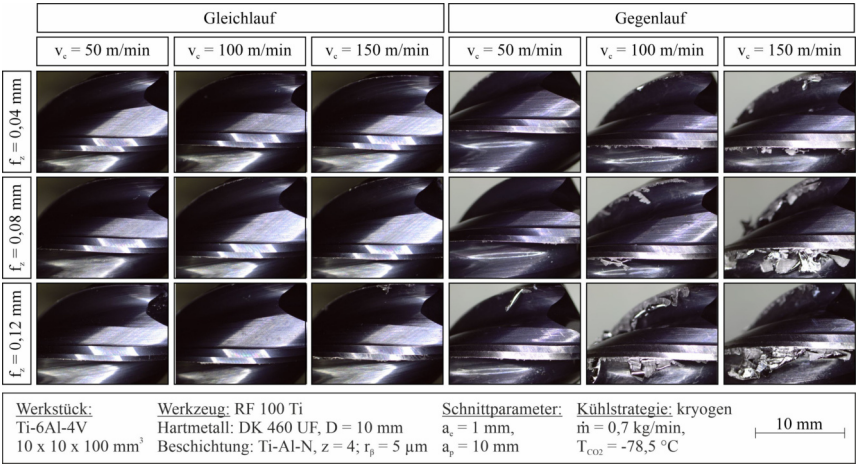


Abbildung 6-2: Repräsentative Aufnahmen einer Werkzeugschneide in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim Fräsen mit kryogener Kühlung

kommt es zu einer Änderung der Werkzeugschneidengeometrie, was die leichte Erhöhung der Aktivkräfte bei steigender Schnittgeschwindigkeit erklärt (vgl. Abbildung 6-1 (a)). Im Fall des kryogenen Gegenlauffräsens lassen sich Adhäsionen an den Werkzeugschneiden für einen Großteil der hier untersuchten Schnittparameterkombinationen erkennen. Dabei nimmt die Menge an Adhäsionen an der Werkzeugschneide mit steigendem Vorschub pro Zahn, aber vor allem mit einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit, zu. Dies bestätigt die Annahme, dass die erhöhten Aktivkräfte beim Gegenlauffräsen mit kryogener CO_2-Kühlung (vgl. Abbildung 6-1 (b)) auf einen ausgeprägten Werkzeugverschleiß zurückzuführen sind. Grund für den ausgeprägteren Werkzeugverschleiß beim kryogenen Gegenlauffräsen ist die veränderte Kinematik, durch die es zu einer Erhöhung der thermo-mechanischen Last, aufgrund der auftretenden Ploughing-Effekte, kommt. Dabei fördert insbesondere die Erhöhung der thermischen Last bzw. die Erhöhung der Temperatur in der Zerspanzone die chemische Reaktivität der Titanlegierung, was den adhäsiven Werkzeugverschleiß begünstigt. Insbesondere bei erhöhter Schnittgeschwindigkeit bzw. bei erhöhtem Vorschub pro Zahn wird die thermische Last von der kryogenen CO_2-Kühlung nicht ausreichend gesenkt, sodass dem thermo-chemisch induzierten Werkzeugverschleiß nicht hinreichend entgegengewirkt wird. Ein Grund hierfür ist die mangelnde Schmierwirkung der kryogenen CO_2-Kühlung, die bereits von WIKA et al. [Wika19] sowie PROUD et al. [Prou22] beim Fräsen von Ti-6Al-4V beobachtet wurde. Demnach wird ein Teil der Wärme zwar abgeführt, jedoch wird der Wärmeentstehung nur unzureichend entgegengewirkt, was insbesondere im Gegenlauf sowie bei erhöhten Schnittgeschwindigkeiten zunehmend von Bedeutung ist.

In Abbildung 6-3 sind repräsentative Aufnahmen der entstandenen Späne beim kryogenen Gleich- bzw. Gegenlauffräsen in Abhängigkeit vom Vorschub pro Zahn und der Schnittgeschwindigkeit dargestellt. Für alle hier untersuchten Parameterkombinationen liegen die geometrischen Abmessungen der entstandenen Späne in der gleichen Größenordnung, was auf den identischen Arbeitseingriff bzw. auf die konstante Schnitttiefe zurückzuführen ist. Die Krümmung der Späne resultiert aus deren Abgleiten entlang der Spanfläche des verwendeten Werkzeugs. Da für alle Versuche Werkzeuge mit der gleichen Spezifikation verwendet wurden, ist auch die allgemeine Spanform ähnlich. Im Fall des kryogenen Gleichlauffräsens entstehen innerhalb jedes Versuchspunkts bzw. für jede der hier untersuchten Schnittparameterkombinationen sehr gleichmäßige Späne. Dies deutet auf einen stabilen Zerspanvorgang hin, was durch die niedrigen Standardabweichungen der auftretenden Aktivkräfte (vgl. Abbildung 6-1 (a)) bestätigt wird. Der Einfluss der Schnittparameter auf die makroskopische Spangeometrie ist im Gleichlauf vergleichsweise gering.

Auch bei den Spänen, die beim kryogenen Gegenlauffräsen entstanden sind, ist der Einfluss der hier untersuchten Schnittparameter auf die makroskopische Spangeometrie vergleichsweise gering. Es ist jedoch zu erkennen, dass sich bei Erhöhung des Vorschubs pro Zahn bzw. bei Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit zunehmend ungleichmäßigere Späne innerhalb eines Versuchspunkts bilden. Diese Beobachtung bestätigt die zunehmende Instabilität des Fräsprozesses infolge des stark voranschreitenden thermo-chemisch induzierten Werkzeugverschleißes. Weiterhin ist zu erkennen, dass die Spankrümmung im Vergleich zum Gleichlauffräsen für alle hier

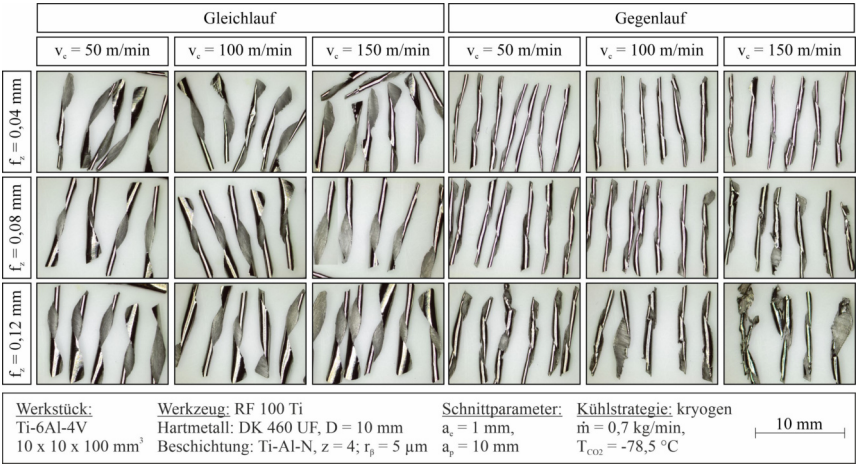


Abbildung 6-3: Repräsentative Aufnahmen entstandener Späne in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim Fräsen mit kryogener Kühlung

untersuchten Schnittparameterkombinationen deutlich ausgeprägter ist, was durch die veränderte Prozesskinematik begründet wird.

Im nächsten Schritt wird die erzielte Oberflächenqualität in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim kryogenen Gleich- bzw. Gegenlauffräsen charakterisiert. Bei erhöhter Schnittgeschwindigkeit wurden beim kryogenen Gegenlauffräsen jedoch Spananhaftungen an einigen Proben beobachtet, die für die Durchführung der taktilen Rauheitsmessungen zunächst entfernt werden mussten. In Abbildung 6-4 ist die Oberfläche einer repräsentativen Probe vor und nach dem Entfernen der Anhaftungen gezeigt. Analog zu den Adhäsionen an der Werkzeugschneide (vgl. Abbildung 6-2) kommt es zur Anhaftung von Spänen am Werkstück aufgrund hoher thermischer Lasten, die die Adhäsionsneigung der Titanlegierung verstärkt.

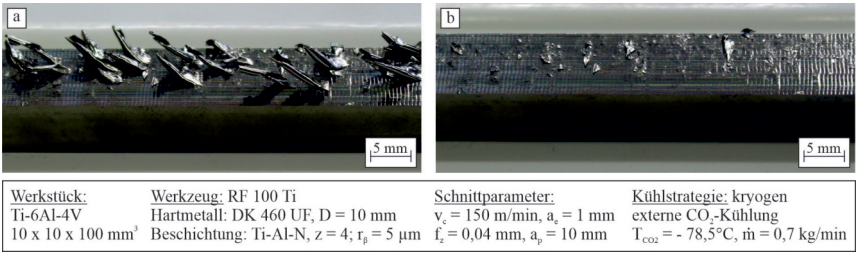


Abbildung 6-4: Repräsentative Aufnahme einer im Gegenlauf gefrästen Bauteiloberfläche vor (a) und nach (b) der Entfernung anhaftender Späne nach [Gutz23b]

In Abbildung 6-5 ist der Mittenrauwert der kryogen gefrästen Werkstückoberflächen in Abhängigkeit von den Schnittparametern dargestellt. Ergänzend hierzu sind in Abbildung 6-6 repräsentative Aufnahmen der zugehörigen Werkstückoberflächen gezeigt. Im Fall des kryogenen Gleichlauf-

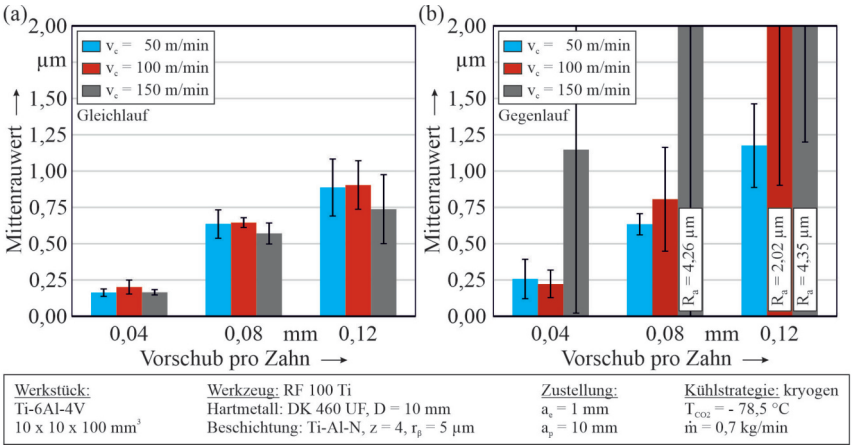


Abbildung 6-5: Mittenrauwert in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim kryogenen Gleich- (a) und Gegenlauffräsen (b)

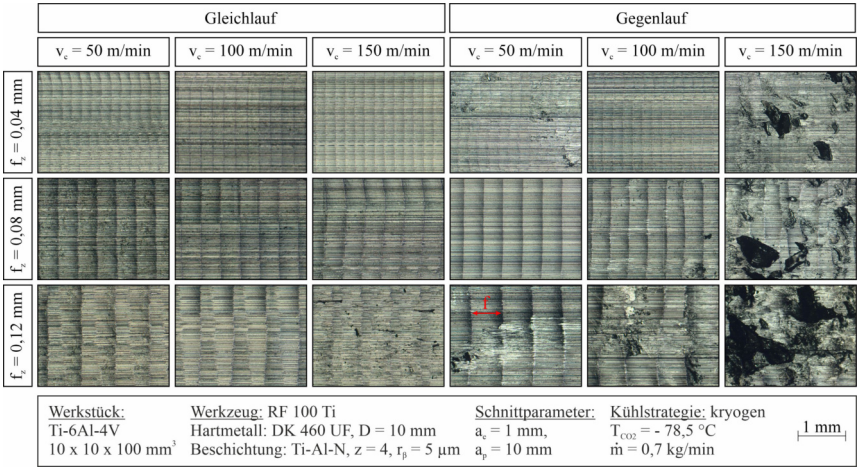


Abbildung 6-6: Repräsentative Aufnahmen der Werkstückoberflächen in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim kryogenen Gleich- und Gegenlauffräsen

fräsens zeigt sich eine signifikante Erhöhung des Mittenrauwerts mit steigendem Vorschub pro Zahn, unabhängig von der gewählten Schnittgeschwindigkeit. Dies wird durch eine Erhöhung der kinematischen Rauheit erklärt, was anhand der in Abbildung 6-6 erkennbaren Vorschubmarken sichtbar wird. Dabei ist der Abstand zwischen den Vorschubmarken in guter Näherung viermal größer als der jeweilige Vorschub pro Zahn, was im Fall des verwendeten vierschneidigen Fräsers dem Vorschub pro Umdrehung entspricht. Hieraus folgt, dass sich der Eingriff der einzelnen Schneiden unterscheidet, bspw. aufgrund minimaler Abweichungen in der Schneidkantengeo-

metrie, sodass die finale Topografie der Werkstückoberfläche von der Kinematik der Schneide mit dem größten Arbeitseingriff aufgeprägt ist. Der Einfluss dieses ungleichmäßigen Eingriffs auf den Zerspanprozess wird jedoch als vernachlässigbar gering angesehen, was unter anderem durch das gleichmäßige Kraftsignal (vgl. Abbildung 4-11) begründet wird.

Im Vergleich zum Vorschub pro Zahn ist der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf den Mittenrauwert beim kryogenen Fräsen im Gleichlauf gering. So wird bei einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}04$ mm kein signifikanter Einfluss der Schnittgeschwindigkeit beobachtet. Bei einer Erhöhung des Vorschubs pro Zahn ist eine leichte Abnahme des Mittenrauwerts bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 150\,\mathrm{m/min}$ erkennbar, wobei diese im Vergleich zur Standardabweichung gering ist. Die Betrachtung der gefertigten Oberflächen (vgl. Abbildung 6-6) lässt jedoch eine Verschlechterung der Oberflächenqualität vermuten. Dies ist durch Ploughing-Effekte in Kombination mit einer thermischen Entfestigung zu begründen. Diese tritt vorwiegend bei erhöhten thermischen Lasten, also insbesondere bei einer hohen Schnittgeschwindigkeit und erhöhtem Vorschub pro Zahn, auf. Dabei wird Werkstoff von den Rauheitsspitzen in die Täler gequetscht, weswegen bei der taktilen Rauheitsmessung niedrigere Mittenrauwerte gemessen werden. Zur Bestätigung dieser Annahme sind in Abbildung 6-7 drei repräsentative Rauheitsprofile in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass für eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c \leq 100\,\mathrm{m/min}$ ähnliche Rauheitsprofile vorliegen, was in Übereinstimmung mit den gemessenen Mittenrauwerten (vgl. Abbildung 6-5) ist. Im Gegensatz dazu zeigt sich für eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 150\,\mathrm{m/min}$ eine deutlich schwächere Ausprägung der Rauheitsspitzen, bzw. Täler. Da die Prozesskinematik hier aufgrund eines konstanten Vorschubs pro Zahn ($f_z = 0{,}12$ mm) identisch ist, ist diese Änderung des Rauheitsprofils auf die Materialverdrängung infolge von Ploughing-Effekten zurückzuführen.

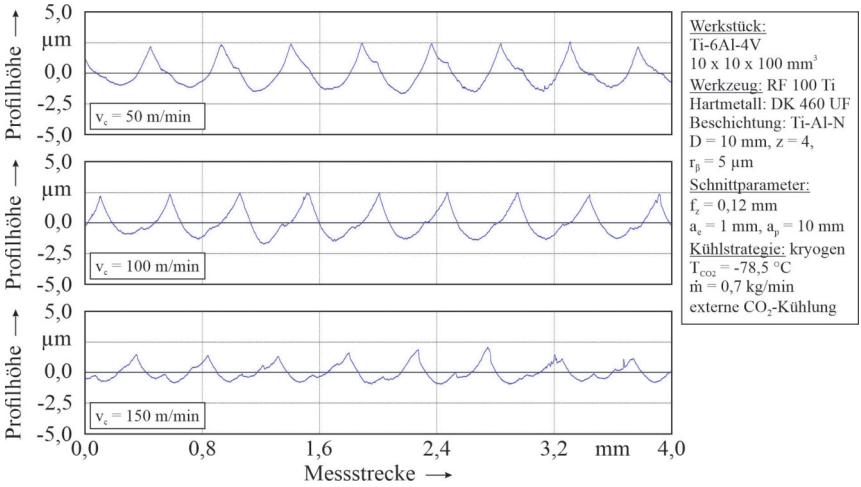


Abbildung 6-7: Repräsentative Messsignale nach DIN EN ISO 16610-21 [DIN13b] beim kryogenen Gleichlauffräsen in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit

Verglichen mit dem kryogenen Fräsen im Gleichlauf, wird beim Gegenlauffräsen eine Erhöhung des Mittenrauwerts für alle hier untersuchten Schnittparameterkombinationen beobachtet. Grund hierfür sind die vermehrt auftretenden Ploughing-Effekte beim Gegenlauffräsen, die zu einer Reduzierung der Oberflächenqualität führen. Analog zum Gleichlauffräsen tritt auch hier eine Vergrößerung des Mittenrauwerts bei einer Erhöhung des Vorschubs pro Zahn auf, was auf die kinematische Rauheit zurückzuführen ist. Jedoch zeigt sich im Gegenlauf eine signifikante Erhöhung des Mittenrauwerts und der zugehörigen Standardabweichung mit steigender Schnittgeschwindigkeit, insbesondere bei gleichzeitiger Erhöhung des Vorschubs pro Zahn. Dies ist auf die Spananhaftungen an der Werkstückoberfläche zurückzuführen, die die Topografie der gefrästen Oberfläche überlagern (vgl. Abbildung 6-6). Da mit steigender Schnittgeschwindigkeit auch die Temperaturen in der Zerspanzone zunehmen, kommt es auch zu ausgeprägteren Anhaftungen und folglich zu einer Verschlechterung der Oberflächenqualität.

6.1.2 Einfluss einer Schneidkantenpräparation

Nachdem der Einfluss des Gleich- und Gegenlauffräsens unter Verwendung der kryogenen Kühlstrategie charakterisiert wurde, wird nun der Einfluss einer Schneidkantenpräparation beim kryogenen Fräsen untersucht. Hierfür wurden Fräsversuche im Gleichlauf und unter Variation der Schnittparameter (vgl. Tabelle 6-1) durchgeführt, bei denen der Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ auf $r_\beta = 25\,\mu m$ erhöht wurde. Die Auswertung erfolgt analog zum vorherigen Kapitel. Die Ergebnisse des kryogenen Gleichlauffräsens mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ werden im Rahmen dieses Kapitels als Referenz herangezogen.

Die auftretenden Aktivkräfte in Abhängigkeit von den Schnittparametern und der Schneidkantenpräparation sind in Abbildung 6-8 dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass es durch eine Vergrößerung des Schneidkantenradius für alle hier untersuchten Schnittparameterkombinationen zu einer Erhöhung der Aktivkräfte kommt. Neben einem negativeren effektiven Spanwinkel ist dies vor allem auf die vermehrt auftretenden Ploughing-Effekte zurückzuführen, die durch die Erhöhung des Schneidkantenradius begünstigt werden. Weiter wird auch aufgrund einer Erhöhung des Spanungsquerschnitts eine Zunahme der Aktivkraft mit steigendem Vorschub pro Zahn beobachtet. Verglichen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ zeigt sich für einen Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$ ein stärkerer Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die auftretenden Aktivkräfte. So wird bei einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}12\,mm$ eine Abnahme der Aktivkraft mit steigender Schnittgeschwindigkeit beobachtet. Dies wird aufgrund der zunehmenden Schnitttemperaturen auf eine thermische Entfestigung zurückgeführt. Es ist davon auszugehen, dass der Effekt der thermischen Entfestigung durch die Vergrößerung des Schneidkantenradius ausgeprägter ist, da höhere thermische Lasten infolge der begünstigten Ploughing-Effekte vorliegen. Die Abnahme der Aktivkraft bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 150\,m/min$ wird auch für einen Vorschub pro Zahn von $f_z \leq 0{,}08\,mm$ beobachtet. Jedoch zeigt sich hier, dass es bei einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}08\,mm$ und einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c \leq 100\,m/min$ zu keinem signifikanten Unterschied hinsichtlich der auftretenden Aktivkraft kommt. Darüber hinaus kommt es bei einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}04\,mm$

sogar zu einer Abnahme der Aktivkraft bei einer Verringerung der Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100\,m/min$ auf $v_c = 50\,m/min$. Es ist daher davon auszugehen, dass neben der thermischen Entfestigung weitere Effekte beim Fräsen mit vergrößertem Schneidkantenradius auftreten, deren Einfluss insbesondere bei einer Reduzierung des Vorschubs pro Zahn zuzunehmen scheint.

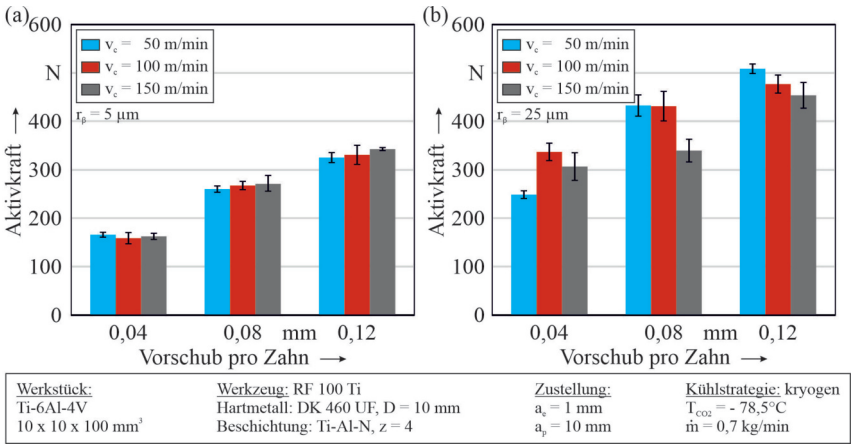


Abbildung 6-8: Aktivkraft in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim kryogenen Fräsen mit Schneidkantenpräparation

Bei der Zerspanung von Ti-6Al-4V im Orthogonalschnitt wurde von WYEN & WEGENER [Wyen10] eine ähnliche Überlagerung bei der Messung der auftretenden Aktivkräfte unter Variation der Schneidkantenpräparation sowie der Schnittgeschwindigkeit beobachtet. Neben der thermischen Entfestigung begründen die Autoren diese Beobachtungen durch den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Verformungswiderstände innerhalb der Zerspanzone. Eine weitere Möglichkeit liegt in der Änderung des Verhältnisses aus Spanungsdicke und zunehmendem Schneidkantenradius, das insbesondere bei niedrigen Vorschüben pro Zahn aber auch niedrigen Schnittgeschwindigkeiten zu einer Unterschreitung der Mindestspanungsdicke führen kann. Hierdurch wird die Spanbildung aufgrund begünstigter Quetsch- und Reibvorgänge beeinflusst, was auch Auswirkungen auf die resultierenden Aktivkräfte hat. Hinsichtlich der Standardabweichung treten beim Fräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$ tendenziell größere Fehlerbalken auf. Dies kann auf eine ausgeprägtere Aufbauschneidenbildung hindeuten, die im Allgemeinen durch größere Schneidkantenradien begünstigt wird. Ein weiterer Grund kann ein vergleichsweise schnell voranschreitender Werkzeugverschleiß sein, weswegen dieser im folgenden betrachtet wird.

In Abbildung 6-9 sind repräsentative Aufnahmen der Werkzeugschneiden beim kryogenen Fräsen in Abhängigkeit von den Schnittparametern und der zwei hier untersuchten Schneidkantenradien dargestellt. Für einen Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$ werden nach einem Vorschubweg von $l_f = 300\,mm$ für alle hier untersuchten Schnittparameterkombinationen leichte Adhäsionen an den Werkzeugschneiden beobachtet. Hieraus wird gefolgert, dass die thermischen Lasten

durch Erhöhung des Schneidkantenradius ansteigen. Grund ist die stumpfere Werkzeugschneide, die Ploughing-Effekte begünstigt, was zu höheren Schnitttemperaturen und daher zu adhäsivem Werkzeugverschleiß führt. Im Gegensatz zum kryogenen Fräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ treten diese Adhäsionen bei einer Erhöhung des Schneidkantenradius bereits bei niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten bzw. geringeren Vorschüben pro Zahn auf. Demnach scheint die Schneidkantenpräparation das Entstehen von Adhäsionen stärker zu beeinflussen als die Wahl der Schnittparameter, deren Einfluss auf den initialen Werkzeugverschleiß als gering einzustufen ist.

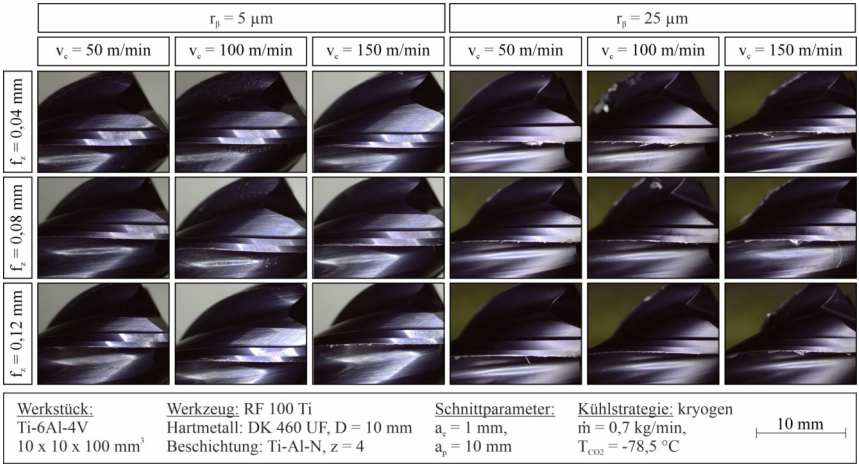


Abbildung 6-9: Repräsentative Aufnahmen einer Werkzeugschneide in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim kryogenen Fräsen mit Schneidkantenpräparation

In Abhängigkeit vom Schneidkantenradius und den Schnittparametern sind in Abbildung 6-10 die Späne dargestellt, die beim kryogenen Fräsen entstanden sind. Für alle hier untersuchten Schnittparameterkombinationen entstehen auch beim kryogenen Fräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$ gleichförmige Späne, was auf einen stabilen Fräsprozess hindeutet. Aufgrund der konstanten Zustellung liegen auch hier die geometrischen Abmessungen der Späne innerhalb der gleichen Größenordnung. Für einen Vorschub pro Zahn von $f_z \geq 0{,}08\,mm$ wird kein signifikanter Einfluss der Schnittparameter auf die makroskopische Geometrie der Späne beobachtet. Jedoch zeigt sich für einen Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}04\,mm$ eine deutlich geringere Spankrümmung, unabhängig von der gewählten Schnittgeschwindigkeit. Begründen lässt sich diese Beobachtung mit Hilfe der Mindestspanungsdicke bzw. dem Verhältnis aus Spanungsdicke und Schneidkantenradius. Aufgrund des niedrigen Vorschubs pro Zahn in Kombination mit dem vergrößerten Schneidkantenradius kann es zu einer Unterschreitung der Mindestspanungsdicke kommen, wodurch auch die Spanbildung beeinflusst wird. Demnach findet diese nicht mehr durch thermoplastische Scherung bzw. periodische Rissbildung statt, sondern das Material wird durch Quetsch- und Reibvorgänge vor der Werkzeugschneide hergeschoben und schließlich abgetragen. Charakteristisch für eine solche Spanbildung sind dünne, flache Späne, die bei einem

Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}04$ mm entstanden sind. In ihren Untersuchungen zum Mikrofräsen von Ti-6Al-4V konnten VIPINDAS & MATHEW [Vipi21] ebenfalls diese Änderung in der Spanbildung aufgrund eines ungünstigen Verhältnisses aus Schneidkantenradius und Vorschub pro Zahn beobachten. Mit Erhöhung des Vorschubs pro Zahn ($f_z \geq 0{,}08$ mm) oder Verringerung des Schneidkantenradius ($r_\beta = 5$ µm) kann die Mindestspanungsdicke überschritten werden, sodass es wieder zu einer gleichförmigen Spanbildung kommt.

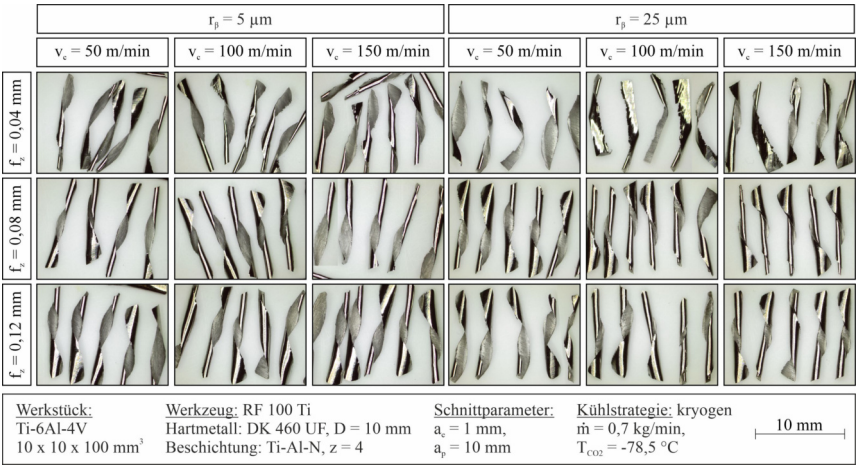


Abbildung 6-10: Repräsentative Aufnahmen entstandener Späne in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim kryogenen Fräsen mit Schneidkantenpräparation

Für das kryogene Fräsen wird abschließend der Einfluss des vergrößerten Schneidkantenradius auf die erzeugte Oberflächenqualität untersucht. Hierzu ist in Abbildung 6-11 der Mittenrauwert in Abhängigkeit von den Schnittparametern für einen Schneidkantenradius von $r_\beta = 5$ µm bzw. $r_\beta = 25$ µm dargestellt. Ergänzend hierzu sind in Abbildung 6-12 repräsentative Aufnahmen der gefertigten Werkstückoberflächen gezeigt. Aufgrund der kinematischen Rauheit ist auch hier unter Verwendung des größeren Schneidkantenradius eine Zunahme des Mittenrauwerts mit steigendem Vorschub pro Zahn erkennbar. Analog zu den auftretenden Aktivkräften (vgl. Abbildung 6-8 (b)) wird beim Mittenrauwert eine Abnahme bei einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}12$ mm mit steigender Schnittgeschwindigkeit beobachtet. Auch hier ist dies auf eine stärker ausgeprägte thermische Entfestigung zurückzuführen, da sich durch den niedrigeren Materialwiderstand die Rauheitsspitzen infolge von Ploughing-Effekten besser in die Rauheitstäler abdrängen lassen. Diese Annahme ist in Übereinstimmung mit den Aufnahmen aus Abbildung 6-12, bei denen mit steigender Schnittgeschwindigkeit für einen Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}04$ mm zunehmend weniger stark ausgeprägte Rauheitsspitzen zu erkennen sind. Bei dem geringsten hier untersuchten Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}04$ mm ist kein signifikanter Einfluss der Schnittgeschwindigkeit erkennbar.

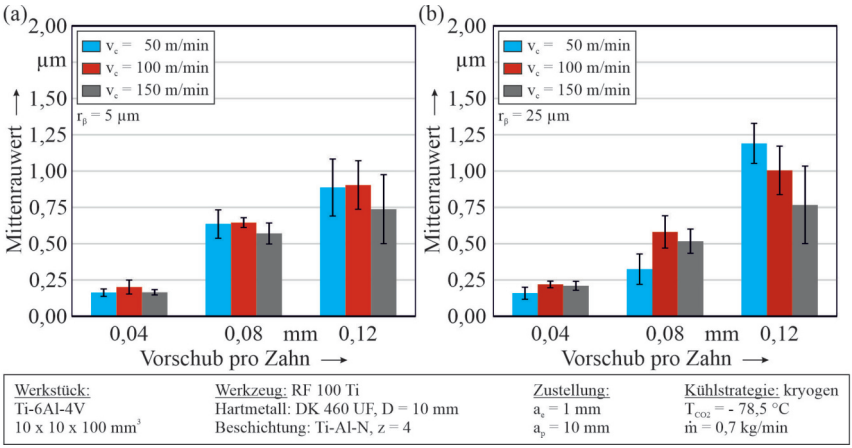


Abbildung 6-11: Mittenrauwert in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim kryogenen Fräsen mit Schneidkantenpräparation

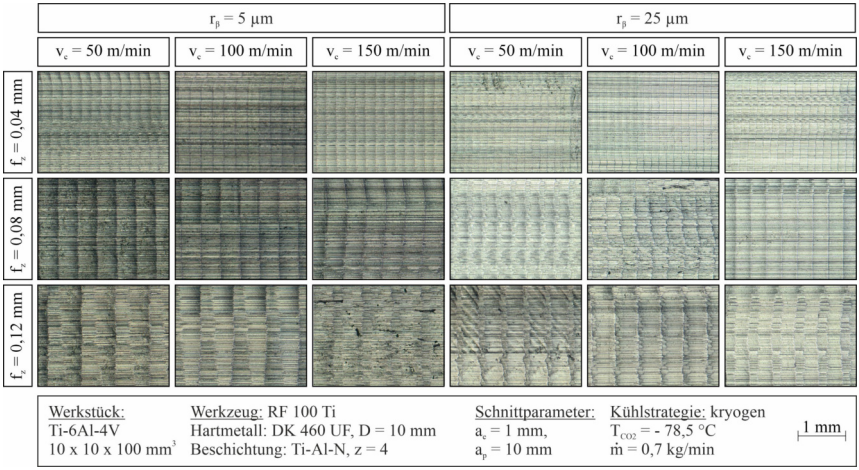


Abbildung 6-12: Repräsentative Aufnahmen der Werkstückoberflächen in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim kryogenen Fräsen mit Schneidkantenpräparation

Analog zum kryogenen Fräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ ist anzunehmen, dass der Einfluss der thermischen Entfestigung hier weniger stark ausgeprägt ist, da es aufgrund der geringeren Vorschubgeschwindigkeit (vgl. Tabelle 6-1) zu einer stärkeren Vorkühlung bzw. zu niedrigeren thermischen Lasten kommt. Für einen Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}08\,mm$ kommt es zu einer leichten Verringerung des Mittenrauwerts bei einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100\,m/min$ auf $v_c = 150\,m/min$. Dies ist ebenfalls durch thermische Entfestigung zu begründen. Die Änderung liegt jedoch im Bereich der Standardabweichung. Auf-

fällig ist dagegen die deutlichere Verringerung des Mittenrauwerts bei einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}08\,\text{mm}$, wenn die Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100\,\text{m/min}$ auf $v_c = 50\,\text{m/min}$ herabgesenkt wird. Diese Verbesserung der Oberflächenqualität wird von den Aufnahmen in Abbildung 6-12 bestätigt. Da dieser Zusammenhang bei einem geringeren Schneidkantenradius nicht beobachtet wird (vgl. Abbildung 6-11), muss die Vergrößerung des Schneidkantenradius hier einen Einfluss haben. Aufgrund der Spanbildung (vgl. Abbildung 6-10) ist davon auszugehen, dass die Mindestspanungsdicke bei einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}08\,\text{mm}$ trotz höherem Schneidkantenradius überschritten wird. Es ist daher denkbar, dass sich hier durch die Wahl von Vorschub pro Zahn und Schneidkantenradius ein günstiges Verhältnis bzgl. der Spanungsdicke ergibt. Für eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50\,\text{m/min}$ sind hier die niedrigsten thermischen Lasten zu erwarten. Eine Möglichkeit ist daher, dass es durch die niedrigeren Temperaturen zu einer besseren Spanbildung und einer weniger stark ausgeprägten Materialverdrängung infolge der Ploughing-Effekte in Überlagerung mit der thermischen Entfestigung kommt, wodurch eine höhere Oberflächenqualität erzielt werden kann.

Ein Vergleich der Mittenrauwerte in Abhängigkeit von den beiden Schneidkantenradien zeigt keinen einheitlichen Zusammenhang, was sich mit den Versuchsergebnissen von WYEN et al. [Wyen13] deckt. So ist für einen Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}04\,\text{mm}$ kein signifikanter Unterschied in Abhängigkeit vom Schneidkantenradius zu beobachten. Dementsprechend scheint der Einfluss auftretender Ploughing-Effekte, die beim Fräsen mit hohem Schneidkantenradius aus der Unterschreitung der Mindestspanungsdicke resultieren, hinsichtlich der Oberflächenqualität vergleichsweise gering zu sein. Bei einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu\text{m}$ werden niedrigere Mittenrauwerte bei einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}08\,\text{mm}$ beobachtet, wohingegen bei einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}12\,\text{mm}$ tendenziell niedrige Mittenrauwerte bei einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu\text{m}$ auftreten. Auch hier ist es denkbar, dass dies durch sich überlagernde Einflüsse von thermischer Entfestigung, Ploughing und Aufbauschneidenbildung hervorgerufen wird, was auch in den Untersuchungen von WYEN & WEGENER [Wyen10] beobachtet wurde. Für beide der hier untersuchten Schneidkantenpräparationen ist jedoch zu erkennen, dass die Standardabweichung mit steigendem Vorschub pro Zahn zunimmt. Diese Tendenz einer zunehmend unregelmäßigeren Werkstückoberfläche scheint daher primär durch die Schnittparameter und nicht durch die Schneidkantenpräparation beeinflusst zu werden.

6.2 Untersuchung zum Einfluss der Frässtrategie beim sub-zero Fräsen

6.2.1 Einfluss des Gleich- und Gegenlauffräsens

Analog zur kryogenen Fräsbearbeitung wird im Folgenden der Einfluss einer sub-zero Kühlung beim Fräsen im Gleich- und Gegenlauf untersucht. Hierfür sind in Abbildung 6-13 die auftretenden Aktivkräfte in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim Gleich- und Gegenlauffräsen dargestellt. Auch beim sub-zero Fräsen wird eine Erhöhung der Aktivkraft mit steigendem Vorschub pro Zahn beobachtet, was hier ebenfalls auf die Vergrößerung des Spa-

nungsquerschnitts zurückzuführen ist. Verglichen mit dem Vorschub pro Zahn ist der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit gering. So wird für einen Vorschub pro Zahn von $f_z \leq 0{,}08$ mm sowohl im Gleich- als auch im Gegenlauf kein signifikanter Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Aktivkraft beobachtet. Jedoch tritt für einen Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}12$ mm bei der niedrigsten Schnittgeschwindigkeit ($v_c = 50$ m/min) eine vergleichsweise hohe Zunahme der Aktivkraft auf. Dies kann durch ein unvorteilhaftes Verhältnis aus hohem Vorschub pro Zahn und niedriger Schnittgeschwindigkeit begründet werden. Durch dieses unvorteilhafte Verhältnis wird die Bildung von Aufbauschneiden begünstigt, woraus höhere Kräfte infolge einer Veränderung der Schneidkantengeometrie resultieren.

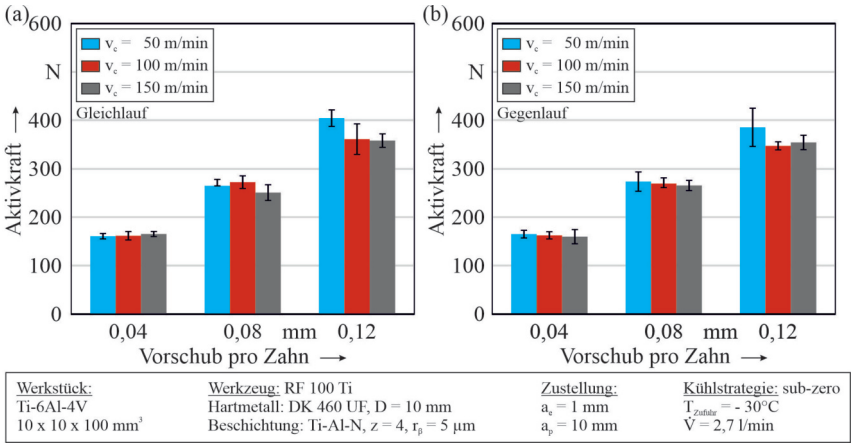


Abbildung 6-13: Aktivkraft in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim sub-zero Gleich- (a) und Gegenlauffräsen (b)

Beim Wechsel vom Gleichlauf in den Gegenlauf beim sub-zero Fräsen treten nur geringe Änderungen hinsichtlich der resultierenden Aktivkraft auf, unabhängig von der gewählten Schnittparameterkombination. Eine mögliche Erklärung ergibt sich durch die vorteilhaften Schmiereigenschaften des flüssigen sub-zero KSS. Eine hierdurch begünstigte Reibungsreduzierung wirkt den überwiegend im Gegenlauf auftretenden Ploughing-Effekten entgegen, was zu einer Verringerung der mechanischen Last beiträgt. Beim sub-zero Fräsen sind die Standardabweichungen der gemessenen Aktivkräfte für alle hier untersuchten Schnittparameterkombinationen im Gleich-, sowie im Gegenlauf vergleichsweise gering. Dies deutet auf einen stabilen Zerspanvorgang und auf eine effektive Reduktion des Werkzeugverschleißes hin.

Zur tiefgehenderen Untersuchung des auftretenden Werkzeugverschleißes beim sub-zero Fräsen sind in Abbildung 6-14 repräsentative Werkzeugschneiden in Abhängigkeit von den Schnittparametern dargestellt. Auch hier beträgt der kumulierte Vorschubweg $l_f = 300$ mm. Sowohl im Gleich- als auch im Gegenlauf wird für keine der hier untersuchten Schnittparameterkombinationen ein signifikanter Werkzeugverschleiß beobachtet. Lediglich bei einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}12$ mm und einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 150$ m/min sind für das

Gegenlauffräsen leichte Adhäsionen an der Werkzeugschneide erkennbar. Diese sind jedoch so geringfügig, dass sie keinen signifikanten Einfluss auf den Zerspanprozess nehmen, was anhand der niedrigen Standardabweichungen der Aktivkräfte deutlich wird (vgl. Abbildung 6-13 (b)). Hieraus wird abgeleitet, dass die sub-zero Kühlung eine hinreichende Reduktion der thermischen Last ermöglicht, sodass dem thermo-chemisch induzierten Werkzeugverschleiß effektiv entgegengewirkt wird. Neben der sehr guten Kühlwirkung wird dies vor allem auf die reibungsreduzierende Schmierwirkung des sub-zero KSS zurückgeführt, wodurch die Wärmeentstehung effektiv reduziert wird. Folglich wird durch die Verwendung der sub-zero Kühlung ein stabiler Fräsprozess, selbst bei anspruchsvollen Schnittparametern oder für das Gegenlauffräsen ermöglicht.

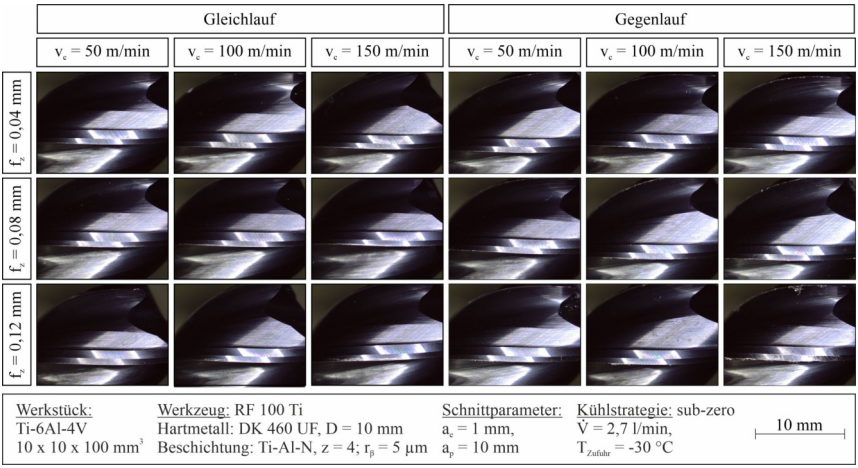


Abbildung 6-14: Repräsentative Aufnahmen einer Werkzeugschneide in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim Fräsen mit sub-zero Kühlung

In Abbildung 6-15 sind repräsentative Späne in Abhängigkeit von den Schnittparametern dargestellt, die während des sub-zero Fräsens im Gleich- bzw. Gegenlauf entstanden sind. Aufgrund der identischen Zustellung sind auch hier die geometrischen Abmessungen der Späne innerhalb der gleichen Größenordnung. Für alle hier untersuchten Schnittparameter entstehen sehr gleichmäßige Späne, was in Kombination mit der geringen Standardabweichung der Aktivkräfte (vgl. Abbildung 6-13) und des minimalen Werkzeugverschleißes (vgl. Abbildung 6-14) auf einen stabilen Zerspanprozess hindeutet. Wie auch beim kryogenen Fräsen ist der Einfluss der Schnittparameter auf die Spanbildung vergleichsweise gering. Unter Verwendung der sub-zero Kühlung wird ebenfalls eine stärker ausgeprägte Spankrümmung beim Fräsen im Gegenlauf beobachtet. Analog zum kryogenen Fräsen wird dies auf die veränderte Kinematik zurückgeführt. Auffällig ist jedoch die starke Spankrümmung beim sub-zero Gleichlauffräsen mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 150\,\mathrm{m/min}$ und einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}04\,\mathrm{mm}$. Denkbar ist, dass diese Schnittparameterkombination die Spankrümmung begünstigt, da ein erhöhter Temperaturgradient aufgrund der hohen Schnittgeschwindigkeit vorliegt und die Span-

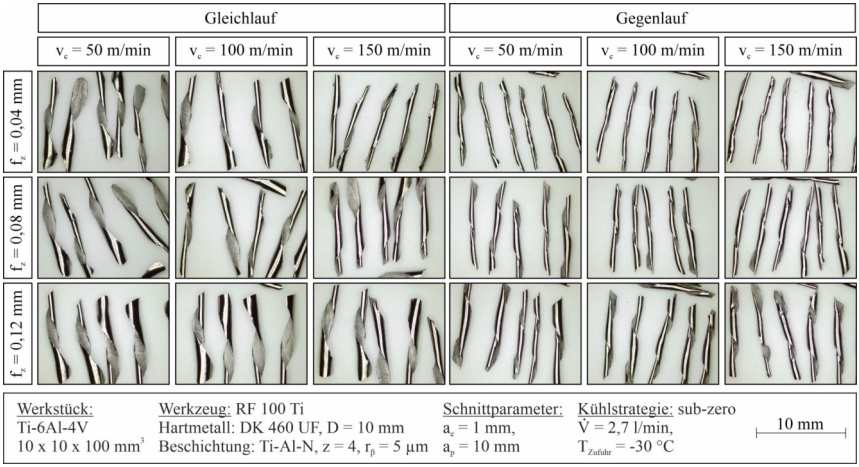


Abbildung 6-15: Repräsentative Aufnahmen entstandener Späne in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim Fräsen mit sub-zero Kühlung

dicke wegen des niedrigen Vorschubs pro Zahn sehr gering ist, wodurch der Materialwiderstand herabgesetzt wird. Mit Ausnahme dieser Schnittparameterkombination ist kein signifikanter Einfluss der Schnittparameter auf die makroskopische Spangeometrie zu erkennen.

Der Einfluss der Schnittparameter beim sub-zero Gleich- bzw. Gegenlauffräsen auf die Oberflächenqualität ist in Abbildung 6-16 durch den Mittenrauwert quantifiziert. Ergänzend hierzu sind in Abbildung 6-17 repräsentative Aufnahmen der Werkstückoberfläche dargestellt. Auch beim sub-zero Fräsen kommt es zu einer Erhöhung des Mittenrauwerts mit steigendem Vorschub pro Zahn, unabhängig von der gewählten Schnittgeschwindigkeit. Dies ist erneut auf die Vergrößerung der kinematischen Rauheit zurückzuführen, was durch die Aufnahmen in Abbildung 6-17 bestätigt wird. Im Vergleich zum Vorschub pro Zahn ist der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit beim sub-zero Gleichlauffräsen gering. So wird für einen Vorschub pro Zahn von $f_z \leq 0{,}08$ mm kein signifikanter Einfluss der Schnittgeschwindigkeit beobachtet. Bei einer Steigerung des Vorschubs pro Zahn auf $f_z = 0{,}12$ mm zeigt sich eine auffällige Erhöhung der Standardabweichung für die geringste hier untersuchte Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50\,\mathrm{m/min}$. Diese vergleichsweise hohe Streuung ist durch die Aufbauschneidenbildung zu erklären, die aus der ungünstigen Kombination der Schnittparameter resultiert (vgl. Abbildung 6-13).

Auch beim sub-zero Gegenlauffräsen ist der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Rauheit vergleichsweise gering. Bei einem konstanten Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}12$ mm wird jedoch ein geringerer Mittenrauwert bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50\,\mathrm{m/min}$ beobachtet. Die Änderung liegt allerdings im Bereich der Standardabweichung. Tendenziell kommt es beim Gegenlauffräsen zu höheren Mittenrauwerten, was insbesondere bei maximalem Vorschub pro Zahn deutlich wird. Die Vergrößerung der Rauheit beim Gegenlauffräsen resultiert aus einer Verschlechterung der Oberflächenqualität durch Ploughing-Effekte. Aufgrund der vorteilhaften Schmiereigenschaften des sub-zero KSS ist deren Einfluss jedoch vergleichsweise gering, was

durch die Aufnahmen der Werkstückoberflächen (vgl. Abbildung 6-17) bestätigt wird, da hier keine signifikanten qualitativen Unterschiede erkennbar sind. Sowohl im Gleich- als auch im Gegenlauf zeigt sich beim sub-zero Fräsen eine tendenzielle Zunahme der Standardabweichung mit zunehmendem Vorschub pro Zahn.

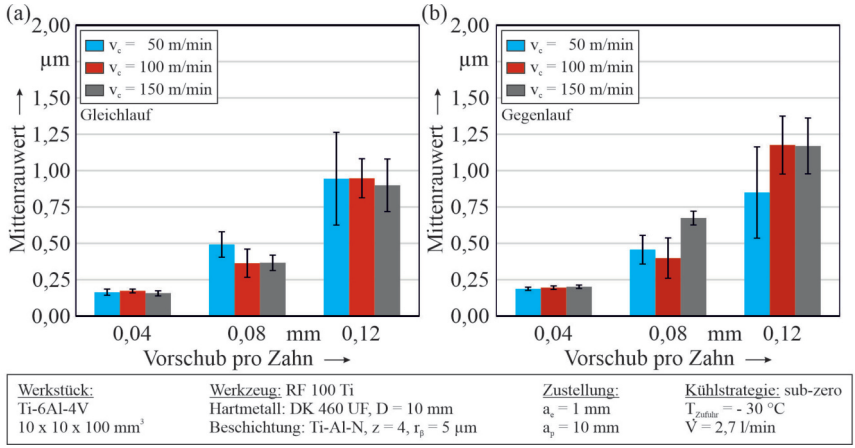


Abbildung 6-16: Mittenrauwert in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim sub-zero Gleich- (a) und Gegenlauffräsen (b)

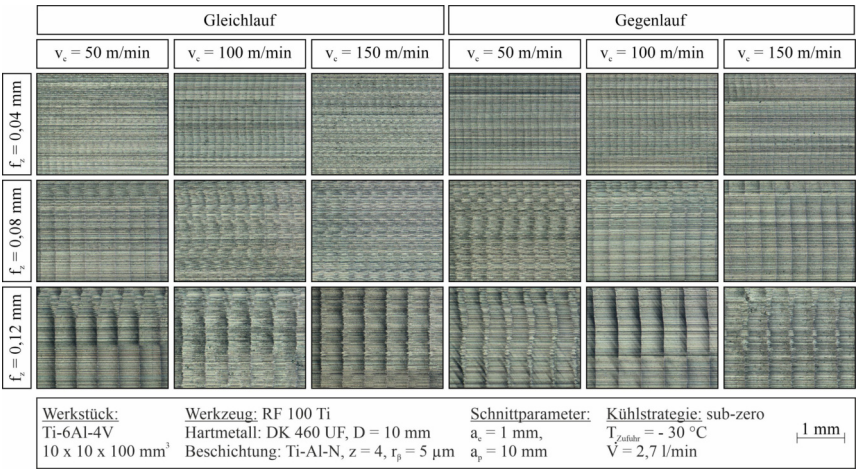


Abbildung 6-17: Repräsentative Aufnahmen der Werkstückoberflächen in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim sub-zero Gleich- und Gegenlauffräsen

6.2.2 Einfluss einer Schneidkantenpräparation

Analog zum kryogenen Fräsen wurden Zerspanversuche mit sub-zero Kühlung im Gleichlauf mit einem Schneidkantenradius $r_\beta = 25\,\mu m$ und den in Tabelle 6-1 aufgelisteten Schnittparameterkombinationen durchgeführt. Die gezeigten Ergebnisse zum sub-zero Fräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ dienen auch hier als Referenz und wurden bereits im vorherigen Kapitel diskutiert. Die auftretenden Aktivkräfte sind in Abbildung 6-18 dargestellt. Dabei bewirkt die Vergrößerung des Schneidkantenradius eine Erhöhung der auftretenden Aktivkräfte für alle untersuchten Schnittparameterkombinationen. Grund hierfür ist die stumpfere Werkzeugschneide, wodurch Ploughing-Effekte begünstigt werden. Unabhängig von der gewählten Schnittgeschwindigkeit wird auch für den vergrößerten Schneidkantenradius eine Erhöhung der Aktivkräfte mit zunehmendem Vorschub pro Zahn beobachtet, was auf den größeren Spanungsquerschnitt zurückzuführen ist. Hinsichtlich der Schnittgeschwindigkeit zeigt sich für einen Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}12\,mm$ ein ähnlicher Einfluss für beide hier untersuchten Schneidkantenradien. Dabei wird eine leicht erhöhte Aktivkraft bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50\,m/min$ beobachtet. Diese Beobachtung wird auch hier durch das ungünstige Verhältnis aus hohem Vorschub pro Zahn und geringer Schnittgeschwindigkeit begründet, wodurch die auftretenden Aktivkräfte infolge ausgeprägterer Aufbauschneidenbildung erhöht werden können.

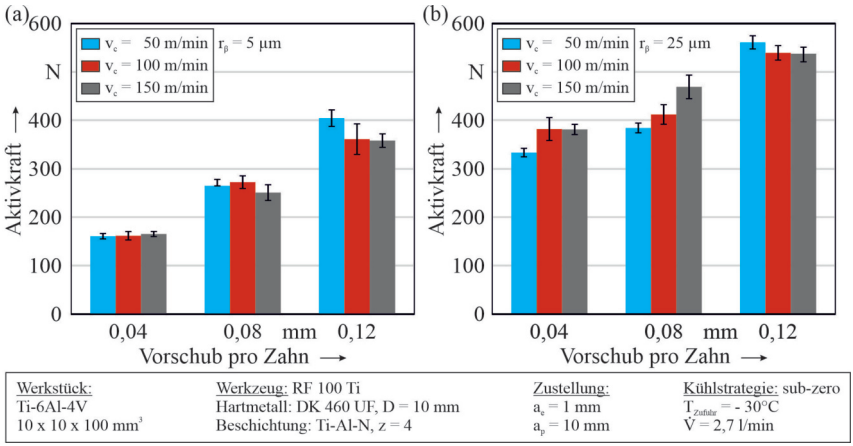


Abbildung 6-18: Aktivkraft in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim sub-zero Gleich- (a) und Gegenlauffräsen (b) mit Schneidkantenpräparation

Für einen Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}08\,mm$ wird eine Zunahme der Aktivkraft mit steigender Schnittgeschwindigkeit beobachtet. Gleiches gilt für einen Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}04\,mm$ bei einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50\,m/min$ auf $v_c = 100\,m/min$. Dieser Einfluss wird beim sub-zero Fräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ nicht beobachtet, weswegen diese Beobachtung mit hoher Wahrscheinlichkeit auf die veränderte Spanbildung aufgrund des größeren Schneidkantenradius zurückzuführen ist. Beim kryogenen Fräsen mit einem vergrößertem Schneidkantenradius (vgl. Abbildung 6-8 (b)) wird ein ähnliches

Verhalten, allerdings nur bei einem Vorschub pro Zahn von f_z = 0,04 mm, beobachtet. Der Grund, dass dieser Zusammenhang beim sub-zero Fräsen auch bei einem höheren Vorschub pro Zahn (f_z = 0,08 mm) auftritt, kann an der stärkeren Kühlwirkung des sub-zero KSS liegen. Demnach liegt beim sub-zero Fräsen eine geringere thermische Last vor, weswegen der gegenläufige Effekt der thermischen Entfestigung nicht so ausgeprägt wie beim Fräsen mit kryogener CO_2-Kühlung ist. Mögliche Begründungen für den hier beobachteten Zusammenhang sind der von WYEN & WEGENER [Wyen10] beschriebene Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Verformungswiderstände oder eine ausgeprägtere Aufbauschneidenbildung, die durch die sub-zero Kühlstrategie begünstigt wird. Eine weitere Möglichkeit ist der potentielle Einfluss des Werkzeugverschleißes. Um diesen Einfluss zu untersuchen, sind in Abbildung 6-19 repräsentative Aufnahmen der Werkzeugschneiden in Abhängigkeit vom Schneidkantenradius und den Schnittparametern nach einem kumulierten Vorschubweg von l_f = 300 mm dargestellt.

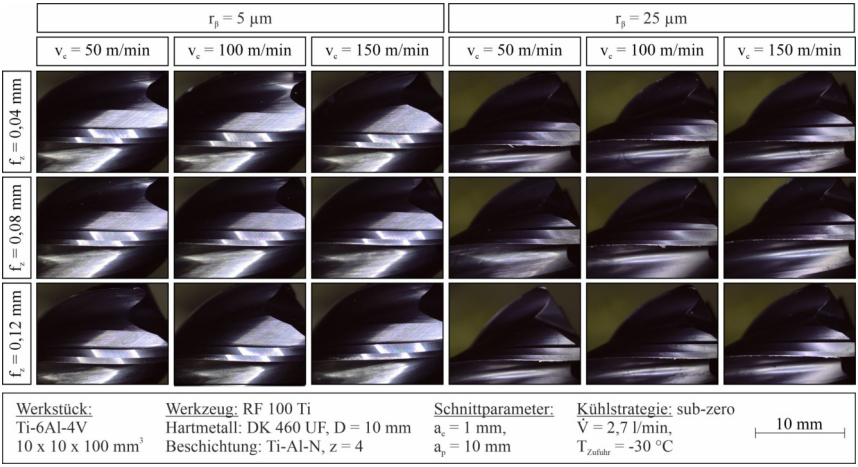


Abbildung 6-19: Repräsentative Aufnahmen einer Werkzeugschneide in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim sub-zero Fräsen mit Schneidkantenpräparation

Bei einem Schneidkantenradius von r_β = 25 µm sind minimale Adhäsionen an den Werkzeugschneiden zu erkennen, unabhängig von der Wahl der Schnittgeschwindigkeit bzw. des Vorschubs pro Zahn. Dahingegen ist ein signifikanter Einfluss der Schnittparameter auf die Adhäsion von Ti-6Al-4V an den Werkzeugschneiden für einen Vorschubweg von l_f = 300 mm nicht beobachtbar. Hieraus wird gefolgert, dass der Einfluss des sich nach einem Vorschubweg von l_f = 300 mm ausbildenden Werkzeugverschleißes auf die Aktivkraft in Abhängigkeit von den Schnittparametern vernachlässigbar gering ist. Diese Annahme wird durch die geringe Standardabweichung der Aktivkräfte (vgl. Abbildung 6-18) bestätigt. Die leichten Adhäsionen, die für alle hier untersuchten Schnittparameterkombinationen bei einem Schneidkantenradius von r_β = 25 µm beobachtet werden, deuten jedoch auch auf die Bildung von Aufbauschneiden während des sub-zero Fräsprozesses hin. Diese beeinflussen die auftretenden Aktivkräfte aufgrund einer geometrischen Änderung der Schneidkante. Folglich kann angenommen werden, dass die Aus-

wertung der auftretenden Aktivkräfte in Abhängigkeit von den Schnittparametern von einer Aufbauschneidenbildung überlagert wird. Da diese im Prozess jedoch nur begrenzt nachweisbar sind, ist deren Einfluss auf die auftretenden Aktivkräfte nur schwer quantifizierbar.

In Abbildung 6-20 sind die beim sub-zero Fräsen entstandenen Späne in Abhängigkeit vom Schneidkantenradius und von den untersuchten Schnittparameterkombinationen dargestellt. Auch beim sub-zero Fräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$ entstehen innerhalb von jedem hier untersuchten Versuchspunkt sehr gleichförmige Späne, was in Übereinstimmung mit dem Werkzeugverschleiß (vgl. Abbildung 6-19) und den niedrigen Standardabweichungen der gemessenen Aktivkräfte (vgl. Abbildung 6-18 (b)) auf einen stabilen Fräsprozess hindeutet. Hinsichtlich der Spankrümmung ist zu erkennen, dass diese durch eine Vergrößerung des Schneidkantenradius auf $r_\beta = 25\,\mu m$ tendenziell abnimmt, insbesondere bei niedrigen Vorschüben pro Zahn. Grund hierfür kann erneut eine Spanungsdicke im Bereich der Mindestspanungsdicke sein, wie sie auch beim kryogenen Fräsen (vgl. Abbildung 6-10) oder in den Untersuchungen von VIPINDAS & MATHEW [Vipi21] beobachtet wurde.

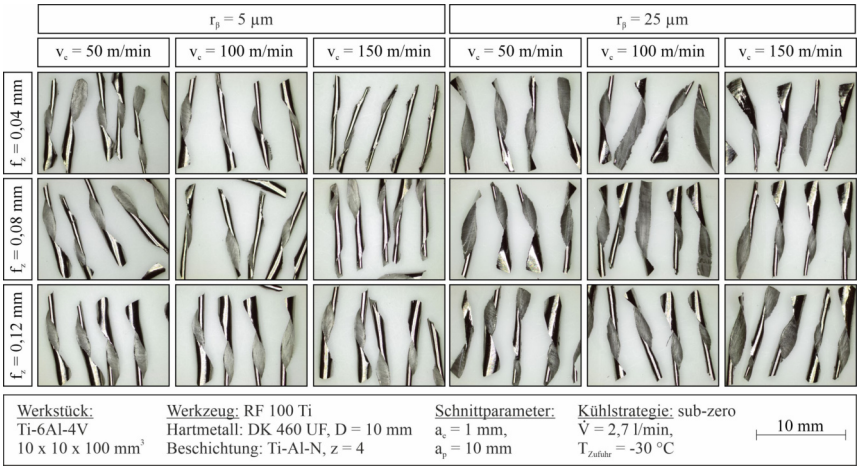


Abbildung 6-20: Repräsentative Aufnahmen entstandener Späne in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim sub-zero Fräsen mit Schneidkantenpräparation

Anders als beim kryogenen Fräsen wird beim sub-zero Fräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$ und einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}04\,mm$ jedoch eine ausgeprägte Spankrümmung festgestellt. Ein Grund hierfür können die Schmiereigenschaften des sub-zero KSS sein, die durch Reibungsminimierung den Ploughing-Effekten entgegenwirken. Ein weiterer potentieller Einfluss wird durch die niedrigeren Temperaturen beim sub-zero Fräsen begründet, die sich auf das Fließverhalten des Materials und damit auf die Spanbildung auswirken.

Abschließend wird der Einfluss der Schneidkantenpräparation beim sub-zero Fräsen auf die erreichbare Oberflächenqualität untersucht. Hierzu sind in Abbildung 6-21 die Mittenrauwerte und in Abbildung 6-22 zugehörige Aufnahmen der Werkstückoberfläche in Abhängigkeit von

den Schnittparametern und dem Schneidkantenradius dargestellt. Aufgrund der kinematischen Rauheit wird beim sub-zero Fräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$ eine Erhöhung des Mittenrauwerts mit steigendem Vorschub pro Zahn beobachtet. Dieser Einfluss ist in Abbildung 6-22 anhand der Vorschubmarken erkennbar. Ein Vergleich der Schneidkantenradien zeigt, dass die gemessenen Mittenrauwerte mit Ausnahme einer Schnittparameterkombination ($f_z = 0{,}08\,mm$, $v_c = 150\,m/min$) innerhalb der gleichen Größenordnung liegen. Diese Beobachtung deckt sich mit den Untersuchungen von WYEN et al. [Wyen13], die ebenfalls keinen signifikanten Einfluss des Schneidkantenradius auf den Mittenrauwert entdecken konnten.

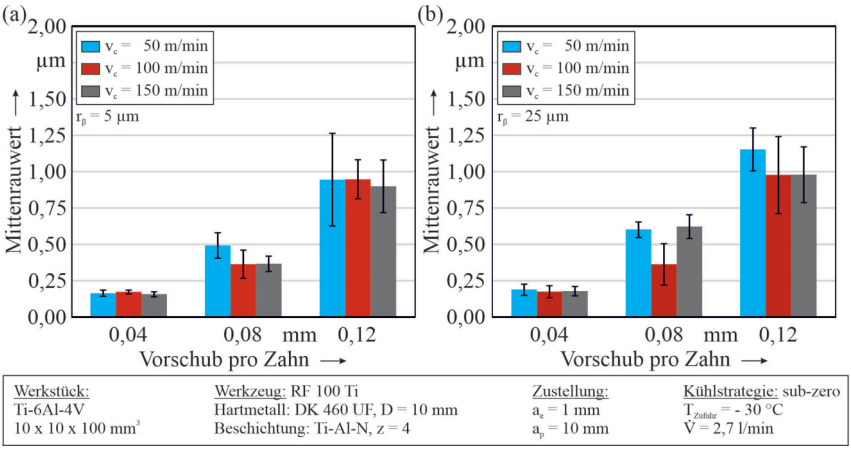


Abbildung 6-21: Mittenrauwert in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim sub-zero Fräsen mit Schneidkantenpräparation

Verglichen mit dem Vorschub pro Zahn, ist der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Rauheit als gering einzustufen. So zeigt sich bei einem Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}04\,mm$ kein signifikanter Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf den Mittenrauwert. Für einen Vorschub pro Zahn von $f_z = 0{,}08\,mm$ wird eine Abnahme der Rauheit bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100\,m/min$ beobachtet, wobei hier ebenfalls eine vergleichsweise hohe Standardabweichung vorliegt. In den zugehörigen Oberflächenaufnahmen ist für diese Schnittparameterkombination ($f_z = 0{,}08\,mm$, $v_c = 100\,m/min$) eine Änderung bzgl. der Ausprägung der Vorschubmarken zu erkennen. Dies kann auf das potentielle Auftreten von Schwingungen oder auf abweichende Eingriffsbedingungen zurückzuführen sein, die die Rauheit der Werkstückoberfläche beeinflussen. Unter Verwendung des höchsten Vorschubs pro Zahn von $f_z = 0{,}12\,mm$ zeigt sich eine leichte Erhöhung des Mittenrauwerts für die niedrigste hier untersuchte Schnittgeschwindigkeit ($v_c = 50\,m/min$). Analog zur auftretenden Aktivkraft (vgl. Abbildung 6-18 (b)) ist dies durch das ungünstige Verhältnis aus niedriger Schnittgeschwindigkeit und hohem Vorschub pro Zahn zu begründen. Hier sind die Änderungen jedoch klein im Vergleich zur Standardabweichung.

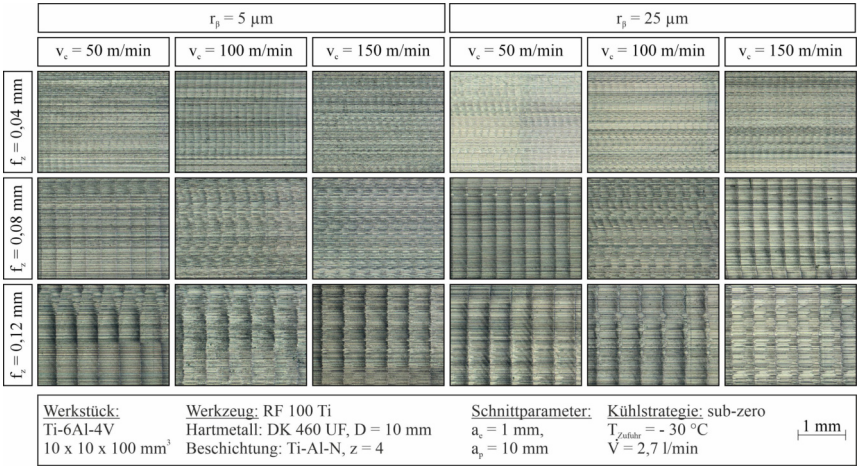


Abbildung 6-22: Repräsentative Aufnahmen der Werkstückoberflächen in Abhängigkeit von den Schnittparametern beim sub-zero Fräsen mit Schneidkantenpräparation

6.3 Zwischenfazit zur Zerspanbarkeit von Ti-6Al-4V mit tiefkalten Kühlstrategien

Wird im Gleichlauf mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ zerspant, liegen die auftretenden Aktivkräfte beim kryogenen (vgl. Abbildung 6-1 (a)) und beim sub-zero Fräsen (vgl. Abbildung 6-13 (a)) innerhalb der gleichen Größenordnung. Beim Fräsen mit kryogener CO_2-Kühlung treten jedoch geringere Aktivkräfte auf, insbesondere bei erhöhter Schnittgeschwindigkeit. Es ist davon auszugehen, dass es aufgrund der mangelnden Schmierwirkung beim kryogenen Fräsen zu einer stärkeren Wärmeentstehung und daher zu höheren thermischen Lasten kommt. Dieser Effekt verstärkt sich mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit. Im Gegensatz dazu bietet die sub-zero Kühlung vorteilhafte Schmiereffekte, die die Reibung reduzieren. Jedoch wird durch die effektivere Kühlwirkung die thermische Last und damit auch der Effekt der thermischen Entfestigung reduziert. Für das Gleichlauffräsen wird hieraus gefolgert, dass die thermische Entfestigung bzw. die vorliegende thermische Last einen größeren Einfluss auf die auftretenden Aktivkräfte zu haben scheint, verglichen mit den reibungsreduzierenden Schmiereigenschaften der sub-zero Kühlung. Im Gleichlauf mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ ist für keine der beiden Kühlstrategien ein signifikanter Werkzeugverschleiß beobachtbar (vgl. Abbildung 6-2, 6-14). Weiterhin kommt es zu einer gleichmäßigen Spanbildung (vgl. Abbildung 6-3, 6-15), sodass von einem stabilen Fräsprozess auszugehen ist. Hinsichtlich der im Gleichlauf entstandenen Späne ist weder durch die tiefkalte Kühlstrategie, noch durch die Wahl der Schnittparameter ein Einfluss auf die Spanbildung beobachtbar. Sowohl beim sub-zero als auch beim kryogenen Fräsen wird die Oberflächenqualität primär durch die kinematische Rauheit bzw. durch den Vorschub pro Zahn beeinflusst. Im Fall der kryogenen CO_2-Kühlung zeigt sich bei erhöhtem Vorschub pro Zahn und gleichzeitiger Steigerung der Schnittgeschwindigkeit eine Abnahme des

Mittenrauwerts (vgl. Abbildung 6-5 (a)). Aufgrund der hier vorliegenden erhöhten thermischen Lasten ist dies auf Ploughing-Effekte zurückzuführen, bei denen der Werkstoff von den Rauheitsspitzen in die Täler gequetscht wird, was zur Messung niedrigerer Mittenrauwerte führt (vgl. Abbildung 6-7). Beim sub-zero Fräsen sind diese Ploughing-Effekte weniger stark ausgeprägt, was durch die tieferen Temperaturen und die vorteilhaften Schmiereigenschaften begründet wird. Im Vergleich zu den kryogen gefrästen Oberflächen (vgl. Abbildung 6-6) werden hierdurch beim sub-zero Gleichlauffräsen bessere Oberflächenqualitäten erzielt (vgl. Abbildung 6-17).

Eine Vergrößerung des Schneidkantenradius bewirkt eine Erhöhung der Aktivkräfte, unabhängig von der Kühlstrategie. Auch hier treten für das sub-zero Fräsen (vgl. Abbildung 6-18 (b)) tendenziell höhere Aktivkräfte auf als beim Fräsen mit kryogener CO_2-Kühlung (vgl. Abbildung 6-8 (b)). Analog zur Untersuchung mit geringem Schneidkantenradius wird dies auf die thermische Entfestigung zurückgeführt, da beim kryogenen Fräsen höhere Temperaturen aufgrund mangelnder Schmierwirkung bzw. stärkerer Wärmeentstehung vorliegen. Durch die Vergrößerung des Schneidkantenradius treten für beide hier untersuchten Kühlstrategien leichte Adhäsionen an den Werkzeugschneiden auf. Diese sind für die kryogene Kühlung stärker ausgeprägt, was auf eine höhere thermische Last hindeutet. Der Einfluss der Kühlstrategie auf die Rauheit (vgl. Abbildung 6-11, 6-21) sowie auf die Spanbildung (vgl. Abbildung 6-10, 6-20) beim Gleichlauffräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$ ist vergleichsweise gering.

Anders als im Gleichlauf werden beim Gegenlauffräsen generell höhere Aktivkräfte unter Einsatz der kryogenen CO_2-Kühlung (vgl. Abbildung 6-1 (b)) beobachtet, verglichen mit der Verwendung des sub-zero KSS (vgl. Abbildung 6-13 (b)). Dies ist dadurch zu begründen, dass es bei der kryogenen Zerspanung bereits nach einem kurzen Vorschubweg zu einem ausgeprägten adhäsiven Werkzeugverschleiß kommt, wodurch die Zerspanbarkeit verschlechtert wird und die Aktivkräfte ansteigen (vgl. Abbildung 6-2). Verglichen damit tritt beim sub-zero Fräsen auch im Gegenlauf kein signifikanter Werkzeugverschleiß auf (vgl. Abbildung 6-14). In Analogie zum Werkzeugverschleiß sind die kryogen gefrästen Oberflächen, insbesondere bei erhöhter Schnittgeschwindigkeit bzw. erhöhtem Vorschub pro Zahn, durch deutliche Adhäsionen charakterisiert (vgl. Abbildung 6-6), wohingegen die Oberflächenqualität beim sub-zero Gegenlauffräsen primär durch die Prozesskinematik bzw. den Vorschub pro Zahn beeinflusst wird (vgl. Abbildung 6-17). Hieraus wird gefolgert, dass die thermische Belastung beim sub-zero Gegenlauffräsen im Vergleich zum Einsatz der CO_2-Kühlung, deutlich geringer ist, da keine ausgeprägten thermisch induzierten Verschleißvorgänge beobachtbar sind. Folglich ist für das sub-zero Fräsen, anders als unter Verwendung der kryogenen CO_2-Kühlung, ein stabiler Fräsprozess im Gegenlauf realisierbar. Auch im Gegenlauf hat die Wahl der Kühlstrategie keinen beobachtbaren Einfluss auf die Geometrie der entstandenen Späne (vgl. Abbildung 6-3, 6-15), unabhängig von der Wahl der Schnittparameter. Im Gegensatz dazu kommt es durch eine Änderung vom Gleich- zum Gegenlauf zu einer deutlichen Änderung der Spankrümmung. Demnach scheint der mechanische Einfluss der Prozesskinematik auf die Spanbildung signifikanter zu sein als der thermische Einfluss infolge der gewählten Kühlstrategie oder Schnittgeschwindigkeit.

7 Charakterisierung des Standvermögens beim Fräsen von Ti-6Al-4V

Nach der Auslegung der Kühlstrategie und des Fräsprozesses wurde abschließend das Standvermögen beim Fräsen von Ti-6Al-4V in Abhängigkeit von den untersuchten tiefkalten Kühlstrategien charakterisiert. Die Durchführung der Versuche fand im Gleichlauf statt, wobei erneut eine konstante Zustellung (a_e = 1 mm; a_p = 10 mm) sowie ein konstanter Vorschub pro Zahn (f_z = 0,08 mm) gewählt wurde. Analog zum vorherigen Kapitel wurde das CO_2 der kryogenen Kühlung mit einem Massenstrom von $\dot{m}$ = 0,7 kg/min und einer Temperatur von $T_{CO_2} = -78{,}5\,°C$ und der sub-zero KSS mit einem Volumenstrom von $\dot{V}$ = 2,7 l/min und einer Zufuhrtemperatur von $T_{Zufuhr} = -30\,°C$ der Zerspanzone zugeführt. Weiterhin wurde das Standvermögen unter Verwendung einer konventionellen, industrienahen Überflutungskühlung untersucht. Die Zufuhr des hierfür verwendeten konventionellen KSS erfolgte mit einem Volumenstrom von $\dot{V}$ = 16 l/min bei einer Zufuhrtemperatur von $T_{Zufuhr} = 20\,°C$. In Abbildung 7-1 ist der Versuchsaufbau für die Standweguntersuchungen unter Verwendung der drei Kühlstrategien dargestellt.

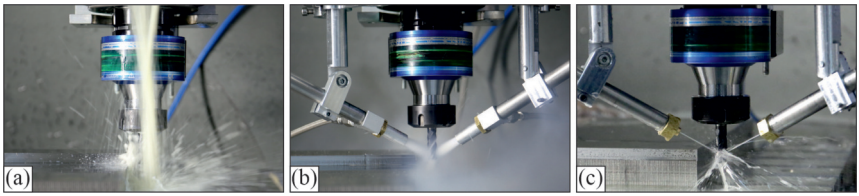


Abbildung 7-1: Aufnahmen der für die Standweguntersuchungen eingesetzten Kühlungen beim (a) konventionellen, (b) kryogenen und (c) sub-zero Fräsen

Zunächst wird das Standvermögen in Abhängigkeit von den drei Kühlstrategien und im Trockenschnitt charakterisiert. Hierzu wird eine konstante Schnittgeschwindigkeit von v_c = 100 m/min gewählt. Grund für die Auswahl dieser Schnittgeschwindigkeit ist die Abbildung eines möglichst anspruchsvollen Fräsprozesses, der jedoch noch im Rahmen des industriellen Standards für die Zerspanung von Ti-6Al-4V liegt [Kloc18]. Darauf aufbauend wird die Schnittgeschwindigkeit auf v_c = 150 m/min erhöht. Hierdurch wird zum einen der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf das Standvermögen untersucht, zum anderen wird so der Einsatz der tiefkalten Kühlung für einen weiteren, noch anspruchsvolleren Belastungsfall charakterisiert. Abschließend werden weitere Standwegversuche mit einem vergrößerten Schneidkantenradius von r_β = 25 µm durchgeführt, um zusätzlich den Einfluss einer Schneidkantenpräparation auf das Standvermögen beim konventionellen, kryogenen und sub-zero Fräsen von Ti-6Al-4V zu untersuchen. Zur Charakterisierung des Standvermögens werden die auftretenden Aktivkräfte, die beim Fräsen entstehenden Späne und der sukzessiv fortschreitende Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit vom Vorschubweg dokumentiert und ausgewertet[1].

[1] Ein Teil der in diesem Kapitel präsentierten Ergebnisse wurde bereits in [Gutz23c] publiziert.

7.1 Abhängigkeit des Werkzeugverschleißes von der Kühlstrategie

Im Rahmen der Standweguntersuchungen mit einer konstanten Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100\,m/min$ wird weder beim konventionellen noch beim sub-zero Fräsen ein Werkzeugversagen nach einem Vorschubweg von $l_f = 100\,m$ beobachtet. Dahingegen tritt beim kryogenen sowie beim trockenen Fräsen für alle drei Werkzeuge, die pro Kühlstrategie untersucht wurden, ein kritisches Werkzeugversagen auf. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird daher zunächst der Einfluss der kryogenen CO_2-Kühlung im Vergleich zum Trockenschnitt und daran anknüpfend der Vergleich zwischen konventionellem und sub-zero Fräsen thematisiert.

In Abbildung 7-2 (a) sind die gemittelten Standwege dargestellt, die unter Verwendung der kryogenen CO_2-Kühlung und im Trockenschnitt erreicht werden. Darin ist zu erkennen, dass es durch den Einsatz der kryogenen CO_2-Kühlung zu einer Verlängerung des Standwegs sowie zu einer signifikanten Reduzierung der Standardabweichung kommt. Grund hierfür ist die zusätzliche Kühlwirkung des kryogenen Mediums, die eine Reduktion der Temperaturen innerhalb der Zerspanzone begünstigt. Hieraus ergibt sich eine niedrigere thermische Belastung, wodurch dem Fortschritt des thermo-chemisch induzierten Werkzeugverschleißes entgegengewirkt werden kann.

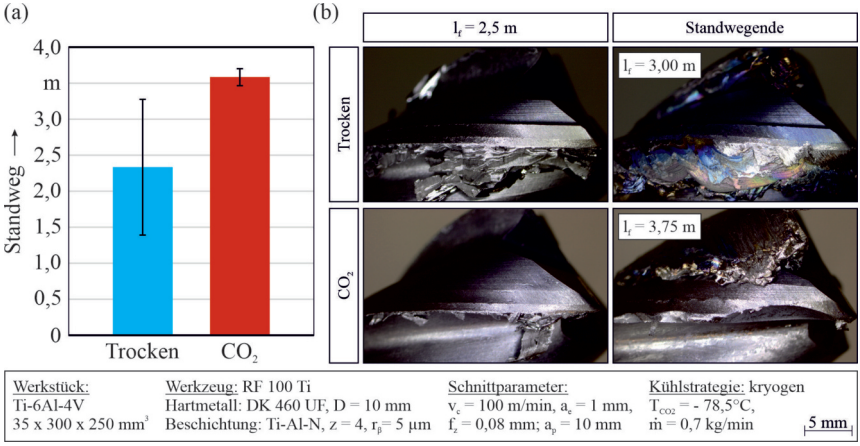


Abbildung 7-2: Einfluss der kryogenen Kühlung auf (a) den Standweg und (b) den Werkzeugverschleiß im Vergleich zum Trockenschnitt

Der Verschleißfortschritt ist in Abbildung 7-2 (b) an zwei repräsentativen Werkzeugschneiden für die trockene und kryogene Zerspanung exemplarisch dargestellt. Darin ist zu erkennen, dass es nach einem Vorschubweg von $l_f = 2{,}5\,m$ beim trockenen Fräsen zu deutlich ausgeprägteren Adhäsionen an den Werkzeugschneiden kommt. Dies ist durch die höheren Temperaturen beim Trockenschnitt begründbar, die die chemische Reaktivität und die adhäsive Neigung der Titanlegierung begünstigen. Die hohen Temperaturen bei der trockenen Zerspanung des Ti-6Al-4V werden nochmals durch die auftretenden Anlassfarben nach einem Vorschubweg von $l_f = 3\,m$ am Standwegende verdeutlicht. Das Versagen des Werkzeugs ist hier auf eine

kontinuierliche Verschlechterung der Zerspanbarkeit infolge der immer stärker zunehmenden Adhäsionen an der Werkzeugschneide zurückzuführen.

Im Vergleich zum Trockenschnitt sind die Adhäsionen beim kryogenen Fräsen nach einem Vorschubweg von $l_f = 2{,}5$ m deutlich geringer ausgeprägt, was durch die tieferen Schnitttemperaturen infolge der zusätzlichen Kühlung erklärbar ist. Am Ende des Standwegs ($l_f = 3{,}75$ m) sind ebenfalls starke Adhäsionen zu erkennen, jedoch lassen die fehlenden Anlassfarben ein Werkzeugversagen bei tieferen Temperaturen als im Trockenschnitt vermuten. Beim kryogenen Fräsen ist am Ende des Standwegs ein Ausbruch der Schneidkante erkennbar. In Kombination mit den beobachteten Adhäsionen ist daher davon auszugehen, dass beim Ablösen der Anhaftungen auch Teile der Werkzeugschneide sukzessive herausbrechen. Dies verringert die Stabilität der Schneide zunehmend, bis es zu einem kritischen Ausbruch und damit zum Werkzeugversagen kommt.

Für eine tiefgehendere Untersuchung sind in Abbildung 7-3 die auftretenden Aktivkräfte in Abhängigkeit vom zurückgelegten Vorschubweg beim Fräsen ohne Kühlung und unter Verwendung der kryogenen CO_2-Kühlung dargestellt. In beiden Fällen kommt es zu einem Anstieg der Aktivkraft mit fortlaufendem Vorschubweg, was auf den voranschreitenden Werkzeugverschleiß zurückzuführen ist. Auffällig ist dabei, dass es im Fall der kryogenen Kühlung zu einem deutlich stärkeren Anstieg der Aktivkräfte kommt. Weiterhin ist zu beobachten, dass die auftretenden Aktivkräfte am Anfang jeder Versuchsreihe beim trockenen Fräsen tendenziell geringer sind. So beträgt die mittlere Aktivkraft nach $l_f = 0{,}25$ m beim trockenen Fräsen $\overline{F}_a = 283\,\text{N} \pm 7\,\text{N}$ und beim kryogenen Fräsen $\overline{F}_a = 313\,\text{N} \pm 20\,\text{N}$.

Ein Grund hierfür ist die thermische Entfestigung. Da es beim trockenen Fräsen nicht zu einer Vorkühlung des Werkstücks oder zu einer zusätzlichen Kühlung während des Prozesses kommt, treten deutlich höhere Temperaturen innerhalb der Zerspanzone auf. Dies begünstigt eine thermische Entfestigung und dementsprechend eine Reduktion der auftretenden Aktivkräfte. Hierdurch wird ebenfalls der vergleichsweise geringe Anstieg der Kräfte beim trockenen Fräsen entlang des Vorschubwegs erklärt. Mit fortschreitendem Werkzeugverschleiß steigen auch die Temperaturen innerhalb der Zerspanzone aufgrund ausgeprägterer Reibungsvorgänge infolge der zunehmenden Adhäsionen und der sich verschlechternden Zerspanbarkeit. Im Fall der trockenen Zerspanung scheint diese Temperaturzunahme und die damit verbundene thermische Entfestigung dem Kraftanstieg aufgrund der erhöhten Reibung deutlich stärker entgegenzuwirken. Zusätzlich wird durch die sehr hohe thermische Belastung beim Trockenschnitt auch die Widerstandsfähigkeit und Härte des Werkzeugmaterials infolge thermischer Entfestigung herabgesetzt. Hierdurch werden die vergleichsweise niedrigen Aktivkräfte erklärt, bei denen es im Fall des trockenen Fräsens von Ti-6Al-4V bereits zu einem Werkzeugversagen kommt.

Unter Verwendung der kryogenen Kühlung wird ein deutlich ausgeprägterer Anstieg der Aktivkräfte beobachtet. Darüber hinaus tritt auch das Werkzeugversagen erst bei signifikant höheren Aktivkräften auf, insbesondere im Fall von Werkzeug 2, bei dem es am Standwegende zu einer starken Zunahme der Aktivkräfte kommt. Neben einer weniger stark ausgeprägten thermischen Entfestigung kann dies auf das bereits adressierte sukzessive Ausbrechen der Werkzeugschneide

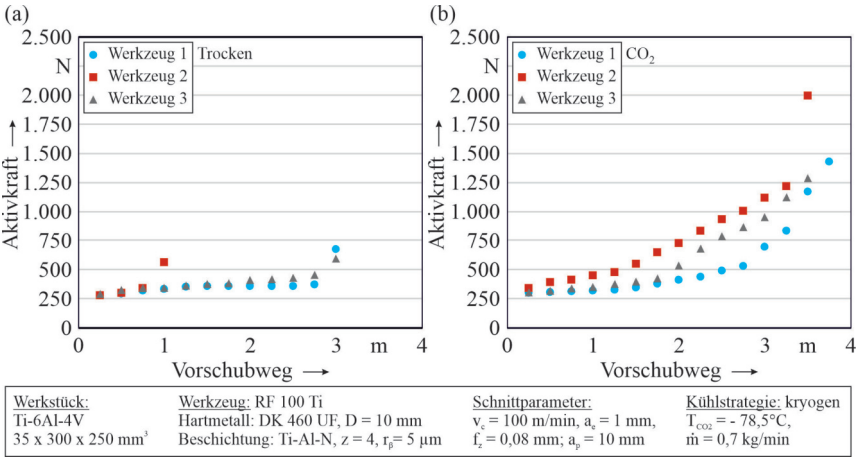


Abbildung 7-3: Auftretende Aktivkraft in Abhängigkeit vom Vorschubweg beim (a) trockenen und (b) kryogenen Fräsen

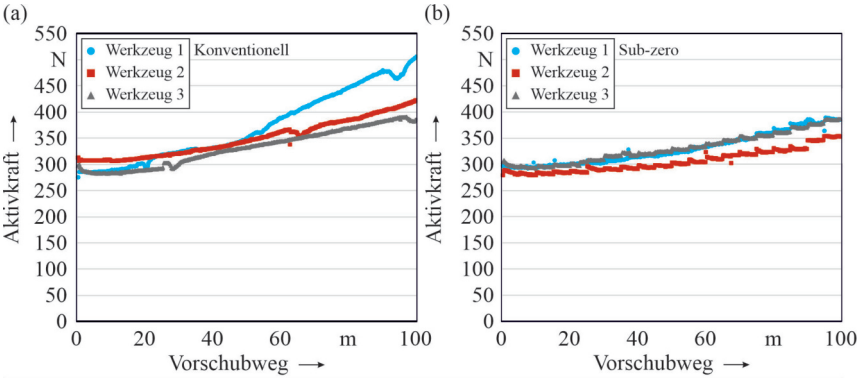
in Überlagerung mit den auftretenden Adhäsionen zurückgeführt werden. So kommt es durch den Fortschritt des Werkzeugverschleißes zu einer Verschlechterung der Zerspanbarkeit und folglich zu einer Zunahme der auftretenden Aktivkräfte, bis diese einen kritischen Wert erreichen, der zum Versagen des Werkzeugs führt. Dieser ist deutlich höher im Vergleich zum trockenen Fräsen, da hier niedrigere Temperaturen auftreten, sodass die Festigkeit bzw. Härte des Fräsers nicht so stark herabgesetzt wird.

Obwohl der Einsatz der kryogenen CO_2-Kühlung zu einer längeren Lebensdauer des Werkzeugs führt als die trockene Zerspanung (vgl. Abbildung 7-2 (a)), ist der erreichbare Standweg im Vergleich zu dem als Ziel definierten Vorschubweg von $l_f = 100\,m$ sehr gering. Ein Grund für den sehr kurzen Standweg sind die mangelnden Schmiereigenschaften der kryogenen CO_2-Kühlung. So treten in der Zerspanzone hohe Schnitttemperaturen auf, insbesondere bei erhöhten Schnittgeschwindigkeiten, die zwar vergleichsweise gut abgeführt werden können, aber nicht in dem notwendigen Ausmaß, um der Entstehung von Adhäsionen effektiv entgegenzuwirken (vgl. Abbildung 7-2 (b)). Durch den unterbrochenen Schnitt führen die hohen Temperaturen innerhalb der Zerspanzone, in Kombination mit der hohen Kühlwirkung der CO_2-Kühlung, zusätzlich zu einer starken thermischen Wechselbeanspruchung an der Werkzeugschneide. Daraus folgt eine thermisch induzierten Ermüdung des Hartmetalls, wodurch der Standweg der Werkzeuge weiter herabgesetzt wird. Die Folge ist ein plötzlich auftretendes Ermüdungsversagen, was ein Grund für den auffälligen Kraftanstieg von Werkzeug 2 (vgl. Abbildung 7-3 (b)) sein kann und bereits in eigenen Voruntersuchungen [Gutz21b, Gutz22a] beobachtet wurde.

Die Untersuchungen zum Einsatz der kryogenen CO_2-Kühlung zeigen, dass neben einer hohen Kühlwirkung vor allem reibungsreduzierende Schmiereigenschaften für eine gute Zerspanbarkeit beim Fräsen von Ti-6Al-4V notwendig sind, insbesondere unter Verwendung anspruchsvoller Schnittparameter. Vorteilhafte Schmiereigenschaften ermöglichen es, der Wärmeentstehung bei

der Zerspanung entgegenzuwirken, sodass sowohl die Adhäsionsneigung der Titanlegierung als auch die thermische Wechselbeanspruchung infolge des unterbrochenen Schnitts verringert werden. Diese Annahme wird durch die Untersuchungen bzgl. der Fräsbearbeitung unter Verwendung der konventionellen Überflutungskühlung bzw. der sub-zero Kühlstrategie bestätigt. In beiden Fällen kam es zu keinem Werkzeugversagen innerhalb eines Vorschubwegs von $l_f = 100$ m, was unter anderem durch die vorteilhaften Schmiereigenschaften der flüssigen KSS zu begründen ist. Ein weiterer Vorteil der flüssigen KSS ist das bessere Benetzungsverhalten, wodurch eine konvektive Wärmeübertragung begünstigt wird. Der Einfluss der beiden Kühlstrategien auf den Werkzeugverschleiß bzw. den Fräsprozess in Abhängigkeit vom Vorschubweg wird im Folgenden beschrieben.

In Abbildung 7-4 sind die auftretenden Aktivkräfte beim konventionellen und sub-zero Fräsen in Abhängigkeit vom Vorschubweg für die drei jeweils verwendeten Werkzeuge aufgetragen.



Werkstück:	Werkzeug: RF 100 Ti	Schnittparameter:	Konventionell:	Sub-zero:
Ti-6Al-4V	Hartmetall: DK 460 UF, D = 10 mm	v_c = 100 m/min, a_e = 1 mm,	T_{Zufuhr} = 20 °C,	T_{Zufuhr} = - 30 °C,
35 x 300 x 250 mm³	Beschichtung: Ti-Al-N, z = 4, r_β = 5 µm	f_z = 0,08 mm; a_p = 10 mm	$\dot{V}$ = 16 l/min	$\dot{V}$ = 2,7 l/min

Abbildung 7-4: Auftretende Aktivkraft in Abhängigkeit vom Vorschubweg beim (a) konventionellen und (b) sub-zero Fräsen

Auch hier zeigt sich eine Vergrößerung der Aktivkraft mit zunehmendem Vorschubweg, was auf die sukzessive Zunahme des Werkzeugverschleißes zurückzuführen ist. Verglichen mit dem trockenen bzw. kryogenen Fräsen ist diese Zunahme jedoch deutlich geringer. Beim konventionellen Fräsen scheint die Zunahme der Aktivkraft entlang des Vorschubwegs ausgeprägter zu sein, insbesondere für Werkzeug 1, was auf einen stärkeren Werkzeugverschleiß hindeutet. Für eine übersichtlichere Charakterisierung sind in Abbildung 7-5 die über die drei verwendeten Werkzeuge gemittelten Aktivkräfte in Abhängigkeit vom Vorschubweg dargestellt. Für beide hier untersuchten Kühlstrategien sind sowohl die mittlere Aktivkraft als auch die zugehörige Standardabweichung am Anfang der jeweiligen Versuchsreihe auf einem ähnlichen Niveau. Mit zunehmendem Vorschubweg ist jedoch zu erkennen, dass es beim Fräsen mit konventioneller Überflutungskühlung zu einer stärkeren Zunahme der mittleren Aktivkraft kommt. Darüber hinaus vergrößert sich auch die Standardabweichung beim konventionellen Fräsen

deutlich stärker als unter Verwendung der hier eingesetzten sub-zero Kühlung. So betragen die mittleren Aktivkräfte nach einem Vorschubweg von l_f = 100 m für das konventionelle Fräsen $\overline{F}_{A,\,konv}$ = 438 N ± 50 N und für das sub-zero Fräsen $\overline{F}_{A,\,sub\text{-}zero}$ = 375 N ± 15 N. Verglichen mit der mittleren Aktivkraft, die am Anfang der jeweiligen Versuchsreihe vorliegt, ergibt sich eine Steigerung der Aktivkräfte von 48,3 % für das konventionelle und lediglich 27,7 % für das sub-zero Fräsen.

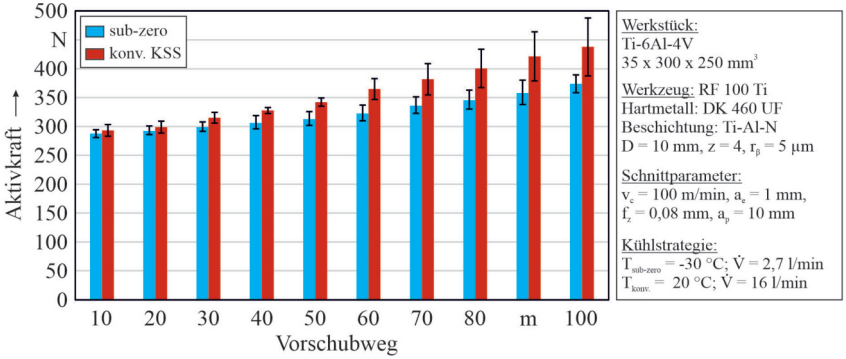


Abbildung 7-5: Gemittelte Aktivkraft in Abhängigkeit vom Vorschubweg beim (a) konventionellen und (b) sub-zero Fräsen

Die stärkere Zunahme der Aktivkräfte in Kombination mit den zunehmend größeren Standardabweichungen deuten auf einen ausgeprägteren Verschleißfortschritt beim konventionellen Fräsen hin. Zur Überprüfung dieser Annahme sind in Abbildung 7-6 repräsentative Aufnahmen einer Werkzeugschneide beim Fräsen mit konventioneller und sub-zero Kühlstrategie in Abhängigkeit vom Vorschubweg dargestellt. Nach einem Vorschubweg von l_f = 10 m ist für beide der hier untersuchten Kühlstrategien noch kein signifikanter Werkzeugverschleiß zu erkennen. Dies ist in Übereinstimmung mit den gemessenen Aktivkräften, die hier ebenfalls auf einem ähnlichen Niveau liegen. Unter Verwendung der konventionellen Überflutungskühlung lässt sich mit zunehmendem Vorschubweg auch ein Fortschritt des Werkzeugverschleißes beobachten. So werden zunächst leichte und ab einem Vorschubweg von l_f = 70 m deutliche Adhäsionen und kleinste Ausbrüche an der Werkzeugschneide sichtbar. Diese stehen in direktem Zusammenhang mit dem Kraftanstieg beim konventionellen Fräsen (vgl. Abbildung 7-5). Dahingegen sind beim sub-zero Fräsen kaum Adhäsionen an der Werkzeugschneide erkennbar. Aufgrund des deutlich reduzierten Verschleißfortschritts beim Fräsen unter Einsatz der sub-zero Kühlung treten, verglichen mit dem konventionellem Fräsen, hier niedrigere Aktivkräfte auf. Neben den Werkzeugschneiden sind in Abbildung 7-6 auch repräsentative Aufnahmen entstandener Späne in Abhängigkeit vom Vorschubweg und der Kühlstrategie dargestellt. Sowohl für das sub-zero Fräsen als auch für das Fräsen mit konventioneller Überflutungskühlung zeigt sich, dass der Einfluss des Vorschubwegs auf die Spanbildung vergleichsweise gering ist, da hier keine signifikanten Unterschiede hinsichtlich der makroskopischen Spangeometrie beobachtbar sind. Für beide Kühlstrategien wird daher anhand der Spanbildung ein stabiler Zerspanprozess über den gesamten Vorschubweg von

l_f = 100 m angenommen, obwohl beim konventionellen Fräsen ein höherer Kraftanstieg sowie ein ausgeprägterer Werkzeugverschleiß beobachtet werden.

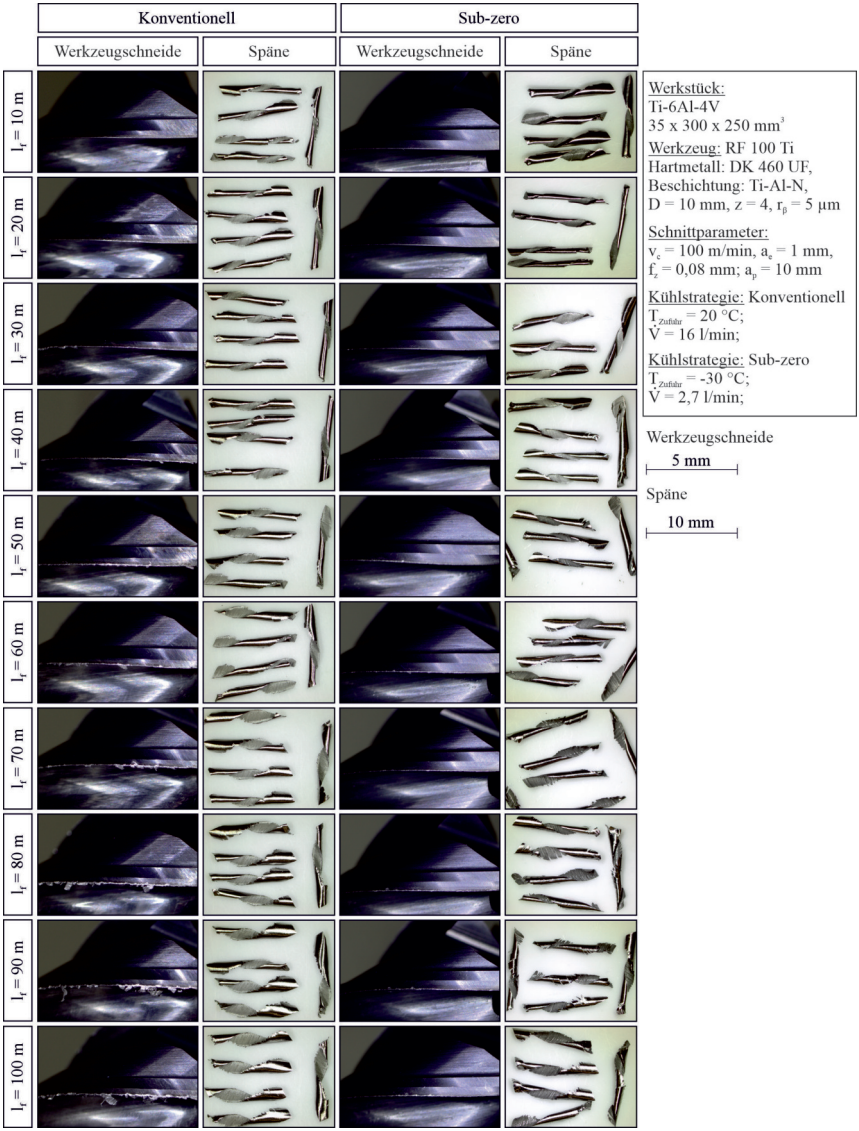


Abbildung 7-6: Werkzeugverschleiß und Späne in Abhängigkeit vom Vorschubweg beim Fräsen mit konventioneller und sub-zero Kühlstrategie

Zusammenfassend zeigt sich, dass anders als beim kryogenen Fräsen unter Einsatz eines flüssigen KSS ein stabiler Fräsprozess über einen Vorschubweg von l_f = 100 m bei einer anspruchsvollen

Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100\,m/min$ realisiert wird. Grund hierfür sind neben einer hinreichenden Kühlwirkung vor allem die vorteilhaften Schmiereigenschaften, die der Wärmeentstehung und damit dem thermo-chemisch induzierten Werkzeugverschleiß entgegenwirken können. Hinzu kommen die besseren Benetzungseigenschaften flüssiger KSS, die sich positiv auf die Wärmeübertragung bzw. die Kühlwirkung auswirken. Beim Vergleich der konventionellen Überflutungskühlung und der sub-zero Kühlstrategie ist zu erkennen, dass es beim sub-zero Fräsen zu einem geringeren Werkzeugverschleiß kommt und ein stabilerer Fräsprozess realisiert wird. Da beim sub-zero Fräsen weniger Adhäsionen beobachtet werden (vgl. Abbildung 7-6), ist davon auszugehen, dass auch niedrigere thermische Lasten vorliegen, wodurch der chemischen Reaktivität der Titanlegierung besser entgegengewirkt wird. Die Annahme ist in Übereinstimmungen mit den Ergebnissen aus Kapitel 5.3 (vgl. Abbildung 5-8, 5-9). Ausschlaggebend ist die deutlich niedrigere Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS, wodurch ein größerer Temperaturgradient und demzufolge eine verbesserte Kühlwirkung realisierbar sind. Zwar wird der sub-zero KSS mit deutlich geringerem Volumenstrom zugeführt und besitzt eine niedrigere kinematische Viskosität als der konventionelle KSS, jedoch scheint der höhere Temperaturgradient einen höheren Einfluss auf die Kühlwirkung und die Zerspanbarkeit von Ti-6Al-4V zu haben.

7.2 Einfluss der Schneidkantenpräparation auf den Werkzeugstandweg

Aufbauend auf den Ergebnissen des vorherigen Kapitels, wird nun der Einfluss der Kühlstrategien auf das Standvermögen bei einer erhöhten Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 150\,m/min$ untersucht. Darüber hinaus werden die Standwegversuche ebenfalls für einen vergrößerten Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$ unter Verwendung der konventionellen, kryogenen und sub-zero Kühlstrategie durchgeführt. Aufgrund der erhöhten Schnittleistung wurde auf die Durchführung von Versuchen im Trockenschnitt verzichtet, um einen potentiellen Spanbrand zu vermeiden. Durch die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit auf $v_c = 150\,m/min$ kommt es bei allen untersuchten Werkzeugen zu einem kritischen Werkzeugversagen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass sich durch die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit auch die Schnitttemperaturen in der Zerspanzone erhöhen. Ohne eine Anpassung der Kühlstrategie resultieren hieraus höhere thermische Lasten, wodurch auch der thermo-chemisch induzierte Werkzeugverschleiß schneller voranschreitet, was zu einem früheren Werkzeugversagen führt. Die gemittelten resultierenden Standwege sind in Abbildung 7-7 in Abhängigkeit der eingesetzten Kühlstrategie und des Schneidkantenradius dargestellt. Für alle drei der hier untersuchten Kühlstrategien kommt es zu einer Verringerung des Standwegs bei einer Vergrößerung des Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ auf $r_\beta = 25\,\mu m$. Besonders auffällig ist der Einfluss des Schneidkantenradius beim konventionellen Fräsen mit Überflutungskühlung, wo es zu einer Verkürzung des Standwegs um 54,1 % kommt. Verglichen damit verkürzt sich der Standweg beim sub-zero Fräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$ nur um 13,4 %. Bei Verwendung eines Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ liegen die Standwege beim konventionellen bzw. sub-zero Fräsen in der gleichen Größenordnung. Ein etwas höherer Standweg wird hier beim sub-zero Fräsen erreicht, jedoch

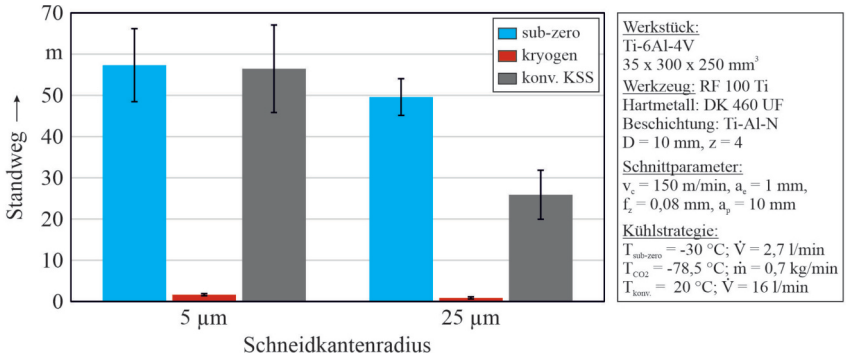


Abbildung 7-7: Standweg in Abhängigkeit der Schneidkantenpräparation beim sub-zero, kryogenen und konventionellen Fräsen nach [Gutz23c]

liegt der Unterschied im Bereich der Standardabweichung. Ein Vergleich der Standardabweichungen zeigt, dass diese beim sub-zero Fräsen, im Vergleich zum Fräsen mit konventioneller Überflutungskühlung, tendenziell geringer sind. Dies deutet auf einen stabileren Fräsprozess unter Verwendung der sub-zero Kühlstrategie hin.

Wie auch beim Fräsen mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100\,\mathrm{m/min}$ liegt der gemittelte Standweg beim kryogenen Fräsen weit unter denen der anderen hier untersuchten Kühlstrategien, unabhängig vom gewählten Schneidkantenradius. Dies ist ebenfalls auf die mangelnden Schmiereigenschaften der kryogenen CO_2-Kühlung zurückzuführen, was zu hohen thermischen Lasten sowie einer ausgeprägten thermischen Wechselbeanspruchung führt. Hierdurch werden erneut ein thermo-chemisch induzierter Werkzeugverschleiß sowie thermische Ermüdung begünstigt. Daher wird zunächst die kryogene Fräsbearbeitung, analog zum vorherigen Kapitel, aus Gründen der Übersichtlichkeit gesondert diskutiert. Hierzu sind in Abbildung 7-8 die auftretenden Aktivkräfte beim kryogenen Fräsen in Abhängigkeit vom Vorschubweg und dem Schneidkantenradius dargestellt. Für die beiden untersuchten Schneidkantenradien zeigt sich ein Anstieg der Aktivkräfte mit fortschreitendem Vorschubweg, was auf die Zunahme des Werkzeugverschleißes zurückzuführen ist. Weiterhin werden am Anfang der jeweiligen Versuchsreihe ($l_f = 0{,}25\,\mathrm{m}$) bereits höhere Aktivkräfte unter Verwendung eines Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu\mathrm{m}$ beobachtet. Der Grund sind stärker ausgeprägte Ploughing-Effekte aufgrund der stumpferen Werkzeugschneide sowie ein negativerer effektiver Spanwinkel. Dahingegen kommt es bei einem größeren Schneidkantenradius bereits bei tendenziell niedrigeren Aktivkräften zu einem Werkzeugversagen. Demnach ist eine erhöhte Stabilität der Werkzeugschneide durch einen größeren Schneidkantenradius sowie eine dadurch begünstigte Standwegverlängerung für das kryogene Fräsen von Ti-6Al-4V hier nicht beobachtbar. Ein mögliche Erklärung ergibt sich durch die Art des Werkzeugverschleißes, der überwiegend thermo-chemisch und nicht mechanisch induziert wird. So kommt es bei einer Vergrößerung des Schneidkantenradius vermehrt zu Reibung aufgrund ausgeprägterer Ploughing-Effekte, wodurch mehr Wärme entsteht und die thermische Last vergrößert wird. Dieser nachteilige Effekt auf die Wärmeentstehung scheint, im

Vergleich zum Vorteil der stabileren Werkzeugschneide, einen größeren Einfluss auf das Standvermögen zu haben. Darüber hinaus ist es denkbar, dass die Stabilität der Werkzeugschneide aufgrund der höheren Temperaturen infolge thermischer Entfestigung herabgesetzt wird, was dem vermeintlichen Vorteil des größeren Schneidkantenradius ebenfalls entgegenwirkt.

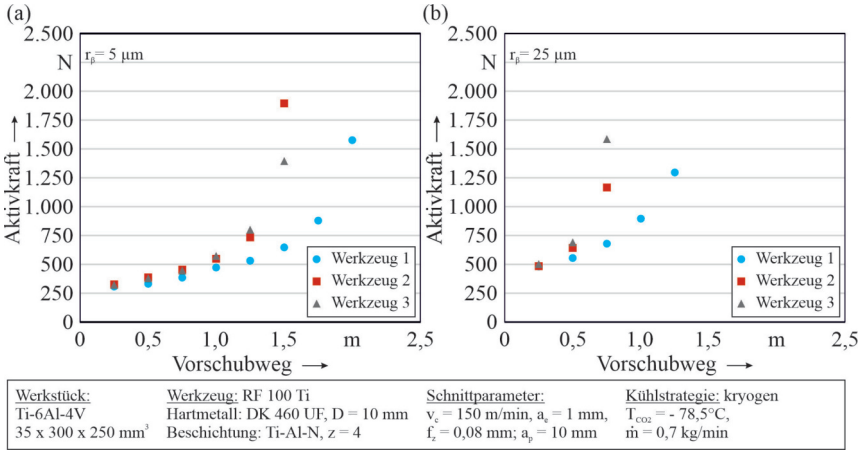


Abbildung 7-8: Auftretende Aktivkraft in Abhängigkeit vom Vorschubweg beim kryogenen Fräsen mit einem Schneidkantenradius von (a) r_β = 5 µm und (b) r_β = 25 µm

Die resultierende Aktivkraft in Abhängigkeit vom Vorschubweg und von der Schneidkantenpräparation ist für das konventionelle Fräsen in Abbildung 7-9 sowie für das sub-zero Fräsen in Abbildung 7-10 dargestellt. Auch hier zeigt sich für alle untersuchten Versuchspunkte eine Zunahme der Aktivkraft entlang des Vorschubwegs. Beim Fräsen mit einem Schneidkantenradius von r_β = 5 µm wird sowohl beim konventionellen Fräsen (vgl. Abbildung 7-9 (a)) als auch unter Verwendung der sub-zero Kühlstrategie (vgl. Abbildung 7-10 (a)) jeweils ein Werkzeug mit einem deutlich längerem Standweg beobachtet, woraus sich die vergleichsweise hohen Standardabweichungen ergeben (vgl. Abbildung 7-7). Dahingegen tritt bei einem Schneidkantenradius von r_β = 25 µm lediglich beim konventionellen Fräsen ein Werkzeug mit einer deutlichen Abweichung bzgl. des Standwegs auf (vgl. Abbildung 7-9 (b)). Weiter liegt auch beim konventionellen bzw. beim sub-zero Fräsen eine höhere Aktivkraft unter Verwendung der Fräser mit einem Schneidkantenradius von r_β = 25 µm zu Beginn jeder Versuchsreihe vor. Analog zum kryogenen Fräsen ist dies auf die stumpfere Werkzeugschneide und die daraus resultierenden Ploughing-Effekte zurückzuführen. Unter Verwendung eines größeren Schneidkantenradius sind die Aktivkräfte am Ende der Standzeit tendenziell geringer, unabhängig von der Kühlstrategie. Im Fall der sub-zero Kühlstrategie zeigen sich vergleichsweise große Schwankungen hinsichtlich der Aktivkraft am Ende des Standwegs, unabhängig von dem gewählten Schneidkantenradius. Dennoch ist hier davon auszugehen, dass die Vergrößerung des Schneidkantenradius neben der Schneidkantenstabilität auch die thermische Last erhöht, die auch beim konventionellen bzw. sub-zero Fräsen einen größeren Einfluss auf das Standvermögen hat.

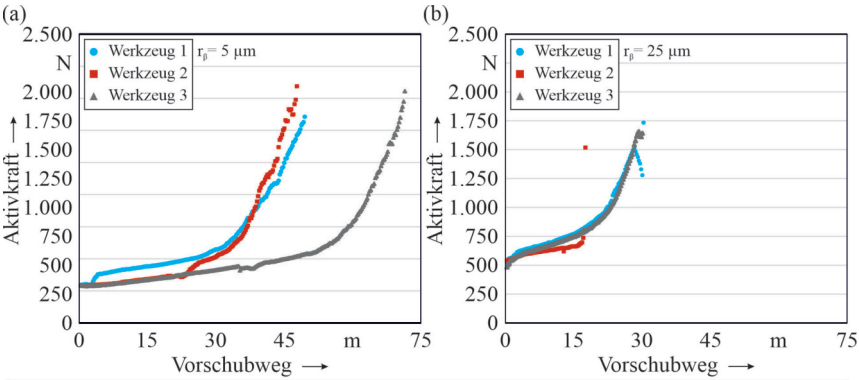


Abbildung 7-9: Auftretende Aktivkraft in Abhängigkeit vom Vorschubweg beim konventionellen Fräsen mit einem Schneidkantenradius von (a) $r_\beta = 5\,\mu m$ und (b) $r_\beta = 25\,\mu m$

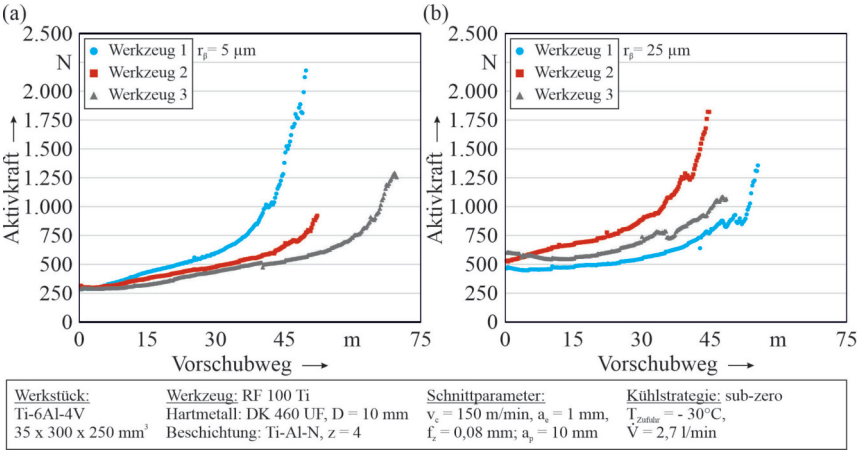


Abbildung 7-10: Auftretende Aktivkraft in Abhängigkeit vom Vorschubweg beim sub-zero Fräsen mit einem Schneidkantenradius von (a) $r_\beta = 5\,\mu m$ und (b) $r_\beta = 25\,\mu m$

Zur tiefgehenderen Untersuchung bzgl. des Einflusses der konventionellen Überflutungskühlung und der sub-zero Kühlstrategie, sind in Abbildung 7-11 die gemittelten Aktivkräfte in Abhängigkeit vom Vorschubweg und der Schneidkantenpräparation dargestellt. Dabei wurden die Aktivkräfte lediglich bis zu dem Vorschubweg ausgewertet, an dem es erstmals zu einem Werkzeugversagen innerhalb des jeweiligen Versuchspunkts kam. In Analogie zu den Untersuchungen mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100\,m/min$ (vgl. Abbildung 7-5) sind die mittleren Aktivkräfte der zwei hier untersuchten Kühlstrategien für einen Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ anfangs innerhalb der selben Größenordnung. So zeigen sich bis zu einem

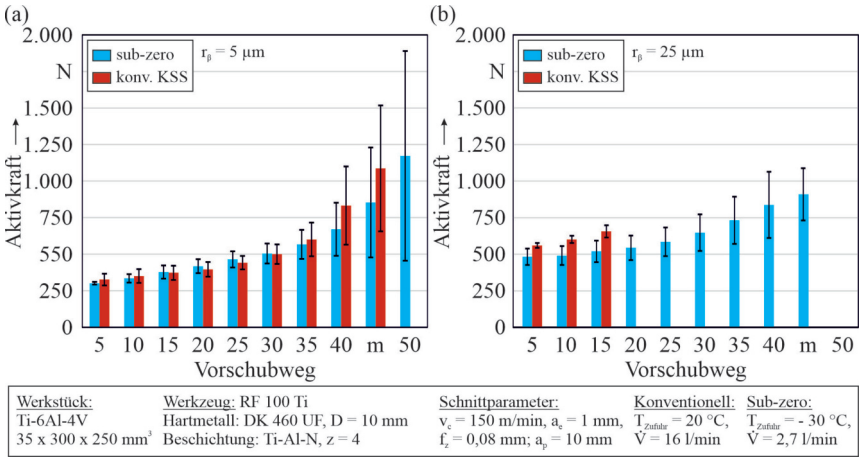


Abbildung 7-11: Gemittelte Aktivkraft in Abhängigkeit vom Vorschubweg beim konventionellen und sub-zero Fräsen mit einem Schneidkantenradius von (a) $r_\beta = 5\,\mu m$ und (b) $r_\beta = 25\,\mu m$ nach [Gutz23c]

Vorschubweg von $l_f = 30\,m$ keine signifikanten Unterschiede hinsichtlich der Aktivkraft. Ab einem Vorschubweg von $l_f \geq 35\,m$ wird für das konventionelle Fräsen ein stärkerer Anstieg der Aktivkräfte sowie der zugehörigen Standardabweichung im Vergleich zum Fräsen unter Einsatz der sub-zero Kühlung beobachtet. Ein mittlerer Vorschubweg von $l_f = 50\,m$ wird lediglich unter Verwendung der sub-zero Kühlung mit allen drei Werkzeugen erreicht. Mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$ liegen höhere mittlere Aktivkräfte entlang des gesamten Vorschubwegs vor, sowohl für das konventionelle als auch für das sub-zero Fräsen. Anders als unter Verwendung des geringeren Schneidkantenradius, treten hier allerdings schon bei einem Vorschubweg von $l_f = 5\,m$ höhere Aktivkräfte für die Fräsbearbeitung mit konventioneller Überflutungskühlung auf.

Zur weiteren Charakterisierung sind repräsentative Aufnahmen einer Werkzeugschneide in Abbildung 7-12 für einen Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ dargestellt. Analog hierzu sind in Abbildung 7-13 die Werkzeugschneiden und Späne für einen Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$ in Abhängigkeit vom Vorschubweg und der verwendeten Kühlstrategie gezeigt. Für die zwei untersuchten Kühlstrategien zeigen sich sukzessiv zunehmende Adhäsionen an der Werkzeugschneide für die hier untersuchten Schneidkantenradien. Beim sub-zero Fräsen sind diese Verschleißerscheinungen an der Werkzeugschneide jedoch deutlich geringer ausgeprägt, sodass deutliche Adhäsionen erst bei einem erhöhten Vorschubweg erkennbar sind. Dahingegen treten beim konventionellen Fräsen bereits bei einem Vorschubweg von $l_f = 5\,m$ deutliche Adhäsionen an der Werkzeugschneide auf. Neben den Adhäsionen an der Werkzeugschneide werden beim konventionellen Fräsen auch Adhäsionen der Titanlegierung auf der Freifläche und in der Spannut des Fräsers beobachtet, was an der zunehmend grauen Färbung des Werkzeugs erkennbar ist. Unabhängig vom gewählten Schneidkantenradius tritt diese Färbung beim sub-zero Fräsen auch

bei erhöhtem Vorschubweg nicht auf. Hieraus wird gefolgert, dass beim konventionellen Fräsen deutlich höhere Temperaturen auftreten und das nicht nur unmittelbar an der Werkzeugschneide, sondern innerhalb der gesamten Zerspanzone.

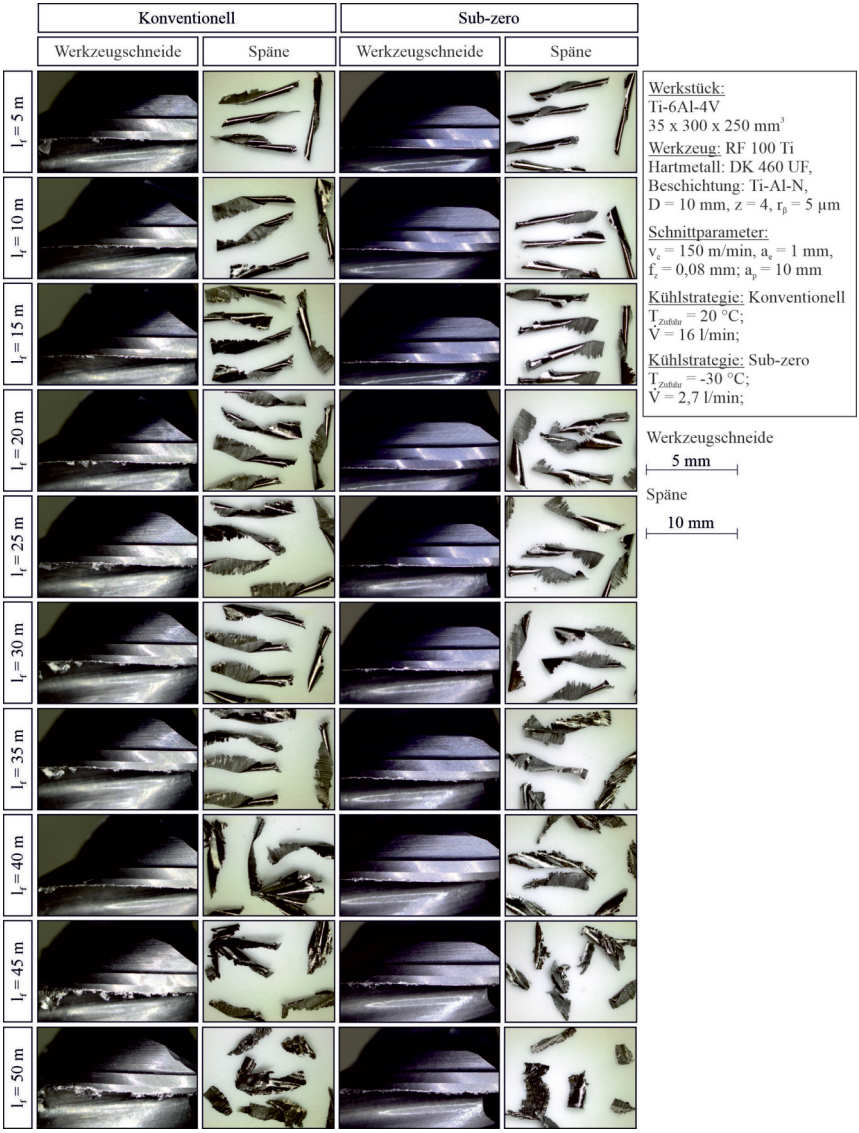


Abbildung 7-12: Werkzeugverschleiß und Späne in Abhängigkeit vom Vorschubweg beim konventionellen sowie sub-zero Fräsen mit einem Schneidkantenradius von r_β = 5 µm nach [Gutz23c]

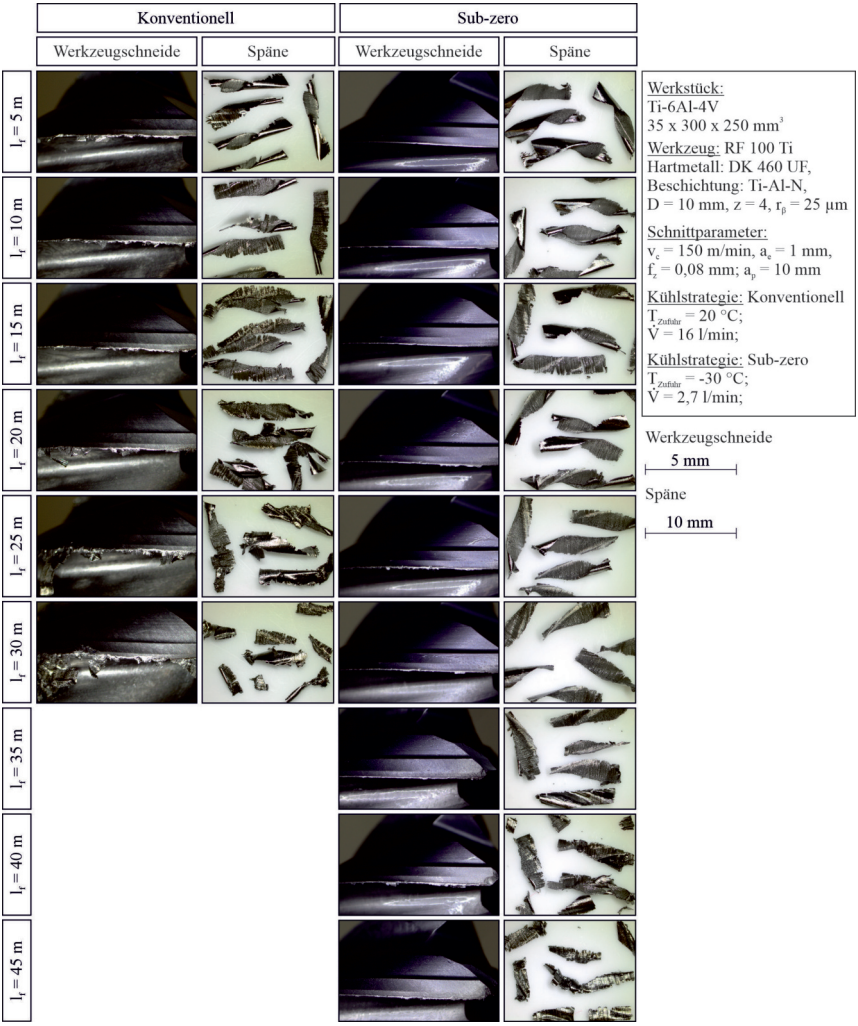


Abbildung 7-13: Werkzeugverschleiß und Späne in Abhängigkeit vom Vorschubweg beim konventionellen sowie sub-zero Fräsen mit einem Schneidkantenradius von r_β = 25 µm nach [Gutz23c]

Weiterhin sind in Abbildung 7-12 (r_β = 5 µm) bzw. Abbildung 7-13 (r_β = 25 µm) repräsentative Aufnahmen entstandener Späne in Abhängigkeit vom Vorschubweg und der Kühlstrategie dargestellt. Dabei zeigt sich für einen Schneidkantenradius von r_β = 25 µm erneut eine weniger stark ausgeprägte Spankrümmung, die bereits in Kapitel 6.2.2 beobachtet wurde (vgl. Abbildung 6-20) und auf die veränderte Spanbildung durch die geometrische Änderung des Schneidkeils bzw. auf das geänderte Verhältnis aus Spanungsdicke und Schneidkantenradius zurückzufüh-

ren ist. Anders als in den Untersuchungen mit geringerer Schnittgeschwindigkeit wird hier eine Änderung der Spanbildung mit zunehmendem Vorschubweg beobachtet, sowohl für einen Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ als auch von $r_\beta = 25\,\mu m$. Dabei kommt es zur deutlichen Abnahme der Spanqualität mit steigendem Vorschubweg. Dies wird durch den zunehmenden Werkzeugverschleiß begründet, der die Spanbildung beeinflusst. Anhand der Spanbildung ist demnach zu erkennen, dass die Stabilität des Fräsprozesses mit zunehmendem Vorschubweg abnimmt, was in Übereinstimmung mit den steigenden Standardabweichungen der auftretenden Aktivkräfte ist (vgl. Abbildung 7-11).

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass beim konventionellen und sub-zero Fräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ ähnliche Standwege erzielt werden. Jedoch wird durch Verwendung der sub-zero Kühlung die Prozessstabilität länger gewährleistet, was an der niedrigeren Standardabweichung (vgl. Abbildung 7-10) und an den niedrigeren mittleren Aktivkräften (vgl. Abbildung 7-11) erkennbar ist. Grund dafür ist, dass aufgrund der besseren Kühlwirkung beim sub-zero Fräsen der Werkzeugverschleiß langsamer voranschreitet. Die bessere Kühlwirkung des sub-zero KSS wird besonders deutlich beim Fräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$, wo ein signifikant längerer Standweg im Vergleich zum konventionellen Fräsen erzielt wird. Mit größerem Schneidkantenradius erhöht sich aufgrund der ausgeprägteren Ploughing-Effekte die mechanische und thermische Last. Die Steigerung des thermomechanischen Belastungskollektivs wird von der konventionellen Kühlung nicht hinreichend kompensiert, sodass es hier viel früher zu einem Werkzeugversagen kommt, verglichen mit dem kleineren Schneidkantenradius. Im Gegensatz dazu ermöglicht die Verwendung der sub-zero Kühlung auch bei einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$ einen stabilen Zerspanprozess für einen mittleren Standweg von 50 m.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Die Titanlegierung Ti-6Al-4V zeichnet sich neben einer guten Korrosionsbeständigkeit und einer hohen Warmhärte vor allem durch ein hervorragendes Verhältnis aus hoher Festigkeit und geringer Dichte aus, wodurch der Werkstoff insbesondere in der Luft- und Raumfahrt zunehmend an Bedeutung gewinnt. Neben diesen vorteilhaften Eigenschaften weist die Titanlegierung ebenfalls eine geringe Wärmeleitfähigkeit bzw. Wärmekapazität auf, weswegen bei der Zerspanung von Ti-6Al-4V sehr hohe Temperaturen innerhalb der Zerspanzone auftreten können. In Superposition mit der chemischen Reaktivität der Titanlegierung führt dies zu einem ausgeprägten thermo-chemisch induzierten Werkzeugverschleiß, sodass Ti-6Al-4V als schwer zerspanbarer Werkstoff gilt. Zur Verbesserung der Zerspanbarkeit werden Beschichtungen und Schneidkantenpräparationen eingesetzt, wobei deren Effektivität stark von der Auslegung des Fräsprozesses abhängt. Dahingegen ermöglichen geeignete Kühlstrategien eine effektive Reduktion der Schnitttemperaturen, wodurch dem thermo-chemisch induzierten Verschleißfortschritt entgegengewirkt wird und die Zerspanbarkeit der Titanlegierung verbessert werden kann.

Für die Fräsbearbeitung von Ti-6Al-4V werden typischerweise wasserbasierte KSS unter Verwendung einer Überflutungskühlung eingesetzt, womit vorteilhafte Schmierwirkungen und eine gute konvektive Wärmeabfuhr realisiert werden. Die Kühlwirkung wird jedoch durch den Einsatz der KSS bei Raumtemperatur begrenzt. Ein weiterer Ansatz ist die Verwendung kryogener Kühlstrategien. Aufgrund tiefer Zufuhrtemperaturen lassen sich hier hohe Kühlwirkungen erreichen, wohingegen die Schmierwirkungen kryogener Kühlmedien vergleichsweise gering sind. Um die Vorteile beider Kühlstrategien zu vereinen, wurde am FBK im Rahmen des SFB 926 eine neuartige Kühlstrategie entwickelt. Diese ermöglicht die Zufuhr sogenannter sub-zero KSS im flüssigen Zustand bei Temperaturen weit unter 0 °C. Durch diese Kombination aus tiefen Zufuhrtemperaturen, einem hohen konvektiven Wärmeübergang und vorteilhaften Schmiereigenschaften wurde für die Drehbearbeitung von Ti-6Al-4V eine deutliche Reduktion der thermischen Last und eine damit einhergehende Verringerung des Werkzeugverschleißes beobachtet.

Zur Erweiterung des Anwendungsgebiets von sub-zero Kühlstrategien wurden diese im Rahmen dieser Arbeit erstmals umfänglich beim Fräsen von Ti-6Al-4V untersucht. Hierzu wurde eine Kühlanlage entwickelt und in Betrieb genommen, die den Einsatz von sub-zero KSS bei der Fräsbearbeitung ermöglicht. Unter Verwendung der entwickelten Kühlanlage wurde zunächst die Zufuhrstrategie des sub-zero KSS ausgelegt. Dabei wurden die Wirkzusammenhänge zwischen der Zufuhrtemperatur, dem Volumenstrom, der Düsengeometrie und dem während des Fräsens auftretenden thermo-mechanischen Belastungskollektiv untersucht. Ergänzt wurden die Messungen durch Hochgeschwindigkeitsaufnahmen, mit deren Hilfe die Ausprägung des Freistrahls des sub-zero KSS in Abhängigkeit von der Zufuhrstrategie analysiert wurde. Als Referenz wurde eine kryogene CO_2-Kühlung eingesetzt, wobei zunächst der Einfluss des Massenstroms auf die auftretenden Kräfte und Temperaturen untersucht wurde. Nach der Auslegung der zwei tiefkalten Kühlstrategien wurde deren Einfluss auf den Fräsprozess in Abhängigkeit von den verwendeten Schnittparametern analysiert. Neben der Variation von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub pro Zahn wurden ebenfalls Zerspanversuche im Gleich- und Gegenlauf sowie unter Verwendung

einer Schneidkantenpräparation durchgeführt. Abschließend wurde untersucht, inwiefern sich die zwei tiefkalten Kühlstrategien auf das Standvermögen beim Fräsen von Ti-6Al-4V auswirken. Hierfür wurden Standweguntersuchungen unter Variation der Schnittgeschwindigkeit und des Schneidkantenradius durchgeführt und mit dem Standvermögen unter Verwendung einer konventionellen Überflutungskühlung verglichen.

Für die kryogene CO_2-Kühlung wird die thermische Last innerhalb der Zerspanzone durch eine Vergrößerung des Massenstroms reduziert. Grund hierfür ist die gesteigerte Menge an zugeführtem kryogenem Kühlmedium, mit dessen Hilfe Wärme aus der Zerspanzone abgeführt wird. Analog wurde beim sub-zero Fräsen eine Abnahme der gemessenen Temperaturen mit zunehmendem Volumenstrom beobachtet. Darüber hinaus wurde gezeigt, dass eine Erhöhung des Zufuhrdrucks bzw. der Düsenaustrittsgeschwindigkeit die Kühlwirkung begünstigt, was durch einen besseren konvektiven Wärmeübergang und eine verbesserte Einbringung des KSS in die Schnittzone zu begründen ist. Durch eine Reduktion der Zufuhrtemperatur des sub-zero KSS wird die thermische Last reduziert. Dies begründet sich durch den erhöhten Temperaturgradienten, was zu einer höheren Kühlwirkung führt. Weiter wirkt sich die Zufuhrtemperatur auch auf die Viskosität des sub-zero KSS aus. Hierdurch werden Schmiereigenschaften positiv beeinflusst. Bei unzureichendem Zufuhrdruck führt dies jedoch zu Benetzungsproblemen innerhalb der Schnittzone. Darüberhinaus kann die Anpassung der Zufuhrtemperatur dazu verwendet werden, die Ausprägung des Freistrahls hinsichtlich einer turbulenten bzw. laminaren Strömung zu beeinflussen.

Der Vergleich mit der konventionellen Überflutungskühlung zeigt, dass durch Verwendung einer kryogenen CO_2-Kühlung tiefere Temperaturen innerhalb der Zerspanzone erreicht werden, sofern der CO_2-Massenstrom hoch genug ist. Dahingegen wirkt die Überflutungskühlung der Wärmeentstehung aufgrund reibungsreduzierender Schmiereffekte effektiver entgegen. Auch für die sub-zero Kühlung wurde eine geringere Wärmeentstehung im Vergleich zur kryogenen CO_2-Kühlung nachgewiesen, was auf vorteilhafte Schmiereigenschaften zurückzuführen ist. In Kombination mit der hohen Kühlwirkung, die aus den tiefen Zufuhrtemperaturen des sub-zero KSS resultiert, wird im Vergleich zur kryogenen CO_2- bzw. zur konventionellen Überflutungskühlung eine deutliche Reduktion der thermischen Last realisiert.

Beim Gleichlauffräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ wurde gezeigt, dass die auftretenden Aktivkräfte beim kryogenen Fräsen, verglichen mit einer sub-zero Kühlstrategie, tendenziell niedriger sind. Zurückzuführen ist dies auf eine stärker ausgeprägte thermische Entfestigung, da es beim kryogenen Fräsen aufgrund mangelnder Schmiereigenschaften zu höheren Temperaturen innerhalb der Zerspanzone kommt. Durch diese Beobachtung wurde nachgewiesen, dass im Vergleich zu den reibungsreduzierenden Schmiereigenschaften des eingesetzten sub-zero KSS die auftretenden thermischen Lasten einen größeren Einfluss auf die Aktivkräfte haben. Unabhängig von der Kühlstrategie konnte gezeigt werden, dass der Vorschub pro Zahn den signifikantesten Einfluss auf die auftretenden Aktivkräfte und auf die gefertigte Oberflächenqualität hat. Dies ist durch den Einfluss des Vorschubs pro Zahn auf den Spanungsquerschnitt bzw. auf die kinematische Rauheit zurückzuführen. Im Gegensatz dazu ist der Einfluss der

Schnittgeschwindigkeit beim kryogenen und beim sub-zero Gleichlauffräsen vergleichsweise gering. Eine Erklärung hierfür ist, dass eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit sowohl die thermische Entfestigung begünstigt als auch den adhäsiven Werkzeugverschleiß. Aufgrund dieser gegenläufigen Effekte konnte kein signifikanter Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die auftretenden Aktivkräfte beim Gleichlauffräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ beobachtet werden. Weiter wurde gezeigt, dass der Einsatz des sub-zero KSS im Vergleich zur kryogenen CO_2-Kühlung zu einer besseren Oberflächenqualität führt, was durch die vorteilhaften Schmiereigenschaften zu begründen ist.

Durch eine Vergrößerung des Schneidkantenradius ist ein Anstieg der auftretenden Aktivkräfte zu beobachten, was auf einen negativeren effektiven Spanwinkel und ausgeprägtere Ploughing-Effekte zurückzuführen ist. Auch hier treten für die kryogene Fräsbearbeitung niedrigere Aktivkräfte auf. Dies resultiert aus den höheren thermischen Lasten, die infolge von Ploughing-Effekten in Überlagerung mit den mangelnden Schmiereigenschaften der CO_2-Kühlung auftreten. Für die beiden untersuchten tiefkalten Kühlstrategien werden beim Gleichlauffräsen mit einem Schneidkantenradius von $r_\beta = 25\,\mu m$, aufgrund stark ausgeprägter Ploughing-Effekte, leichte Adhäsionen an den Werkzeugschneiden beobachtet. Durch die vorteilhaften Schmiereigenschaften des sub-zero KSS sind diese beim sub-zero Fräsen weniger stark ausgeprägt. Ein signifikanter Einfluss der Schneidkantenpräparation auf die erzeugbare Oberflächenqualität beim Fräsen mit tiefkalter Kühlstrategie wurde nicht beobachtet. Es zeigt sich jedoch, dass es durch die Erhöhung des Schneidkantenradius bei niedrigen Vorschüben pro Zahn zu einer Unterschreitung der Mindestspanungsdicke kommen kann, was zu einer Beeinflussung der Spanbildung führte. Dabei wurden der Spanbildungsvorgang primär durch Ploughing-Effekte charakterisiert, sodass dünne, flache Späne mit einer signifikant geringeren Spankrümmung entstanden sind.

Beim Wechsel vom Gleich- in den Gegenlauf wurde für die kryogene CO_2-Kühlung gezeigt, dass insbesondere bei erhöhten Schnittparametern ein stark ausgeprägter adhäsiver Werkzeugverschleiß auftritt. Aufgrund der veränderten Prozesskinematik kommt es beim Gegenlauffräsen zu höheren thermischen Lasten infolge von Reibung und Ploughing-Effekten. Hier ist festzustellen, dass die Kühlwirkung der kryogenen CO_2-Kühlung nicht ausreicht, um die Temperaturen innerhalb der Zerspanzone hinreichend zu senken, was zu einem schnellen Verschleißfortschritt führt. Folgen dieses schnell voranschreitenden Werkzeugverschleißes sind eine starke Erhöhung der wirkenden Aktivkräfte und der zugehörigen Standardabweichungen sowie eine Abnahme der Spanqualität. Adhäsionen wurden beim kryogenen Gegenlauffräsen ebenfalls auf der gefertigten Werkstückoberfläche identifiziert, was mit einer signifikanten Verschlechterung der Oberflächenqualität einhergeht. Die Ergebnisse zeigen, dass ein stabiler kryogener Fräsprozess im Gegenlauf nur bei sehr niedrigen Schnittparametern realisierbar ist, da die kryogene CO_2-Kühlung dem thermo-chemisch induzierten Werkzeugverschleiß nicht hinreichend entgegenwirken kann.

Für das Gegenlauffräsen unter Verwendung der sub-zero Kühlstrategie ist selbst bei erhöhten Schnittparametern kein signifikanter Werkzeugverschleiß nachzuweisen. Demnach werden die zu erwartenden hohen thermischen Lasten durch die sub-zero Kühlung hinreichend minimiert. Grund hierfür sind die effektive Wärmeabfuhr infolge der hohen Kühlwirkung und die vorteilhaf-

ten Schmiereigenschaften, die einer zu starken Wärmeentstehung entgegenwirken. Verglichen mit dem sub-zero Fräsen im Gleichlauf ist beim Wechsel in den Gegenlauf kein signifikanter Unterschied hinsichtlich der Aktivkräfte zu beobachten. Jedoch kommt es im Gegenlauf zu einer leichten Verschlechterung der Oberflächenqualität infolge der unvorteilhaften Prozesskinematik. Dennoch lässt sich durch die Verwendung einer sub-zero Kühlstrategie auch beim Gegenlauffräsen und unter Verwendung anspruchsvoller Schnittparameter ein stabiler Fräsprozess realisieren.

Im Rahmen der Standweguntersuchungen wurde festgestellt, dass durch die Verwendung einer sub-zero Kühlstrategie ein stabiler Fräsprozess unter Einsatz industriell üblicher Schnittparameter ($v_c = 100\,m/min$; $f_z = 0{,}08\,mm$) für einen Vorschubweg von mindestens $l_f = 100\,m$ ermöglicht wird. Dabei wird im Vergleich zum Einsatz einer konventionellen Überflutungskühlung ein deutlich reduzierter Verschleißfortschritt erreicht, wodurch es zu einem geringeren Anstieg der auftretenden Aktivkräfte entlang des Vorschubwegs kommt. Der langsamere Verschleißfortschritt beim sub-zero Fräsen ist das Resultat einer effektiveren Kühlwirkung infolge der tieferen Zufuhrtemperaturen. Hierdurch wird die thermische Last im Vergleich zur konventionellen Überflutungskühlung, trotz deutlich niedrigerem Volumenstrom, stärker reduziert. Im Gegensatz dazu ist der Einsatz der kryogenen CO_2-Kühlung aufgrund des sehr kurzen Standwegs für die Fräsbearbeitung mit industriell üblichen Schnittparametern nicht wirtschaftlich einsetzbar. Insbesondere durch mangelnde Schmierwirkungen kommt es zu hohen thermischen Lasten sowie zu thermischen Wechselbeanspruchungen, die zu einem frühzeitigen Werkzeugversagen führen.

Auch bei einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit ($v_c = 150\,m/min$) und der Verwendung einer Schneidkantenpräparation ($r_\beta = 25\,\mu m$) wird beim kryogenen Fräsen kein für den industriellen Einsatz relevanter Standweg erzielt. Dahingegen wird der Standweg durch den Einsatz der konventionellen Überflutungskühlung und der entwickelten sub-zero Kühlstrategie signifikant verlängert. Der Vergleich der beiden Kühlstrategien zeigt, dass für einen Schneidkantenradius von $r_\beta = 5\,\mu m$ ähnliche Standwege erzielt werden, wobei unter Verwendung der sub-zero Kühlung ein deutlich stabilerer Fräsprozess realisiert wird. Darüber hinaus wird der Standweg bei einer Erhöhung des Schneidkantenradius auf $r_\beta = 25\,\mu m$ durch den Einsatz der sub-zero Kühlung im Vergleich zum konventionellen Fräsen mit Überflutungskühlung nahezu verdoppelt.

Sub-zero Kühlungen, die in dieser Arbeit erstmals umfänglich beim Fräsen eingesetzt wurden, besitzen ein großes Potential, die Zerspanung von Hochleistungswerkstoffen wie bspw. Ti-6Al-4V hinsichtlich ihrer Produktivität, Wirtschaftlichkeit und Prozessstabilität zu verbessern. Durch weiterführende Untersuchungen, mit deren Hilfe das Prozessverständnis zum Einsatz von sub-zero KSS beim Fräsen optimiert werden kann, soll dieses Potential zukünftig noch besser ausgenutzt werden. Ein erster Ansatz ist eine Effizienzsteigerung bei der Zufuhr des sub-zero KSS durch Erhöhung des Volumenstroms bzw. Zufuhrdrucks, die im Rahmen dieser Arbeit durch die verwendete Zahnradpumpe begrenzt war. Aufgrund des Kreislaufsystems der sub-zero Kühlung ist durch eine Erhöhung des Volumenstroms nur mit geringen Mehrkosten zu rechnen, wohingegen die Kühlwirkung und folglich der Zerspanprozess deutlich verbessert werden können.

Ebenfalls von großem Interesse sind tiefgehendere Untersuchungen bzgl. der Zusammensetzung des sub-zero KSS, wodurch die Kühl- und Schmierwirkungen der sub-zero Kühlung beeinflusst bzw. an den jeweiligen Anwendungsfall angepasst werden können. Bei der Durchführung tribologischer Analogieversuche zeigen erste Vorarbeiten [Gutz24], dass durch die Variation des MEG-Anteils und die Zugabe von MPG-Anteilen niedrigere Reibungskoeffizienten erzielt werden, was durch eine höhere Viskosität des sub-zero KSS zu begründen ist. Des Weiteren ist die Verwendung von sub-zero KSS auf Öl-Basis vielversprechend, da hier verbesserte Schmierwirkungen zu erwarten sind.

Wegen ihren vorteilhaften Kühl- und Schmiereigenschaften ist der Einsatz von sub-zero KSS zur Verbesserung weiterer Zerspanprozesse denkbar. Speziell bei der Schleifbearbeitung kommt es zu sehr hohen thermischen Lasten am Werkzeug und in der Werkstückrandzone, die durch die sub-zero Kühlstrategien deutlich reduziert werden könnten. Neben der Verbesserung der Produktivität durch eine Reduktion des Werkzeugverschleißes ist auch eine Verbesserung der mechanischen und metallurgischen Eigenschaften innerhalb der Werkstückrandschicht mit Hilfe von sub-zero Kühlstrategien denkbar. So könnten sich die niedrigeren Temperaturen in der Zerspanzone positiv auf die resultierenden Eigenspannungszustände innerhalb der Werkstückrandzone auswirken oder eine Randschichthärtung aufgrund von Kaltverfestigungsmechanismen begünstigen, die beim sub-zero Fräsen bereits nachgewiesen wurde [Gutz22b].

Hinsichtlich der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide treten insbesondere beim Bohren, aufgrund der ungünstigen Wärmeverteilung innerhalb der Zerspanzone, sehr hohe thermische Lasten auf. Hier bietet der Einsatz von sub-zero KSS durch eine hohe realisierbare Kühlwirkung großes Potential, die Zerspanbarkeit, vor allem beim Bohren von Hochleistungswerkstoffen, zu verbessern. Da beim Bohren typischerweise eine Innenkühlung zum Einsatz kommt, ist hierfür zunächst eine Anpassung der sub-zero Kühlperipherie notwendig, um den sub-zero KSS der Zerspanzone durch das Werkzeug zuführen zu können.

Literatur

[Abba21] A.T. Abbas, E.A. Al Bahkali, S.M. Alqahtani, E. Abdelnasser, N. Naeim, A. Elkaseer: Fundamental Investigation into Tool Wear and Surface Quality in High-Speed Machining of Ti6Al4V Alloy. Materials 14/23, (2021): S. 7128-7146.

[Abel17] E. Abele, C. Hasenfratz, M. Bücker: Modeling of process forces with respect to technology parameters and tool wear in milling Ti6Al4V. Production Engineering - Research and Development 11/2, (2017): S. 285-294.

[Abuk06] N.A. Abukhshim, P.T. Mativenga, M.A. Sheikh: Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. International Journal of Machine Tools and Manufacture 46/7-8, (2006): S. 77-80.

[Al S17] S. Al Sofyani, I.D. Marinescu: Analytical modeling of the thermal aspects of metalworking fluids in the milling process. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 92, (2017): S. 3953-3966.

[Albe20] K.J. Albers (Hrsg.): Taschenbuch für Heizung und Klimatechnik. 79. Auflage Vulkan Verlag, (2020).

[Albr60] P. Albrecht: New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process. Part I, The Ploughing-Process in Metal Cutting. Journal of Engineering for Industry 82, (1960): S. 348-357.

[Amin07] A.K.M.N. Amin, A.F. Ismail, M.K. Nor Khairusshima: Effectiveness of uncoated WC-Co and PCD inserts in end milling of titanium alloy-Ti-6Al-4V. Journal of Materials Processing Technology 192-193, (2007): S. 147-158.

[An20] Q. An, C. Cai, F. Zou, X. Liang, M. Chen: Tool wear and machined surface characterisitcs in side milling Ti6Al4V under dry and supercritical CO_2 with MQL conditions. Tribology International 151, (2020): S. 106511.

[Ariy22] N. Ariyasu, T. Kitaura, Y. Yonesho, S. Matsumoto, S. Nishiyama: Manufacturing Technology of Titanium Products for the Aerospace Industry. Nippon Steel Technical Report 128, (2022).

[Arra09] P.J. Arrazola, A. Garay, L.M. Iriarte, M. Armendia, S. Marya, F. Le Maitre: Machinability of Titanium alloys (Ti6Al4V and Ti555.3). Journal of Materials Processing Technology 209/5, (2009): S. 2223-2230.

[Asta12] V.P. Astakohv, S. Joksch (Hrsg.): Metalworking fluis (MWFs) for cutting and grinding - Fundamentals and recent advances. Woodhead Verlag, (2012).

[Auri11] J.C. Aurich, M. Zimmermann, L. Leitz, The preparation of cutting edges using a marking laser. Production Engineering - Research and Development 5/1, (2011): S. 17-24.

[Auri16] J.C. Aurich, C. Effgen, B. Kirsch: Cutting edge preparation with elastic bond superabrasive grinding wheels. CIRP Annals - Manufacturing Technology 65/1, (2016): S. 329-332.

[Auri18] 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.

[Aydi22] M. Aydin, U. Köklü: Analysis of cutting forces at different spindle speeds with straight and helical-flute tools for conventional-speed milling incorporating the effect of tool runout. Mechanics Based Design of Structures and Machines, (2022): S. 1-27.

[Baeh19] H.D. Baehr, K. Stephan: Wärme- und Stoffübertragung. 10. Auflage Springer Vieweg Verlag, (2019).

[Bäke04] M. Bäker: Finite Element Simulation of Chip Formation. Habitilation, Technische Universität Braunschweig, (2004).

[Bani94] P.J. Bania: Beta titanium alloys and their role in the titanium industry. Journal of the Minerals, Metals & Materials Society 46/7, (1994): S. 16-19.

[Barb66] C.R. Barber: The sublimation temperature of carbon dioxide. British Journal of Applied Physics 17/3, (1966): S. 391-397.

[Barr01] J. Barry, G. Byrne, D. Lennon: Observations on chip formation and acoustic emission in machining Ti-6Al-4V. International Journal of Machine Tools & Manufacture 41, (2001): S. 1055-1070.

[Bast17] S. Basten, B. Kirsch, H. Hasse, J.C. Aurich: Neue kryogene Kühlstrategie für die Zerspanung. MM Maschinenmarkt 13, (2017): S. 24-28.

[Bast20a] S. Basten, B. Kirsch, H. Hasse, J.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.

[Bast20b] 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.

[Bast21] S. Basten, B. Kirsch, H. Hasse, J.C. Aurich: Sub-zero metalworking fluids for high performance cutting of difficult to cut materials. Proceedings of the 9th CIRP Conference on High Performance Cutting, (2021): S. 342-345.

[Bast22] S. Basten: Sub-zero Kühlschmierstoffe: Wirkmechanismen und Einsatzverhalten am Beispiel der Drehbearbeitung. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern (2022).

[Bebl17] S. Beblein, B. Breidenstein, B. Denkena, C. Pusch, H. Hoche, M. Oechsner: Thermomechanical coating load in dependence of fundamental coating properties. Proceedings of the 16th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, (2017): S. 25-30.

[Benm19] F. Benmessaoud, M. Cheikh, V. Velay, V. Vidal, H. Matsumoto: An optimization of the local hall-petch relationship using slip trace analysis technique and scale transition rules: application in equiaxed ti-6al-4v titanium alloy. Proceedings of the 15th International Conference on Computational Plaicity: fundamentals and applications, (2019): S. 577-588.

[Berm14] M.J. Bermingham, S. Palanisamy, D. Morr, R. Andrews, M.S. Dargusch: Advantages of milling and drilling Ti-6Al-4V components with high-pressure coolant. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 72, (2014): S. 77-88.

[Berm15] M.J. Bermingham, W.M. Sim, D. Kent, S. Gardiner, M.S. Dargusch: Tool life and wear mechanisms in laser assisted milling Ti-6Al-4V. Wear 322-323, (2015): S: 151-163.

[Bern04] F. Bernhard (Hrsg.): Technische Temperaturmessung - Physikalische und meßtechnische Grundlagen, Sensoren und Messverfahren, Meßfehler und Kalibrierung. Springer Verlag, (2004).

[Bhat20] N. Bhattacharya, J. Unde, K. Kulkarmi: Use of titanium and its alloy in aerospace and aircraft industries. International Journal of creative Research Thoughtsa 8/4, (2020): S. 1383-1396.

[Bick63] E. Bickel: Die Problematik der Definition der Zerspanbarkeit metallischer Werkstoffe. Werkstatttechnik und Maschinenbau 53/9, (1963): S. 429-434.

[Blev92] R.D. Blevins: Applied Fluid Dynamics Handbook. Krieger Verlag, (1992).

[Böge17] A. Böge, W. Böge (Hrsg.): Handbuch Maschinenbau - Grundlagen und Anwendungen der Maschinenbau-Technik. 23. Auflage Springer Vieweg Verlag, (2017).

[Bouz12] K.D. Bouzakis: N. Michailidis, G. Skordaris, E. Bouzakis, D. Biermann, R. M'Saoubi: Cutting with coated tools: Coating technologies, characterization methods and performance optimization. CIRP Annals - Manufacturing Technology 61/2, (2012): S. 703-723.

[Bouz14] K.D. Bouzakis, E. Bouzakis, S. Kombogiannis, S. Makrimallakis, G. Skordaris, N. Michailidis, P. Charalampous, R. Paraskevopoulou, R. M'Saoubi, J.C. Aurich, F. Barthelmä, D. Biermann, B. Denkena, D. Dimitrov, S. Engin, B. Karpuschewski, F. Klocke, T. Özel, G. Poulachon, J. Rech, V. Schulze, L. Settineri, A. Srivastava, K. Wegener, E. Uhlmann, P. Zeman: Effect of cutting edge preparation of coated tools on their performance in milling various materials. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology 7, (2014): S. 264-273.

[Boye95] R. Boyer, G. Welsch, E.W. Collings: Materials Properties Handbook - Titanium Alloys. ASM International, (1995).

[Boze17] A. Bozena: Werkstofftechnik für Wirtschaftsingenieure. 2. Auflage Springer Vieweg Verlag, (2017).

[Brin15] E. Brinksmeier, D. Meyer, A.G. Huesmann-Cordes, C. Herrmann: Metalworking fluids - Mechanisms and performance. CIRP Annals - Manufacturing Technology 64, (2015): S. 605-628.

[Brin18] E. Brinksmeier, D. Meyer, C. Heinzel, T. Lübben, J. Sölter, L. Langenhorst, F. Frerichs, J. Kämmler, E. Kohls, S. Kuschel: Process Signatures - The Missing Link to Predict Surface Integrity in Machining. Proceedings of the 4th CIRP Conference on Surface Integrity, (2018): S. 3-10.

[Cai21] C. Cai, X. Liang, Q. An, Z. Tao, W. Ming, M. Chen: Cooling/Lubrication Performance of Dry and Supercritical CO_2-Based Minimum Quantity Lubrication in Peripheral Milling Ti-6Al-4V. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing Green Technology 8, (2021): S. 405-421.

[Cerb21] G. Cerbe, G. Wilhelms: Technische Thermodynamik - Theoretische Grundlagen und praktische Anwendungen. 19 Auflage Hanser Verlag, (2021).

[Chen19] G. Chen, S. Chen, J. Caudill, I.S. Jawahir: Effect of cutting edge radius and cooling strategies on surface integrity in orthofonal machining of Ti-6Al-4V alloy. Proceedings of the 17th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, (2019): S. 148-153.

[Chon17] Y. Chong, T. Bhattacharjee, A. Shibata, N. Tsuji: Investigation of the grain size effect on mechanical properties of Ti-6Al-4V alloy with equiaxed and bimodal microstructures. Materials Science and Engineering 219, (2017): S. 1-7.

[Cott08] M. Cotterell, G. Byrne: Dynamics of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy Ti-6Al-4V. CIRP Annals - Manufacturing Technology 57, (2008): S. 93-96.

[Cord96] D.R. Corday, L.R. Kapan, P.M. Woyciesjes, T.F. Kozak: Solid - liquid phase diagram for ethylene glycol + water. Fluid Phase Equilibria 117/1-2, (1996): S. 146-152.

[Cour20] C. Courbon, L. Sterle, M. Cici, F. Pusavec: Tribological Effect of Lubricated Liquid Carbon Dioxide on TiAl6V4 and AISI1045 under Extreme Contact Conditions. Proceedings of the 23rd International Conference on Material Forming, (2020): S. 511-516.

[Czic15] H. Czichos, K.H. Habig: Tribologie-Handbuch: Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik. 4. Auflage Springer Vieweg Verlag, (2015).

[Dand10] C.R. Dandekar, Y.C. Shin, J. Barnes: Machinability improvement of titanium alloy (Ti-6Al-4V) via LAM and hybrid manufacturing. International Journal of Machine Tools and Manufacture 50/2, (2010): S. 174-182.

[Degn19] W. Degner, H. Lutze, E. Smejkal, U. Heisel, J. Rothmund: Spanende Formung - Theorie - Berechnung - Richtwerte. 18. Auflage Hanser Verlag, (2019).

[Denk03] B. Denkena, T. Friemuth, C. Spengler, K. Weinert, M. Schulte, D. Kötter: Kantenpräparation an Hartmetallwerkzeugen. wt Werkstatttechnik online 93/3, (2003): S. 202-207.

[Denk11] B. Denkena, H.K. Tönshoff: Spanen - Grundlagen. Springer Verlag, (2011).

[Denk14] B. Denkena, D. Biermann: Cutting edge geometries. CIRP Annals - Manufacturing Technology 63/2, (2014): S. 631-653.

[Deut21] Deutsche Forschungsgemeinschaft (Hrsg.): MAK- und BAT-Werte-Liste 2021 - Ständige Senatskommission zur Prüfung gesundheitsschädlicher Arbeitsstoffe 57, (2021).

[Diet16] J. Dietrich: Praxis der Zerspantechnik - Verfahren, Werkzeuge, Berechnung. 12. Springer Vieweg Verlag, (2016).

[DIN00] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 51347-2, Prüfung von Schmierstoffen - Prüfung im Mischreibungsgebiet mit dem Schmierstoffprüfgerät nach Brugger. Beuth Verlag, (2000).

[DIN03a] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 8580, Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung. Beuth Verlag, (2003).

[DIN03b] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 8589-0, Fertigungsverfahren Spanen - Teil 0: Allgemeines, Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag, (2003).

[DIN03c] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 8589-3, Fertigungsverfahren Spanen - Teil 3: Fräsen, Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag, (2003).

[DIN13a] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 51385, Schmierstoffe - Bearbeitungsmedien für die Umformung und Zerspanung von Werkstoffen - Begriffe. Beuth Verlag, (2013).

[DIN13b] DIN e.V. (Hrsg.): DIN EN ISO 16610-21, Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Filterung - Teil 21: Lineare Profilfilter: Gauß-Filter. Beuth Verlag, (2013).

[DIN14] DIN e.V. (Hrsg.): DIN ISO 513, Klassifizierung und Anwendung von harten Schneidstoffen für die Metallzerspanung mit geometrisch bestimmten Schneiden - Bezeichnung der Hauptgruppen und Anwendungsgruppen. Beuth Verlag, (2014).

[DIN15] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 51350-1, Prüfung von Schmierstoffen - Prüfung im Vierkugel-Apparat - Teil 1: Allgemeine Arbeitsgrundlage. Beuth Verlag, (2015).

[DIN18a] DIN e.V. (Hrsg.): DIN EN ISO 4957, Werkzeugstähle. Beuth Verlag, (2018).

[DIN18b] DIN e.V. (Hrsg.): DIN EN ISO 6507-1, Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren. Beuth Verlag, (2018).

[DIN81] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 6583, Begriffe der Zerspantechnik: Standbegriffe. Beuth Verlag, (1981).

[DIN82] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 6584, Begriffe der Zerspantechnik: Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen. Beuth Verlag, (1982).

[DIN85a] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 6580, Begriffe der Zerspantechnik: Bewegungen und Geometrie des Zerspanvorganges. Beuth Verlag, (1985).

[DIN85b] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 6581, Begriffe der Zerspantechnik: Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeugs. Beuth Verlag, (1985).

[DIN90a] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 17851, Titanlegierungen; Chemische Zusammensetzung. Beuth Verlag, (1990).

[DIN90b] DIN e.V. (Hrsg.): DIN 4768, Ermittlung der Rauheitskenngrößen R_a, Rz, R_{max} mit elektrischen Tastschnittgeräten; Begriffe, Meßbedingungen. Beuth Verlag, (1990).

[Ding02] R. Ding, Z.X. Guo, A. Wilson: Microstructural evolution of a Ti-6Al-4V alloy during thermomechanical processing. Materials Science and Engineering A 327/2, (2002): S. 233-245.

[Ezug17] E.O. Ezugwu, R.B. Da Silva, W.F. Sales, A.R. Machado: Overview of the Machining of Titanium Alloys. Encyclopedia of Sustainable Technologies, (2017): S. 487-506.

[Ezug97] E.O. Ezugwu, Z. Wang: Titanium alloys and their machinability - a review. Journal of Materials Processing Technology 68/3, (1997): S. 262-274.

[Feco13] V. Fecova, P. Michalik, J. Zajac, J. Mihok, J. Berthoty: The Chip in the Up and Down Milling Process. Advanced Materials Research 856, (2013): S. 379-383.

[Feng16] J. Feng, Z. Sun, Z. Jiang, L. Yang: Identification of chatter in milling of Ti-6Al-4V titanium alloy thin-walled workpieces based on cutting force signals and surface topography. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 82, (2016): S. 1909-1920.

[Fest22] A. Festas, A. Ramos, J.P. Davim: Machining of titanium alloys for medical application - a review. Journal of Engineering Manufacture 236/4, (2022): S 309–318.

[Freu20] J. Freudenberger, M. Heilmaier: Materialkunde der Nichteisenmetalle und -legierungen. Wiley-VCH Verlag, (2020).

[Frit18] A.H. Fritz (Hrsg.): Fertigungstechnik. 12. Auflage Springer Vieweg Verlag, (2018).

[Froe19] F. Froes, M. Qian, M. Niinomi (Hrsg.): Titanium for Consumer Applications - Real-World Use of Titanium. 1. Auflage Elsevier Science Publishing, (2019).

[Gari22] S. Gariani, I. Shyha, O. Elgadi, K. Jegandi: Effect of Cooling Coherenz Nozzle Orientation on the Machinability of Ti-6Al-4V in Step Shoulder Milling. International Journal of Mechanical and Materials Engineering 16/7, (2022): S. 174-181.

[Geie03] J. Geier, H. Lessmann, A. Schmidt, H.G. Englitz, A. Schnuch: Kontaktekzeme durch Kühlschmierstoffe in der Metallindustrie. Aktuelle Dermatologie 29/5, (2003): S. 185-194.

[Gent01] A. Gente, H.W. Hoffmeister, C.J. Evans: Chip Formation in Machining Ti6Al4V at Extremely High Cutting Speeds. CIRP Annals 50, (2001): S. 49-52.

[Gers98] K. Gerschwiler: Untersuchungen zum Verschleißverhalten von Cermets beim Drehen und Fräsen. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, (1998).

[Ghas06] E. Ghassemieh, H.K. Versteeg, M. Acar: The effect of nozzle geometry on the flow characteristics of small water jets. Journal of Mechanical Engineering Science 220/12, (2006): S. 1739-1753.

[Gil01] F.J. Gil, M.P. Ginebra, J.M. Manero, J.A. Planell: Formation of α-Widmanstätten structure: effects of grain size and cooling rate on the Widmanstätten morphologies and on the mechanical properties in Ti6Al4V alloy. Journal of Alloys and Compounds 329/1-2, (2001): S. 142-152.

[Gome18] A. Gomez-Gallegos, P. Mandal, D. Gonzalez, N. Zuelli, P. Blackwell: Studies on Titanium Alloys for Aerospace Application. Defect and Diffusion Forum 385, (2018): S. 419-423.

[Gu14] K. Gu, J. Wang, Y. Zhou: Effect of cryogenic treatment on wear resistance of Ti–6Al–4V alloy for biomedical applications. Journal of the Mechanical Behvaior of Biomedical Materials 30, (2014): S. 131-139.

[Gurr03] I. Gurrappa: Characterization of titanium alloy Ti-6Al-4V for chemical, marine and industrial applications. Materials Characterization 51/2–3, (2003): S. 131–139.

[Gutz20] K. Gutzeit, H. Hotz, B. Kirsch, J.C. Aurich: Influence of nozzle position during cryogenic milling of Ti-6Al-4V. Production at the leading edge of technology - Proceedings of the 10th Congress of the German Academic Association for Production Technology (WGP), (2020): S. 284-293.

[Gutz21a] K. Gutzeit, D. Weber, S. Basten, B. Kirsch, J.C. Aurich: Improving the surface morphology by adjusting the cutting parameters during cryogenic milling of Ti-6Al-4V. Proceedings of the 21th Machining Innovations Conference for Aerospace Industry, (2021): S. 24-31.

[Gutz21b] K. Gutzeit, S. Basten, B. Kirsch, J.C. Aurich: Verschleißuntersuchungen bei der kryogenen Zerspanung von Ti-6Al-4V. ZWF – Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 116/9 (2021): S. 599-602.

[Gutz22a] K. Gutzeit, D. Müller, B. Kirsch, J.C. Aurich: Influence of the cutting edge radius on tool wear during cryogenic machining with cemented carbide end mills. Proceedings of the 20th Plansee Seminar: International Conference on Refractory Metals and Hard Materials, (2022): S. HM64/1-HM64/11.

[Gutz22b] K. Gutzeit, G. Bulun, G. Stelzer, B. Kirsch, J. Seewig, J.C. Aurich: Investigation of the surface integrity when cryogenic milling of Ti-6Al-4V using a sub-zero metalworking fluid. Proceedings of the 6th CIRP Conference on Surface Integrity, (2022): S. 25-30.

[Gutz23a] K. Gutzeit, M. Berndt, J. Schulz, D. Müller, B. Kirsch, E. von Harbou, J.C. Aurich: Optimization of the cooling strategy during cryogenic milling of Ti-6Al-4V when applying a sub-zero metalworking fluid. Production Engineering - Research and Development 17/3-4, (2023): S. 501-510.

[Gutz23b] K. Gutzeit, G. Bulun, G. Stelzer, B. Kirsch, J. Seewig, J.C. Aurich: Sub-zero milling of Ti-6Al-4V - impact of the cutting parameters on the resulting forces, tool wear, and surface quality. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 126, (2023): S. 3367-3381.

[Gutz23c] K. Gutzeit, M. Berndt, B. Krisch, J.C. Aurich: Improving the machinability when milling Ti-6Al-4V using a sub-zero metalworking fluid. Proceedings of the 23rd Machining Innovations Conference for Aerospace Industry, (2023): S. 1-8.

[Gutz24] K. Gutzeit, F. Grossmann, B. Kirsch, J.C. Aurich: Influence of a sub-zero metalworking fluid on the tribological behavior of CoCrMo alloys and WC-Co carbides. Proceedings of the 17th CIRP Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering, (2024): S XX-XX.

[Gros21] D. Gross: Untersuchungen zur kohlenstoffdioxidbasierten kryogenen Minimalmengenschmierung. Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen Nürnberg, (2021).

[Gule09] H. Guleryuz, H. Cimenoglu: Oxidation of Ti-6Al-4V alloy. Journal of Alloys and Compounds 472/1-2, (2009): S. 241-246.

[Habi80] K.H. Habig: Verschleiß und Härte von Werkstoffen. Carl Hanser Verlag, (1980).

[Hamm21] I. Hamm, G. Poulachon, F. Rossi, H. Birmeaux: Innovative experimental measurements of cutting temperature and thermal partition during Ti-6Al-4V orthogonal cutting. Proceedings of the 18th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations, (2021): S. 281-286.

[Hart82] P.D. Hartung, B.M. Kramer: Tool Wear in Titanium Machining. CIRP Annals - Manufacturing Technology 32/1, (1982): S. 65-69.

[Hou14] J. Hou, W. Zhou, H. Duan, G. Yang, H. Xu, N. Zhao: Influence of cutting speed on cutting force, flank temperature, and tool wear in end milling of Ti-6Al-4V alloy. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 70, (2014): S. 1835-1845.

[Hrib17] M. Hribersek, V. Sajn, 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. Proceedings of the 16th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations, (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.

[Huan03] Y. Huang, S.Y. Liang: Modelling of the cutting temperature distribution under the tool flank wear effect. Journal of Mechanical Engineering Science 217/11, (2003): S. 1195-1208.

[Ilg19] J. Ilg: Systematische Eignungsanalyse zum Einsatz additiver Fertigungsverfahren - Anwendung am Beispiel der Medizintechnik. Springer Gabler Verlag, (2019).

[Ilsc16] B. Ilschner, R.F. Singer: Werkstoffwissenschaften und Fertigungstechnik - Eigenschaften, Vorgänge, Technologien. 6. Auflage Springer Vieweg Verlag, (2016).

[Inag14] I. Inagaki, Y. Shirai, T. Takechi, N. Ariyasu: Application and Features of Titanium for the Aerospace Industry. Nippon Steel & Sumitomo Metal Technical Report 106, (2014).

[ISO93] ISO (Hrsg.): ISO 3685, Lebensdauerprüfung von Drehmeißeln. Beuth Verlag, (1993).

[Iqba20] A. Iqbal, H. Suhaimi, W. Zhao, M. Jamil, M.M. Nauman, N. He, J. Zaini: Sustainable Milling of Ti-6Al-4V: Investigating the Effects of Milling Orientation, Cutter's Helix Angle, and Type of Cryogenic Coolant. Metals 10, (2020): S. 258-282.

[Iqba21] A. Iqbal, G. Zhao, H. Suhaimi, M.M Nauman, N. He, J. Zaini, W. Zhao: On Coolant Flow Rate - Cutting Speed Trade-Off for Sustainability in Cryogenic Milling of Ti-6Al-4V. Materials 14/12, (2021): S. 3429.

[Jaff13] S.H. Jaffery, M. Khan, NA. Sheikh, P. Mativenga: Wear mechanism analysis in milling of Ti-6Al-4V alloy. Journal of Engineering Manufacture 227/8, (2013): S. 1148-1156.

[Jami20] M. Jamil, A.M. Khan, M.K. Gupta, M. Mia, N. He, L. Li, V. Sivalingam: Influence of CO_2-snow and subzero MQL on thermal aspects in the machining of Ti-6Al-4V. Applied Thermal Engineering 177, (2020): S. 115480.

[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 - Manufacturing Technology 60/2, (2011): S. 603-626.

[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 - Manufacturing Technology 65, (2016): S. 713-736.

[Jivi08] V. Jivishov: Mikrogeometrische Einflüsse beim Weich- und Hartspanen. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, (2008).

[Joha07] I. Johansson, P. Somasundaran (Hrsg.): Handbook for Cleaning/Decontamination of Surfaces. 1. Auflage Elsevier Science, (2007).

[John13] D.W. Johnson, J.E. Hils: Phosphate Esters, Thiophosphate Esters and Metal Thiophosphates as Lubricant Additives. Lubricants 1/4, (2013): S. 132-148.

[Jung15] G. Junge: Einführung in die Technische Strömungslehre. 2. Auflage Hanser Verlag, (2015).

[Kaes11] H. Kaesche: Die Korrosion der Metalle - Physikalisch-chemische Prinzipien und aktuelle Probleme. 3. Auflage Springer Verlag, (2011).

[Kapl18] B. Kaplan, S. Odelros, M. Kritikos, R. Bejani: Study of tool wear and chemical interaction during machining of Ti6Al4V. International Journal of Refractory Metals & Hard Materials 72, (2018): S. 253-256.

[Kehr16] N. Kherrouba, M. Bouabdallah, R. Badji, D. Carron, M. Amir: Beta to alpha transformation kinetics and microstructure of Ti-6Al-4V alloy during continuous cooling. Materials Chemistry and Physics 181, (2016): S. 462-469.

[Khat18] A. Khatri, M.P. Jahan: Investigating tool wear mechanisms in machining of Ti-6Al-4V in flood coolant, dry and MQL conditions. Proceedings of the 46th SME North American Manufacturing Research Conference, (2018): S. 434-445.

[Kirs18] 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.

[Kloc18] F. Klocke: Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide. 9. Auflage Springer Vieweg Verlag, (2018).

[Kobr06] P.A. Kobryn, N.R. Ontko, L.P. Perkins, J.S. Tiley: Additive Manufacturing of Aerospace Alloys for Aircraft Structures. Cost Effective Manufacture via Net-Shape Processing, (2006): S. 3-14.

[Koll18] R.P. Kolli, A. Devaraj: A Review of Metastable Beta Titanium Alloys. Metals 8/7, (2018): S. 506-546.

[Köni67] W. König: Der Verschleiß an spanenden Werkzeugen und Möglichkeiten zu seiner Minderung. Materialprüfung 9/5, (1967): S. 170-174.

[Köni92] W. König, R. Fritsch, D. Kammermeier: New Approaches to Characterizing the Performance of Coated Cutting Tools. CIRP Annals - Manufacturing Technology 41/1, (1992): S. 49-54.

[Koma82] R. Komanduri: Some clarifications on the mechanics of chip formation when machining titanium alloys. Wear 76/1, (1982): S. 15-34.

[Kött06] D. Kötter: Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen. Dissertation, Technische Universität Dortmund, (2006).

[Kron54] M. Kronenberg: Grundzüge der Zerspanungslehre. Band 1: Einschneidige Zerspanung. 2. Auflage Springer-Verlag, (1954).

[Kumm22] A. Kummamkandath, A. Duchosal, A. Morandeau, R. Leroy: Mechanical and Thermal Load Effects of Novel MWFs Delivery Method in Milling of Ti-6Al-4V. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing Green Technology 9, (2022): S. 443-457.

[Leop00] J. Leopold: The Application of Visioplasticity in Predictive Modelling the Chip Flow, Tool Loading and Surface Integrity in Turning Operations. Proceedings of the 3rd CIRP-International Workshop on Modelling of Machining Operations, (2000).

[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.

[Li15] Z. Li, Y. Sun, E. Lavernia, A. Shan: Mechanical Behavior of Ultrafine-Grained Ti-6Al-4V Alloy Produced by Severe Warm Rolling: The Influence of Starting Microstructure and Reduction Ratio. Metallurgical and Materials Transactions A 46, (2015): S. 5047-5057.

[Li18] G. Li, N. Li, C. Wen, S. Ding: Investigation and modeling of flank wear process of different PCD tools in cutting titanium alloy Ti6Al4V. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 95, (2018): S. 719-733.

[Litw19] P. Litwa, K.K. Wika, A. Zonuzi, C. Hitchens: The Influence of Cutting Conditions on Surface Integrity in High Feed Milling of Ti-6Al-4V with Supercritical CO_2 Cooling. Proceedings of the 15th International Conference on High Speed Machining, (2019): S. 3071-3077.

[Lütj07] G. Lütjering, J.C. Williams: Titanium. 2. Auflage Springer Verlag, (2007).

[Mada17] N. Madanchi, M. Winter, S. Thiede, C. Herrmann: Energy Efficient Cutting Fluid Supply: The Impact of Nozzle Design. Proceedings of th 24th CIRP Conference on Life Cycle Engineering, (2017): S. 564-569.

[Mazz08] A. Mazzoldi, T. Hill, J.J. Colls: CO_2 transportation for carbon capture and storage: Sublimation of carbon dioxide from a dry ice bank. International Journal of Greenhouse Gas Control 2, (2008): S. 210-218.

[Meli07] A. 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 16/267, (1945): S. 267-275.

[Merc45b] M.E. Merchant: Mechanics of the Metal Cutting Process II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting. Journal of Applied Physics 16/318, (1945): S. 318-324.

[More13] C.M. Moreno Téllez, J.M. Sanchez, O.F. Higuera Cobos: Characterising µ-AlTiN coating and assessing its performance during Ti-6Al-4V milling. Ingenieria e Investigación 33/2, (2013): S. 9-15.

[Naka88] K. Nakayama, M. Arai, T. Kanda: Machining Characteristics of Hard Materials. CIRP Annals 37/1, (1988): S. 89-92.

[Nall02] R.K. Nalla, B.L. Boyce, J.P. Cambell, J.O. Peters, R.O. Ritchie: Influence of Microstructure on High-Cycle Fatigue of Ti-6Al-4V: Bimodal vs. Lamellar Structures. Metallurgical and Materials Transactions A 33, (2002): S. 899-918.

[Newm15] S.T. Newman, Z. Zhu, V. Dhokia, A. Shokrani: Process planning for additive and subtractive manufacturing technologies. CIRP Annals - Manufacturing Technology 64/1, (2015): S. 467-470.

[Neih78] R.A. Neihof, C.A. Bailey: Biocidal Properties of Anti-Icing Additives for Aircraft Fuels. Applied and Environmental Microbiology 35/4, (1978): S. 698-703.

[Nime19] K. Nimel Sworna Ross, M. Ganesh: Performance Analysis of Machining Ti-6Al-4V under Cryogenic CO_2 using PVD-TiN Coated Tool. Journal of Failure Analysis and Prevention 19, (2019): S. 821-831.

[Olte03] D. Olten, M. Korn, T. Messing, T. Brüning, R. Merget: Atemwegs- und Lungenerkrankungen durch Kühlschmierstoffe. Pneumologie 57/4, (2003): S. 212-221.

[Oute10] J.C. Outeiro, R. Kandiabanda, J.C. Pina, O.W. Dillon Jr., I.S. Jawahir: Size-effects and surface integrity in machining and their influence on product sustainability. International Journal of Sustainable Manufacturing 2/1, (2010): S. 112-126.

[Pang21] Y. Pang, P. Feng, J. Wang, H. Zha, J. Xu: Performance analysis of the longitudinal-torsional ultrasonic milling of Ti-6Al-4V. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 113, (2021): S. 1255-1266.

[Pauc08] E. Paucksch, S. Holsten, M. Linß, F. Tikal: Zerspantechnik - Prozesse, Werkzeuge, Technologien. 12. Auflage Vieweg + Teubner Verlag, (2008).

[Peng21] R. Peng, J. Liu, M. Chen, J. Tong, L. Zhao: Development of a pressurized internal cooling milling cutter and its machining performance assessment. Precision Engineering 72, (2021): S. 315-329.

[Pere16] O. Pereira, A. Rodriguez, A.I. Fernandez-Abia, J. Barreiro, L.N. Lopez de Lacalle: Cryogenic and minimum quantity lubrication for an eco-efficiency turning of AISI 304. Journal of Cleaner Production 139, (2016): S. 440-449.

[Pete02] M. Peters, C. Leyens: Titan und Titanlegierungen. Wiley-VCH Verlag, (2002).

[Pete03] M. Peters, J. Kumpfert, C.H. Ward, C. Leyens: Titanium Alloys for Aerospace Applications. Advanced Engineering Materials 5/6, (2003): S. 385-453.

[Poli14] W. Polini, S. Turchetta: Cutting force, tool life and surface integrity in milling of titanium alloy Ti-6Al-4V with coated carbide tools. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 230/4, (2014): S. 694-700.

[Prou22] L. Proud, N. Tapoglou, T. Slatter: A Review of CO_2 Coolants for Sustainable Machining. Metals 12/2, (2022): S. 283-310.

[Pusa14] F. Pusavec, A. Deshpande, S. Yang, R. M'Saoubi, J. Kopac, I.S. Jawahir: Sustainable machining of high temperature Nickel alloy - Inconel 718: Part 1 - Predictive performance models. Journal of Cleaner Production 81, (2014): S. 255-269.

[Pusa16] F. Pusavec, T. Lu, C. Courbon, J. Rech, U. Alijancic, J. Kopac, I.S. Jawahir: Analysis of the influence of nitrogen phase and surface heat transfer coefficient on cryogenic machining performance. Journal of Materials Processing Technology 233, (2016): S. 19-28.

[Qin12] X. Qin, L. Gui, H. Li, B. Rong, D. Wang, H. Zhang, G. Zuo: Feasibility Study on the Minimum Quantity Lubrication in High-Speed Helical Milling of Ti-6Al-4V. Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing 6/7, (2021): S. 1222-1233.

[Rabe09] A. Rabenstein, T. Koch, M. Remesch, E. Brinksmeier, J. Kuever: Microbial degradation of water miscible metal working fluids. International Biodeterioration & Biodegradation 63, (2009): S. 1023-1029.

[Rahm16] R.A. Rahman Rashid, S. Palanisamy, S. Sun, M.S. Dargusch: Tool wear mechanisms involved in crater formation on uncoated carbide tool when machining Ti6Al4V alloy. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 83/9-12, (2016): S. 1457-1465.

[Rock10] M. Rocker: Kompendium Kühlschmierstoffe: Normen, Richtlinien und Regelwerke. Beuth Verlag, (2010).

[Roos15] E. Roos, K. Maile: Werkstoffkunde für Ingenieure - Grundlagen, Anwendung, Prüfung. 5. Auflage Springer Vieweg Verlag, (2015).

[Rose70] H.W. Rosenberg: Titanium alloying in theory and practice. Science, Technology, and Application of Titanium, (1970): S. 851-859.

[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.

[Roul17] E. Rouly, R.J. Bauer, A. Warkentin: An investigation into the effect of nozzle shape and jet pressure in profile creepfeed grinding. Journal of Engineering Manufacture 231/7, (2017): S. 1116-1130.

[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.

[Sadi16] M.I. Sadik, S. Isakson, A. Malakizadi, L. Nyborg: Influence of coolant flow rate on tool life and wear development in cryogenic and wet milling of Ti-6Al-4V. Proceedings of the 7th CIRP Conference on High Performance Cutting, (2016): S. 91-94.

[Sadi17] M.I. Sadik, S. Isakson: The role of PVD coating and coolant nature in wear development and tool performance in cryogenic and wet milling of Ti-6Al-4V. Wear 9/386-387, (2017): S. 204-210.

[Scha38] H. Schallbroch, R. Wallichs: Werkzeugverschleiß, insbesondere an Drehmeißeln. Berichte über betriebswissenschaftliche Arbeiten 11, (1938).

[Sche88] W. Schedler: Hartmetall für den Praktiker. Aufbau, Herstellung, Eigenschaften und industrielle Anwendung einer modernen Werkstoffgruppe. 1. Auflage Springer-Verlag, (1988).

[Schu01] R.W. Schutz, C.F. Baxter, P.L. Boster, F.H. Fores: Applying titanium alloys in drilling and offshore production systems. Journal of the Minerals, Metals & Materials Society 53, (2001): S. 33-35.

[Seeb25] T.J. Seebeck: Über den Nachweis eines thermischen Stromes der Kombination Wismut-Kupfer durch seine Beeinflussung einer Magnetnadel. Abhandlungen der Königlichen Preußischen Akademie der Wissenschaften zu Berlin 1822-1823, (1825): S. 265-373.

[Shad04] S. Shademan, V. Sinha, A.B.O. Soboyejo, W.O. Soboyejo: An investigation of the effects of microstructure and stress ratio on fatigue crack growth in Ti-6Al-4V with colony α/β microstructures. Mechanics of Materials 36/1-2, (2004): S. 161-175.

[Shaw05] M.C. Shaw: Metal Cutting Principles. 2. Auflage Oxford University Press, (2005).

[Siem13] C. Siemers: Metallografie von Titanlegierungen - Probenpräparation und Gefügeaufnahmen gängiger Titanwerkstoffe. Maschinenbau 5, (2013): S. 44-46.

[Silv13] R.B. da Silva, A.R. Machado, E.O. Ezugwu, J. Bonney, W.F. Sales: Tool life and wear mechanisms in high speed machining of Ti-6Al-4V alloy with PCD tools under various coolant pressures. Journal of Materials Processing Technology 213/8, (2013): S. 1459-1464.

[Smol13] P. Smolarczyk, A. Lukaszewicz, M. Szota, M. Nabiatek, A. Bukowska: Comparison of mechanical properties of Ti-6Al-4V titanium alloy produced by the conventional method and the injection. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering 61/2, (2013): S. 281-288.

[Su06] Y. Su, N. He, L. Li, X.L. Li: An experimental investigation of effects of cooling/lubrication conditions on tool wear in high-speed end milling of Ti-6Al-4V. Wear 261, (2006): S. 760-766.

[Stei12] R. Steiner: Einfluss von Randschichtbehandlungen auf das Ermüdungs- und Verschleißverhalten der Titanlegierung Ti-6Al-4V und Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo. Dissertation, Technische Universität Cottbus, (2012).

[Ster19] L. Sterle, F. Pusavec, M. Kalin: Determination of friction coefficient in cutting processes: comparison between open and closed tribometers. Proceedings of the 17th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, (2019): S. 101-106.

[Step19] P. Stephan, S. Kabelac, M. Kind, D. Mewes, K. Schaber, T. Wetzel (Hrsg.): VDI-Wärmeatlas. 12. Auflage Springer Vieweg Verlag, (2019).

[Ster19] L. Sterle, F. Pusavec, M. Kalin: Determination of friction coefficient in cutting processes: comparison between open and closed tribometers. Proceedings of the 17th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations, (2019): S. 101-106.

[Sun14] Y. Sun, J. Sun, J. Li, Q. Xiong: An experimental investigation of the influence of cutting parameters on cutting temperature in milling Ti6Al4V by applying semi-artificial thermocouple. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 70, (2014): S. 765-773.

[Tapo17] N. Tapoglou, M.I.A. Lopez, I. Cook, C.M. Taylor: Investigation of the influence of CO_2 cryogenic coolant application on tool wear. Proceedings of the 50th CIRP Conference on Manufacturing Systems, (2017): S. 745-749.

[Tapo20] N. Tapoglou, C. Taylor, C. Makris: Milling of aerospace alloys using supercritical CO_2 assisted machining. Proceedings of the 9th CIRP Conference on High Performance Cutting, (2020): S. 370-373.

[Tayl34] G.I. Taylor, H. Quinney: The Latent Energy Remaining in a Metal after Cold Working. Proceedings of the Royal Society A - Mathematical, Physical and Engineering Sciences, (1934): S. 307-326.

[Töns05] H.K. Tönshoff, C. Hollmann: Hochgeschwindigkeitsspanen metallischer Werkstoffe. Wiley-VCH Verlag, (2005).

[Ulut11] D. Ulutan, T. Ozel: Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. International Journal of Machine Tools and Manufacture 51/3, (2011): S. 250-280.

[VDI08] VDI e.V. (Hrsg.): VDI Richtlinie 3035, Gestaltung von Werkzeugmaschinen, Fertigungsanlagen und peripheren Einrichtungen für den Einsatz von Kühlschmierstoffen. Beuth-Verlag, (2008).

[VDI20] VDI e.V. (Hrsg.): VDI Richtlinie 2654, Charakterisieren und Messen von Schneidkanten - Begriffe, Kenngrößen und Parameter. Beuth-Verlag, (2020).

[Vier53] G. Vieregge: Die Energieverteilung und die Temperatur bei der Zerspanung. Werkstatt und Betrieb 86/11, (1953): S. 691-703.

[Vier70] G. Vieregge: Zerspanung der Eisenwerkstoffe. 2. Auflage Verlag Stahleisen GmbH, (1970).

[Vipi21] K. Vipindas, J. Mathew: Analysis of chip morphology to understand the machining mechanism of micro end milling while machining Ti-6A-4V. Materials Today 46, (2021): S. 7204-7209.

[Vogl04] M.P. Vogler, R.E. DeVor, S.G. Kapoor: On the Modeling and Analysis of Machining Performance in Micro-Endmilling, Part I: Surface Generation. Journal of Manufacturing Science and Engineering 126, (2004): S: 695-705.

[Walt05] A. Walter: Tribophysikalische und tribochemische Vorgänge in der Kontaktzone bei der Zerspanung. Dissertation, Universität Bremen, (2005).

[Wan17] M. Wan, J. Feng, W.H. Zhang, Y. Yang, Y.C. Ma: Working mechanism of helix angle on peak cutting forces together with its design theory for peripheral milling tools. Journal of Materials Processing Technology 249, (2017): S. 570-580.

[Wang16] Q. Wang, Z. Liu, B. Wang, Q. Song, Y. Wan: Evolutions of grain size and micro-hardness during chip formation and machined surface generation for Ti-6Al-4V in high-speed machining. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 82, (2016): S. 1725-1736.

[Wang18] F. Wang, Y. Wang, H. Liu: Tool wear behavior of thermal-mechanical effect for milling Ti-6Al-4V alloy in cryogenic. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 94/5-8, (2018): S. 2077-2088.

[Warn74] G. Warnecke: Spanbildung bei metallischen Werkstoffen. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, (1974).

[Webs95] J.A. Webster, C.L. Cui, R.B. Mindek: Grinding fluid application system design. CIRP Annals 44/1, (1995): S. 333-338.

[Weis98] I. Weiss, S.L. Semiatin: Thermomechanical processing of beta titanium alloys - an overview. Material Science and Engineering: A 243/1-2, (1998): S. 46-65.

[Weiß12] T. Weißgärber, T. Schubert, P. Quadbeck, B. Kieback: Titan und Titanlegierungen in der Pulvermetallurgie - Trends und Perspektiven. Pulvermetallurige in Wissenschaft und Praxis, Band 28 Pulvermetallurgie: Zukunftsweisend vom Rohstoff bis zur Anwendung Heimdall-Verlag, (2012): S. 249-274.

[Wika19] K.K. Wika, O. Gurdal, P. Litwa, C. Hitchens: Influence of supercritical CO_2 cooling on tool wear and cutting forces in the milling of Ti-6Al-4V. Proceedings of the 17th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, (2019): S. 89-94.

[Will77] J.A. Williams, D. Tabor: The role of lubricants in machining. Wear 43/3, (1977): S. 275-292.

[Will20] J.C. Williams, R.R. Boyer: Opportunities and Issues in the Application of Titanium Alloys Aerospace Components. Metals 10/6, (2020): S. 705-726.

[Wils75] M.P. Wilson, R.G. Teyssandier: The Paradox of the Vena Contracta. Journal of Fluids Engineering 97/3, (1975): S. 366-371.

[Wyen10] C.F. Wyen, K. Wegener: Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium. CIRP Annals - Manufacturing Technology 59, (2010): S. 93-96.

[Wyen13] C.F. Wyen, D. Jaeger, K. Wegener: Influence of cutting edge radius on surface integrity and burr formation in milling titanium. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 67, (2013): S. 589-599.

[Yang16] Y. Yang, C. Zhang, Y. Wang, Y. Dai, J. Luo: Friction and wear performance of titanium alloy against tungsten carbide lubricated with phosphate ester. Tribology International 95, (2016): S. 27-34.

[Yang17] Y. Yang, C. Zhang, Y. Dai, J. Luo: Tribological properties of titanium alloys under lubrication of SEE oil and aqueous solutions. Tribology International 107, (2017): S. 40-47.

[Yild08] Y. Yildiz, M. Nalbant: A review of cryogenic cooling in machining processes. International Journal of Machine Tools & Manufacture 48, (2008): S. 947-964.

[Zang12] F. Zanger: Segmentspanbildung, Werkzeugverschleiß, Randschichtzustand und Bauteileigenschaften: Numerische Analysen zur Optimierung des Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, (2012).

[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. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 44, (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.

[Zhao18] W. Zhao, L. Gong, F. Ren, L. Li, Q. Xu, A.M. Khan: Experimental study on chip deformation of Ti-6Al-4V titanium alloy in cryogenic cutting. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 96, (2018): S. 4021-4027.

[ZumG85] K.H. Zum Gahr: Tribologie: Reibung - Verschleiß - Schmierung. Naturwissenschaften 72, (1985): S. 260-267-14.

Verzeichnis im Themenbereich betreuter Studien- und Abschlussarbeiten:

Schneider, Philipp	Untersuchung geeigneter Kühlstrategien zur Steigerung der Produktivität bei der Zerspanung kryogen gefräster Ti-6Al-4V-Verdichterräder, 2020
Lehner, Patrick	Untersuchung geeigneter Schnittparameter zur Steigerung der Produktivität bei der Zerspanung kryogen gefräster Ti-6Al-4V-Verdichterräder, 2021
Berndt, Maximilian	Konstruktion und Inbetriebnahme eines Kühlsystems zur Untersuchung von Kühlstrategien bei der Zerspanung kryogen gefräster Ti-6Al-4V-Verdichterräder, 2021
Berndt, Maximilian	Optimierung der Kühlstrategie beim kryogenen Fräsen von Ti-6Al-4V unter Verwendung eines sub-zero Kühlschmierstoffs, 2022
Göher, Engin	Untersuchung geeigneter Schneidkantenpräparationen zur Verbesserung der Oberflächenmorphologie bei der kryogenen Zerspanung von Ti-6Al-4V, 2022
Lemmens, Robin	Untersuchung geeigneter Schnittparameter zur Verbesserung der Oberflächenmorphologie bei der kryogenen Zerspanung von Ti-6Al-4V, 2022
Gödtel, Lucas	Tribologische Optimierung der Kühl- und Schmiereigenschaften von sub-zero Kühlschmierstoffen beim Fräsen von CoCrMo-Legierungen, 2024

Lebenslauf

Persönliche Daten:

Name:	Kevin Gutzeit
ORCID:	0000-0001-8325-6818

Schule:

08/2000 – 07/2004:	Grundschule Alf – St. Aldegund
08/2004 – 03/2013:	Cusanus Gymnasium Wittlich
	Zeugnis der allgemeinen Hochschulreife vom 15.03.2013

Studium:

10/2013 – 03/2018:	TU Kaiserslautern, Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik
	Bachelorzeugnis vom 12.12.2017
04/2018 – 08/2019:	TU Kaiserslautern, Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik
	Masterzeugnis vom 13.08.2019

Berufstätigkeit:

06/2017 – 03/2019:	TU Kaiserslautern
	Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation (FBK
	Wissenschaftliche Hilfskraft
04/2019 – 08/2019:	thyssenkrupp Gerlach GmbH, Homburg
	Werkstudent
09/2019 – 09/2024:	RPTU Kaiserslautern-Landau
	Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation (FBK)
	Wissenschaftlicher Mitarbeiter
seit 10/2024:	Dr. Oetker Tiefkühlprodukte KG, Wittlich
	Projektmanager Engineering

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 früher 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,–**

Veröffentlichung erfolgt nur noch über KLUEDO

01/21 Hotz H.: Kryogenes Drehen metastabiler austenitischer Stähle – Analyse der Wirkzusammenhänge zwischen Einstellgrößen, Prozessgrößen und Oberflächenmorphologie
2021

02/21 Arrabiyeh P. A.: Electroless Plated Micro Pencil Grinding Tools: Conception, Manufacturing, and Application
2021

03/21 Yi L.: Eco-Design for Additive Manufacturing Using Energy Performance Quantification and Assessment
2021

01/22 Kölsch P.: Agile Planung von Produkt-Service Systemen durch den Einsatz von Design Thinking
2022

02/22 Klauer K.: Mikrofräsen flächenhafter Kalibriernormale auf Basis realer Bauteiloberflächen
2022

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

04/22 Siedler C.: Entwicklung eines Transformationskonzepts zur Digitalisierung von Produktionssystemen in KMU
2022

05/22 Kirsch B.: Spezialanwendungen von Schleifscheiben - Technologische Möglichkeiten und Anforderungen sowie deren Nachhaltigkeit
2022

01/23 Basten S.: Sub-zero Kühlschmierstoffe: Wirkmechanismen und Einsatzverhalten am Beispiel der Drehbearbeitung
2023

02/23 Lange A.: Interaktion zwischen Prozess, Werkzeug, Spindel und Maschine bei der spanenden Mikrobearbeitung. Simulationsgestützte Untersuchung des Mikrofräsens und Mikroschleifens
2023

03/23 Glatt M. F.: Untersuchung des Einsatzes eines Digitalen Zwillings zur Physiksimulation von Materialflüssen in Cyber-Physischen Produktionssystemen
2023

01/24 Weber D.: Simulationsgestützte Vorhersage und Minimierung des eigenspannungsbedingten Verzugs beim Fräsen dünnwandiger Aluminium-Strukturbauteile
2024

02/24 Klar M.: Automatisierte und simulationsbasierte Fabriklayoutplanung mittels Reinforcement Learning
2024

03/24 Hartig J.: Einsatz elastisch gebundener Schleifscheiben bei der Schneidkantenpräparation von Hartmetall-Wendeschneidplatten
2024

04/24 Gutzeit K.: Tiefkalte Kühlstrategien bei der Fräsbearbeitung - Einfluss auf den Werkzeugverschleiß sowie die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim Fräsen von Ti-6Al-4V
2024

ISSN 0937-9061