





# Reibung und Schmierung in der Spanbildungszone

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

**Dr.-Ing.**

von der Fakultät Maschinenbau  
der Technischen Universität Dortmund  
genehmigte Dissertation

**Jannis Saelzer, M.Sc.**

aus Lingen

Tag der mündlichen Prüfung: 17.04.2025

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann

2. Gutachterin: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stefanie Elgeti

**Witten, 2025**

### **Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek**

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über [www.dnb.de](http://www.dnb.de) abrufbar.

ISBN: 978-3-8027-8932-8

## **Danksagung**

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Spanende Fertigung (ISF) der Technischen Universität Dortmund. Mein erster und besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann für die Möglichkeit der Promotion sowie die intensive Unterstützung auf meinem bisherigen wissenschaftlichen Weg. Frau Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stefanie Elgeti, Leiterin des Forschungsbereichs Leichtbau am Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik der Technischen Universität Wien, danke ich für die Übernahme des Korreferats sowie für die herausragende Zusammenarbeit in den gemeinsamen Forschungsprojekten. Darüber hinaus gilt apl.Prof. Dr. P.D. Dr.-Ing. Dipl.-Inform. Andreas Zabel mein herzlicher Dank für die Mitwirkung in der Prüfungskommission sowie Jun.-Prof. Dr.-Ing. Peer Woizeschke für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Ein weiterer Dank gilt der Deutschen Forschungsgemeinschaft für die Förderung des Forschungsprojektes „Grundlegende Untersuchungen zum Reibungskontakt in der Wirkzone bei der spanenden Bearbeitung“ und des Schwerpunktprogramms FluSimPro sowie des Teilprojektes „Voll gekoppelte Fluid-Struktur-Kontakt-Simulationen zum Verständnis der Vorgänge in den Kontaktzonen beim Orthogonalschnitt unter KSS“. Aus diesen Projekten stammen die meisten Ergebnisse für meine Dissertation.

Meinen geschätzten Kollegen am ISF danke ich für die intensive Unterstützung und unsere kollegiale Arbeitsatmosphäre. Insbesondere möchte ich den aktiven und ehemaligen Kollegen der Abteilung Zerspanung danken, die mich eng auf meinem Weg begleitet haben. Hervorzuheben sind dabei meine Freunde Sebastian Berger, M.Sc. und Dr.-Ing. Julian Gerken, mit denen mich schon vor der Promotion ein langer und intensiver Weg verbindet. Für die Unterstützung bei der Durchführung meiner Untersuchungen bedanke ich mich herzlich bei den technischen Mitarbeitern des ISF, besonders bei Michael Kater und Tobias Hoffmann, sowie bei den studentischen Abschlussarbeitenden. Ganz besonders möchte ich mich bei meinen ehemaligen und aktuellen Hilfswissenschaftlern Rudolf Schneidmüller, M.Sc.; Frederik Spilker, M.Sc.; Gero Polus, M.Sc.; Felix Hoppe, B.Sc.; Enrique Selter, Johannes Schulte-Pelkum und Enrique Gil-Sanchez bedanken, ohne die meine Arbeit nicht hätte entstehen können.

Ich möchte abschließend meiner Familie danken, dass sie mich überhaupt in die Lage versetzt haben, das Abenteuer der Promotion anzugehen und mir stets den Rückhalt für neue Herausforderung gegeben haben. Dabei möchte ich insbesondere meine Eltern Anja und Frank sowie meine Frau Kate und meinen Sohn Emil hervorheben. Ich bin euch für immer dankbar!



## **Kurzfassung**

Bei der spanenden Fertigung zur Erzeugung zahlreicher industrieller Güter geht der Einsatz von Hartmetallwerkzeugen und Kühlschmierstoffen (KSS) mit einem hohen Energie- und Ressourcenverbrauch einher. Um die Werkzeugstandzeiten zu erhöhen und gleichzeitig die eingesetzten Mengen an KSS zu reduzieren, ist dieser zielgerichtet einzusetzen. Dies setzt wiederum ein fundamentales Verständnis der Wirkmechanismen von KSS voraus, was insbesondere in Bezug auf ihre Schmierwirkung bisher noch als unzureichend zu bezeichnen ist.

An diesem Punkt setzt die vorliegende Arbeit an, die das Ziel hat, auf Basis umfangreicher Grundlagenexperimente mit selbstentwickelten Methoden das technologische Verständnis der Wirkweise und -mechanismen von KSS zu erweitern und aus diesen Erkenntnissen ein neuartiges mikro-tribologisches Modell der Spanbildungszone zu entwickeln. Dazu werden zunächst Versuche zur Reibungscharakterisierung unter zerspanungsähnlichen Bedingungen durchgeführt, aus denen empirische Reibungsmodelle für numerische Spanbildungssimulationen abgeleitet werden können. Im Anschluss werden grundlegende Spanbildungsanalysen durchgeführt, aus denen sich Erkenntnisse über die Temperaturen im Span-Spanflächen-Kontakt sowie über die tribologische Wirkweise verschiedener Kühlschmierstoffe ziehen lassen. Dabei können insbesondere neuartige Erkenntnisse über die Wirkung von Schmierstoffen in Span-Kavitäten gewonnen werden, die das Bild der Schmierung in der Spanbildungszone erweitern. Die erstmalige Untersuchung von Quasikristallen als Festkörperadditive für Kühlschmierstoffe in der spanenden Fertigung, die eine hohe Wirksamkeit zeigen, runden die experimentellen Untersuchungen ab. Der darauf folgende Abschnitt zeigt auf, wie in enger Kooperation mit Partnern des *Instituts für Leichtbau und Struktur-Biomechanik der TU Wien* ein mikro-tribologisches Modell der Spanbildungszone entwickelt und parametrisiert wurde und welche weiteren Schritte für eine realitätsnahe Modellierung der tribologischen Wirkmechanismen, insbesondere im Span-Spanflächen-Kontakt, notwendig sind.



## **Abstract**

The application of cemented carbide tools and metalworking fluids in machining, which is used for the production of numerous industrial goods, are associated with a high consumption of energy and resources. In order to increase tool life and at the same time reduce the quantities of metalworking fluids, these must be used in a targeted manner. This in turn requires a fundamental understanding of the mechanisms of action of metalworking fluids, which still has many gaps, particularly with regard to their lubricating effect.

This is the starting point for the present work, which aims to expand the technological understanding of the mechanisms behind metalworking fluids on the basis of extensive fundamental experiments using methods developed in-house and to develop a new micro-tribological model of the chip formation zone from these findings. Initially, friction characterization tests are carried out under machining-like conditions, from which empirical friction models for numerical chip formation simulations can be derived. Subsequently, fundamental chip formation analyses are conducted, from which findings can be drawn about the temperatures in the chip-rake face contact and about the tribological effects of different metalworking fluids. In particular, new insights can be gained into the effect of lubricants in chip cavities, which expand the picture of lubrication in the chip formation zone. The experimental investigations are rounded off by the first-time investigation of quasicrystals as solid additives for metalworking fluids in metal-cutting production, which show a high level of effectiveness. The following section shows how a micro-tribological model of the chip formation zone was developed and parameterized in close cooperation with partners from the *Institute of Lightweight Design and Structural Biomechanics* at *TU Wien* and which further steps are necessary for a realistic modeling of the tribological mechanisms of action, especially in the chip-rake face contact.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Abkürzungen .....</b>	<b>III</b>
<b>Formelzeichen und Indizes .....</b>	<b>IV</b>
<b>1 Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Technik .....</b>	<b>3</b>
2.1 Grundlagen der Spanbildung .....	3
2.2 Temperaturmessungen in der Spanbildungszone .....	6
2.2.1 Berührende Messverfahren.....	7
2.2.2 Berührungslose Messverfahren .....	8
2.3 Reibung in der Spanbildungszone .....	14
2.3.1 Reibungsmechanismen in der Spanbildung .....	16
2.3.2 Span-Spanflächen-Kontaktlänge .....	20
2.4 Kühlschmierstoffwirkung in der Spanbildungszone .....	22
2.4.1 Kühlschmierstoff-Konzepte .....	22
2.4.2 Schmiermechanismen in der Spanbildungszone.....	24
2.4.3 Quasikristalle als potenzielles Festkörperadditiv für KSS.....	30
2.5 Reibungsmodellierung in numerischen Spanbildungssimulationen .....	33
2.5.1 Allgemeine Reibungsmodelle der Spanbildungszone.....	35
2.5.2 Berücksichtigung des KSS in der Tribologie numerischer Spanbildungssimulationen.....	39
2.5.3 Reibungscharakterisierung .....	40
<b>3 Zielsetzung und Vorgehensweise.....</b>	<b>47</b>
<b>4 Experimentelle Randbedingungen .....</b>	<b>49</b>
4.1 Werkstoffe und Versuchswerkstücke.....	49
4.2 Versuchswerkzeuge .....	51
4.3 Kühlschmierstoffe .....	53
4.4 Werkzeugmaschine.....	55
4.5 Messtechnik .....	55
4.5.1 Kraftmessung .....	55
4.5.2 Temperaturmessung .....	56
4.5.3 Hochgeschwindigkeitsvideografie.....	57
4.5.4 Mikroskope für ex-situ Analysen .....	58
4.6 Versuchsaufbauten.....	58
4.6.1 Reibungscharakterisierung unter zerspanungsähnlichen Bedingungen .....	59

4.6.2	Messung der Spanflächentemperatur .....	61
4.6.3	Hochgeschwindigkeitsvideografie der Spanbildung unter variierendem Schmierzustand .....	63
4.6.4	Visualisierung der KSS-Verteilung auf der Spanfläche .....	64
<b>5</b>	<b>Experimentelle Untersuchungsergebnisse.....</b>	<b>67</b>
5.1	Reibungscharakterisierung unter zerspanungsähnlichen Bedingungen ...	67
5.2	Messung der Temperaturen in der Spanbildungszone .....	74
5.3	Charakterisierung der geschmierten Spanbildung .....	77
5.3.1	Mechanische Werkzeugbelastungen in der geschmierten Spanbildung .....	78
5.3.2	Hochgeschwindigkeitsvideoanalyse der Spanbildung .....	82
5.3.3	Werkstückoberflächenqualität in Abhängigkeit des Schmierzustands .....	84
5.3.4	Bestimmung der Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche.....	86
5.3.5	Visualisierung der KSS-Verteilung im Span-Spanflächenkontakt.	88
5.3.6	Werkzeuganalyse .....	90
5.3.7	Charakterisierung des Lubricant Applying Effektes .....	92
5.3.8	Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Schmierwirkung .....	95
5.4	Einfluss variierender KSS auf die Schmierung der Spanbildungszone ...	98
5.4.1	Variation des flüssigen KSS .....	99
5.4.2	Quasikristalle als Festkörperschmierstoff .....	103
<b>6</b>	<b>Entwicklung und Test eines mikro-tribologischen Modells der Spanbildungszone.....</b>	<b>111</b>
6.1	Modellkonzept .....	111
6.2	Kopplung mit der mesoskopischen Spanbildungssimulation .....	114
6.3	Testsimulation des mikro-tribologischen Modells und der gekoppelten Spanbildungsmodells .....	118
6.3.1	Test des mikro-tribologischen Modells.....	118
6.3.2	Test des gekoppelten Spanbildungsmodells.....	125
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick .....</b>	<b>137</b>
<b>8</b>	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>143</b>

**Abkürzungen**

CFD	Computational Fluid Dynamics
CPU	Zentraleinheiten (engl. central processing unit)
DIN	Deutsches Institut für Normung
FE	Finite-Elemente
FEM	Finite-Elemente Methode
GUI	Graphical User-Interface
GPU	Grafikprozessor (engl. graphics processing unit)
Gew.	Gewicht
hBN	Hexagonales Bornitrid
ISF	Institut für Spanende Fertigung
kryoMMS	Kryogene Minimalmengenschmierung
KSS	Kühlschmierstoff
LAE	Lubricant Applying Effekt
Imp+	Professur für Prozesskettenorientierte Lasermaterialbearbeitung
MMS	Minimalmengenschmierung
NSS	Nassstrahlgespannt
PC	Personal Computer
QC	Quasikristalle (engl. quasicrystals)
SPH	Smoothes Particle Hydrodynamics
TU	Technische Universität

## Formelzeichen und Indizes

### Lateinische Buchstaben

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bezeichnung</b>
$a$	mm	Zustellung im Reibungsversuch
$a_e$	mm	Arbeitseingriff
$a_p$	mm	Schnitttiefe
$a_x$	m/s <sup>2</sup>	Maximale x-Achsbeschleunigung der Sondermaschine
$a_y$	m/s <sup>2</sup>	Maximale y-Achsbeschleunigung der Sondermaschine
$a_z$	m/s <sup>2</sup>	Maximale z-Achsbeschleunigung der Sondermaschine
$A$	MPa	Initiale Fließspannung (Johnson-Cook-Fließspannungsmodell)
$A_B$	%	Bruchdehnung
$A_N$	-	Numerische Apertur
$A_n$	mm <sup>2</sup>	Nominelle Kontaktfläche
$A_r$	mm <sup>2</sup>	Reale Kontaktfläche
$b$	mm	Spannungsbreite
$b_N$	mm	Breite der Tasche
$b_{sch}$	mm	Schleifscheibenbreite
$B$	MPa	Verfestigungsfaktor (Johnson-Cook-Fließspannungsmodell)
$BW$	nm	Bandbreite
$c_c$	%	Einsatzkonzentration
$c_p$	J/kgK	Spezifische Wärmekapazität
$c_2$	1,43 · 10 <sup>-2</sup> mK	Zweite plancksche Strahlungskonstante
$C$	-	Dehnratenfaktor (Johnson-Cook-Fließspannungsmodell)
$CWL$	nm	Zentrale Wellenlänge
$d_k$	μm	Kerndurchmesser der Glasfaser
$d_M$	μm	Quarzmanteldurchmesser der Glasfaser
$d_{MF}$	mm	Messfleckdurchmesser
$d_{sch}$	mm	Schleifscheibendurchmesser
$d_{pa}$	μm	Mittlere Partikelgröße
$d_{WZ}$	mm	Freie Schneidkantenlänge
$D$	-	Schädigungswert (Cockroft-Latham Schädigungsmodell)

$D_{\text{krit}}$	-	Kritischer Schädigungswert (Cockroft-Latham Schädigungsmodell)
$e$	$\mu\text{m}$	Elementkantenlänge (Finite-Elemente)
$E$	GPa	E-Modul
$E_b$	$\text{J}/\text{mm}^2$	Flächenbezogene Energie
$f$	mm	Vorschub
$f_M$	kHz	Aufzeichnungsfrequenz
$F$	N	Kraft
$F_c$	N	Schnittkraft
$F_N$	N	Normalkraft
$F_p$	N	Passivkraft
$F_R$	N	Reibkraft
$F_{R,\text{Span}}$	N	Spaninterne Reibkraft
$F_x$	N	Kraft in x-Richtung (Tribometer)
$F_y$	N	Kraft in y-Richtung (Tribometer)
$F_z$	N	Zerspankraft
$h$	mm	Spanungsdicke
$h_d$	mm	Düsenabstand
$h_{\text{ch}}$	mm	Spandicke
$h_{\text{WS}}$	mm	Werkstückhöhe
$h_{\text{WZ}}$	mm	Werkzeughöhe
$k$	MPa	Schubfließspannung
$K_{B,1}$	$1/(\text{m}/\text{min})(^\circ\text{C})(\text{MPa})$	Modellparameter des Reibungsmodells nach Brocaïl et al.
$K_{B,2}$	-	Modellparameter des Reibungsmodells nach Brocaïl et al.
$K_{B,3}$	-	Modellparameter des Reibungsmodells nach Brocaïl et al.
$K_{B,4}$	-	Modellparameter des Reibungsmodells nach Brocaïl et al.
$K_{Z,1}$	$1/\text{m}/\text{min}$	Modellparameter des Reibungsmodells nach Zenzemi et al.
$K_{Z,2}$	-	Modellparameter des Reibungsmodells nach Zenzemi et al.
$l_c$	$\mu\text{m}$	Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche
$l_g$	$\mu\text{m}$	Gleitlänge des Span-Spanflächen-Kontaktes
$l_h$	$\mu\text{m}$	Haftlänge des Span-Spanflächen-Kontaktes

$l_K$	$\mu\text{m}$	Erzwungene Kontaktlänge
$l_N$	mm	Länge der Tasche
$l_T$	mm	Trockene Länge
$l_{WS}$	mm	Werkstücklänge
$l_{WZ}$	mm	Werkzeuglänge
$L_\lambda$	$\text{W}/\text{m}^2\text{sr}$	Spektrale Strahldichte
$L_{\lambda,s}$	$\text{W}/\text{m}^2\text{sr}$	Spektrale Strahldichte eines ideal-schwarzen Körpers
$m$	-	Temperaturrexponent (Johnson-Cook-Fließspannungsmodell)
$m_z$	-	Scherreibungsfaktor
$M$	g/mol	Molekulargewicht
$n$	-	Verfestigungsexponent (Johnson-Cook-Fließspannungsmodell)
$nz$	-	Exponentenparameter des Reibungsmodells nach Zorev
$p$	bar	Druck
$p_{st}$	bar	Strahldruck
$p_{WZ}$	mm	Tiefe des Werkzeugs
$P$	W	Leistung
$P_c$	W	Zerspanleistung
$q_{WZ}$	mm	Breite des Werkzeugs
$r_s$	-	Verhältnis der spektralen Strahldichten
$r_{WZ}$	mm	Höhe des Werkzeugs
$r_\beta$	$\mu\text{m}$	Schneidkantenradius
$R_a$	$\mu\text{m}$	Arithmetischer Mittenrauwert
$R_e$	MPa	Streckgrenze
$R_m$	MPa	Zugfestigkeit
$R_z$	$\mu\text{m}$	Gemittelte Rautiefe
$s_x$	mm	Verfahrweg der x-Achse der Sondermaschine
$s_y$	mm	Verfahrweg der y-Achse der Sondermaschine
$s_z$	mm	Verfahrweg der z-Achse der Sondermaschine
$S_a$	$\mu\text{m}$	Arithmetische Höhe
$S_a$	$\mu\text{m}$	Distanz des Scheitelpunkts zum Ende der Freiflächenrundheit

$S_\gamma$		Distanz des Scheitelpunkts zum Ende der Spanflächenrundheit
$\bar{S}$	$\mu\text{m}$	Gemittelte Schneidkantenverrundung
$t$	s	Zeit
$t_s$	$\mu\text{m}$	Schichtdicke
$t_{\text{sch}}$	nm	Schmierfilmdicke
$t_v$	$\mu\text{m}$	Verformungstiefe
$T$	$^\circ\text{C}$	Temperatur
$T_m$	$^\circ\text{C}$	Schmelztemperatur
$T_R$	$^\circ\text{C}$	Raumtemperatur/Referenztemperatur
$T_{RK}$	$^\circ\text{C}$	Randknotentemperatur
$T_{SF}$	$^\circ\text{C}$	Spanflächentemperatur
$T_{SF,\text{max}}$	$^\circ\text{C}$	Maximale Spanflächentemperatur
$T_{SO}$	$^\circ\text{C}$	Spanoberseitentemperatur
$v_c$	m/min	Schnittgeschwindigkeit
$v_{c,s}$	m/s	Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit
$v_{ch}$	m/min	Spangeschwindigkeit
$v_f$	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit
$v_{f,\text{eff}}$	mm/min	Effektive Vorschubgeschwindigkeit
$v_r$	m/min	Relativgeschwindigkeit
$v_x$	m/min	Maximale x-Achsgeschwindigkeit der Sondermaschine
$v_y$	m/min	Maximale y-Achsgeschwindigkeit der Sondermaschine
$v_z$	m/min	Maximale z-Achsgeschwindigkeit der Sondermaschine
$\dot{V}$	ml/h	Volumenstrom
$x$	$\mu\text{m}$	Laufvariable entlang der Spanfläche
$x_{\text{krit}}$	%	Kritischer Fließspannungsanteil
$z$	$\mu\text{m}$	Profilhöhe

### Griechische Buchstaben

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bezeichnung</b>
$\alpha$	$^\circ$	Freiwinkel
$\alpha_c$	-	Exponentenparameter des Kontaktflächenmodells von Finnie und Shaw

$\alpha_{st}$	°	Relativer Strahlwinkel
$\alpha_{w\ddot{U}}$	W/m <sup>2</sup> K	Wärmeübergangskoeffizient
$\beta$	°	Keilwinkel
$\gamma$	°	Spanwinkel
$\Delta F$	%	Prozentuale Kraftdifferenz
$\Delta F_c$	%	Prozentuale Schnittkraftdifferenz
$\Delta F_p$	%	Prozentuale Passivkraftdifferenz
$\Delta T$	K	Temperaturdifferenz
$\varepsilon_e$	-	Emissionsgrad
$\varepsilon_r$	-	Reflexionsgrad
$\varepsilon_t$	-	Transmissionsgrad
$\kappa_r$	°	Einstellwinkel
$\lambda$	μm	Wellenlänge
$\lambda_{abs}$	°	Abstrahlwinkel
$\lambda_{an}$	nm	Anregungswellenlänge
$\lambda_{em}$	nm	Emissionswellenlänge
$\lambda_{p1}$	μm	Wellenlänge des ersten Quotientenpyrometer-Detektors
$\lambda_{p2}$	μm	Wellenlänge des zweiten Quotientenpyrometer-Detektors
$\lambda_s$	°	Neigungswinkel
$\lambda_w$	W/mK	Wärmeleitfähigkeit
$\mu$	-	Reibungskoeffizient
$\mu_a$	-	Adhäsiver Reibungskoeffizient
$\mu_m$	-	Mechanischer Reibungskoeffizient
$\mu_0$	-	Referenzreibungskoeffizient bei Raumtemperatur
$\nu$	mm <sup>2</sup> /s	Kinematische Viskosität
$\rho$	g/cm <sup>3</sup>	Dichte
$\sigma_b$	5,67... 10 <sup>-8</sup> W/m <sup>2</sup> K <sup>4</sup>	Stefan-Boltzmann-Konstante
$\sigma_f$	MPa	Fließspannung
$\sigma_{IK}$	MPa	Lokale Kontaktspannung
$\sigma_N$	MPa	KontaktNormalspannung
$\sigma_{N,max}$	MPa	Maximale KontaktNormalspannung
$\sigma_1$	MPa	Erste Hauptspannung
$\tau_R$	MPa	Reibspannung
$\varphi$	-	Dehnung
$\dot{\varphi}$	s <sup>-1</sup>	Dehnrage

---

$\dot{\varphi}_0$	$s^{-1}$	Referenzdehnrate
$\bar{\varphi}$	-	Vergleichsdehnung
$\varphi_{\text{reib}}$	$^{\circ}$	Reibwinkel
$\Phi$	lm	Lichtstrom
$\omega_{\text{Al}}$	%	Massenanteil Aluminium
$\omega_{\text{Cu}}$	%	Massenanteil Kupfer
$\omega_{\text{Fe}}$	%	Massenanteil Eisen
$\omega_{\text{QC}}$	%	Massenanteil Quasikristalle

---



## 1 Einleitung

Die spanende Fertigung macht einen signifikanten Anteil der Wirtschaftsleistung moderner Industrienationen aus. Gleichzeitig bringt sie einen hohen Verbrauch an elektrischer Energie und Ressourcen mit sich, bei denen auch ökologisch und sozial kritische Materialien wie Kobalt für die Hartmetallwerkzeuge sowie Mineralöl für die Kühlschmierstoffe zum Einsatz kommen [Sho24]. Um die spanende Fertigung für eine ökologischere Produktion zu qualifizieren und dabei dennoch die Forderungen an Produktivität und Ökonomie zu erfüllen, ist es entscheidend, die auf diesen kritischen Rohstoffen basierenden Betriebsmittel effizient einzusetzen. Dies bedeutet beispielsweise, die Werkzeugstandzeit bei Aufrechterhaltung produktiver Schnittwerte zu steigern. Ein zentraler Ansatz zur Erreichung dieses Ziels besteht in der Anwendung von Kühlschmierstoffen. In der bisherigen industriellen Praxis wird dies jedoch oft durch den umfangreichen Einsatz großer KSS-Mengen realisiert, die ihrerseits potenziell umwelt- und gesundheitsschädigende Eigenschaften aufweisen. Der zielgerichtete Einsatz von Kühlschmierstoffen, insbesondere hinsichtlich ihrer Schmierwirkung, wird dabei durch ein mangelndes Verständnis der tribologischen Wirkmechanismen gehemmt. Dies führt auch dazu, dass die Berücksichtigung der Kühlschmierstoffe in Spanbildungssimulationen, die immer verbreiteter als leistungsstarkes Hilfsmittel für die Entwicklung und Verbesserung von Zerspanungsprozessen und -werkzeugen verwendet werden, nur eingeschränkt möglich ist.

Daraus motiviert finden im Rahmen der vorliegenden Arbeit, grundlegende Zerspanungsuntersuchungen im Orthogonalschnitt statt, die das Verständnis der Wirkmechanismen, aber auch der Grenzen der Schmierung durch ein Minimalmengenschmieröl in der spanenden Fertigung fundamental erweitern. Zu diesen Untersuchungen zählen Charakterisierungen des thermomechanischen Belastungskollektivs in der Spanbildungszone unter variierenden Bedingungen, wobei insbesondere eine neuartige Methode zur Messung der Spanflächentemperatur zum Einsatz kommt. Darüber hinaus werden Penetrations- und Schmiermechanismen für verschiedene zu zerspanende Werkstoffe untersucht und in ihrer Funktionsweise sowie ihrer Auswirkung, insbesondere auf die mechanischen Werkzeugbelastungen, aber auch auf die Spanbildung sowie den Werkzeugverschleiß charakterisiert. Dabei ist hervorzuheben, dass auch eine neue Methode zur Visualisierung der KSS-Verteilung im Span-Spanflächen-Kontakt entwickelt und erfolgreich angewendet wird. Im Zuge der experimentellen Untersuchungen lässt sich neben der direkten Schmierung im Kontakt zwischen Span und Spanfläche eine indirekte Schmierung entsprechend des Lubricant Applying Effektes (LAE) nachweisen. Insgesamt ist jedoch festzuhalten, dass die untersuchten Schmiermechanismen, die tribochemischen Effekte nicht einschließend,

bei der Zerspanung einer Titanlegierung gar nicht und im Falle zweier Stahlwerkstoffe nur bis zu einem gewissen Schnittgeschwindigkeitsniveau nachweisbar sind. Im Zuge einer Untersuchung weiterer KSS ist feststellbar, dass insbesondere ein wassergemischter KSS nahezu keine Schmierwirkung unter den untersuchten Bedingungen hervorrufen kann.

Da sich in Bezug auf flüssige KSS, wie sie typischerweise in der spanenden Fertigung zum Einsatz kommen, zahlreiche Limitierungen hinsichtlich der Schmierfähigkeit feststellen lassen, wird mit Quasikristallen abschließend ein bisher unerforschtes Festkörperadditiv eingesetzt, das aufgrund seiner auch bei hohen Temperaturen wirksamen selbstschmierenden Eigenschaften ein hohes Potenzial für die spanende Fertigung aufweist. In diesem Zusammenhang lässt sich eine starke Schmierwirkung der Quasikristalle nachweisen, wenn diese mit einer Öl-Wasser-Emulsion als Trägermedium in den Span-Spanflächenkontakt eingebracht werden. Allerdings besteht ein erheblicher weitergehender Forschungsbedarf bei der Anwendung in höheren Schnittgeschwindigkeitsbereichen, da hier aufgrund der geringen Verdampfungstemperatur des Trägerfluids keine Wirksamkeit nachweisbar ist.

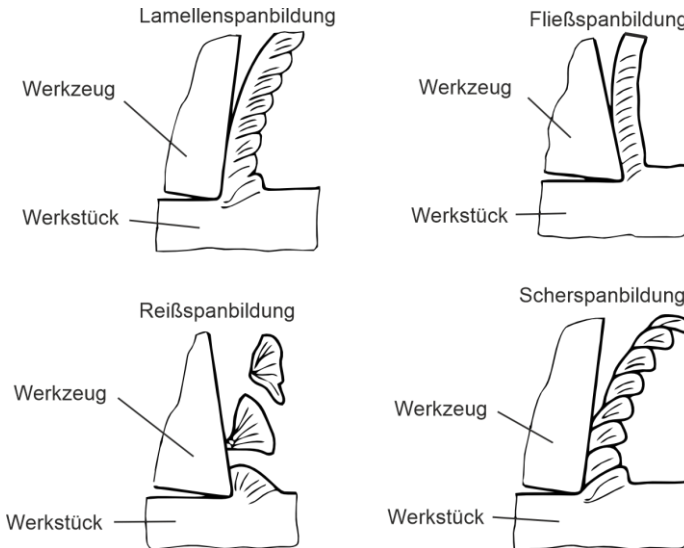
Auf Basis der experimentellen Untersuchungen wird in Kooperation mit dem *Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik* der *Technischen Universität Wien* ein neuartiges Reibungsmodell für die spanende Fertigung entwickelt. Dabei handelt es sich um ein numerisches Modell, das den Kontakt zwischen Werkzeug und Span/Werkstück auf der Skala der Rauheitstopografie abbildet und mithilfe innovativer Modellierungsmethoden eine effiziente Simulation von tribologischen Problemstellungen erlaubt. Das Modell berechnet den Reibungswiderstand zwischen Werkzeug und Span/Werkstück auf Basis der thermo-mechanischen Interaktion der beteiligten Oberflächentopografien sowie optional der Wirkung eines KSS. Parallel zur Entwicklung des Modells gelingt es erfolgreich, eine Kopplung dieses mikrotribologischen Modells mit einem mesoskopischen Spanbildungsmodell in der kommerziellen Software DEFORM umzusetzen und zu validieren. Jedoch zeigt das neuentwickelte Reibungsmodell sowohl qualitativ als auch quantitativ ein signifikant von der Realität abweichendes Verhalten. Dies wird insbesondere darauf zurückgeführt, dass das Modell die interatomaren Anziehungskräfte im Kontakt der Tribo-Partner nicht berücksichtigt. Aus dieser Erkenntnis kann zum einen der signifikante Anteil dieser submikroskopischen Mechanismen an der integralen makroskopischen Reibungsbelastung abgeleitet werden. Zum anderen stellt das Modell eine vielversprechende Basis dar, die sich um weitere Wirkmechanismen ergänzen lässt.

## 2 Stand der Technik

In diesem Kapitel wird der dieser Arbeit zugrundeliegende Stand der Technik beschrieben. Dabei stehen zunächst die Grundlagen der Spanbildung mit einem Schwerpunkt auf den Temperaturen und der Tribologie im Fokus. Im Anschluss erfolgt eine Darstellung zur grundlegenden Wirkweise von Kühlschmierstoffen (KSS). Der abschließende Abschnitt befasst sich mit numerischen Spanbildungssimulationen, wobei insbesondere auf die Reibungsmodellierung in diesen Systemen sowie die dazu häufig genutzte experimentelle Reibungscharakterisierung eingegangen wird.

### 2.1 Grundlagen der Spanbildung

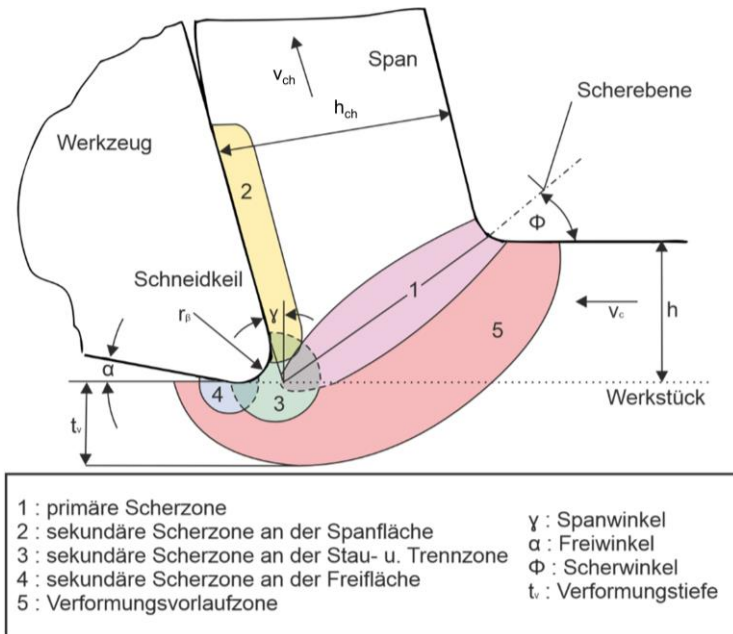
Grundsätzlich charakterisiert sich die Zerspaltung durch das Eindringen eines Schneidkeils in einen Werkstoff, woraus die Ausbildung eines Spans und damit ein Materialabtrag resultiert [DIN 8589-0]. Der Ablauf des Spanbildungsvorgangs variiert in seiner Kontinuität in Abhängigkeit von der spezifischen Spanbildungsart. **Abbildung 2.1** zeigt eine schematische Darstellung der vier Spanbildungsarten [Den11].



**Abbildung 2.1:** Spanbildungsarten, basierend auf [Den11, Vie70] .

Die Fließspanbildung, die insbesondere bei der Zerspaltung duktiler Werkstoffe auftritt, ist durch einen homogenen Materialfluss gekennzeichnet. Bei der Zerspaltung von

duktilen Werkstoffen mit hoher Festigkeit bzw. bei hohen Schnittgeschwindigkeiten tritt häufig eine Lamellenspanbildung auf. Diese ist der Fließspanbildung ähnlich, zeigt jedoch geringe periodische Schwankungen in der Spanausbildung, die sich in Scherbändern im Span niederschlagen, ohne, dass es zu einer signifikanten Spandickenschwankung kommt. Im Falle der Scherspanbildung (auch Segmentspanbildung), die bevorzugt bei hochfesten Werkstoffen, negativen Spanwinkeln und großen Spannungsdicken auftritt, kommt es zu signifikanten periodischen Schwankungen der Spandicke entlang der Spanflussrichtung. Dies entsteht durch einen Wechsel aus wenig deformierten Materialbereichen, den sog. Segmenten, und stark verformten Materialbereichen, den Scherbändern. Bei der Reißspanbildung, die ausschließlich bei spröde-harten Werkstoffen auftritt, wird das zu zerspanende Material nahezu unverformt und ohne Spanfluss aus dem Materialverbund gerissen [Den11].



**Abbildung 2.2:** Spanbildungsmodell nach Warnecke, basierend auf [War74].

Die Spanbildung, insbesondere die Fließspanbildung, lässt sich mit dem Modell nach Warnecke beschreiben, das in **Abbildung 2.2** dargestellt ist [War74]. Dieses Modell bezieht sich auf den Orthogonalschnitt, der für akademische Grundlagenuntersuchungen häufig herangezogen wird und dazu dient, jegliche

komplexe industrielle Zerspanungsoperationen in simplifizierte Teilschnitte der Keilmessebene zu zerlegen [Den11].

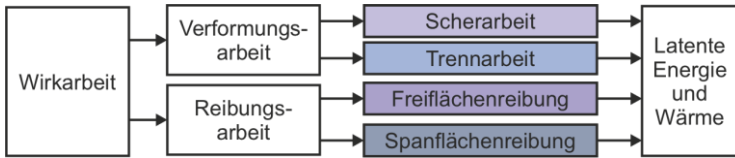
Der Orthogonalschnitt ist dadurch gekennzeichnet, dass die Schneide nicht unter einem Neigungswinkel  $\lambda_s$  in Kontakt mit dem Werkstück kommt und der Einstellwinkel  $\kappa_r = 90^\circ$  beträgt sowie keine Nebenschneide im Eingriff ist. Unter diesen Bedingungen dringt der Schneidkeil mit einer definierten Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  in das Material ein und trägt dabei eine zuvor festgelegte Spanungsdicke  $h$  ab, was in Abhängigkeit der Spandickenstauchung zur Spandicke  $h_{ch}$  führt. In die Bildebene hinein kann die Spannungsbreite  $b$  abgetragen werden, aus der sich mit der Spannungsdicke  $h$  multipliziert der Spanungsquerschnitt  $A$  ergibt. Das Zerspanungswerkzeug weist an der dem Werkstück zugewandten Seite, der sogenannten Freifläche, zur Werkstückoberfläche den Freiwinkel  $\alpha$  auf. Zudem wird der Spanwinkel  $\gamma$  zwischen einem Lot auf der Werkstückoberfläche und der Spanfläche, auf welcher der Span abgeleitet, abgetragen. Zwischen Span- und Freifläche spannt sich der sogenannte Keilwinkel  $\beta$  auf. Es gilt stets:  $\alpha + \beta + \gamma = 90^\circ$ . Die Schneidkante des Zerspanungswerkzeuges weist eine definierte Verrundung auf, deren Gestalt, Orientierung und Größe wesentlichen Einfluss auf die Spanbildung nehmen kann [Den11, Klo18].

Das Modell nach *Warnecke* teilt die Spanbildung in insgesamt fünf Zonen ein: die erste Beeinflussung erfährt das Material in der Verformungsvorlaufzone (5), wo es elastisch verformt und zunehmend plastifiziert wird. Mit Eintritt in die primäre Scherzone (1) dominiert die plastische Deformation und das Material wird geschert, was schließlich zur Materialtrennung in der Stau- und Trennzone (3) führt. Der Anteil des Materials, der direkt auf oder nahe an der Spanfläche fließt, erfährt eine zusätzliche Beeinflussung in der sogenannten sekundären Scherzone an der Spanfläche (2). Gleiches gilt für die neuerzeugte Werkstückoberfläche und die sekundäre Scherzone an der Freifläche (4) des Zerspanungswerkzeuges [War74].

Die Spanbildungszone und insbesondere der Schneidteil erfahren während der Zerspanung ein intensives thermo-mechanisches Belastungskollektiv. Im Orthogonalschnitt wird die integrale Zerspankraft  $F_z$  in zwei wesentliche Komponenten unterteilt: die Schnittkraft  $F_c$ , die der Schnittbewegung entgegenwirkt sowie die Passivkraft  $F_p$ , die orthogonal dazu in Richtung des Werkzeuges zeigt. Entsprechend ihrer Bezeichnung, resultiert die Passivkraft nicht aktiv aus dem am Zerspanungsprozess, sondern aus der Reibung zwischen Span- und Spanfläche sowie Ploughing-Effekten (Quetsch- und Pflüg-Vorgänge) an der Freifläche [Klo18].

Für die Zerspanung eines Werkstücks ist eine definierte Wirkarbeit zu verrichten, die in unmittelbarem Zusammenhang mit den aufzubringenden Zerspankräften steht. Diese Wirkarbeit lässt sich in zwei Hauptanteile untergliedern, wie in **Abbildung 2.3**

veranschaulicht: die Verformungsarbeit, die sich aus der Scherarbeit und der Trennarbeit zusammensetzt, sowie die Reibungsarbeit, welche aufzubringen ist, um die Reibungswiderstände an Span- und Freifläche zu überwinden. Die Gesamtheit dieser Arbeit wird schließlich in latente Energie und Wärme umgesetzt. Daraus resultiert ein Anstieg der Temperaturen in der Spanbildungszone bis zum Erreichen eines stationären Zustands, in dem die Zufuhr von Wärme durch die Wirkarbeit und die Abfuhr von Wärme aus dem System nahezu im Gleichgewicht sind. Ein Großteil der Wärme wird dabei über die Späne aus dem System abgeführt (ca. 75 %) [Vie70].



**Abbildung 2.3:** Anteile und Umwandlung der Wirkarbeit, basierend auf [Vie70].

Das sich einstellende Temperaturfeld ist durch lokal sehr hohe Temperaturen bis zum Schmelzpunkt des Werkstoffs sowie durch hohe örtliche Gradienten geprägt. Bei Verwendung eines unterbrochenen Schnitts können auch große zeitliche Temperaturgradienten auftreten [Klo18]. Diese hohen Temperaturen, in Kombination mit den mechanischen Belastungen, führen zum Verschleiß des Zerspanungswerkzeuges und nehmen wesentlichen Einfluss auf die Eigenschaften der erzeugten Werkstückrandzone. Entsprechend ist die Quantifizierung der Temperaturfelder in der Spanbildungszone von großem Interesse, stellt allerdings bisher aufgrund der großen Gradienten sowie der schlechten Zugänglichkeiten, insbesondere im Bereich der Maximaltemperaturen, eine große Herausforderung dar [Dav07].

## 2.2 Temperaturmessungen in der Spanbildungszone

Für Temperaturmessungen in der Spanbildungszone stehen verschiedene Methoden zur Verfügung. Dabei wird zunächst grundlegend zwischen den berührenden und den berührungslosen (strahlungsbasierten) Methoden unterschieden. Die berührenden Methoden unterscheiden sich nach denen, die auf dem thermoelektrischen Effekt (Seebeck-Effekt) beruhen und denen, die auf kompositorischen Effekten basieren. Letztere sollen aufgrund der geringen Eignung für wissenschaftliche Temperaturmessungen nicht weiter betrachtet werden. In Bezug auf die berührungslosen Messmethoden wird danach differenziert, ob die Messung in einem einzelnen Punkt oder bildgebend in einem Feld erfolgt [Per22].

### 2.2.1 Berührende Messverfahren

Der thermoelektrische Effekt besagt, dass zwei verschiedene Metalle, die in Form von Drähten an zwei offenen Enden miteinander verbunden sind, kleine Thermodiffusionsströme hervorrufen, wenn eines der verbundenen Enden erwärmt wird. Dieser Effekt wird auf die unterschiedliche thermische Ausdehnung der Materialien zurückgeführt und kann anhand einer elektrischen Spannung charakterisiert werden. Diese elektrische Spannung hängt von der vorliegenden Temperaturdifferenz an den beiden verbundenen Enden sowie den Seebeck-Koeffizienten der beiden Materialien ab [Kom01]. Die auf diesem Effekt aufbauenden Messmittel werden als Thermoelemente bezeichnet, die sich in ihrer Gestalt sowie der Applizierung an der Messstelle unterscheiden können.

Für die vorliegende Arbeit mit einem Fokus auf der Tribologie der Spanbildungszone sind vor allem diejenigen Ansätze von Interesse, die dazu in der Lage sind, die Kontakttemperaturen, insbesondere an der Spanfläche, zu erfassen. In Bezug auf die Thermoelemente lässt sich dies mithilfe von Werkzeug-Werkstück-Thermoelementen und Dünnschicht-Thermoelementen erreichen. Die Werkzeug-Werkstück-Thermoelemente wurden bereits in den 1920er-Jahren entwickelt und beruhen auf dem Prinzip, dass Werkzeug und Werkstück isoliert gelagert und an einer Seite mithilfe eines Kabels miteinander verbunden sind. Während der Zerspanung kommt es in der Spanbildungszone zu einer zweiten Verbindungsstelle und das Prinzip des Thermoelements kann unmittelbar auf die beiden Elemente angewendet werden. Mit diesem Ansatz ist es möglich, die mittlere Kontakttemperatur zwischen den beiden Körpern zu messen [Lon05]. Durch einen detaillierten Kalibrierungsprozess erreichten *Zhang et al.* mit einem Werkzeug-Werkstück-Thermoelement eine Auflösung von  $\Delta T = 0,2$  K und untersuchten mit diesem Messsystem die vibrationsgestützte Drehbearbeitung der Titanlegierung Ti6Al4V mit und ohne KSS-Einsatz. Sie konnten dabei nur eine sehr geringe Temperaturdifferenz zwischen dem trockenen Fall und dem Einsatz von KSS feststellen [Zha18]. Dieses Ergebnis ist möglicherweise darauf zurückzuführen, dass das Werkzeug-Werkstück-Thermoelement eine gemittelte Kontakttemperatur misst und so lokale Temperaturunterschiede nur bedingt bestimmbar sind. Im Falle der eingebetteten Thermoelemente (Dünnschicht) geschieht die Messung stets in einem definierten Abstand zur Kontaktfläche, wodurch mithilfe der Single-Wire-Methode im Vergleich zu anderen Messmethoden, stets geringere Temperaturen gemessen wurden [Per22]. Ein Konzept, um mithilfe von Thermoelementen zu einer räumlichen Auflösung zu gelangen, ist die Integration mehrerer Mikro-Thermoelemente in die Werkzeugspanfläche. *Sugita et al.* konnten nach diesem Prinzip bis zu zehn Messstellen im Bereich des Werkzeug-Span-Kontaktes applizieren [Sug15]. Die wesentlichen Nachteile dieses Ansatzes sind die aufwendige

Herstellung, die mechanische Schwächung der Werkzeuge [Sug15] sowie die Beeinflussung der Temperaturverteilung durch die Thermoelemente [Per22]. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass Thermoelemente insgesamt nur bedingt für Spanflächentemperaturmessungen geeignet sind. Aus diesem Grund haben die strahlungsbasierten Messverfahren für technische Anwendungen, auch in der spanenden Fertigung, an Bedeutung gewonnen. Durch den Abstand von Messmittel und Messobjekt bleibt eine Beeinflussung des Messergebnisses nahezu ausgeschlossen. Zudem können schnell veränderliche Temperaturen aufgrund geringer Ansprechzeiten valide gemessen werden [Ber14].

### 2.2.2 Berührungslose Messverfahren

Jeder Körper mit einer Temperatur oberhalb des absoluten Nullpunkts von  $T = 0$  K emittiert eine thermisch bedingte elektromagnetische Strahlung. Ein ideal-schwarzer Körper emittiert für eine definierte Wellenlänge über diese Strahlung eine höhere Energie als jeder andere Körper. Für diesen ideal-schwarzen Körper hängt die flächenbezogene Energie  $E_b$  nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz (**Formel 2.1**) von der Temperatur ab, wobei  $\sigma_b$  die Stefan-Boltzmann-Konstante ist [Dav07].

$$E_b = \sigma_b T^4 \quad \text{Formel 2.1}$$

Reale Körper weichen in ihrem Strahlungsverhalten stets von einem ideal-schwarzen Körper ab. Sie emittieren, transmittieren und reflektieren Energie, während der ideal-schwarze Körper ausschließlich Energie emittiert. Dies wird über den Emissionsgrad  $\varepsilon_e$ , den Transmissionsgrad  $\varepsilon_t$  sowie den Reflexionsgrad  $\varepsilon_r$  charakterisiert. Während für den ideal-schwarzen Körper  $\varepsilon_e = 1$  und  $\varepsilon_t = \varepsilon_r = 0$  gilt, liegen die Grade für einen realen Körper bei  $\varepsilon_e < 1$ ,  $\varepsilon_t > 0$  sowie  $\varepsilon_r > 0$ . Für die Ermittlung der Temperatur eines realen Körpers ist dessen Emissionsgrad zu berücksichtigen und auf die Menge an Strahlung zu beziehen, die ein ideal-schwarzer Körper unter gleichen Bedingungen abgeben würde. Der Emissionsgrad hängt dabei von einer Vielzahl von Faktoren wie z. B. dem Werkstoff, der Oberflächenbeschaffenheit und der Temperatur des Messobjektes ab. Strahlungsthermometer erfassen die vom Messobjekt ausgehende spektrale Strahldichte  $L_\lambda$ , die von der spektralen Strahldichte eines ideal-schwarzen Körpers  $L_{\lambda,s}$  und dem Emissionsgrad des Messobjektes abhängt (**Formel 2.2**). Die spektrale Strahldichte des ideal-schwarzen Körpers hängt wiederum von der Wellenlänge der Strahlung  $\lambda$  und der Temperatur  $T$  ab. Wird nun bei bekanntem Emissionsverhalten des Messobjektes die spektrale Strahldichte einer bestimmten Wellenlänge gemessen, lässt sich daraus die Temperatur des Messobjektes ermitteln [Ber14].

$$L_\lambda(\lambda, T) = \varepsilon_e L_{\lambda,s}(\lambda, T) \quad \text{Formel 2.2}$$

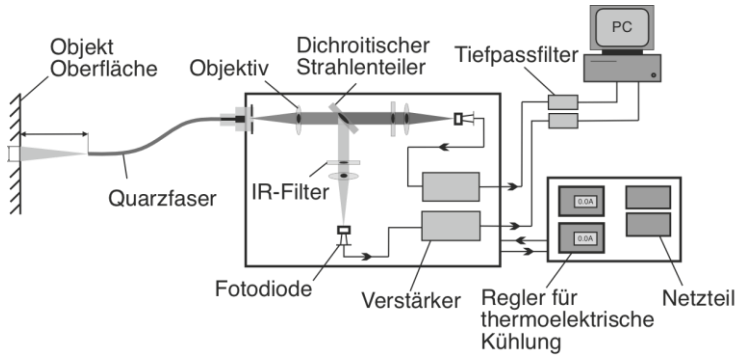
Strahlungsbasierte Thermometer arbeiten in der Regel im Wellenlängenbereich  $\lambda = 0,4 \dots 30 \mu\text{m}$ , also im Bereich des sichtbaren Lichts bis in den mittleren Infrarotbereich. Dabei detektiert im Falle von Einfarben-Pyrometern der jeweilige Sensor die temperaturbedingte Strahlung auf einer definierten Wellenlänge und verrechnet diese mithilfe des Emissionsgrads zu einer Temperatur. Aufgrund der zahlreichen Einflüsse auf den Emissionsgrad, muss dessen Verlauf in Abhängigkeit der Temperatur für jedes Messobjekt charakterisiert und bei der Messung berücksichtigt werden. Dies gilt auch für die (Infrarot-)Thermografie, die - allerdings bildgebend - nach dem gleichen Prinzip wie die Pyrometrie arbeitet [Ber14].

Um diese Einschränkung der Emissionsgrad-Abhängigkeit zu überwinden, erfassen die sogenannten Quotientenpyrometer (auch Zweifarben-Pyrometer) die Strahlung auf zwei verschiedenen Wellenlängen  $\lambda_{p1}$  und  $\lambda_{p2}$ , die im Spektrum vergleichsweise nahe beieinanderliegen. Unter der getroffenen Annahme, dass die Emissionsgrade des Messobjektes auf diesen beiden Wellenlängen nahezu gleich sind ( $\varepsilon_{e1} = \varepsilon_{e2}$ ), kann dann die Formel für das Verhältnis der spektralen Strahldichte  $r_s(T)$  (**Formel 2.3**) zu einer vom Emissionsgrad unabhängigen Formel für die Temperatur umgeformt werden (**Formel 2.4**). Dabei ist  $c_2$  die zweite Planck'sche Strahlungskonstante. Neben der Emissionsgradunabhängigkeit führt das Quotientenprinzip dazu, dass die Messung weniger von Störeinflüssen beeinträchtigt wird, da diese sich in ähnlicher Weise auf beide erfassten Wellenlängen auswirken und diese Auswirkungen sich über die Quotientenbildung ausgleichen [Mül01, Ber14].

$$r_s(T) = \frac{L_{\lambda_{p1}}}{L_{\lambda_{p2}}} = \frac{\varepsilon_{e1} L_{\lambda_{1,s}}(T)}{\varepsilon_{e1} L_{\lambda_{2,s}}(T)} = \frac{L_{\lambda_{1,s}}(T)}{L_{\lambda_{2,s}}(T)} \quad \text{Formel 2.3}$$

$$T = \frac{c_2(\lambda_1 - \lambda_2)}{\lambda_{p1}\lambda_{p2} \ln \left( r_s \left( \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \right) \right)} \quad \text{Formel 2.4}$$

**Abbildung 2.4** zeigt den Aufbau eines Quotientenpyrometers. Die vom Messobjekt ausgehende temperaturbedingte Strahlung fällt in die Stirnfläche der Glasfaser ein und wird dadurch am anderen Ende der Faser in das Messgerät eingekoppelt. Dort finden die Kollimation und die Aufteilung des Strahls mithilfe einer Linse auf einen dichroitischen Strahlteiler statt. Durch eine anschließende Filterung dieser beiden Strahlen mithilfe der Infrarotfilter (IR-Filter), wird ausschließlich die vom jeweiligen Sensor verarbeitbare Wellenlänge auf die spezifische Fotodiode weitergeleitet. Die Signale der Fotodioden werden jeweils von einem Verstärker verarbeitet und nach einer geeigneten Filterung an den Messcomputer weitergeleitet, der aus dem Verhältnis der spektralen Strahldichte die Temperatur im Messfleck berechnet [Mül01].



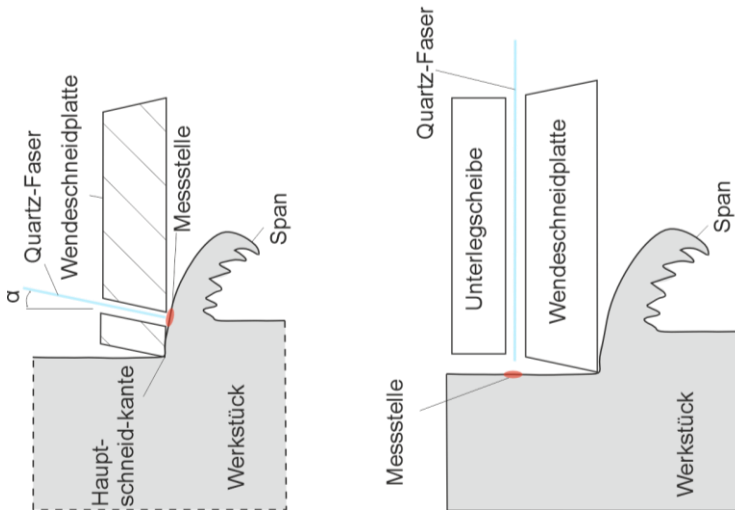
**Abbildung 2.4:** Schematischer Aufbau eines Quotientenpyrometers, basierend auf [Mül01].

In Bezug auf die strahlungsbasierte Messung der Werkzeugtemperaturen (insbesondere Spanflächentemperaturen) bei der Zerspaltung wurden in der Vergangenheit verschiedene Messaufbauten entwickelt. Die Diskussion ihrer jeweiligen Vor- und Nachteile steht im Folgenden im Mittelpunkt. Mithilfe der Thermografie verfolgten zahlreiche Studien zum Orthogonalschnitt den Ansatz, die Temperatur im Bereich der Spanfläche durch eine seitliche Messung auf die Spanbildungszone zu messen. Mithilfe dieser Methode konnten *Augsburger et al.* die Wärmeverteilung auf Werkstück, Werkzeug und Span beim Orthogonalschnitt von C45 mit Hartmetallwerkzeugen bestimmen und so feststellen, dass ca. 25 % der Wärme in das Werkstück und 4...6,5 % in das Werkzeug fließen, während der Rest mit dem Spanvolumen aus der Spanbildungszone abgeführt wird [Aug19]. Dieser Ansatz zur Temperaturmessung ist jedoch mit der wesentlichen Einschränkung verbunden, dass sich die Temperatur nur am Rand des Werkzeugs messen lassen. Dabei liegt die Temperatur in der Mitte des Span-Spanflächen-Kontaktes signifikant höher [Arr15].

Daraus motiviert, haben *Arrazola et al.* eine Methode entwickelt, die vorsieht, eine teilweise hohle Welle in der Spindel einer Fräsmaschine rotieren zu lassen und über ein stillstehendes Zerspaltungswerkzeug zu stülpen, was im Inneren des Werkstücks einen rotierenden Orthogonalschnitt nach sich zieht. Um eine Zugänglichkeit für die Messung mithilfe einer Thermografiekamera zu erreichen, weist die Probe umlaufende Aussparungen auf. Kommt das Werkzeug durch die werkstückseitige Relativbewegung in den Bereich dieser Aussparungen, wird der Schnitt kurzzeitig unterbrochen und die Spanfläche frei für die Messung. Durch die Verwendung dieser Messmethode konnten die Autoren um  $\Delta T = 120 \dots 380 \text{ K}$  höhere Maximaltemperaturen messen als bei der seitlichen Sicht auf die Spanbildungszone. Die entwickelte Methodik, weist allerdings einen wesentlichen Nachteil auf. Der Schnitt wird vollständig unterbrochen, wodurch

der lose Span, zumindest temporär, zwischen Messgerät und Messobjekt verbleibt und das Messergebnis verfälscht bzw. eine gewisse primär konvektionsbedingte Abkühlung stattfinden kann, bevor die Messung erfolgt. Die Autoren geben an, dass nur ca. jede vierte Messung ein auswertbares Ergebnis lieferte [Arr15].

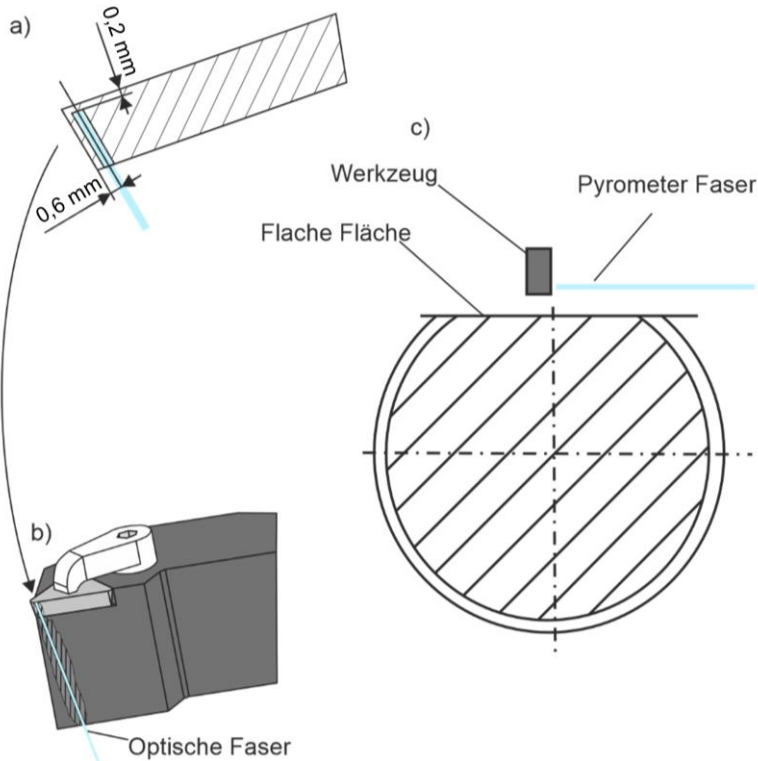
Es ist also festzustellen, dass die Thermografie für Temperaturmessungen in der Spanbildungszone aufgrund der Notwendigkeit von Emissionsgradmessungen und durch die eingeschränkte Möglichkeit, die Kontaktzonen zu erreichen, nur bedingt geeignet ist. Auf Basis von Quotientenpyrometern konnten hingegen Messmethoden für verschiedene Messstellen in der Spanbildungszone entwickelt werden. So haben beispielsweise Müller *et al.* die Faser durch Bohrungen im Zerspanungswerkzeug zum einen auf die Spanunterseite und zum anderen auf die bearbeitete Werkstückoberfläche ausgerichtet, wie in **Abbildung 2.5** dargestellt ist [Mül01].



**Abbildung 2.5:** Methodische Prinzipien zur faseroptischen Messung verschiedener Messstellen in der Spanbildungszone, basierend auf [Mül01, Ued08].

Dabei ließ sich feststellen, dass die Temperatur der Spanunterseite bei der Zerspannung von C45 mit sehr hohen Schnittgeschwindigkeiten ( $v_c > 1.000$  m/min) nah an die Schmelztemperatur des Werkstoffes kommt. Darüber hinaus wurde in einem Vergleich mit Ti6Al4V bei einem Zehntel der Schnittgeschwindigkeit ein ähnlich hohes Temperaturniveau wie für C45 festgestellt. Dies zeigt den deutlichen Einfluss der geringen thermischen Leitfähigkeit der Titanlegierung, die zu einer verringerten Abfuhr der Wärme aus der Spanbildungszone im Vergleich zum Stahlwerkstoff führt [Mül01].

*Ueda et al.* entwickelten einen Versuchsstand, um die Freiflächentemperatur eines Drehwerkzeuges durch das Innere einer rotierenden Hohlwelle mithilfe eines faseroptischen Quotientenpyrometers zu messen. Die Übertragung des Messsignals durch die Pyrometerfaser ließ sich durch den Einsatz eines kontaktlosen Faserkopplers realisieren. Durch die Ausrichtung des Endes der rotierenden Faser im Werkstück auf eine zweite stillstehende Faser hinter der Werkstückaufnahme, konnte das Signal an diese übergeben werden [Ued08].



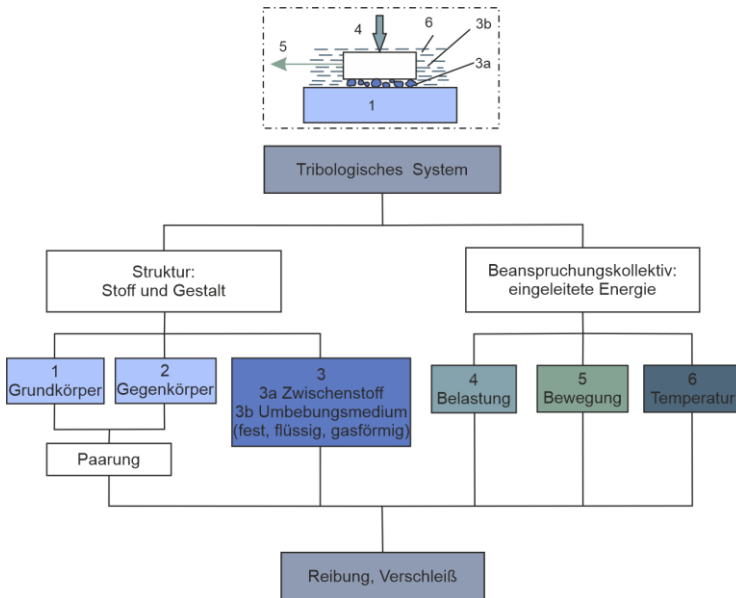
**Abbildung 2.6:** Schematische Darstellung verschiedener Methoden zur Werkzeugtemperaturmessung: a) einer Wendeschneidplatte mit integrierter Faseroptik zur Messung einer spanflächennahen, innenliegenden Werkzeugtemperatur, basierend auf [Li22] b) Einbau der Wendeschneidplatte mit integrierter Faseroptik in einen passenden Werkzeughalter, basierend auf [Li22] c) Versuchsaufbau zur Spanflächentemperaturmessung beim Drehen mit abgeflachter Welle, basierend auf [Hin22].

Eine besondere Herausforderung besteht darin, die Spanflächentemperatur des Werkzeuges zu erfassen, da diese nicht nur, wie die Temperatur der Spanunterseite im Kontaktbereich, unzugänglich ist, sondern auch von dem sich bewegenden Span verdeckt wird. In Letzteren ist es naturgemäß nicht möglich, eine stationäre Faser zu implementieren. Ein Ansatz, um sich der Messung dieser Temperaturen anzunähern besteht darin, die optische Faser in eine Grundbohrung in das Werkzeug nahe der Schneidkante einzubringen. So präparierten *Li et al.* einen Werkzeughalter für die Drehbearbeitung sowie die zugehörigen Wendeschneidplatten derart, dass eine Bohrung für die Pyrometerfaser parallel zur Freifläche mit einem Wand-zu-Wand-Abstand von 0,3 mm sowie einem Abstand zur Spanfläche von 0,2 mm eingebracht wurde, wie **Abbildung 2.6 a)** und **b)** illustriert. Bei der Bearbeitung von Ti6Al4V stellte sich bei einer Schnitttiefe von  $a_p = 1$  mm, einem Vorschub von  $f = 0,1$  mm sowie einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 80$  m/min eine gemessene Temperatur von  $T \approx 430$  °C ein [Li22]. Es ist, auch im Vergleich zu anderen Studien zu diesem Werkstoff (z. B. [Mül01]) davon auszugehen, dass die tatsächlichen Kontakttemperaturen auf der Spanfläche höher liegen. Entsprechend ist die Eignung dieses Untersuchungsansatzes für die Charakterisierung der Temperaturfelder in der Spanbildungszone eingeschränkt. Zudem schwächen die notwendigen Bohrungen das Werkzeug, was die erreichbare Standzeit beeinträchtigt [Cao22].

Eine geeignetere Vorgehensweise, um die Temperatur auf der Spanfläche zu messen, konnten *Hintze et al.* durch die Messung mithilfe eines faseroptischen Quotientenpyrometers nach Unterbrechung des Schnittes und daraus resultierender temporärer Freilegung der Spanfläche erreichen [Hin22]. Zu diesem Zweck wurde ein Teil der Mantelfläche des ursprünglich zylindrischen Werkstücks abgeflacht und damit der Kontakt von Werkzeug und Werkstück bei jeder Werkstückrotation einmal unterbrochen (vgl. **Abbildung 2.6 c)**). Bei der Bearbeitung von Ti6Al4V mit einer Schnitttiefe von  $a_p = 1,2$  mm, einem Vorschub von  $f = 0,12$  mm sowie einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 80$  m/min wurden sowohl mit einem unbeschichteten als auch mit einem beschichteten Hartmetallwerkzeug Temperaturen  $T > 600$  °C gemessen [Hin22], was im Vergleich zu den Erkenntnissen von *Li et al.* [Li22] noch einmal verdeutlicht, dass die Kontakttemperaturen auf der Spanfläche signifikant höher liegen als die Temperaturen im Inneren des Werkzeugs nahe an der Spanfläche. Allerdings weist auch diese Methode eine Einschränkung auf. Durch die vollständige Unterbrechung des Schnitts befindet sich zunächst der Span zwischen dem Werkzeug und dem Faserende. Dieser wird dann entweder durch das rotierende Werkstück aus der Spanbildungszone herausbeschleunigt oder fällt durch die Gravitation nach unten. In jedem dieser Fälle vergeht eine definierte Zeit bis die Spanfläche des Werkzeugs für die optische Messung freiliegt [Hin22].

### 2.3 Reibung in der Spanbildungszone

Die Reibung in der Spanbildungszone nimmt wesentlichen Einfluss auf das sich einstellende thermo-mechanische Belastungskollektiv. Die dahinterliegenden tribologischen Wirkmechanismen werden im Folgenden eingeführt. Tribologie ist die Lehre von aufeinander einwirkenden Oberflächen, die sich in Relativbewegung zueinander befinden. Dies umfasst die Aspekte der Reibung, der Schmierung und des Verschleißes [DIN 50320]. Die dabei auftretenden Phänomene wie z. B. die Reibung, also der Widerstand gegen die Relativbewegung, sind dabei stets als Systemeigenschaft zu begreifen und hängen von vielen Randbedingungen des betrachteten tribologischen Systems ab [Zum85], wie in **Abbildung 2.7** übergeordnet dargestellt ist.



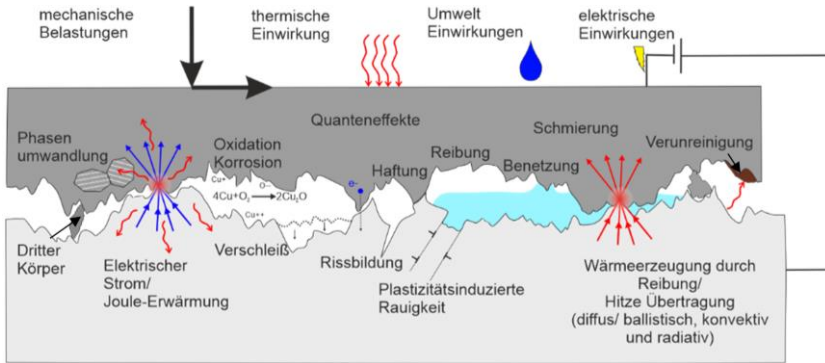
**Abbildung 2.7:** Das tribologische System, basierend auf [Som14].

Im Wesentlichen unterteilen sich diese Randbedingungen in die Struktur und das Beanspruchungskollektiv. Die Struktur besteht aus Grund- sowie Gegenkörper, deren jeweilige Paarung signifikante Auswirkungen auf das Verhalten des tribologischen Systems haben. Des Weiteren können zur Struktur Zwischenstoffe sowie das Umgebungsmedium zählen, die weitere Wirkmechanismen hervorrufen. Das Belastungskollektiv, das zusammengefasst die ins System eingeleitete Energie ergibt,

gliedert sich in Belastung, Bewegung und Temperatur, die sich insbesondere in der Spanbildung einer gegenseitigen Beeinflussung ausgesetzt sehen [Som14].

Um verschiedene Reibungssituationen übergeordnet zu charakterisieren, werden zwei wesentliche Merkmale unterschieden: die Reibungsart und der Reibungszustand. Dabei beschreibt die Reibungsart den kinematischen Zustand in dem sich Grund- und Gegenkörper befinden und es wird zwischen Ruhereibung (auch Haftreibung) und Bewegungsreibung (auch dynamische Reibung) unterschieden. Im Falle der Ruhereibung ist die äußere Belastung des tribologischen Systems nicht groß genug, um eine Relativbewegung der Körper hervorzurufen. Bewegungsreibung tritt hingegen dann ein, wenn die äußere mechanische Belastung den Reibungswiderstand übersteigt und es in der Folge zu einer Relativbewegung kommt. In Abhängigkeit der genauen Kinematik dieser Relativbewegung kann die Bewegungsreibung weiter spezifiziert werden. Hier wird zwischen Gleit-, Bohr-, Roll- und Wälzreibung unterschieden [Pop15]. Der Reibungszustand beschreibt den Kontakt zwischen Grund- und Gegenkörper und kann die folgenden Zustände annehmen: Festkörperreibung, Trockenreibung, Grenzreibung, hydrodynamische Reibung, elastohydrodynamische Reibung, aerodynamische Reibung, hydrostatische Reibung, Flüssigkeitsreibung und Mischreibung. Dabei beschreibt Trockenreibung eine Festkörperreibung ohne die Wirkung eines Schmierstoffs und Grenzreibung eine Festkörperreibung, bei der die Tribo-Partner von einer Grenzschicht (z. B. durch Reaktion mit einem Schmierstoff) bedeckt sind. Die hydrodynamische Reibung charakterisiert einen Zustand, bei dem ein flüssiger Schmierstoff aufgrund der Relativbewegung der Tribo-Partner einen tragfähigen Schmierfilm bildet, der zu einer Trennung der Oberflächen führt. Die elastohydrodynamische Reibung berücksichtigt zusätzlich, dass die Körper aufgrund der Schmierung elastisch verformt werden, was den Schmierungseffekt verstärkt. Aerodynamische Reibung bezeichnet dasselbe Prinzip mit einem Gas als Zwischenmedium. Für einen hydrostatischen Reibungszustand ist es notwendig, dass von außerhalb des Tribo-Systems ein Druck in das Zwischenmedium eingebracht wird, um Grund- und Gegenkörper zu trennen. Im Falle der Mischreibung liegt eine Superposition von mindestens zwei der zuvor genannten Zustände vor [Czi15].

Die Betrachtung der Tribologie kann auf diversen Skalen stattfinden und erfasst eine Vielzahl von Wirkmechanismen, wie **Abbildung 2.8** zeigt. Dabei spielen nahezu alle dargestellten Phänomene in der Spanbildungszone eine Rolle [Vak18].



**Abbildung 2.8:** Wirkmechanismen in tribologischen Systemen, basierend auf [Vak18].

### 2.3.1 Reibungsmechanismen in der Spanbildung

Für die Reibung in der Spanbildungszone (ohne Berücksichtigung eines Schmiermediums) werden drei mikroskopische Wirkmechanismen als prägend angesehen: Adhäsion, Abrasion und Oberflächenverformung. Dabei ist als Adhäsion allgemein ein Vorgang definiert, bei dem es zwischen den Oberflächen der Wirkpartner lokal zu Verbindungen kommt, die sich im weiteren Verlauf der Relativbewegung auch wieder trennen [Her02]. Die Ursachen dieser Haftverbindungen können vielfältig sein: Diffusion (Austausch von Atomen), Elektronentransfer, Adsorption (Anziehung durch elektrische Polarisation) sowie die mechanische Verklammerung [Tön93]. Es ist bis heute nicht geklärt, welcher dieser Mechanismen zu welchem Anteil zur Adhäsion in der Spanbildungszone beiträgt. Unter Abrasion werden Quetsch- und Mikrozerspannungsvorgänge an den Kontaktflächen verstanden, die vor allem durch freie Partikel (vgl. **Abbildung 2.8**) hervorgerufen werden. Im Falle der Oberflächenverformung kommt es zu Deformationen am Rauheitsprofil und der darunterliegenden Grenzschicht im Zuge der Relativbewegung zwischen den Wirkpartnern. Die genaue Ausprägung dieser komplexen Superposition von Reibungsmechanismen hängt im Falle der spanenden Fertigung von diversen Einflussfaktoren ab. Dazu zählen insbesondere der Kontaktdruck, die Temperatur und die Relativgeschwindigkeit, die alle von den Schnittwerten beeinflusst werden, und die Oberflächeneigenschaften des Werkzeuges, das KSS-Konzept, der Werkstoff sowie die Prozess-Kinematik [Abo15]. Bei sehr geringen Relativ-/Schnittgeschwindigkeiten weicht das Reibungsverhalten in der Spanbildungszone vom Verhalten bei hohen Geschwindigkeiten signifikant ab und kann deutlicher durch die weiteren tribologischen Randbedingungen beeinflusst werden. Dies umfasst sowohl den Einfluss einer Beschichtung des Hartmetallkörpers, als auch die Wirkung eines

Zwischenmediums. Dabei stellt sich der Einfluss des Zwischenmediums signifikanter dar als der Beschichtungseinfluss [Cou20].

Neben der Variation der Reibungsmechanismen und -belastungen in Folge von variierenden Randbedingungen des tribologischen Systems treten lokale Unterschiede innerhalb der Spanbildungszone auf. Wie von *Zorev* [Zor63] festgestellt, treten entlang des Span-Spanflächenkontaktes veränderliche Kontaktnormalspannungen auf, wobei die höchsten Werte im Bereich der Schneidkante vorliegen und entlang der Spanflussrichtung eine Abnahme erfolgt. Am Spanablösepunkt nähert sich die Kontaktnormalspannung schließlich einem Wert von  $\sigma_N = 0$  MPa an. Der qualitative Verlauf der Tangential-/Reibspannung stellt sich davon abweichend dar. Von der Schneidkante aus erstreckt sich ein Bereich mit sehr hohen Kontaktnormalspannungen, in dem die Reibspannungen konstant sind. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Kontaktnormalspannungen derart hoch sind, dass die reale Kontaktfläche der nominellen Kontaktfläche entspricht [Cha65], wodurch das Reibungsmodell nach *Coulomb* seine Gültigkeit verliert [Zor63]. Die tatsächliche Kontaktfläche umfasst den Teil der nominellen Kontaktfläche, also der makroskopisch übereinanderliegenden Flächeninhalte der Kontaktpartner, wo sich auf mikroskopischer Ebene die Rauheitsprofile tatsächlich berühren [Wal64]. Dieser Bereich wird als Haftzone bezeichnet, da dort, bedingt durch die beschriebenen Kontaktbedingungen im unmittelbaren Kontakt von Span und Werkzeug eine Stagnation des Materialflusses vorliegt. Dort überschreiten die Reibspannungen die Schubfließspannung des Werkstoffs, sodass es in der Folge in der Randzone des Spans zu einem inneren Gleiten kommt. In einem größeren Abstand zur Schneidkante fallen die Kontaktnormalspannungen unter einen kritischen Wert, was die Reibspannung wieder unter die Schubfließspannung des Werkstoffs sinken lässt und in der Folge zu einem direkten Reibungskontakt zwischen Span und Spanfläche führt. Dieser Bereich wird als Gleitzzone bezeichnet und ist durch gleichermaßen fallende Kontaktnormal- und Reibspannungen gekennzeichnet. Die beschriebene Spannungsverteilung konnte von *Chandrasekaran* und *Kapoor* mithilfe fotoelastischer Werkzeuge, die nach einer Druckbeaufschlagung in Abhängigkeit Intensität eine unterschiedliche Verfärbung annehmen, qualitativ nachgewiesen werden [Cha65].

*Song et al.* [Son17] führten eine dritte Zone im Span-Spanflächenkontakt ein, die als Übergangszone zwischen der Haftzone und der Gleitzzone bezeichnet wurde. Diese ist durch eine in Spanflussrichtung steigende direkte Relativgeschwindigkeit zwischen Span und Spanfläche gekennzeichnet. Aufgrund der in diesem Bereich stark abnehmenden realen Kontaktfläche wird der Wärmefluss zwischen den Reibpartnern im Vergleich zur Haftzone deutlich reduziert, was in hohen lokalen Spitzentemperaturen münden kann [Cou13], die wiederum zu einem Erweichen des

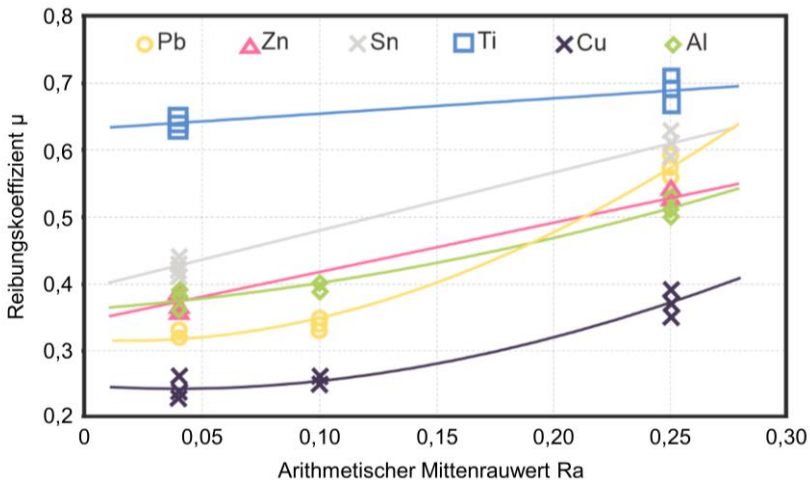
Materials und dadurch bevorzugter mechanischer Verklammerung in der Übergangszone führen. Insbesondere bei hohen Schnittgeschwindigkeiten formt sich allerdings aufgrund der geringen Kontaktzeiten sowie der ausbleibenden Kaltverfestigung infolge der hohen Werkstofftemperaturen nur ein sehr dünner Layer von Material auf der Spanfläche [Son17]. *Ackroyd et al.* postulierten auf Basis von Zerspanungsversuchen an reinem Blei, bei denen sie ein transparentes Saphirglaswerkzeug nutzten, um die Reibungsvorgänge im Span-Spanflächen mit einer Hochgeschwindigkeitskamera aufzuzeichnen, eine vierte Zone auf der Spanfläche. Laut der durchgeführten Analyse ist diese oberhalb der Gleitzone verortet und zeichnet sich durch Materialanhaftungen ähnlich wie in der Haftzone aus [Ack03]. *Madhavan et al.* kamen mit einer vergleichbaren experimentellen Methodik zu einem ähnlichen Ergebnis und schlussfolgerten, dass entgegen der weit verbreiteten Annahme im Bereich unmittelbar oberhalb der Schneidkante keine Haftzone existiert. Stattdessen stellten die Autoren ausschließlich eine Haftzone am Ablösepunkt des Spans fest und begründeten dies mit einer höheren Adhäsionsneigung des Materials nach Reaktion mit Sauerstoff aus der Umgebung, was im intensiven Span-Spanflächenkontakt unterbunden wird [Mad02]. Die Übertragbarkeit dieser Erkenntnisse aus Untersuchungen mit Glaswerkzeugen auf die Zerspanung industriell relevanter Werkstoffe mit Hartmetallwerkzeugen ist jedoch fraglich.

Insbesondere die Vorgänge in der Haftzone sind komplex und daher seit Jahrzehnten Gegenstand wissenschaftlicher Diskussionen. *Wright et al.* diskutierten z. B. verschiedene Modellvorstellungen der Materialstagnation. Zum einen besteht die Theorie, dass ausschließlich der unmittelbar im Kontakt zum Werkzeug befindliche Atomlayer des Werkstoffs keine Relativgeschwindigkeit aufweist und sich das Material in der Randzone darüber mit zunehmender Geschwindigkeit bewegt, ähnlich des Verhaltens, das aus der Rheologie von Fluid-Solid-Kontakten bei Relativgeschwindigkeit bekannt ist [Wri79]. *Stevenson* und *Oxley* vertraten hingegen die Sichtweise, dass der Bereich der Stagnation sich nicht auf einen infinitesimalen Layer beschränkt, sondern auf eine räumliche Zone zu beziehen ist. Zudem gingen sie davon aus, dass es auch im Bereich der Haftzone zu unregelmäßigen direkten Gleitreibungsbewegungen kommt [Ste73]. *Wright et al.* stützen diese These und führten dieses Verhalten darauf zurück, dass entsprechend der statistischen Verteilung im Werkstoff Hartphasen (wie karbidische Einschlüsse) in den Bereich der Haftzone eintreten und aufgrund ihrer hohen Festigkeit zu einer lokalen Schwächung des stagnierenden Materials führen, woraufhin dieses abgeleitet. Im unmittelbaren Anschluss kommt es aufgrund der hohen Kontaktnormalspannung zu einer Neubildung des stagnierenden Layers [Wri79]. Andere Studien wie z. B. von *Qi* und *Mills* zeigten auf, dass glasähnliche oxidische Einschlüsse in Stahlwerkstoffen einen wesentlichen

Einfluss auf die Bildung von adhäsiven Layern haben können, die aufgrund der hohen Temperaturen in der Spanbildungszone stark erweichen, ggf. sogar lokal erschmelzen, und dann durch eine Mischung aus mechanischer Verklammerung und chemischer Affinität (z. B. zu Titanitrid) an der Oberfläche haften bleiben und so die Grundlage für einen adhäsiven Aufbau-Layer bilden, der, wenn seine Verschleiß- und Aufbauraten näherungsweise gleich sind, einen stabilen Zustand erreicht [Qi96]. Der Einfluss von Einschlüssen im Material auf die Reibung in der Spanbildungszone und insbesondere die Haftzone hängt also von dessen mechanischen und thermischen Eigenschaften ab.

Die Frage, inwiefern adhäsives Verhalten in der Spanbildungszone, durch das vor allem die Haftzone gekennzeichnet ist, durch stoffschlüssige Verbindungen der Reibpartner oder formschlüssige mechanische Verklammerung geprägt ist, ist bis heute Gegenstand wissenschaftlicher Untersuchungen. Analysen zum Vergleich von oxidierten und nicht-oxidierten Werkzeugoberflächen zeigen auf, dass im direkten Kontakt der Metalle deutlich größere Kräfte auftreten, was für stoffschlüssige Verbindungen spricht, die in Folge höherer Affinität im Metall-Metall-Kontakt intensiver ausfallen [Wri79]. Dafür spricht auch eine Studie, die die Kontaktbedingungen zwischen Span und Spanfläche anhand von Versuchen mit Saphirglas-Werkzeugen untersucht hat. Dabei konnten zwischen der Bearbeitung im Vakuum und an der Luft Unterschiede in den mechanischen Belastungen festgestellt und daraus geschlossen werden, dass Luft in den schmalen Schmierspalt zwischen Span und Spanfläche eindringt und dort unter den hohen Temperaturen zu ausgeprägten Oxidationen führt, welche wiederum die Reibbelastungen steigen lassen [Hor78]. Auch die Legierungselemente im Werkstoff, die unterschiedliche Affinitäten zum Werkzeugmaterial bzw. zur Werkzeugbeschichtung aufweisen, üben einen Einfluss auf die Adhäsionsbildung und damit die Ausprägung der Haftzone aus [Ais16, Ger14]. *Gregorio et al.* zeigten anhand von Untersuchungen mit variierender Spanflächentopografie, dass die Reibung in der Spanbildungszone durch Adhäsion mit und ohne mechanische Verklammerung geprägt ist. Dazu nutzten sie Werkzeuge in hochpoliertem ( $Ra = 0,05 \mu\text{m}$ ), leicht poliertem ( $Ra = 0,1 \mu\text{m}$ ) und geschliffenem Zustand ( $Ra = 0,25 \mu\text{m}$ ) in Orthogonalschnittversuchen mit vernachlässigbar kleinem Schneidkantenradius. Es zeigte sich, wie in **Abbildung 2.9** dargestellt ist, dass für keinen der Werkstoffe die Kurven des Reibungskoeffizienten über der Spanflächenrauheit durch den Ursprung laufen und der y-Achsenabschnitt mit steigender mechanischer Festigkeit zunimmt. Zudem ist die Steigung mit zunehmender Rauheit für weiche Werkstoffe größer. Dies belegt, dass ein gewisser - im Falle hochreaktiver Werkstoffe wie Titanlegierungen sogar ein überwiegender - Anteil der Reibung auf nicht-mechanische Adhäsion zurückzuführen ist. Bei sehr weichen Metallen wie Kupfer geht bei ausreichend hoher Oberflächenrauheit ein Großteil der Reibung auf die mechanische Interaktion zurück [Gre19].

Andere Studien bestätigen, dass es auf rauen Werkzeugoberflächen im Bereich der Gleitzone zu mehr Materialanhaftungen, vermutlich durch mechanische Verklammerung kommt, als bei polierten Werkzeugen [Ger14]. *Wright et al.* postulierten hingegen, dass selbst auf hochpolierten Oberflächen bei ausreichend hohen Kontaktnormalspannungen nicht ausgeschlossen werden kann, dass Adhäsionserscheinungen ihre Ursache in mechanischer Verklammerung auf Sub-Mikrometer-Ebene finden [Wri79]. Es ist also insgesamt davon auszugehen, dass Adhäsionen auf eine Überlagerung interatomarer Anziehungskräfte und mechanischer Verklammerung zurückzuführen sind, wobei die Ausprägung des jeweiligen Mechanismus von den Randbedingungen des tribologischen Systems abhängt.

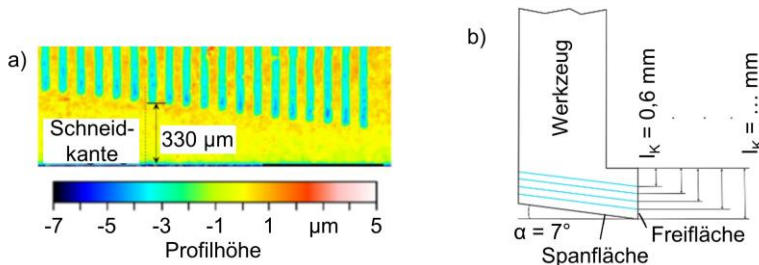


**Abbildung 2.9:** Einfluss der Spanflächenrauheit auf den Reibungskoeffizienten eines Hartmetallwerkzeugs im Kontakt mit variierenden Werkstoffen, basierend auf [Gre19].

### 2.3.2 Span-Spanflächen-Kontaktlänge

Eine wichtige Größe für die Charakterisierung des Kontaktes in der Spanbildung ist die Gesamtlänge des Span-Spanflächenkontaktes. *Heisel et al.* haben festgestellt, dass es bei einer künstlichen Verkürzung der Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche zu signifikanten Veränderungen der Kräfte und der Spandickenstauchung kommt. Entsprechend kann durch eine Variation der begrenzten Kontaktlänge anhand dieser Größen die natürliche Kontaktlänge bestimmt werden [Hei12]. *Ellersiek et al.* haben hierzu einen Vergleich dreier Methoden zur Bestimmung der Kontaktlänge in der spanenden Fertigung realisiert. Sie nutzten dabei zum einen eine Methode mit texturierten Spanflächen, bei denen mithilfe einer Laserbearbeitung Riefen in

unterschiedlichem Abstand zur Schneidkante in die Spanfläche eingebracht wurden, um Materialanhaftungen im Bereich der Haftzone zu provozieren. Anhand des höchsten Punktes oberhalb der Schneidkante, an dem sich Materialanhaftungen befinden, wird dann die Kontaktlänge bestimmt. Diese Methode ist jedoch nicht dazu geeignet, die gesamte Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche zu bestimmen, sondern lediglich die Länge der Haftzone. Zum anderen nutzten sie Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahmen als Kontaktlängenbestimmungsmethode, in denen eine manuelle Ermittlung der Kontaktlängen anhand von Einzelbildern erfolgte. Diese Methode hat den Nachteil, dass die Schwankungen in der manuellen Auswertung relativ groß sind und Veränderungen der Lichtverhältnisse zu einer Veränderung im Ergebnis führen. Abschließend verwendeten sie Werkzeuge mit zurückgesetzter Spanfläche. Bei diesem Ansatz werden Versuche mit verschiedenen erzwungenen Kontaktlängen durch die Rücksetzung der Spanfläche im Bereich des Kontaktes durchgeführt [Eli22]. **Abbildung 2.10** stellt zwei der genannten Ansätze dar. *Atkins* zeigte in Bezug auf diese Methode einschränkend auf, dass durch die Veränderungen in der Spanbildung die Spannungsverteilung im Kontakt durch eine künstliche Begrenzung der Kontaktlänge beeinflusst wird und sich dadurch nicht zur Ermittlung der Spannungsverteilung bei natürlicher Kontaktlänge nutzen lässt [Atk15].



**Abbildung 2.10:** Methoden zur Messung der Span-Spanflächenkontaktlänge: a) Texturierte Spanflächen b) Werkzeug mit abgesetzter Spanfläche, basierend auf [Eli22].

*Storchak et al.* haben die Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche für C45 und einem Hartmetallwerkzeug im Orthogonalschnitt in Abhängigkeit von Schnittgeschwindigkeit ( $v_c = 30 \dots 180$  m/min), Spanungsdicke ( $h = 0,05 \dots 0,25$ ) und Spanwinkel ( $\gamma = -10^\circ; 0^\circ; 10^\circ$ ) untersucht. Die gemessenen Werte lagen im Bereich  $l_c = 303 \dots 984$   $\mu\text{m}$ . Es konnte festgestellt werden, dass sich die Kontaktlänge mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit aufgrund der abnehmenden Schnittkraft reduziert, während eine Erhöhung der Spanungsdicke zu einer Zunahme der Kontaktlänge führt. Die Zunahme des Spanwinkels führt aufgrund eines kleiner werdenden Scherwinkels einer Reduzierung der Kontaktlänge [Sto22]

## 2.4 Kühlschmierstoffwirkung in der Spanbildungszone

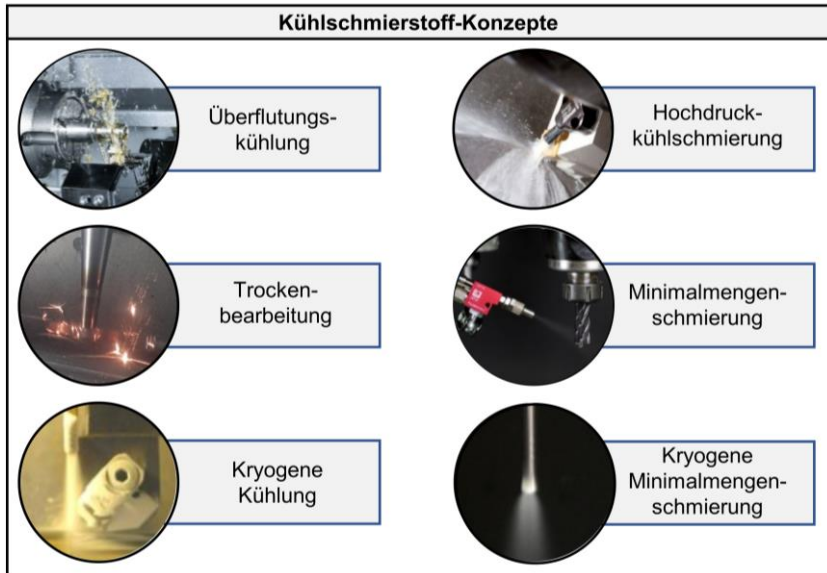
Grundsätzlich erfüllen die KSS in der spanenden Fertigung drei Hauptaufgaben: das Kühlen, das Schmieren und der Spanabtransport. Darüber hinaus können weitere Aufgaben durch den KSS erfüllt werden wie z. B. der Korrosionsschutz an Werkstück und Maschine oder die Reinigung des Werkzeugmaschinenraums [Den11]. In Abhängigkeit von den Anforderungen, die ein Zerspanungsprozess mit sich bringt, sind verschiedene KSS-Konzepte einsetzbar, die sich in der Gewichtung der drei Aufgaben unterscheiden. Auch die chemische Zusammensetzung des KSS kann variiert werden, wobei zwischen zwei wesentlichen Arten unterschieden wird: wassergemischte KSS (zumeist Öl-Wasser-Emulsionen) und nicht-wassermischbare KSS (z. B. Öl oder ein kryogenes Medium) [Klo18]. Bei Öl-Wasser-Emulsionen handelt es sich um eine Mischung aus Wasser und Öl (bis zu 12 % Öl-Anteil), wobei das Öl nicht im Wasser gelöst ist, sondern in Form von Tropfen möglichst gleichmäßig darin verteilt ist. Neben dem Öl können der Emulsion zahlreiche Additive zugesetzt werden, welche die Anwendungseigenschaften positiv beeinflussen. Wassergemischte KSS werden primär für die Kühlung von Zerspanungsprozessen eingesetzt [Cam06]. Bei nicht-wassermischbaren KSS handelt es sich in aller Regel um Öle mit unterschiedlichen Additivierungskonzepten, bei denen die Schmierung und nicht die Kühlung im Fokus steht. Auch die Viskosität der Öle wird an die jeweilige Anwendung angepasst, wobei hochviskose Öle bessere Schmierungseigenschaften aufweisen, dafür allerdings weniger effizient transportiert werden können [Klo18].

### 2.4.1 Kühlschmierstoff-Konzepte

Das am weitesten verbreite Konzept zum Einsatz von KSS in der spanenden Fertigung ist die Überflutungskühlschmierung mit Emulsion (teilweise auch Öl), wobei hier insbesondere die Kühlung von Werkstück und Werkzeug im Vordergrund steht [Beh22]. Die wesentlichen Nachteile dieser Methode sind die hohen Kosten (bis zu 17 % der Produktionskosten) [Beh22] und, dass ein großer Teil des Kühlschmierstoffs keinen signifikanten Einfluss auf den Prozess nehmen kann. Ein Ansatz, um den KSS wirkstellennah zuzuführen und dabei neben dem Kühleffekt auch das tribologische Verhalten in der Spanbildungszone zu beeinflussen, ist die Hochdruckkühlschmierung. Dabei wird der KSS unter hohem Druck durch zumeist werkzeugseitige Düsen direkt in die Schmierspalt an Span- und Freifläche beschleunigt. Mit dieser Technologie ist es z. B. *Machado et al.* gelungen, die Werkzeugstandzeit bei der Zerspanung einer Titanlegierung im Vergleich zur konventionellen Überflutungskühlung um bis zu 300 % zu steigern. Dies wurde im Wesentlichen auf die deutlich erhöhte Kühlwirkung in Folge der höheren KSS-Volumenströme sowie auf die verkürzte Span-Spanflächen-Kontaktlänge zurückgeführt [Mac98]. Ein wesentlicher Nachteil dieses Ansatzes, der auch der Überflutungskühlung zu eigen ist, besteht darin, dass aufwändige und

energieintensive Kreislaufsysteme mit großen Pumpen betrieben werden müssen, um den KSS der Spanbildungszone zuführen zu können. Dies kann bei unzugänglichen Spanbildungszonen aufwendige innere Zuführungssysteme erfordern, um einen produktiven und sicheren Prozess gewährleisten zu können [Möh23]. Insgesamt bringen diese Faktoren hohe Investitions- und Betriebskosten für konventionelle KSS-Anlagen sowie hohe Verbräuche an elektrischer Energie mit sich [Per20]. Zudem geht von KSS, insbesondere für die Haut, ein hohes Gesundheitsrisiko aus [Che15]. Dies motiviert dazu, die KSS-Mengen zu reduzieren und alternative KSS-Konzepte und -Medien zu nutzen. Eine mittlerweile auch in Teilen der Industrie bewährte Methode ist die der Minimalmengenschmierung (MMS). Dabei werden geringe Volumenströme Öl ( $\dot{V} = 10 \dots 50 \text{ ml/h}$ ) [Wei04] zu feinen Tröpfchen verdüst und mithilfe von Druckluft in die Spanbildungszone transportiert. Das Ziel der MMS besteht darin, durch das Verwenden von feinen Tröpfchen unter Druck, eine Penetration der hochbelasteten Kontaktflächen zu erreichen und dort trotz der geringen Mengen eine Wirkung zu erzielen. Insbesondere im unterbrochenen Schnitt lassen sich dadurch Vorteile gegenüber der reinen Trockenbearbeitung in Bezug auf die mechanischen und thermischen Werkzeugbelastungen, den Werkzeugverschleiß und die Werkstückqualität erzielen [Du24]. Dabei sind in der Spitze Reduzierungen der Reibungsbelastungen von über 20 % möglich [Beh22]. Da bei Verwendung der MMS im Vergleich zur konventionellen Überflutungskühlung auf aufwendige Kreisläufe mit großen Pumpen verzichtet werden kann, birgt sie das Potenzial für Energie- und Ressourceneinsparungen. Jedoch ist die Bereitstellung von Druckluft ebenfalls energieintensiv und der Werkzeugverschleiß/-verbrauch steigt in der Regel an. Dadurch stehen die tatsächlichen Vorteile in Frage und bedürfen weiterführender Untersuchungen. Die kryogene Kühlung, insbesondere mit flüssigem Kohlendioxid ( $\text{CO}_2$ ) (alternativ mit flüssigem Stickstoff) stellt ein weiteres KSS-Konzept dar, das insbesondere im akademischen Umfeld bereits intensiv untersucht wurde [Pro22]. Dabei wird  $\text{CO}_2$  in flüssiger Form (unter mindestens  $p = 57 \text{ bar}$  bei Raumtemperatur) in die Spanbildungszone geführt. Beim Austritt des Mediums aus der entsprechenden Düse in den Maschinenraum, erfolgt eine Expansion, die eine Phasenumwandlung in eine Zweiphasen-Mischung aus gasförmigem und festem  $\text{CO}_2$  (sogenannter Schneestrahle) bewirkt. Diese Phasenumwandlung erfordert eine hohe Energiemenge, die der Umgebung entzogen wird, wodurch es in der Spanbildungszone zu deutlich reduzierten Temperaturen kommt. Insbesondere bei schwer zerspanbaren Werkstoffen wie  $\beta$ -Titanlegierungen kann das Prozessergebnis hinsichtlich der Werkzeugstandzeit sowie der Werkstückqualität durch die kryogene Kühlung positiv beeinflusst werden [Mac12]. Durch eine Kombination mit der MMS (kryoMMS) lässt sich durch die überlagerte Kühl- und Schmierwirkung eine weitere Steigerung der Performanz gegenüber der reinen kryogenen Kühlung erzielen [Liu21]. Allerdings wurde in der

Literatur äußerst selten ein direkter Vergleich der kryogenen Kühlung sowie der kryoMMS mit konventioneller Kühlschmierung durchgeführt und wenn doch, zeigt sich häufig keine Verbesserung gegenüber diesem Referenzfall [Ost21]. Zudem bringt die Verflüssigung des CO<sub>2</sub> signifikante Energieaufwände und damit Treibhausgas-Emissionen mit sich, wodurch die kryogenen Technologien in ihrer oft propagierten Nachhaltigkeit kritisch zu hinterfragen und die benötigten Mengen an CO<sub>2</sub> technologisch weiter zu reduzieren sind [Sho24].



**Abbildung 2.11:** Kühlschmierstoffkonzepte für die spanende Fertigung [ZT13, MV11, ZT24].

#### 2.4.2 Schmiermechanismen in der Spanbildungszone

Da alle bekannten KSS-Konzepte wesentliche Nachteile mit sich bringen und zahlreiche Forschungsfragen bestehen, scheint es zielführend, die Wirkweise von Kühlschmierstoffen unabhängig von anwendungsnahen Methoden auf grundlegender Ebene besser zu verstehen. Dabei besteht der größte Bedarf in Bezug auf die Schmierwirkung von KSS. Entsprechend wird im Folgenden der Stand der Technik in Bezug auf das Grundlagenverständnis von Schmierung in der Spanbildungszone dargestellt. *De Chiffre* definiert drei grundsätzliche Theorien zum Schmierungseinfluss von Kühlschmierstoffen in der spanenden Fertigung: Die Bildung eines dünnen Schmierfilms, die Auswirkungen des Rehbinder-Effektes sowie die Reduzierung der

Span-Spanflächen-Kontaktlänge infolge einer mechanischen Einwirkung des KSS-Strahls auf die Spanbildung [DeC81]. Es ist bekannt, dass alle drei Effekte existieren. Allerdings gibt es in allen drei Fällen Sub-Wirkmechanismen, die zum Teil unerforscht sind und insbesondere ist nicht vollständig verstanden, unter welchen Randbedingungen welcher Mechanismus auftritt.

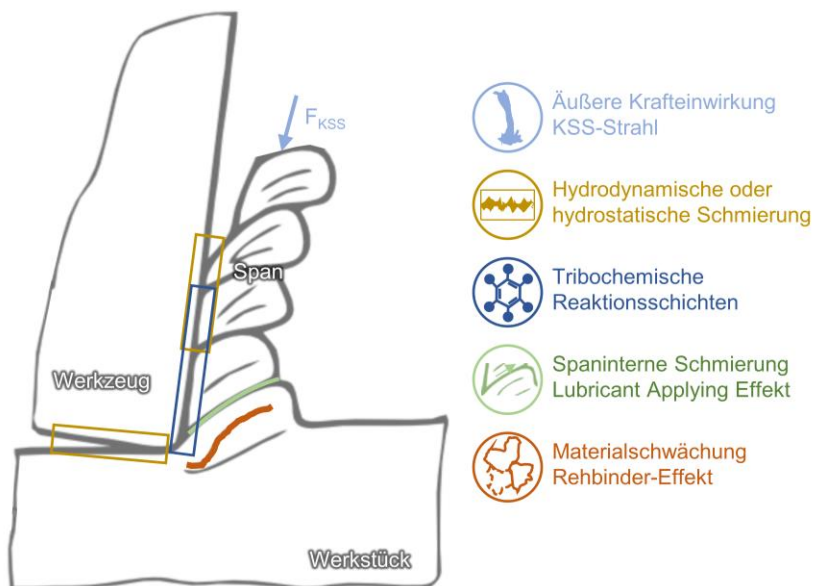
Der Bildung eines Schmierfilms in der Spanbildungszone können verschiedene Wirkmechanismen zu Grunde liegen: ein hydrodynamischer Schmierfilm aus dem Schmierstoff [Wil77], die lokale Bildung eines (hydrostatischen) Öl-Films aus einer Öl-Wasser-Emulsion bei Verdrängung des Wassers [Ma11] oder durch eine Minimalmengenschmierung [Ala23] sowie die Bildung eines geschwächten/reibungsarmen Material-Layers in Folge physikalischer Diffusion oder tribochemischer Reaktionen [Bie12]. Im Rahmen von Zerspanungsuntersuchungen an reinem Eisen unter Schmierung mit Tetrachlormethan (Ölsäure) stellte *Childs* fest, dass es lediglich im Bereich der Gleitzzone zu einer Schmierfilmbildung kommt und, dass diese bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten ausgeprägter ist als bei hohen. Dabei darf die Relativgeschwindigkeit für die Bildung eines hydrodynamischen Schmierfilms jedoch auch nicht zu gering sein [Zum85]. Als unmittelbare Folge der Schmierung konnte *Childs* eine Erhöhung der Spanflussgeschwindigkeit identifizieren, die zu einer stärkeren Spankrümmung führte [Chi72]. Die Verwendung einer Öl-Wasser-Emulsion zielt neben der Kühlung auf eine gewisse Schmierfähigkeit durch den Öl-Anteil ab. Dabei soll die Öl-Menge und Verteilung, deren Stabilität insbesondere durch den Emulgator bestimmt wird, so ausgelegt sein, dass das Wasser nach dem Eindringen in einen dünnen Schmierspalt verdrängt wird, während das Öl im Kontakt verbleibt und einen elastohydrodynamischen Schmierfilm bildet [Cam06]. Die Filmdicken unter den Bedingungen in der Spanbildungszone liegen im Bereich zwei- bis dreistelliger Nanometerwerte und nehmen mit steigender Viskosität des Schmierstoffs zu [Cam06]. Dazu ist bemerkenswert, dass die Filmdicke nach einer Unterbrechung der KSS-Zufuhr zunächst zunimmt, bevor sie dann kontinuierlich abnimmt, bis es zu einem plötzlichen Versagen der Schmierung kommt [Lia17]. *Liang et al.* stellten im Zuge von Untersuchungen an einem Tribometer fest, dass die Dicke des Schmierfilms eines reinen Öls achtmal so groß war wie der einer Öl-Wasser-Emulsion ( $t_{sch} = 48 \text{ nm}$ ) [Lia17].

Tribo-Filme im Sinne einer Randzonenschwächung können durch physikalische Adsorption oder chemische Reaktionen hervorgerufen werden [Wil77]. Die mechanischen Werkzeugbelastungen unter Luft als Umgebungsmedium sind höher als im Vakuum oder unter niedrigem Druck in Argon-Atmosphäre. Dies zeigt, dass Reaktionen mit dem in der Luft vorhandenen Sauerstoff bereits zu einer gewissen Schmierwirkung führen. Zudem befördert das Vorhandensein von Sauerstoff den

Molekültransport in die Mikrokavitäten zwischen Span und Spanfläche im Verhältnis zum Vakuum, was die Nutzung eines zusätzlichen Schmierstoffs effizienter macht [Wil77]. Gewisse dem KSS hinzugefügten Additive reagieren in den Kontaktflächen mit dem Werkstoff und bilden Reaktionsprodukte, die eine schmierende Wirkung aufweisen. So konnten *Bierla et al.* einen signifikanten Effekt von Schwefeladditiven auf die Reibungsbelastung und den Werkzeugverschleiß beim Fräsen nachweisen. Der Wirkmechanismus wurde dabei auf die Bildung von Eisensulfid und Eisendisulfid in Folge einer chemischen Reaktion des Schwefels mit Eisen aus dem zerspannten Stahlwerkstoff zurückgeführt [Bie12]. In einer aufbauenden Studie wurde ein performantes Schwefeladditiv in einen Kühlschmierstoff eingebracht und im Anschluss zusätzlich in Drehversuchen eingesetzt. Für das Drehen war kein signifikanter Einfluss auf die Reibungsbelastungen und nur ein sehr geringer Einfluss auf den Werkzeugverschleiß festzustellen, was sich darauf zurückführen lässt, dass sich die tribochemischen Reaktionsprodukte erst nach Ende des Werkzeugeingriffs bilden. So konnte zu Beginn eines Wiedereingriffs ein entsprechender Effekt aufgezeigt werden, der jedoch aufgrund eines im kontinuierlichen Schnitt schnell voranschreitenden Verschleißes der Eisen-Schwefel-Verbindungen nur von kurzer Wirkdauer war [Min14].

Der Rehbinder-Effekt als weiterer Schmiermechanismus in der Spanbildungszone wurde durch das Aufbringen von Tetrachlormethan auf die Werkstückoberfläche vor der Zerspanung und ein anschließendes Verdampfen nachgewiesen [Reh47]. Obwohl das Fluid zum Zeitpunkt des Zerspanungsvorgangs bereits vollständig verdampft war und sich zu keinem Zeitpunkt direkt in den Schmierspalt an Werkzeugsanfläche und Werkzeugfreifläche befunden hat, ließen sich die mechanischen Werkzeugbelastungen bei der Zerspanung in verschiedenen Experimenten um mehrere zehn Prozent reduzieren [Bar66]. Dieses Verhalten wird darauf zurückgeführt, dass das Fluid in Mikrorisse der Oberfläche eindringt und dort zum einen Versetzungsansammlungen auflöst und damit die Kaltverfestigung des Materials hemmt sowie zum anderen eine Rissausbreitung befördert, wodurch sich in Summe die Festigkeit des Materials reduziert [Reh47]. Allerdings stellte *Barlow* [Bar66] fest, dass der Rehbinder-Effekt nicht bei der Verwendung typischer Öl-Wasser-Emulsionen in der Überflutungskühlschmierung auftritt. Es ist also zu vermuten, dass der Wirkmechanismus nur von gewissen chemischen Substanzen hervorgerufen werden kann, die allerdings häufig aufgrund ihrer Toxizität nicht als KSS geeignet sind. Zudem war der Mechanismus bei hohen Schnittgeschwindigkeiten nicht nachweisbar [Kan23]. *Kaneeda* führt mit dem Lubricant Applying Effekt (LAE) einen alternativen Erklärungsansatz an, der auch für Öl-basierte KSS bestätigt werden konnte, und stellt die These auf, dass dieser Mechanismus und nicht der Rehbinder-Effekt für

werkstoffinterne Schmierung in der Spanbildung verantwortlich ist. Der LAE erklärt die Kraftreduzierung so, dass ein schmierfähiger KSS in Mikrorisse und Kavitäten eindringt, die im Zuge der Materialplastifizierung zu Beginn der Spanausbildung in ihrer Anzahl zunehmen und im weiteren Verlauf die werkstoffinterne Reibung in den Mikrokavitäten reduziert. Der Nachweis dieses Mechanismus erfolgte anhand von Orthogonalschnittversuchen, bei denen Teile der vor der Schneide liegenden und damit noch nicht-bearbeiteten Werkstückoberfläche mit einem KSS-Film versehen wurden. Ähnlich wie bei den Studien zum Rehbinder-Effekt trat der LAE nur bei geringen Schnittgeschwindigkeiten sowie für bestimmte Werkstückmaterialien auf [Kan23]. Es ist also nachgewiesen, dass unter gewissen Bedingungen ein Schmiereffekt in der Spanbildungszone vorliegt, obwohl keine Penetration in den Span-Spanflächenkontakt erfolgt. Insbesondere in Bezug auf den LAE existieren bisher aber nahezu keine wissenschaftlichen Publikationen.



**Abbildung 2.12:** Schmiermechanismen in der Spanbildungszone.

In Bezug auf den fünften Mechanismus zur Beeinflussung der Kontaktverhältnisse in der Spanbildungszone, die Reduzierung der Kontaktlänge durch den KSS-Strahl, haben *Denkena et al.* eine detaillierte Analyse bei der Zerspanung von 42CrMo4+QT im Orthogonalschnitt durchgeführt. Dabei wurde KSS in zwei Druckstufen ( $p = 10$  bar;  $p = 30$  bar) auf die Spanbildungszone beschleunigt. Als Referenz fungierte ein

trockener Versuch. Es zeigte sich, dass durch den von oben schräg auf die Spanfläche ausgerichteten Fluidstrahl die Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche signifikant reduziert wurde. In dem Zuge verringerten sich die mechanischen Werkzeugbelastungen um bis zu 21 %. Da sich die Kontaktlänge erheblich ausgeprägter reduzierte als die Kräfte, konnte für die Versuche unter KSS eine erhöhte Kontaktnormalbelastung festgestellt werden [Den22]. Entsprechende Effekte des KSS-Strahls lassen sich durch eine Hochdruckzufuhr des Fluids verstärken, zielen aber in der Regel stärker auf die Manipulation des Spanbruchverhaltens, als auf die Beeinflussung der Reibung [Klo17]. **Abbildung 2.12** veranschaulicht die verschiedenen Schmiermechanismen und zeigt auf, an welcher Stelle der Spanbildungszone sie wirken

Da im Rahmen dieser Arbeit diejenigen Mechanismen im Fokus stehen, die auf eine lokale tribologische Wirkung zurückzuführen sind und nicht auf der integralen Krafteinwirkung des KSS-Strahls basieren, ist die Penetration des Fluids in die Spanbildungszone von hoher Relevanz und wird im Folgenden thematisiert. Dabei gilt es jedoch zu berücksichtigen, dass bei einigen Zerspanungsverfahren wie dem Bohren oder dem Tiefbohren selbst dann, wenn keine Penetration in der Spanbildungszone gelingt, der KSS eine signifikante Schmierwirkung im Kontakt des Werkzeugs zur bereits erzeugten Bohrungswand erzielt [Ma21]. Laut *Godlevski et al.* erfolgt die Penetration flüssiger KSS in die Spanbildungszone durch feine Kapillar-Kavitäten im Span-Spanflächen-Interface und kann in drei Phasen unterteilt werden: 1. Eintritt der flüssigen Phase in eine Kapillare im Span-Spanflächen-Interface; 2. Mikro-Tropfen Verdampfung („Explosion“); 3. Füllen der Kapillare mit gasförmigem KSS [God97]. Das eigentliche Eindringen des Kühlschmierstoffs in die Kontaktzone wird zum einen durch den Atmosphärendruck verursacht und zum anderen durch den Einfluss der Oberflächenspannung (Kapillarwirkung) [Wil77, God97]. Aufgrund der hohen thermomechanischen Widerstände und der geringen Kapillardimensionen ( $\sim 10^{-4}$  mm [Mer45]) ist eine tatsächliche Penetration des KSS in den Schmierpalt herausfordernd und tritt in vielen Zerspanungsprozessen gar nicht auf. Von Seiten des KSS kann die Penetration durch einen schnellen Molekularfluss begünstigt werden, bedingt durch eine kleine Molekülgröße sowie einen hohen Verdampfungsdruck [Wil77]. Die Möglichkeit der Penetration eines Schmierstoffs in die Spanbildungszone hängt aus technologischer Sicht, neben den KSS-Eigenschaften, von der makroskopischen und mikroskopischen Gestalt des Werkzeugs, den Dimensionen, der Ausrichtung und den Eigenschaften des Zuführsystems sowie den Schnittwerten ab [Sah20]. Zudem ist die Zuführung in Form der MMS aufgrund der geringen Tropfengröße vorteilhaft für die Penetration in die Mikrokavitäten und kann auch bei industriell relevanten Schnittwerten erlangt werden [Wei04]. Dabei ist es jedoch eine Voraussetzung, dass

die Anzahl der in den Kontakt gelangenden Einzeltröpfchen ausreichend hoch ist, sodass sich ein mesoskopischer Schmierfilm bilden kann [Du24]. Die erzielbare Schmierwirkung im Span-Spanflächenkontakt wird im Allgemeinen als deutlich größer angesehen als die für den Kontakt zwischen Freifläche und Werkstückoberfläche. Dies lässt sich insbesondere auf die signifikant kürzere Kontaktlänge und den dadurch kleineren Schmierspalt zurückführen [Mer45, Wil77]. Nachdem eine Penetration des KSS erfolgt ist, kommt es in Folge thermischer und (fluid-)mechanischer Mechanismen zu einem Austrag des KSS aus dem Kontakt. Durch das Eintreten eines hydrodynamischen Zustands entsteht ein Molekülfluss aus der Kontaktzone heraus. Dieser steigt mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit bzw. Spangeschwindigkeit an. Wenn der Zufluss und der Austrag des KSS gleich hoch sind, kommt es zu einem Gleichgewichtszustand und dadurch zu einer stabilen Schmierung [Wil77].

Ein besonders vielversprechender Ansatz, um das Penetrations- und Schmierverhalten von KSS in der Spanbildungszone zu untersuchen, stellt die Visualisierung der Vorgänge dar. Hierzu haben einige Wissenschaftler Untersuchungen mit transparenten Werkzeugen durchgeführt. *Huang et al.* entwickelten eine Methode, mit der sie die Fluidverteilung eines Schneidöls bei einem Orthogonalschnitt an reinem Blei mit einem transparenten Saphirglaswerkzeug operando messen konnten. Dazu wurde das verwendete Öl mit einem Fluoreszenzfarbstoff versehen und dieser dadurch in einem Kamerabild sichtbar gemacht. Anhand der Bildintensität werteten die Autoren die lokale Filmdicke aus. Nach ihrer Analyse existierte bis zur Schneidkante ein dünner Schmierfilm [Hua07]. Die Studie weist allerdings zahlreiche Schwächen auf, welche die erzielten Ergebnisse in Frage stellen. So wurde kein Schmiereffekt z. B. anhand von Kraftmessungen nachgewiesen. Zudem scheint die Qualität der Kameraaufnahmen für eine Messung der Filmdicke nicht ausreichend gewesen zu sein und die Verteilung des Öls weist eine nicht erklärbare Form auf. Abschließend liegen die gemessenen Filmdicken mit mehr als 10 µm um Größenordnungen über dem, was andere Quellen als Filmdicke für die Spanbildungszone angeben. *Hwang* führte eine ähnliche Studie ohne Verwendung eines Fluoreszenzfarbstoffs im KSS durch, untersuchte dafür allerdings umfangreich die Auswirkung des Fluids auf den Spanbildungsvorgang. Dabei wurde festgestellt, dass bei Verwendung eines Fluids die Spanflussgeschwindigkeit ansteigt und sich die mechanischen Werkzeugbelastungen sowie die Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche reduzieren. Zudem verringerten sich die Materialanhaftungen am Ende des Span-Spanflächenkontaktes. Das Vorhandensein des Fluids konnten nur im Bereich der Gleitzzone festgestellt werden. Die genannten Effekte waren insbesondere für geringe Schnittgeschwindigkeiten ausgeprägt [Hwa14]. Wie bereits in Bezug auf den Einsatz von gläsernen Werkzeugen zur Untersuchung der Reibung in der Trockenzerspanung erläutert, besteht der wesentliche Nachteil dieser

Methode darin, dass eine deutliche Abweichung des Schneidstoffs von üblicherweise eingesetzten in Kauf genommen wird, wodurch davon auszugehen ist, dass die Interaktion mit dem Werkstoff sowie dem KSS ebenfalls deutlich vom Verhalten tatsächlicher Schneidstoffe abweicht.

Insgesamt wurden im Laufe der vergangenen Jahrzehnte zahlreiche Untersuchungen zur Schmierwirkung von KSS in der Spanbildungszone durchgeführt und verschiedene Wirkmechanismen sowie deren Auswirkungen auf den Spanbildungsvorgang identifiziert. Das Vorhandensein sowie die überlagerte Ausprägung der verschiedenen Mechanismen und die dafür notwendigen Randbedingungen werden allerdings kontrovers diskutiert und sind bis heute nicht im Detail verstanden. Ein erweitertes Verständnis der tribologischen Zusammenhänge in der Spanbildungszone bietet ein großes Potenzial für die Weiterentwicklung von Werkzeugen, von Kühlschmierstoffen sowie von Zuführmethoden für Kühlschmierstoffe.

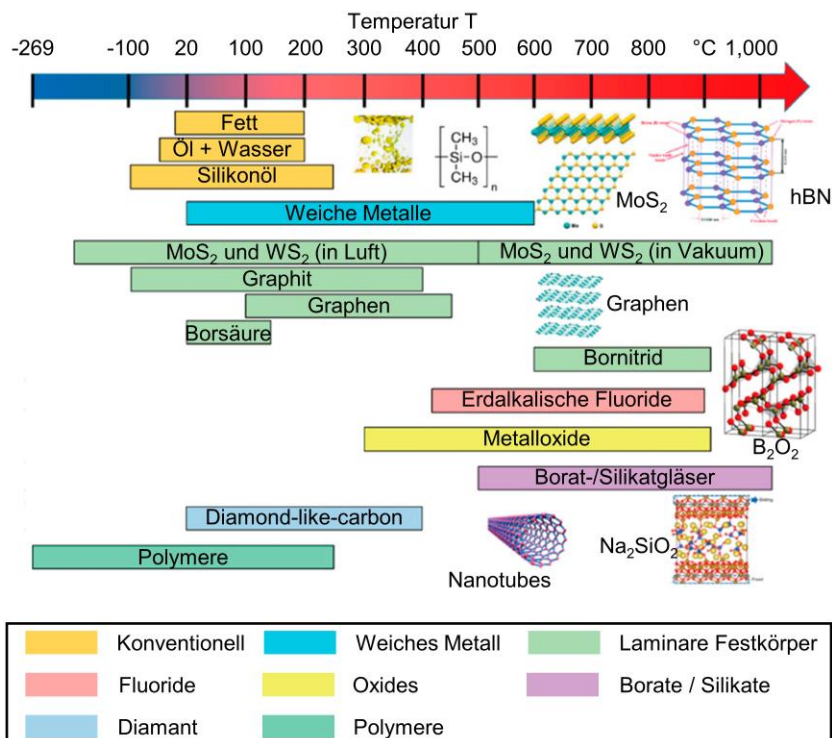
#### 2.4.3 Quasikristalle als potenzielles Festkörperadditiv für KSS

Obwohl Nano-Partikel-additivierte KSS insbesondere in der MMS bereits erfolgreich eingesetzt werden konnten [Kad21], bestehen weiterhin Einschränkungen in der Nutzbarkeit und Performanz dieser Medien. Dies ist insbesondere auf die limitierte Temperaturbeständigkeit der Festkörperschmierstoffe zurückzuführen. **Abbildung 2.13** zeigt in der Übersicht die Temperaturbeständigkeit verschiedener Schmierstoffe.

Während in **Abbildung 2.13** ersichtlich wird, dass flüssige Schmierstoffe mit einer Beständigkeit bis maximal  $T = 250\text{ °C}$  für eine Schmierung in der Spanbildungszone nur bedingt geeignet sind, weisen viele Festkörperschmierstoffe eine Beständigkeit bei höheren Temperaturen auf. Allerdings gibt es auch für diese gewisse Einschränkungen, beispielsweise sind Molybdändisulfid ( $\text{MoS}_2$ ) und Wolframdisulfid ( $\text{WS}_2$ ) unter Atmosphäre nur bis ca.  $T = 500\text{ °C}$  beständig, wobei in der Spanbildungszone auch höhere Temperaturen auftreten können. Hexagonales Bornitrid (hBN) hingegen ist zwar bis ca.  $T = 900\text{ °C}$  beständig, kann allerdings für  $T < 600\text{ °C}$  keine Schmierwirkung entfalten und ist somit in vielen Bereichen der Spanbildungszone, in denen geringere Temperaturen wirken nicht zielführend einsetzbar.

Daraus leitet sich die Motivation ab, weitere Schmierstoffe für die Anwendung in der spanenden Fertigung zu untersuchen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden dazu erstmals Quasikristalle als Schmierstoff für die Spanbildungszone untersucht. Quasikristalle sind eine Stoffgruppe, die *Shechtman et al.* 1984 zufällig entdeckten [She84], was 2011 mit dem Chemie-Nobelpreis gewürdigt wurde [NK11]. Diese aus zwei oder mehr Elementen (i. d. R. metallisch) bestehenden komplexen Phasen, wurden dann ebenfalls

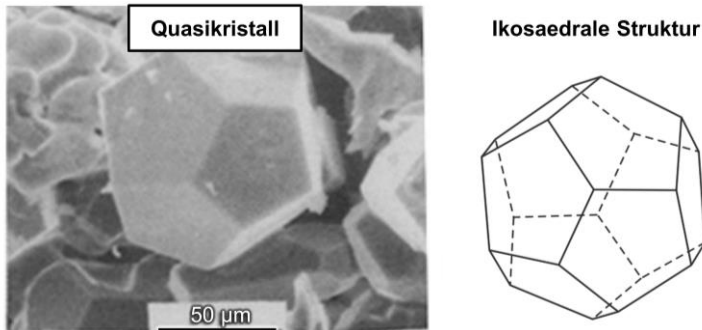
1984 von *Levine* und *Steinhardt* erstmals als Quasikristalle bezeichnet [Lev84]. Diese Bezeichnung leitet sich aus der Tatsache her, dass Quasikristalle über eine außergewöhnliche Atomstruktur verfügen, die dadurch gekennzeichnet ist, dass keine translatorische Periodizität auftritt, wie sie bei kristallinen Werkstoffen üblicherweise der Fall ist, dort allerdings anders als bei amorphen Strukturen trotzdem Symmetrien in der Anordnung vorliegen. Diese Symmetrien nehmen Ordnungen von fünf, acht, zehn oder zwölf an, was für kristalline Werkstoffe definitionsgemäß nicht möglich ist [Hut04].



**Abbildung 2.13:** Temperaturstabilität verschiedener Schmierstoffe, basierend auf [Ouy22].

**Abbildung 2.14** zeigt eine ikosaedrale Struktur, die für viele Quasikristalle typisch ist. Quasikristalle aus Aluminium, Kupfer und Eisen, die beispielsweise in der Zusammensetzung  $Al_{62}Cu_{25,5}Fe_{12,5}$  vorliegen können, haben sich in vielen Studien als besonders geeignet für tribologische Anwendungen erwiesen [Dub00]. Diese außergewöhnliche Atomstruktur bringt eine spezifische Kombination von

Eigenschaften mit sich. Dazu zählt eine hohe Härte von bis zu 1.200 HV0,01, wie sie von denselben Elementen in keiner kristallinen Struktur erreicht werden kann [Dub91].



**Abbildung 2.14:** Iksosaedrale Struktur eines quasikristallinen Werkstoffs, basierend auf [Dub91].

Auch die Leiteigenschaften weichen, deutlich von denen der Metalle ab. So liegt die thermische Leitfähigkeit auf einem sehr niedrigen Niveau, im Bereich der Oxide, während auch die elektrische Leitfähigkeit sehr gering und stark temperaturabhängig ist [Sor98, Hut04]. Für die Anwendung als Festkörperschmierstoff ist jedoch besonders relevant, dass die Quasikristalle vorteilhafte tribologische Eigenschaften aufweisen. Dazu zählen eine geringe Adhäsionsneigung und niedrige Reibwiderstände im Vergleich zu metallischen Körpern [Dub91, Dub04]. Makroskopisch wird dies durch eine geringe Oberflächenenergie erklärt, die im Bereich von Polymeren liegt [Bru00]. *Gellman* und *Spencer* haben die mikroskopischen und atomaren Ursachen dieses Verhaltens beschrieben und konnten dabei zwei wesentliche Mechanismen herausarbeiten. Zum einen wurden an den Oberflächen der Quasikristalle häufig dünne Oxidschichten festgestellt, denen schmierende Eigenschaften zugeschrieben werden. Allerdings erlauben Quasikristalle auch in der Abwesenheit dieser Oxide eine signifikante Reibungsreduzierung. Dies lässt sich durch die außergewöhnliche Atomstruktur der rotierenden Symmetrien erklären, die sich bis an die Oberfläche von quasikristallinen Körpern fortsetzt. Diese rotierenden Symmetrien können keinen sogenannten angemessenen Kontakt zu anderen Oberflächen einnehmen. Angemessener Kontakt bedeutet, dass der Kontakt in einem tribologischen System auf atomarer Ebene durch das ganzzahlige Vielfache der Kristallgitterkonstante hergestellt wird. Das Einnehmen dieses angemessenen Kontakts, resultiert also aus der translatorischen Periodizität der Atomanordnung, wie sie bei kristallinen Materialien vorliegt. Da die Quasikristalle diese Anordnung nicht aufweisen, erklärt sich die Unterbindung des angemessenen Kontaktes [Gel02].

Die atomare Struktur der Quasikristalle und damit auch ihre außergewöhnlichen mechanischen und tribologischen Anwendungseigenschaften weisen eine hohe Temperaturbeständigkeit auf. Es wurden Nachweise erbracht, dass diese in den Tieftemperaturbereich bis zu kryogenen Temperaturen weit unter dem Gefrierpunkt von Wasser gegeben sind [Bru00]. Auf der anderen Seite sind die Quasikristalle hin zu hohen Temperaturen, abhängig von ihrer detaillierten Zusammensetzung, bis  $T = 650 \dots 870 \text{ °C}$  stabil [Par19].

Bisher wurden Quasikristalle insbesondere als Partikelverstärkung in verschiedene Matrixwerkstoffe eingebracht oder als tribologisch wirksame Beschichtung auf ein Substrat aufgetragen. So konnten *Mordyuk et al.* durch die Verstärkung einer Aluminium-Legierung mit AlCuFe-Quasikristallen deren Verschleißbeständigkeit unter tribologischer Belastung deutlich erhöhen. Dies wurde neben den tribologischen Wirkmechanismen der Quasikristalle auch auf eine signifikante Härtesteigerung gegenüber einem Referenzfall ohne Quasikristalle zurückgeführt [Mor14]. *Olifirov et al.* nutzten AlCuFe-Quasikristalle und andere Partikel für die Verstärkung eines Ethylen-Propylen-Copolymers und führten Verschleißuntersuchungen durch. Es zeigte sich, dass mit Quasikristallen angereicherte Proben gegenüber den nicht verstärkten Referenzproben einen 50-fach reduzierten Verschleiß aufwiesen. Die Autoren führten dies auf die gute Schmierwirkung und hohe Härte der Quasikristalle zurück [Oli21]. *Silva Guedes de Lima et al.* applizierten AlCuFe-Quasikristalle auf einem Stahlsubstrat und konnten im Zuge eines Pin-on-Disk-Tests im Kontakt mit Hartmetall einen sehr geringen Reibungskoeffizienten von  $\mu = 0,05$  messen [Sil16]. Auch *Lee et al.* untersuchten den Kontakt von Quasikristallen mit Hartmetall und ermittelten einen fünffach geringeren Reibungskoeffizient als dies für einen Lagerstahl der Fall war [Lee16]. Dies und die Temperaturbeständigkeit in einem sehr breiten Intervall bis fast  $T = 900 \text{ °C}$  deuten ein hohes Potenzial der Quasikristalle für den Einsatz in der spanenden Fertigung an.

## 2.5 Reibungsmodellierung in numerischen Spanbildungssimulationen

Numerische Spanbildungssimulationen, insbesondere auf Basis der Finiten-Elemente-Methode (FEM) sind ein zunehmend verbreitetes Mittel, um die gezielte Weiterentwicklung von Zerspanungsprozessen und -werkzeugen zu betreiben. Die FEM basiert auf dem Prinzip der Diskretisierung (räumlich und zeitlich) [Arr13]. In Bezug auf die räumliche Diskretisierung bedeutet dies, dass die Gestalt der modellierten Körper, im Falle der Spanbildungssimulation das Werkzeug sowie das Werkstück/der Span, jeweils durch eine Vielzahl von Elementen abgebildet wird. An den Stellen des Netzes, wo Elementkanten aufeinandertreffen, liegen sogenannte Knoten vor, an denen Randbedingungen für die Berechnung definiert und nach Abschluss der Berechnung die Zielgrößen ausgegeben werden. Dabei werden die Feldgrößen (insb.

Verschiebungen, Spannungen und Temperaturen) an den sogenannten Integrationspunkten berechnet, die zwischen den Knoten liegen [Kno17]. Das z. B. thermo-elasto-plastische Verhalten des Systems wird durch Differentialgleichungen beschrieben, die allerdings auf herkömmlichem Weg nicht aufgestellt und nicht gelöst werden können. Dies wird jedoch durch numerische Methoden wie die FEM möglich, die das Verhalten einzelner Elemente wird durch Interpolationsmethoden ermöglicht, wobei es über eine Vernetzung der Elemente zu einer gegenseitigen Beeinflussung kommt. Insgesamt entsteht so für einen einzelnen Rechenschritt ein großes Gleichungssystem, das sich numerisch nach den gesuchten Unbekannten auflösen lässt.

Es werden zwei grundsätzliche FEM-Simulationsmethoden unterschieden: der Ansatz nach Euler und der Ansatz nach Lagrange. Beim Ansatz nach Euler ist das FE-Netz ortsfest und das Material bewegt sich durch das Netz hindurch, während beim Ansatz nach Lagrange das Netz mit dem Material verbunden ist und sich mit ihm bewegt. Somit ist der Ansatz nach Lagrange für Spanbildungssimulationen besser geeignet, da die Ausbildung der Spangestalt grundsätzlich mit simuliert werden kann, was beim Ansatz nach Euler nur durch gewisse Erweiterungen möglich ist. Dies bringt jedoch die Herausforderung mit sich, dass insbesondere bei den hohen Umformgraden, die bei der Zerspanung auftreten, das Netz der finiten Elemente stark verzerrt wird, was zu Problemen bei der Aufstellung und der numerischen Lösung des Gleichungssystems führt. Aus diesem Grund wurden Neuvernetzungs-Algorithmen entwickelt, die es erlauben, ein stark verzerrtes Netz in ein nicht-verzerrtes Netz zu überführen [Duc17].

Spanbildungssimulationen bieten zum einen die Möglichkeit, die Umfänge realer Versuche zu reduzieren, indem diese teilweise durch simulationsbasierte Versuche substituiert werden. Zum anderen können Simulationen dazu dienen, experimentell unzugängliche oder schwer zugängliche Einblicke zu erlangen, wie beispielsweise den Umformgrad im inneren eines Spans [Söh03]. Um diese Aufgaben erfüllen zu können, ist eine ausreichende Vorhersagegüte des Simulationsmodells notwendig, die sich durch eine geeignete Kombination von Teilmodellen, die in ihrer Gesamtheit das Verhalten der Spanbildungszone beschreiben, erreichen lässt. Dabei sind die wesentlichen Bestandteile eines Spanbildungsmodells ein Fließspannungsmodell des Versuchswerkstoffes, ein Reibungsmodell, ein Modell für die Materialtrennung sowie Modelle zur Beschreibung des thermischen Verhaltens von Werkzeug, Werkstück und Umgebungsmedium. Optional ist es möglich, ein Schädigungsmodell für die Beschreibung des Werkstoffversagens oder ein Werkzeugverschleißmodell zu implementieren [Gen17]. Da im Rahmen dieser Arbeit die Modellierung der Reibung im Fokus steht, soll für die anderen Aspekte auf die Übersichts-Publikation von *Melkote et al.* verwiesen werden [Mel17].

### 2.5.1 Allgemeine Reibungsmodelle der Spanbildungszone

Grundsätzlich sind zwei Möglichkeiten zu unterscheiden, die Reibspannungen  $\tau_R$  zu modellieren: entweder direkt in Abhängigkeit entsprechender Einflussgrößen oder nach dem Coulomb-Modell in Abhängigkeit der Normalbelastung  $\sigma_N$ , die mit dem Reibungskoeffizienten  $\mu$  skaliert wird (**Formel 2.5**).

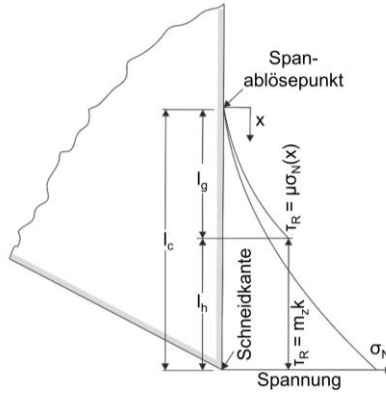
$$\tau_R = \mu \sigma_N; F_R = \mu F_N \quad \text{Formel 2.5}$$

Am weitesten verbreitet ist dabei die Formulierung über das Coulomb-Modell mit konstantem Reibungskoeffizienten. Die einfachste Methode, einen konstanten, repräsentativen Reibungskoeffizienten für die Reibungsmodellierung in der Spanbildungszone zu ermitteln, bietet das Modell von *Merchant* [Mer45], das in **Formel 2.6** beschrieben ist. Es berechnet für den Orthogonalschnitt in Abhängigkeit des Spanwinkels  $\gamma$  den Normal- und den Reibanteil der mechanischen Belastungen (Schnittkraft  $F_c$  und Passivkraft  $F_p$ ) auf der Spanfläche und bildet entsprechend des Gesetzes nach *Coulomb* den Koeffizienten:

$$\mu = \frac{F_c \sin(\gamma) + F_p \cos(\gamma)}{F_c \cos(\gamma) - F_p \sin(\gamma)} \quad \text{Formel 2.6}$$

Da die Passivkraft auch durch Ploughing, also das unerwünschte Hindurchpressen von Material aus dem Spanungsquerschnitt unter der Schneidkante hindurch, beeinflusst werden kann, hat *Albrecht* dieses Modell erweitert, um die Ploughing-Anteile der Kräfte herauszurechnen [Alb60]. Dieses Modell ist allerdings in der Nutzbarkeit eingeschränkt, da die Ploughing-Kräfte schwer zu ermitteln sind. Zudem weisen diese Modelle die einschränkende Vereinfachung auf, dass der Reibungskoeffizient bzw. die Reibspannung im Kontakt von Werkzeug und Werkstück bzw. Span homogen verteilt seien. Das Reibungsmodell nach *Zorev* [Zor63] überwindet diese Vereinfachung, indem es eine Unterteilung in Haftzone (nahe der Schneidkante) und Gleitzzone (vom Ende der Haftzone bis zum Spanablösepunkt) vornimmt. **Abbildung 2.15** zeigt den Verlauf der Normal- und Reibspannung entlang der Spanflussrichtung von der Schneidkante bis zum Spanablösepunkt. Dabei fällt die Normalspannung entsprechend **Formel 2.7** stetig ab, wobei  $\sigma_{N,\max}$  der maximalen Kontaktnormalspannung im Bereich der Schneidkante,  $l_c$  der Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche,  $x$  die Laufvariable entlang dieser Kontaktlänge und  $n_z$  ein Exponentparameter des Modells ist.

$$\sigma_N = \sigma_{N,\max} \left( \frac{x}{l_c} \right)^{n_z} \quad \text{Formel 2.7}$$



**Abbildung 2.15:** Verteilung von Normal- und Reibspannung im Span-Spanflächenkontakt, basierend auf [Zor63, Grz08].

Die Reibspannung im Bereich der Gleitzone entspricht dem Coulomb-Modell (Formel 2.5), da hier die tatsächliche Kontaktfläche  $A_r$  im Verhältnis zur nominellen Kontaktfläche  $A_n$  sehr klein ist und eine Erhöhung der Normalbelastung zu mehr lokalen Reibungskontakten führt, was wiederum die integrale Reibungsbelastung erhöht. In der Haftzone hingegen, in der die Größe der tatsächlichen Kontaktfläche der nominellen sehr nahekommt, überschreitet der Reibungskoeffizient das theoretische Maximum von  $\mu = 0,577$  entsprechend des Plastizitätsgesetzes nach *von Mises* und das Material haftet in einer dünnen Schicht an der Werkzeugschneidkante [Mel17]. In Folge der weiteren Relativbewegung wird im Bereich der Haftzone die Scher-Fließspannung des Werkstoffs überschritten und es kommt zu einem inneren Abgleiten des Materials. Dabei wird die Reibspannung nach **Formel 2.8** beschrieben, wobei  $m_z$  dem Scherreibungsfaktor und  $k$  der Scherfließspannung des Materials entspricht:

$$\tau_R = m_z k \quad \text{Formel 2.8}$$

*Finnie* und *Shaw* leiteten aus empirischen Untersuchungen den folgenden Zusammenhang zur Berechnung der realen Kontaktfläche  $A_r$  in Abhängigkeit von der Kontaktnormalspannung  $\sigma_N$  mit dem konstanten Parameter  $\alpha_c$  her [Fin56]:

$$A_r = A_n (1 - e^{-\alpha_c \sigma_N}) \quad \text{Formel 2.9}$$

In dieser Gleichung nähert sich die reale Kontaktfläche der nominellen Kontaktfläche für hohe Kontaktnormalspannungen an. Aus diesem Zusammenhang kann die folgende **Formel 2.10** für die Reibspannung hergeleitet werden:

$$\tau_R = m_z k (1 - e^{-\mu \sigma_N / m_z k}) \quad \text{Formel 2.10}$$

Für hohe Kontaktnormalspannungen vereinfacht sich dieser Ausdruck zu **Formel 2.8**. Nach *Childs* modifiziert sich dieses Modell bei Berücksichtigung des *von Mises* Fließkriteriums zu **Formel 2.11** mit  $\sigma_f$  als der Fließspannung des Materials. Somit ist es möglich, die Schubspannung mithilfe eines Fließspannungsmodells in Abhängigkeit von Dehnung, Dehnrate und Temperatur zu formulieren [Chi06]:

$$\tau_R = \frac{\sigma_f}{\sqrt{3}} (1 - e^{-\mu \sigma_N \sqrt{\epsilon} / \sigma_f}) \quad \text{Formel 2.11}$$

Wird der Reibungsmodellierung die Molekularmechanik zu Grunde gelegt, kann der Reibungskoeffizient in einen mechanischen Teil  $\mu_m$  und einen adhäsiven Teil  $\mu_a$  untergliedert werden (**Formel 2.12**) [Grz99]. Zur Berechnung dieser Anteile bestehen verschiedene Ansätze bzw. Modelle, die jedoch im Rahmen dieser Arbeit nicht relevant sind und deshalb nicht weitergehend ausgeführt werden:

$$\mu = \mu_m + \mu_a \quad \text{Formel 2.12}$$

Ein etablierter Ansatz für eine realitätsnahe und vergleichsweise einfach kalibrierbare Form der Reibungsmodellierung in der Spanbildungszone ist die empirische Abbildung des Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit seiner relevantesten Einflussparameter. Dabei wird ein wesentlicher Einfluss auf die Reibung in der Spanbildungszone von der Relativgeschwindigkeit der Reibpartner ausgeübt. Dies lässt sich auf eine Überlagerung von thermischer Entfestigung metallischer Werkstoffe, dem viskosen Materialverhalten sowie der Zeitabhängigkeit bei der Bildung von adhäsiven Verbindungen zurückführen [Tif18]. Diese Abhängigkeit folgt für viele Fälle einer Potenzfunktion, sodass *Zemzemi et al.* die **Formel 2.13** eingeführt haben [Zem09].

$$\mu = K_{Z,1} (v_r)^{K_{Z,2}} \quad \text{Formel 2.13}$$

Dabei bezeichnen  $v_r$  die lokale Relativgeschwindigkeit und  $K_{Z,1}$  und  $K_{Z,2}$  Modellparameter, welche für die jeweiligen Randbedingungen des tribologischen Systems kalibriert werden müssen. Neben dem in der Relativgeschwindigkeit implizierten Temperatureinfluss, bestehen auch Modellansätze, um den Reibungskoeffizienten direkt in Abhängigkeit der Temperatur zu berechnen. **Formel 2.14** zeigt dafür eine typische Formulierung, die unter anderem von *Klocke et al.* genutzt und invers parametrisiert wurde [Klo18\_2].

$$\mu = \begin{cases} \mu_0 & \text{für } T < T_R \\ \mu_0 \left[ 1 - \left( \frac{T - T_R}{T_m - T_R} \right) \right]^m & \text{für } T > T_R \end{cases} \quad \text{Formel 2.14}$$

In diesem Modell bezeichnet  $\mu_0$  den Reibungskoeffizienten bei Raumtemperatur,  $T_R$  die Raumtemperatur,  $T_m$  die Schmelztemperatur des Werkstoffs und  $m$  den werkstoffabhängigen Temperaturexponenten. Damit entspricht der Ausdruck für  $T > T_R$  dem Temperaturterm des Johnson-Cook-Fließspannungsmodells. Ein Modell des Reibungskoeffizienten, das die Abhängigkeiten von Kontaktnormalspannung, Relativgeschwindigkeit und Kontakttemperatur abbildet, wurde von *Brocaïl et al.* vorgestellt und für einen exemplarischen Anwendungsfall parametrisiert und eingesetzt. **Formel 2.15** zeigt den rechnerischen Zusammenhang, wobei  $K_{B,1}$ ,  $K_{B,2}$ ,  $K_{B,3}$  und  $K_{B,4}$  die zu ermittelnden Modellparameter darstellen [Bro10].

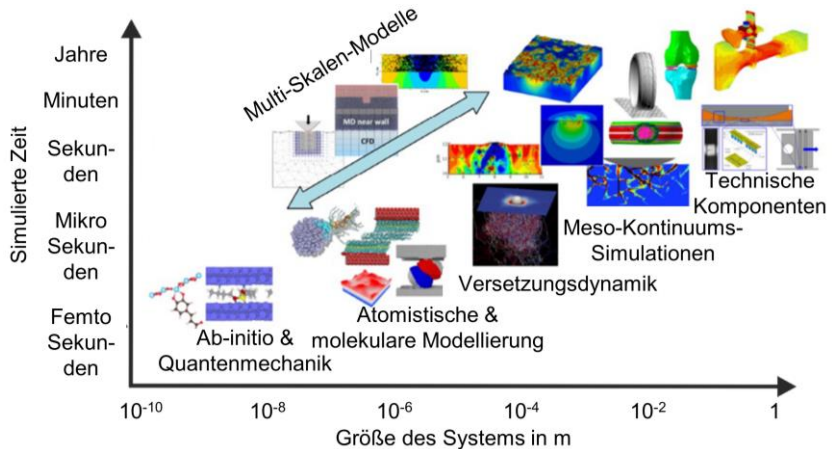
$$\mu = K_{B,1} \sigma_N^{K_{B,2}} v_r^{K_{B,3}} T^{K_{B,4}} \quad \text{Formel 2.15}$$

*Peng et al.* kalibrierten diese Modellgleichung auf einer breiten Datenbasis aus Reibungscharakterisierungsversuchen für den Kontakt zwischen unbeschichtetem Hartmetall und der Nickelbasislegierung Inconel 718. Im Vergleich zu einer rein temperaturabhängigen Formulierung ließ sich das empirisch ermittelte Verhalten des Reibungskoeffizienten realitätsnäher abbilden [Pen20]. *Zanger et al.* gelang es ebenfalls, beim Vergleich diverser Reibungsmodelle in FE-Spanbildungssimulationen zu zeigen, dass die mechanischen Werkzeugbelastungen besser vorhergesagt werden, wenn anstelle eines konstanten Reibungskoeffizienten die Kontaktnormalspannung und die Relativgeschwindigkeit Berücksichtigung finden [Zan17].

Eine weitere Möglichkeit der empirischen Reibungskoeffizientenmodellierung für die Spanbildungszone ist die unmittelbare Berücksichtigung des Einflusses der Schnittwerte. Eine entsprechende Modellentwicklung wurde von *Abouridouane et al.* durchgeführt [Abo15]. Wesentliche Nachteile für die praktische Anwendung dieser Modelle sind jedoch, dass sie keine lokale Verteilung der Reibungskoeffizienten in der Spanbildungszone abbilden können und nur für diejenigen Randbedingungen eine Gültigkeit aufweisen, unter denen sie charakterisiert und kalibriert wurden.

In der Tribologie bestehen Modellierungsansätze für diverse räumliche Skalen. Diese reichen von der Ebene der Quanten über die der Atome und Moleküle, über die Mikrostruktur von Oberflächen und Werkstoffen bis hin zur meso- und makroskopischen Betrachtung von tribologischen Systemen (vgl. **Abbildung 2.16**) [Vak18]. Außerhalb der spanenden Fertigung wurden bereits verschiedene Reibungsmodelle entwickelt, die eine Interaktion auf sub-meso Skalen vorsehen. Dabei können beispielsweise in molekulardynamischen Modellen auch die Einflüsse von Schmierstoffen, zum Beispiel auf die reale Kontaktfläche, berücksichtigt werden [Zhe13]. Allerdings weisen diese noch zahlreiche Einschränkungen auf. So ist eine feine räumliche Auflösung bisher darauf beschränkt, nur sehr kurze Zeiträume simulieren zu können. Zudem sind häufig nur einzelne Wirkmechanismen abbildbar,

obwohl es in der Realität zu einer komplexen Superposition diverser Reibungs- und Schmierungsmechanismen kommt.



**Abbildung 2.16:** Zeitliche und Räumliche Skalen tribologischer Modelle, basierend auf [Vak18].

### 2.5.2 Berücksichtigung des KSS in der Tribologie numerischer Spanbildungssimulationen

Die Berücksichtigung der KSS-Wirkung in numerischen Spanbildungssimulationen stellt nach dem aktuellen Stand der Technik eine Herausforderung dar. Dies gilt insbesondere in Bezug auf die Auswirkung auf Kontaktverhältnisse bzw. die Tribologie der Spanbildungszone. Allerdings bestehen verschiedene Ansätze, um auf diesem Gebiet Fortschritte zu erreichen. *Klocke et al.* entwickelten z. B. ein FE-Spanbildungsmodell unter Berücksichtigung des verwendeten KSS. In Bezug auf die Reibungsmodellierung wurde der Einfluss des KSS allerdings, unter der Annahme, dass aufgrund der hohen Kontaktnormalspannung in der Spanbildungszone nur eine vernachlässigbare Menge des Fluids in den Kontakt penetrieren kann, ignoriert. Somit konzentrierte sich der Einfluss in der Simulation auf die mechanische Einwirkung des KSS-Strahls auf den Span, welche die Kontaktlänge zum Werkzeug beeinflusst [Klo17]. *Oezkaya et al.* präsentierten einen der ersten Ansätze, der ein FE-Spanbildungsmodell mit einem fluiddynamischen Computational Fluid Dynamics (CFD)-Modell koppelt. Dabei konnte durch eine Fluid-Struktur-Interaktionskopplung der beiden Modelle simuliert werden, wie sich das Fluid in einem Bohrprozess unter Berücksichtigung der fortschreitenden Spanwurzelbildung innerhalb der Bohrung verteilt und welche Auswirkung dies auf die Temperaturen am Werkzeug, am

Werkstück sowie im KSS hat [Oez19]. Für die makroskopische Simulation des KSS-Flusses entwickelten *Uhlmann et al.* einen Ansatz auf Basis der netzfreien Finite-Pointset-Methode. Diese erlaubt es, vergleichsweise rechenzeiteffizient einen vollständigen KSS-Strahl und dessen Geschwindigkeitsverteilung vor, während und nach dem Auftreffen auf die Spanbildungszone vorherzusagen [Uhl23].

Die Berücksichtigung des KSS bei der Reibungsmodellierung sahen *Rech et al.* [Rec13] vor, und stellten auf Basis von Tribometerversuchen empirische Modelle des Reibungskoeffizienten für den Kontakt zwischen 27CrMn4 und Titannitrid-beschichtetem Hartmetall für verschiedene Zwischenmedien auf. Neben dem trockenen Kontakt, abgebildet durch ein von der Relativgeschwindigkeit abhängiges Modell, ist gelungen, konstante Reibungskoeffizienten für ein reines Öl ( $\mu = 0,09$ ) sowie eine Öl-Wasser-Emulsion ( $\mu = 0,19$ ) zu bestimmen. Auch *Peng et al.* [Pen20] zeigten auf, wie sich mithilfe von Tribometerversuchen die Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten vom Zwischenmedium erfassen und für eine Modellierung zugänglich machen lässt.

Ein weitestgehend unerforschter Bereich ist die simulationsbasierte Vorhersage der Penetration des KSS in die Spanbildungszone. Hierzu existieren bisher nur wenige Studien, die geeignete Ansätze aufzeigen, wie z. B. *Godlevski et al.* mit einem analytischen Ansatz zur Bestimmung der Penetrationstiefe und -häufigkeit eines Öls in die Kapillare der Kontaktzone [God97]. *Sauer et al.* nutzten für diese Anwendung eine Kombination aus FE-Spannungssimulation, CFD-Simulation des mesoskopischen KSS-Verhaltens in der Spanbildungszone und einer auf der Reynoldszahl beruhenden Mikrosimulation der Penetration in die Kontaktzone [Sau23].

### 2.5.3 Reibungscharakterisierung

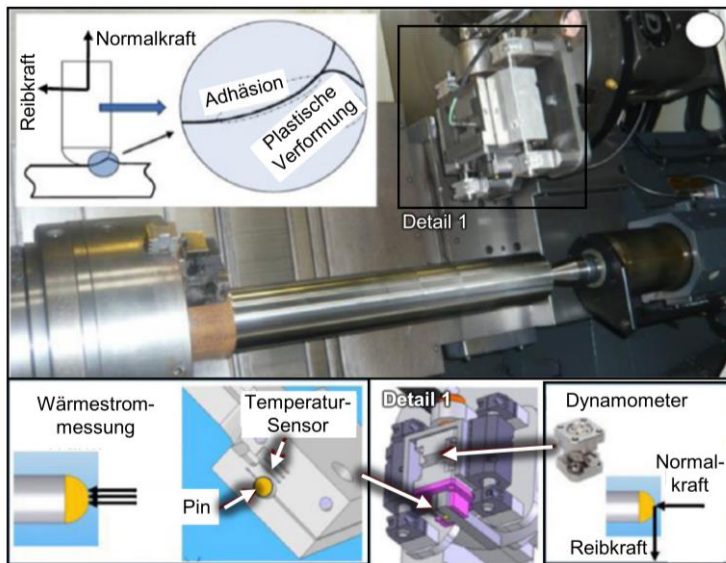
Um Reibungsmodelle in geeigneter Form kalibrieren zu können, ist eine möglichst gute quantitative Kenntnis über das reale Verhalten des Tribo-Systems notwendig. Um dafür eine Datenbasis zu gewinnen, können verschiedene Ansätze verfolgt werden: Reibungscharakterisierung an Tribometern, Reibungscharakterisierung aus der Spanbildungszone sowie inverse Parameteridentifikation auf Basis von Zerspanungsversuchen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit kommt ein Tribometer zum Einsatz, sodass sich im Folgenden die Ausführungen auf diesen Bereich konzentrieren und die anderen Ansätze nur kurz und exemplarisch erläutert werden.

In Bezug auf die Reibungscharakterisierung mithilfe von Tribometern wurden, aufgrund seiner großen Verbreitung und der einfachen Versuchsdurchführung in vielen Fällen Pin-on-Disc-Tests eingesetzt [Grz14]. Bei diesen Versuchen drückt ein in der Regel halbkugelförmig auslaufender Zylinder aus dem Werkzeugmaterial mit einer definierten Kraft auf eine Platte aus dem Versuchswerkstoff, während die Platte rotiert,

um eine Relativbewegung hervorzurufen. Nach Erfassung der Reibkraft im Verhältnis zur vorgegebenen Normalkraft lässt sich dann ein repräsentativer Reibungskoeffizient berechnen [Ric83]. Im Rahmen der Versuche ist i. d. R. eine Variation der Relativgeschwindigkeit, der Kontaktnormalspannung sowie des Zwischenmediums möglich. Der wesentliche Nachteil ist allerdings, dass die Randbedingungen des Tribo-Kontakts im Falle der Pin-on-Disc-Tests häufig nicht mit denen im Zerspanungsprozess übereinstimmen. Dies umfasst zum einen die Tatsache, dass es sich bei der Spanbildungszone um ein offenes Tribosystem handelt, jeder Materialbereich also nur einmal den Reibungskontakt durchläuft und dann als Span abgeführt wird, während der Pin-on-Disc-Test ein geschlossenes Tribometer ist, bei dem es zu mehrfachen Überläufen der gleichen Stelle auf der Werkstoffplatte kommt. Durch Weiterentwicklungen des Versuchsprinzips mit Hinblick auf die Bedingungen in der Spanbildungszone, wie z. B. die Verwendung von Wendeschneidplatten anstelle von Pins als Grundkörper [Med17], ließ sich die Übertragbarkeit zwar verbessern, allerdings ist es in den Versuchsständen häufig nicht möglich, ausreichend hohe mechanische sowie thermische Belastungen aufzubringen, um eine valide Übertragbarkeit auf die Spanbildungszone zu erzielen [Eic14].

Daraus motiviert sich der Einsatz von zahlreichen Sondertribometern zur Reibungscharakterisierung unter zerspanungsähnlichen Bedingungen in den letzten zwei Jahrzehnten, die das Ziel verfolgen, von der Art des tribologischen Eingriffs sowie in Bezug auf das thermo-mechanische Belastungskollektiv die Bedingungen in der Spanbildungszone bestmöglich nachzuahmen [Grz19]. *Zemzemi et al.* [Zem08] präsentierten ein Sondertribometer, bei dem eine Hohlwelle auf einer Drehmaschine eingespannt und rotiert wird. Dabei befinden sich sowohl ein Pin aus dem Werkzeugmaterial (i. d. R. Hartmetall), der in ein piezoelektrisches Dynamometer eingespannt ist, als auch ein Zerspanungswerkzeug im Kontakt mit der Stirnfläche der Hohlwelle. Der Pin-Welle-Kontakt bildet das Tribosystem ab, das aufgrund der hohen Steifigkeit der Werkzeugmaschine mit Kontaktnormalspannungen von bis zu  $\sigma_N = 3$  GPa und mithilfe der Spindel mit Relativgeschwindigkeiten von bis zu  $v_T = 16$  m/s beaufschlagt werden kann. Dadurch ist nahezu das gesamte Spektrum vom thermo-mechanischen Belastungskollektiv abdeckbar, das für die spanende Fertigung relevant ist. Darüber hinaus sorgt das Zerspanungswerkzeug, das hinter dem Eingriff des Pins angeordnet ist, dafür, dass die durch den Tribokontakt beeinflussten Bereiche des Gegenkörpers (Hohlwelle) abgetragen werden, bevor es zu einem erneuten Reibkontakt mit dem Pin kommt. Über die Charakterisierung des Reibungskoeffizienten hinaus, erlaubt der Versuchsaufbau die Messung des Wärmestroms zwischen den Reibpartnern. Die Autoren nutzten das entwickelte System für die Charakterisierung des Reibungsverhaltens zwischen einem mit Titanitrid

beschichteten Hartmetall-Pin und einem Gegenkörper aus dem Stahlwerkstoff 27MnCr5 und konnten eine ausgeprägte Abhängigkeit von der Relativgeschwindigkeit feststellen [Zem08]. In weiterführenden Arbeiten wurde der Versuchsstand sukzessive weiterentwickelt und modifiziert. So zeigten *Abdelali et al.* [Abd11] eine Variante, bei der der Pin auf der Mantelfläche einer Vollwelle in einer helikalen Bahn verfahren wird. Durch die Kinematik kommt er entlang der Welle stets mit unbeeinflusstem Material in Kontakt, die nach einem vollständigen Überlauf mithilfe eines Zerspanungswerkzeugs wieder in ihren Initialzustand versetzt wird. *Rech et al.* griffen diesen Versuchsstand, der in **Abbildung 2.17** dargestellt ist, auf und untersuchten diverse Einflussfaktoren wie die Kontaktnormalspannung, das Zwischenmedium sowie den Versuchswerkstoff.



**Abbildung 2.17:** Pin-on-Bar-Versuchsstand zur Charakterisierung der Reibung und des Wärmeübergangs auf einer Drehmaschine unter zerspanungsähnlichen Bedingungen, basierend auf [Rec13].

Es zeigte sich für den Stahlwerkstoff 47CrMo4 im martensitischen Zustand, dass der trockene Kontakt die charakteristische Abhängigkeit von der Relativgeschwindigkeit aufwies: sehr hohe Reibungskoeffizienten ( $\mu > 0,5$ ) bei geringen Relativgeschwindigkeiten ( $v_r < 50$  m/min), ein deutlicher Abfall mit steigender Relativgeschwindigkeit bis ca.  $v_r = 100$  m/min und bei weiterer Steigerung ein nahezu konstanter Verlauf auf einem Niveau von  $\mu = 0,15 \dots 0,25$ . Durch die Verwendung eines reinen Schmieröls als Zwischenmedium konnte der Reibungskoeffizient auf ca.

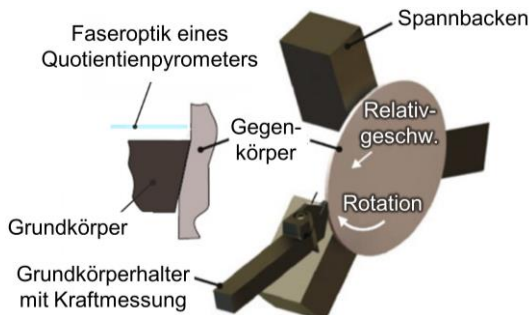
$\mu = 0,1$  reduziert werden und zeigte nahezu keine Abhängigkeit von der Relativgeschwindigkeit mehr. Bei Verwendung einer Öl-Wasser-Emulsion lag lediglich bis ca.  $v_r = 150$  m/min eine Reduzierung des Reibungskoeffizienten im Vergleich zum trockenen Kontakt vor, die zudem weniger ausgeprägt war als im Falle des Öls. Dies ist auf die geringere Schmierfähigkeit und Viskosität der Öl-Wasser-Emulsion im Vergleich zum Öl zurückzuführen [Rec13].

In einer weiterführenden Studie entwickelten *Chaizé et al.* ein Ultraschall-basiertes System, mit dessen Hilfe es möglich ist, die lokalen Kontaktbedingungen während des Pin-on-Bar Versuches zu erfassen. Dies ist insbesondere dazu vorgesehen, den Verschleiß des Pins zu erfassen und mit dem resultierenden Reibungskoeffizienten zu korrelieren [Cha23]. *Smolenicki et al.* [Smo14] nutzten einen ähnlichen Ansatz auf einer Drehmaschine mit einem auf die Stirnfläche einer rotierenden Welle gepressten Pin, wobei die Welle unmittelbar vor dem Kontakt mithilfe einer in den gleichen Halter eingespannten Wendeschneidplatte an ihrer Oberfläche konditioniert wurde. Bei Variation der Relativgeschwindigkeit ließen sich unter anderem die Einflüsse der Relativgeschwindigkeit sowie des Versuchswerkstoffes untersuchen. Es ist hervorzuheben, dass für die Titanlegierung Ti6Al4V eine Variation des tribochemischen Zustands zwischen dem sich unmittelbar nach der Rekonditionierung an Luft einstellenden, dem unter Argon-Atmosphäre vorliegenden und einer über längere Zeit an Luft oxidierten Variante stattfand. Dabei zeigte die oxidierte Variante signifikant höhere Reibungskoeffizienten als die anderen beiden. Dies beweist, dass das Tribometer geeignet ist, um den nicht-oxidierten Zustand im Span-Spanflächenkontakt nachzuahmen.

*Schulze et al.* [Sch22] verglichen in einer umfassenden Studie vier Sondertribometer mit zerspanungsähnlichen Bedingungen verschiedener Forschungseinrichtungen, bei denen das Werkzeug wiederum durch einen Hartmetall-Pin repräsentiert wurde. Dabei zeigten die ermittelten Reibungskoeffizienten unabhängig von den variierten Größen erhebliche Streuungen zwischen den verschiedenen Versuchsständen, die zum Teil sogar gegenläufige Trends abbildeten. Dies ließ sich auf eine unterschiedliche Probenerwärmung sowie unterschiedliche Eingriffsverhältnisse, aber auch auf Störeinflüsse wie die sich unterscheidenden Steifigkeiten der Anlagen sowie die Effekte dynamischer Anregungen zurückführen. Die Studie zeigt auf, welche Einschränkungen die erlangten Ergebnisse aus dieser Art von Tribometern in Bezug auf die Reproduzierbarkeit, Vergleichbarkeit und Transferierbarkeit auf die Spanbildung aufweisen.

Darüber hinaus bestehen zwei weitere Einschränkungen des „Pin-on“-Versuchsprinzips. Im sphärischen Kontakt des Pins zum Gegenkörper treten elasto-

plastische Spannungen auf, die nicht aus dem tribologischen Kontakt resultieren, allerdings nur durch ein Post-Processing in einer numerischen Simulation von den Reibbelastungen zu separieren sind. Zudem ist die vor jedem Versuch präparierte Oberfläche nicht frei von Oxidationen, sodass sie nicht den tribo-chemischen Zustand des Span-Spanflächenkontaktes repräsentiert. Um diese Nachteile zu überwinden, entwickelten *Puls et al.* [Pul12] ein grundsätzlich neues Tribometer für zerspanungsähnliche Bedingungen. Das Prinzip, welches in **Abbildung 2.18** veranschaulicht ist, basiert auf dem Orthogonalschnitt, indem eine schmale Scheibe aus dem Versuchswerkstoff mit einem Hartmetallwerkzeug in Kontakt gebracht wird.

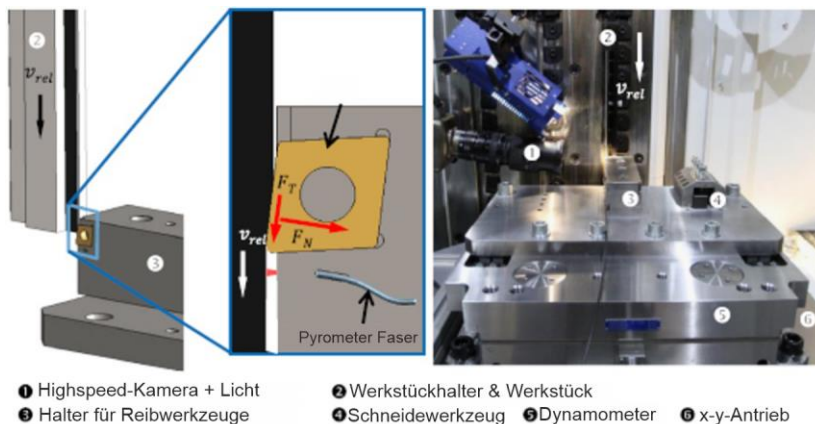


**Abbildung 2.18:** Rotierendes Sondertribometer zur Reibungscharakterisierung für zerspanungsähnliche Bedingungen unter Verwendung Zerspanungswerkzeuges als Grundkörper, basierend auf [Pul12].

In der Terminologie der Zerspanung ausgedrückt, wird dabei der Spanwinkel so stark negativ ausgeführt (entspricht  $\gamma = -80^\circ$ ), dass es zu keiner Spanbildung kommt, sondern sich das Material in einem gleitenden Reibungskontakt entlang der Hartmetalloberfläche bewegt. Aufgrund der ausbleibenden Spanbildung wird im weiteren Verlauf von [Pul12] der Hartmetallkörper (äquivalent zum Werkzeug) als Grundkörper und die Werkstoffprobe (äquivalent zum Werkstück/Span) als Gegenkörper bezeichnet. In der ebenen Kontaktfläche zwischen Grund- und Gegenkörper stellt sich eine näherungsweise homogene Verteilung von Relativgeschwindigkeit, Kontaktnormalspannung und Temperatur ein, deren Werte auf einem für die Spanbildung repräsentativen Niveau liegen. Dabei ist hervorzuheben, dass die hohen Temperaturen aus dem Tribokontakt herrühren und nicht durch eine separate Probenaufheizung erzielt werden müssen. Dadurch lassen sich in dem Versuch vorgelagerte Oxidationserscheinungen vermeiden und tatsächliche Zerspanungswerkzeuge für die Versuche zum Einsatz kommen. Folglich sind die Bedingungen sehr nahe an denen in der Spanbildungszone, variieren aber im Vergleich zur Spanbildungszone selbst innerhalb eines einzelnen Versuchs nicht so signifikant,

sodass sich Einflüsse auf die Reibung klar voneinander differenziert charakterisieren lassen.

Zudem bildet sich im Zuge des intensiven Kontaktes zwischen den Reibpartnern ein Großteil der Oberfläche neu aus, was sich in einer Aufweitung niederschlägt. Entsprechend ist davon auszugehen, dass ein überwiegender Teil der Gegenkörperoberfläche während des Kontaktes frei von Oxidationsprodukten ist und damit den tribochemischen Zustand der Spanbildungszone sehr gut repräsentiert. Mithilfe einer Kraftmessung auf Seiten des Grundkörpers können die notwendigen Daten gewonnen werden, um den Reibungskoeffizienten zu ermitteln. Die rechnerische Berücksichtigung des Winkels zwischen der Kraftmessung und der Reibrichtung findet sich im Abschnitt zu den experimentellen Randbedingungen anhand des im Rahmen dieser Arbeit nach dem Prinzip von *Puls et al.* [Pul12, Pul14] konfigurierten Versuchsaufbaus. In Charakterisierungsversuchen zum Kontakt von C45 mit Hartmetall traten hohe Reibungskoeffizienten bei geringen Relativgeschwindigkeiten auf, die dann mit zunehmender Relativgeschwindigkeit fielen und sich bei hohen Relativgeschwindigkeiten auf einem nahezu konstanten Niveau einpendeln [Pul12].



**Abbildung 2.19:** Translatorisches Sondertribometer zur Reibungscharakterisierung für zerspanungsähnliche Bedingungen unter Verwendung Zerspanungswerkzeuges als Grundkörper, basierend auf [Pul14].

In einer Weiterentwicklung dieser Versuchssystematik übertrugen *Puls et al.* das Prinzip auf eine translatorische Relativbewegung, umgesetzt auf einer vertikalen Räummaschine, wie **Abbildung 2.19** zeigt. Im Rahmen dieser Studie wurde neben der Relativgeschwindigkeit auch die Zustellung zwischen den Reibpartnern und dadurch indirekt die Kontakttemperatur variiert und gemessen. Dadurch sind die Ergebnisse

nutzbar, um empirische Modelle des Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit von Relativgeschwindigkeit und Temperatur aufzustellen [Pul14].

Ein weiterer vielversprechender Ansatz, um Reibungskoeffizienten für numerische Spanbildungssimulationen zu charakterisieren, findet sich bei *Denkena et al.* [Den21]. Hierbei erfolgte eine Charakterisierung der Reibungskoeffizienten durch eine Kombination von Kraftmessungen und Punktverfolgungsanalysen auf Basis von Hochgeschwindigkeitsvideos direkt aus Spanbildungsversuchen. Dazu wurden die Versuche mit kontinuierlich steigender Spannungsdicke durchgeführt und die lokalen Eingriffs- und Materialflussverhältnisse mithilfe einer Hochgeschwindigkeitskamera erfasst. Durch eine Korrelation der so ermittelten lokalen Relativgeschwindigkeiten mit den gemessenen mechanischen Belastungen ließen sich Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit der Relativgeschwindigkeit berechnen. Um ein Relativgeschwindigkeitsintervall zwischen ca.  $v_r = 20$  m/min und  $v_r = 90$  m/min abzubilden, mussten Versuche bei drei verschiedenen Schnittgeschwindigkeiten ( $v_c = 50, 100, 150$  m/min) durchgeführt werden. Die Ergebnisse befanden sich in guter Übereinstimmung mit denen von bewährten Tribometern aus der Literatur.

Wie eingangs erwähnt, besteht neben der direkten experimentellen Bestimmung von Reibungskoeffizienten aus Zerspanungsexperimenten oder Tribometerversuchen die Möglichkeit der inversen Parameteridentifikation. Dies bedeutet, dass mehrere Spanbildungssimulationen unter Nutzung des gewünschten Reibungsmodells und unter Variation der Modellparameterwerte durchgeführt und die Ausgangsgrößen wie z. B. die mechanischen Werkzeugbelastungen, die Temperaturen in der Spanbildungszone oder die Spanmorphologie mit realen Spanbildungsversuchen abgeglichen werden [Das16]. *Afrasiabi et al.* stellten einen Ansatz vor, bei dem sie nicht nur die Spanbildung, sondern auch die tribologische Interaktion eines Tribometers modelliert und simuliert haben, um eine inverse Parameteridentifikation für ein ausgewähltes Reibungsmodell durchzuführen, welches abschließend in numerischen Spanbildungssimulationen eingesetzt werden kann. Sie nutzten dafür anstelle der Finite-Elemente-Methode einen rechenzeiteffizientes Smoothed-Particle-Hydrodynamics (SPH)-Modell, mit dem durch die Übertragung der Rechnungen auf den Grafikprozessor (GPU) des verwendeten Computers eine einzelne Simulation 60-fach schneller gerechnet werden kann als auf den CPU des Computers. Dadurch ließ sich die Vielzahl an Simulationsläufen, die für die inverse Parametrierung notwendig ist, in einer vertretbaren Zeit durchführen [Afr20].

### 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Der beschriebene Stand der Technik zeigt, dass in Bezug auf die detaillierten tribologischen Wirkmechanismen von Kühlschmierstoffen wesentliche Wissens- und Verständnislücken existieren. Darüber hinaus bestehen deutliche Einschränkungen bei der Modellierung der Auswirkungen von KSS auf Zerspanungsprozesse. Hier setzt die vorliegende Arbeit mit einer strukturierten Vorgehensweise an, um einen grundlegenden Beitrag zur Verständniserweiterung der tribologischen Kühlschmierstoffwirkung in der Spanbildungszone zu leisten sowie die Grundlage für eine neue Form der Reibungsmodellierung zur Anwendung in numerischen Spanbildungssimulationen zu legen. Dazu werden zwei Ziele verfolgt: zum einen soll mithilfe von Spanbildungsversuchen die Schmierwirkung von KSS aufgeschlüsselt und zum anderen auf Basis der experimentellen Erkenntnisse ein Konzept für ein mikro-tribologisches Modell der Kontaktflächen in der Spanbildungszone entwickelt werden. Den Abschluss der Arbeit stellen ein Test, eine Validierung sowie die kritische Diskussion einer ersten Version des gemeinsam mit Projektpartnern von der *TU Wien* entwickelten Modells dar. **Abbildung 3.1** veranschaulicht die Zielsetzungen und die Vorgehensweise der Arbeit.

Zunächst erfolgen Versuche zur Reibungscharakterisierung an einem Sondertribometer mit zerspanungsähnlichen Bedingungen. Im Anschluss werden umfangreiche Spanbildungsanalysen durchgeführt. In diesem Kontext erfolgt im ersten Schritt der Untersuchungen eine Charakterisierung des thermomechanischen Belastungskollektivs unter Variation des Versuchswerkstoffs und der Schnittwerte, wobei insbesondere die neuartige Methode zur Messung der Spanflächentemperatur während des laufenden Spanbildungsvorgangs hervorzuheben ist. Im nächsten Schritt finden Untersuchungen der Wirkmechanismen des Kühlschmierstoffs für ausgewählte Szenarien statt. Dabei wird die Charakterisierung der mechanischen Werkzeugbelastung als zentrale Bewertungsgröße für die Schmierwirkung herangezogen. Ergänzend dient eine selbst entwickelte Methode der detaillierten Analyse der Verteilung des KSS in der Kontaktzone. Hochgeschwindigkeitsaufnahmen der Spanbildung geben zusätzlich Aufschluss über die Auswirkung einer aktiven Schmierung der Spanbildungszone im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Diese Analysen finden auch unter Variation des KSS statt. Darüber hinaus werden die Unterschiede in den Kontaktverhältnissen im trockenen und geschmierten Zustand mithilfe von Sonderversuchen mit begrenzten Kontaktlängen auf der Spanfläche durchgeführt. Zudem dienen Versuche unter Benetzung der Werkstückoberfläche, der Analyse des LAE. Aufgrund der Erkenntnis, dass eine signifikante Schmierwirkung mit flüssigen Kühlschmierstoffen nur in einem sehr begrenzten Parameterraum möglich ist, werden abschließend Versuche mit

Quasikristallen als innovativem Festkörperadditiv durchgeführt. Die relevanten experimentellen Erkenntnisse dienen zum Abschluss der Arbeit dazu, ein Konzept für das mikro-tribologische Modell zu entwickeln und dieses in seiner Vorhersagegüte zu bewerten. Eine kritische Einordnung der Potenziale und Entwicklungsbedarfe des Modells runden die Arbeit ab.

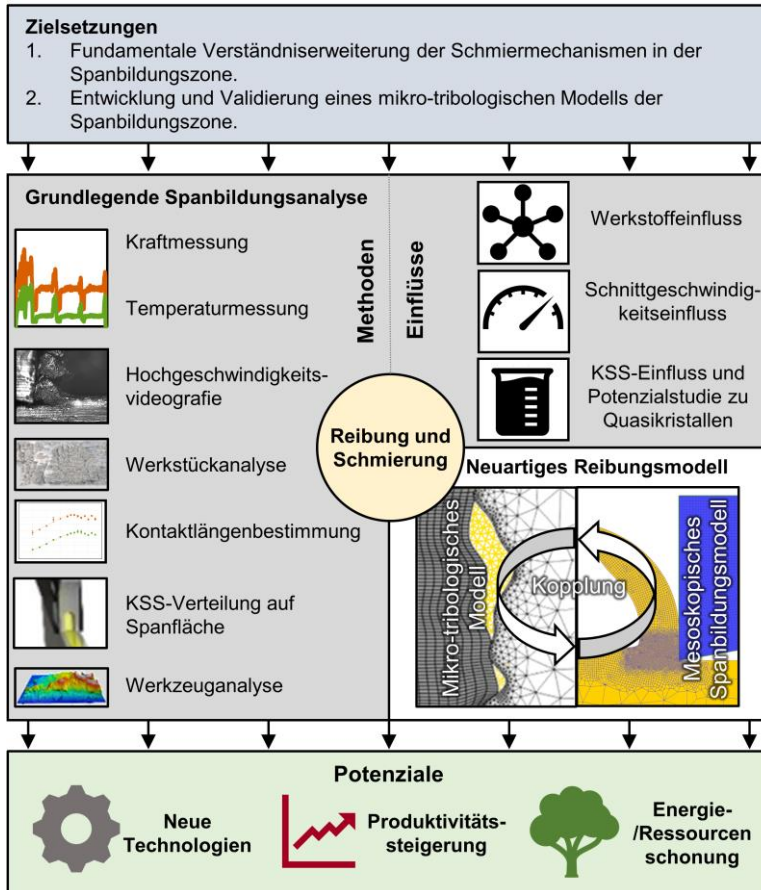


Abbildung 3.1: Zielsetzungen und Vorgehensweise.

## 4 Experimentelle Randbedingungen

In den folgenden Abschnitten werden die relevanten Randbedingungen der experimentellen Untersuchungen beschrieben und dabei zunächst die untersuchten Werkstoffe sowie die verwendeten Werkzeuge in ihren wesentlichen Eigenschaften vorgestellt. Daraufhin folgt ein Abschnitt mit Bezug auf die verwendeten KSS. Im Anschluss werden die Versuchsmaschine und darauffolgend die verwendete Messtechnik eingeführt. Abschließend folgt die Erläuterung verschiedener, im Rahmen der Arbeit genutzter und zum Teil entwickelter Versuchsaufbauten.

### 4.1 Werkstoffe und Versuchswerkstücke

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen liegt der Fokus auf der Zerspanung des unlegierten Vergütungsstahls C45+N in normalgeglühtem Zustand. Dieser Werkstoff findet in diversen Komponenten Anwendung, darunter z. B. bei Pleuelstangen, Wellen, Federn oder Kettengliedern [TKH22]. Die chemische Zusammensetzung entsprechend der Norm [DIN EN ISO 683-1] kann **Tabelle 4.1** entnommen werden.

**Tabelle 4.1:** Chemische Zusammensetzung des Versuchswerkstoffs C45+N (Rest Eisen) [TKH22, DIN EN ISO 683-1].

Element	Kohlenstoff	Silizium	Mangan	Phosphor	Schwefel	Chrom	Molybdän	Nickel	Aluminium	Kupfer
Kürzel	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Cu
Gew.-%	0,42 ... 0,50	0,10 ... 0,40	0,50 ... 0,80	max. 0,025	max. 0,015	0,10 ... 0,40	max. 0,1	max. 0,20	max. 0,01	max. 0,2

Um die tribologischen Wirkmechanismen besser verstehen zu können und die Anwendbarkeit der Erkenntnisse zu erweitern, wurden einige Untersuchungen mit weiteren Werkstoffen durchgeführt. Dies umfasst den legierten Vergütungsstahl 42CrMo4+QT in vergütetem Zustand sowie die weit verbreitete Titanlegierung Ti6Al4V in lösungsgeglühtem und gealtertem Zustand. Die chemische Zusammensetzung dieser beiden Werkstoffe finden sich in **Tabelle 4.2** sowie **Tabelle 4.3**.

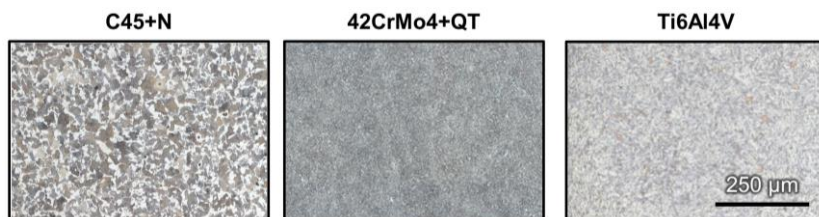
**Tabelle 4.2:** Chemische Zusammensetzung des Versuchswerkstoffs 42CrMo4+QT (Rest Eisen) [DQ22].

Element	Kohlenstoff	Mangan	Silizium	Phosphor	Schwefel	Chrom	Nickel	Kupfer	Molybdän	Aluminium
<b>Kürzel</b>	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	Al
<b>Gew.-%</b>	0,42	0,85	0,23	0,011	0,018	1,07	0,22	0,2	0,15	0,02

**Tabelle 4.3:** Chemische Zusammensetzung des Versuchswerkstoffs Ti6Al4V (Rest Titan) [HSM24]

Element	Aluminium	Vanadium	Eisen	Sauerstoff	Stickstoff	Kohlenstoff	Wasserstoff
<b>Kürzel</b>	Al	V	Fe	O	N	C	H
<b>Gew.-%</b>	5,5 ... 6,75	3,5 ... 4,5	max. 0,30	max. 0,20	max. 0,05	max. 0,08	max. 0,0125

Exemplarische Gefügeschliffe der verwendeten Werkstoffe sind in **Abbildung 4.1** dargestellt. C45+N weist das charakteristische ferritisch-perlitische Gefüge auf, wobei Ferrit sich im Schliffbild Weiß zeigt und Perlit eine braune Farbe aufweist. Im Querschliff von 42CrMo4+QT ist zu erkennen, dass dieser Werkstoff vollständig aus dem härtesten Martensit besteht. Die Titanlegierung Ti6Al4V zeigt sich im typischen zweiphasigen Gefüge aus hexagonaler  $\alpha$ -Phase (helle Bereiche) und kubisch raumzentrierter  $\beta$ -Phase (dunkle Bereiche) und weist eine lamellare Gefügestruktur auf.

**Abbildung 4.1:** Gefügeschliffbilder der verwendeten Versuchswerkstoffe.

Ein Vergleich relevanter physikalischer Eigenschaften der drei Werkstoffe findet sich in **Tabelle 4.4**. Dabei sei insbesondere darauf hingewiesen, dass die beiden Stahlwerkstoffe unterschiedliche Festigkeits- und Härteniveaus aufweisen. Für die Grundlagenversuche zur Spanbildungsanalyse wurden Halbzeuge mit einer Dicke von 2 mm aus den Werkstoffproben herausgerodiert, woraus sich die Spanungsbreite  $b$  in den Experimenten bestimmt. Mithilfe von Härtemessungen und mehrerer Gefügeschliffbilder pro Werkstoff ließ sich sicherstellen, dass innerhalb der verwendeten Proben nur geringfügige Schwankungen in der Festigkeit sowie dem Werkstoffgefüge vorliegen.

**Tabelle 4.4:** Physikalische Eigenschaften der Versuchswerkstoffe

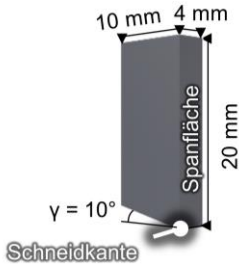
Eigenschaft	C45 [DEW11]	42CrMo4 [DEW15]	Ti6Al4V [HSM24, RM22, RMS24]
Dichte $\rho$ in g/cm <sup>3</sup>	7,70	7,72	4,43
E-Modul $E$ in GPa	210	210	114
Zugfestigkeit $R_m$ in MPa	630 ... 780	900...1100	> 895
Streckgrenze $R_e$ in MPa	370	> 650	> 830
Härte in HV2 (gemessen)	167	315	333
Bruchdehnung $A_B$ in %	17	10 ... 14	6 ... 10
Wärmeleitfähigkeit $\lambda_w$ in W/m K	42,6	42,6	7,1
Wärmeausdehnungskoeff. ( $T = 20...100$ °C) in K <sup>-1</sup> 10 <sup>-6</sup>	11,1	11,1	8,9
Spezifische Wärmekapazität $c_p$ in J/kg K	470	470	560

## 4.2 Versuchswerkzeuge

Für sämtliche Zerspanungsuntersuchungen kamen Werkzeuge aus Hartmetall zum Einsatz, die mithilfe eines Trennschleifprozesses aus Leisten vom Typ K40 UF der Firma *Arno Friedrichs Hartmetall GmbH & CO. KG* herausgetrennt wurden. Dabei handelt es sich um ein unbeschichtetes Ultrafeinkorn-Hartmetall mit einer durchschnittlichen Korngröße von  $d_k = 0,6 \mu\text{m}$ . Der Anteil an Wolframkarbid in der Kobaltmatrix liegt bei 90 % [AFH20]. Weitere Eigenschaften des Hartmetalls sowie eine Skizze der Werkzeuggestalt finden sich in **Abbildung 4.2**.

Durch die Kombination aus dem Anschliff des Werkzeugs und dem selbstgefertigten Werkzeughalter (Einstellwinkel  $\kappa_r = 90^\circ$ ; Neigungswinkel  $\lambda_s = 0^\circ$ ) sowie der translatorischen Schnittbewegung des Werkstücks bei stillstehendem Werkzeug, ergibt sich ein Orthogonalschnitt. Zudem wird der Spanwinkel zu  $\gamma = 0^\circ$  eingestellt. Da der Keilwinkel  $\beta = 80^\circ$  beträgt, ergibt sich ein Freiwinkel von  $\alpha = 10^\circ$ . Darüber hinaus wurden zur Bestimmung der Kontaktlänge von Span und Spanfläche Werkzeuge mit

zurückgesetzten Spanflächen verwendet, die eine variierende verbleibende Spanflächenlänge aufweisen und dadurch eine von der unbeeinflussten Spanbildung abweichende Kontaktlänge erzwingen (vgl. rechte Seite **Abbildung 2.10**). Auf die Verwendung dieses Werkzeugtyps wird an geeigneter Stelle hingewiesen.



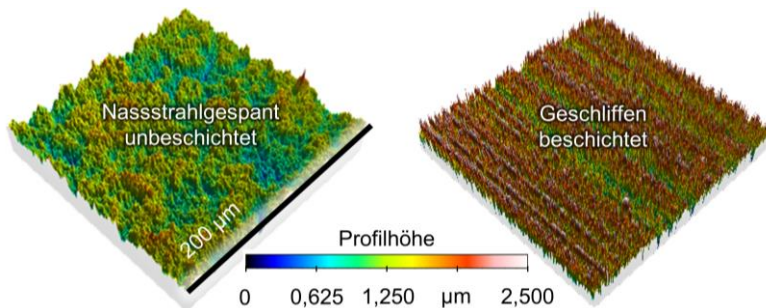
Eigenschaft	K40UF
Dichte $\rho$ in $\text{g/cm}^3$	14,47
Härte in HV30	1570
Porosität < 10 $\mu\text{m}$	< 0,2 %
Porosität > 10 $\mu\text{m}$	-

**Abbildung 4.2:** Eigenschaften des Hartmetalls [AFH20] sowie verwendete Werkzeuggestalt.

Im Rahmen der Untersuchungen kommen Werkzeuge mit einer gezielt erzeugten nasstrahlgespannten Spanflächenpräparation zum Einsatz. Die Werkzeuge werden auf der Spanfläche zunächst mithilfe eines Schleifprozesses auf einer *Reinecker WZS70-CNC* Werkzeugschleifmaschine vorbereitet. Hierzu kommt eine keramisch gebundene Diamantschleifscheibe der Form A10A mit einem Durchmesser von  $d_{\text{sch}} = 125$  mm und einer Breite von  $b_{\text{sch}} = 15$  mm zum Einsatz, die eine D64-Körnung aufweist. Die Präparation erfolgt mit einer Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit von  $v_{\text{c,s}} = 19,63$  m/s, einer Vorschubgeschwindigkeit von  $v_{\text{f}} = 1.000$  mm/min sowie einem Arbeitseingriff von  $a_{\text{e}} = 0,01$  mm.

Beim Nasstrahlspanen handelt es sich um eine etablierte Methode der Schneidkantenpräparation, die eine charakteristische Grübchenstruktur verursacht. Der Prozess erfolgt auf einer Anlage vom Typ *WA 110-P* der Firma *Restec GmbH Nicolis Technology* mit einer robotergeführten Werkstückhandhabung (*ABB Ltd IRB 140*). Als Abrasivmedium kommt *ZWSK 220* mit Wasser als Trägermedium zum Einsatz. Der Düsenabstand wird zu  $h_{\text{d}} = 20$  mm gewählt, die effektive Vorschubgeschwindigkeit zu  $v_{\text{f,eff}} = 0,9$  mm/s und der Strahlruck zu  $p_{\text{st}} = 4,5$  bar. Um die Präparation der Spanfläche zu ermöglichen und gleichzeitig eine Veränderung der Schneidkantengestalt bestmöglich zu vermeiden, sind die Hartmetalleisten unter einem relativen Strahlwinkel von  $\alpha_{\text{st}} = 30^\circ$  gegenüber dem Abrasivstrahl angestellt. **Abbildung 4.3** zeigt auf der linken Seite eine Topografieaufnahme (*NanoFocus  $\mu\text{surf C}$* ) der nasstrahlgespannten Oberfläche, die eine charakteristische Grübchenstruktur mit isotropen Eigenschaften aufweist. Für diese Oberfläche liegt die

mittlere Rautiefe im Schnitt bei  $Rz = 0,96 \mu\text{m}$  sowie der arithmetische Mittenrauwert bei  $Ra = 0,14 \mu\text{m}$ .



**Abbildung 4.3:** Oberflächentopografien der Werkzeugvarianten.

Im Zuge der Spanflächenpräparation kann sichergestellt werden, dass es zu einer im Verhältnis zur Spannungsdicke als vernachlässigbar anzusehenden Beeinflussung des Schneidkantenradius kommt. Im geschliffenen Zustand weisen die Werkzeuge eine gemittelte Schneidkantenverrundung von  $\bar{S} = 5,4 \mu\text{m}$  auf, die sich aus dem Mittelwert der Distanz des Scheitelpunkts zum Ende der Freiflächenrundheit  $S_\alpha$  sowie der Distanz des Scheitelpunkts zum Ende der Spanflächenrundheit  $S_\gamma$  berechnet. Nach dem Nassstrahlspannen erhöht sich die gemittelte Schneidkantenverrundung auf  $\bar{S} = 8,8 \mu\text{m}$ .

Für einige der Versuche, die in Kooperation mit dem *Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen - Leibniz Universität Hannover* sowie mit dem *Institut für Werkzeugmaschinen - Universität Stuttgart* durchgeführt werden, kommt ein anderes Werkzeug zum Einsatz, das in seinen Eigenschaften näher an industriell verwendeten Werkzeugen liegt. Dieses Werkzeug, bei dem es sich um eine modifizierte SNMA120408 Drehwendschneidplatte handelt, besteht aus einer Hartmetallsorte mit 99 m-% Wolframkarbid und weist ebenfalls einen Spanwinkel von  $\gamma = 0^\circ$  auf. Der Freiwinkel mit  $\alpha = 15^\circ$  sowie der mittlere Schneidkantenradius  $\bar{S} = 35 \mu\text{m}$  sind jeweils größer als beim Referenzwerkzeug. Zudem ist das Werkzeug mit einer TiAlN-Beschichtung versehen, die eine Schichtdicke von  $t_s = 2 \mu\text{m}$  aufweist. Die Spanfläche wurde geschliffen, wie auf der rechten Seite von **Abbildung 4.3** erkennbar ist und weist Rauheitswerte von  $S_z = 1,90 \mu\text{m}$  sowie  $S_a = 0,262 \mu\text{m}$  auf.

### 4.3 Kühlschmierstoffe

Ein Großteil der Untersuchungen wurde mit dem Minimalmengenschmieröl *Vascomill MMS HD1* der Firma *Blaser* durchgeführt. Dabei handelt es sich um ein Ester-basiertes Öl mit einer vergleichsweise hohen Schwefeladditivierung von 16 %, dessen primäres

Einsatzgebiet im Bereich der Stahlbearbeitung liegt [BS17]. Im Zuge eines Vergleichs des Schmierverhaltens verschiedener KSS kamen darüber hinaus eine Öl-Wasser-Emulsion vom Typ *Vasco 6000* der Firma *Blaser Swisslube GmbH* mit einer Einsatzkonzentration von  $c_c = 12\%$  sowie das Tiefbohröl *Blaser Blasomill 10 DM* zum Einsatz. Die wesentlichen Eigenschaften der Kühlschmierstoffe sind **Tabelle 4.5** zu entnehmen. Für die spätere Analyse des KSS-Vergleichs sind insbesondere die unterschiedlichen kinematischen Viskositäten von Interesse.

**Tabelle 4.5:** Eigenschaften der verwendeten Kühlschmierstoffe.

Eigenschaft	<i>Vascomill MMS HD1 [BS17]</i>	<i>Vasco 6000 [BS18]</i>	<i>Blasomill 10 DM [BS22]</i>
<b>Kühlschmierstofftyp</b>	MMS-Öl	Emulsion	Tiefbohröl
<b>Dichte <math>\rho</math> in kg/m<sup>3</sup> (T = 40 °C)</b>	1.004	994	884
<b>Kinematische Viskosität <math>\nu</math> in mm<sup>2</sup>/s (T = 40 °C)</b>	40,0	1,07	10
<b>Flammpunkt <math>T_f</math> in °C</b>	200	129 (Konzentrat)	208

Für die Untersuchungen der Quasikristalle als Festkörperadditiv für KSS kommt eine pulverförmige Variante der Firma *DANEN TRADE GmbH* (exklusiver Vertrieb durch Firma *MD Global Trading GmbH*) aus Aluminium, Kupfer und Eisen (Al-Cu-Fe) zum Einsatz. Die Massenanteile sind dabei wie folgt verteilt: Aluminium  $\omega_{Al} > 40\%$ , Kupfer  $\omega_{Cu} > 30\%$  und Eisen  $\omega_{Fe} > 20\%$ . Die wesentlichen technischen Eigenschaften sind der **Tabelle 4.6** zu entnehmen. Im Rahmen einer selbst durchgeführten exemplarischen Analyse der Partikel-Größenverteilung wurde festgestellt, dass sich vereinzelt Partikel im Bereich von  $d_{pa} = 5 \dots 10 \mu\text{m}$  im Pulver befinden.

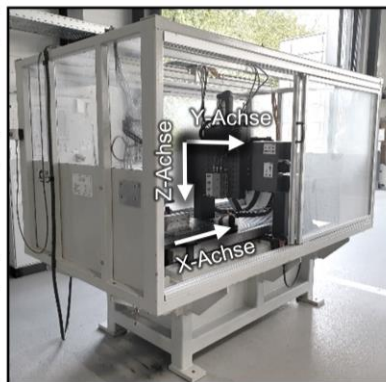
**Tabelle 4.6:** Eigenschaften des verwendeten Quasikristallpulvers [DT18].

Eigenschaft	Quasikristalle (Al-Cu-Fe)
<b>Dichte <math>\rho</math> in g/cm<sup>3</sup></b>	4 g/cm <sup>3</sup>
<b>Mittlere Partikelgröße <math>d_{pa}</math> in <math>\mu\text{m}</math></b>	< 1 $\mu\text{m}$
<b>Härte</b>	> 800 HV
<b>Wärmeleitfähigkeit <math>\lambda_w</math> in W/mK</b>	2
<b>Temperaturstabilität unter Atmosphäre in °C</b>	850

#### 4.4 Werkzeugmaschine

Die Zerspanungsversuche fanden auf einer Sondermaschine zur Spanbildungsanalyse vom Typ *PFS 5558-1* der *Heinz Berger Maschinenfabrik GmbH & Co. KG* statt. Dabei handelt es sich um eine Sonderanfertigung für Forschungszwecke, die einen Orthogonalschnitt unter praxisrelevanten Schnitt-werten erlaubt.

Verfahrweg	in mm
X-Achse $s_x$	900
Y-Achse $s_y$	200
Z-Achse $s_z$	95
Maximale Achsgeschwindigkeit	in m/min
X-Achse $v_x$	180
Y-Achse $v_y$	15
Z-Achse $v_z$	15
Maximale Achsbeschleunigung	in $m/s^2$
X-Achse $a_x$	30
Y-Achse $a_y$	10
Z-Achse $a_z$	10



**Abbildung 4.4:** Sondermaschine zur Spanbildungsanalyse.

Der Grundaufbau der Maschine basiert auf einer Portalfräsmaschine, wobei die Frässpindel vom Portal entfernt und der Tisch mit einem hochdynamischen linearen Direktantrieb ausgestattet wurde. Dieser ermöglicht es, eine auf den Tisch gespannte Probe mit dem Dreifachen der Gravitationsbeschleunigung auf eine maximale Geschwindigkeit von  $v_c = 180$  m/min zu beschleunigen. Am Portal der Maschine kann, beispielsweise in ein Dynamometer eingespannt, das Zerspanungswerkzeug montiert werden. Dessen Position (relativ zum Werkstück) ist über zwei Stellachsen mit Kugelgewindetrieben einstellbar. Ein Foto der Maschine mit der Achsanordnung sowie den maximalen Beschleunigungen und Geschwindigkeiten der Achsen findet sich in **Abbildung 4.4**.

#### 4.5 Messtechnik

Im folgenden Abschnitt werden die verwendeten Messgeräte eingeführt und neben der Benennung des jeweiligen Typs die wesentlichen technischen Eigenschaften aufgeführt.

##### 4.5.1 Kraftmessung

Für die Kraftmessung in den Spanbildungsuntersuchungen wird eine geeignete Messkette aufgebaut. Diese umfasst ein Drei-Komponenten-Dynamometer vom Typ

9263 der Firma *Kistler Instrumente AG*, einen Datenrekorder vom Typ *GX-1* der Firma *TEAC Europe GmbH* sowie drei Messverstärker vom Typ *5001* der Firma *Kistler Instrumente AG*. **Tabelle 4.7** führt die relevanten Eigenschaften des Dynamometers auf. In Bezug auf den Datenrekorder und die Messverstärker ist insbesondere die maximale Aufzeichnungsfrequenz von  $f_M = 200$  kHz relevant.

**Tabelle 4.7:** Eigenschaften des verwendeten Dynamometers.

Eigenschaft	<i>Kistler 9263 [KI72]</i>
Max. Messbereich Schnittrichtung in kN	0 ... 20
Max. Messbereich Passiv- und Querrichtung in kN	$\pm 10$
Empfindlichkeit in pC/N	-3,8
Steifigkeit in kN/ $\mu\text{m}$	2 ... 5
Eigenfrequenz (niedrigste gemessene) in kHz	> 2,5

#### 4.5.2 Temperaturmessung

Für die Temperaturmessungen im Zuge der experimentellen Untersuchungen wird das faseroptische Quotientenpyrometer *Fire-3* von *energy engineering Aachen GmbH* eingesetzt. Alle relevanten technischen Eigenschaften des Geräts sind in **Tabelle 4.8** aufgeführt.

**Tabelle 4.8:** Technische Eigenschaften des verwendeten Pyrometers.

Eigenschaft	<i>en2Aix Fire-3 [EEA17]</i>
Detektierte Wellenlängen $\lambda_{p1}$ ; $\lambda_{p2}$ in $\mu\text{m}$	1,675; 1,945
Temperaturmessbereich in $^{\circ}\text{C}$	250 ... 1.200
Aufzeichnungsfrequenz $f_M$ in kHz	bis zu 500
Relative Temporauflösung in K	0,25 ... 15
Fehler der Absoluttemperaturmessung in %	$\leq 5$

Das Gerät lässt sich mit diversen, mithilfe einer SMA-Schraubverbindung montierten Faseroptiken betreiben. Im Zuge der vorliegenden Arbeit werden alle Untersuchungen mit Fasern des Typs *Pigtail WF 300* der Firma *Ceramoptec GmbH* durchgeführt. Diese Faser besteht aus einem Quarzglas-Kern, welcher der Übertragung des Strahlungssignals dient und einen Durchmesser von  $d_k = 300$   $\mu\text{m}$  aufweist. Dies entspricht gleichzeitig dem minimalen Messfleckdurchmesser. Zur Abschirmung der Strahlungsübertragung liegt ein mit Fluor angereicherter Quarzglas-mantel mit einem Außendurchmesser von  $d_M = 330$   $\mu\text{m}$  um den Kern herum. Dieser ist wiederum mit zwei verschiedenen Ummantelungen aus Polytetrafluorethylen versehen, welche die Faser insbesondere vor einer Überbeanspruchung durch Biegen schützen sollen. Die numerische Apertur der Faser liegt bei  $A_N = 0,22$  [EEA17].

## 4.5.3 Hochgeschwindigkeitsvideografie

Sowohl für die Aufzeichnung des Spanbildungsverhaltens unter variierenden Randbedingungen als auch für die im weiteren Verlauf beschriebene, neu entwickelte Methode der KSS-Verteilungs-Visualisierung, wird eine Hochgeschwindigkeitskamera der Firma *Keyence Deutschland GmbH* vom Typ *VW-600M* mit einer Haupteinheit *VW-9000* verwendet. Die relevanten technischen Eigenschaften der Kamera sind in **Tabelle 4.9** aufgeführt. Es sei darauf hingewiesen, dass im Rahmen der vorliegenden Arbeit ausschließlich mit der vollen Bildauflösung gearbeitet wird.

**Tabelle 4.9:** Technische Spezifikationen der Hochgeschwindigkeitskamera.

Eigenschaft	<i>Keyence VW 9000</i> [KD11]
<b>Kameratyp</b>	Monochrom
<b>Bildauflösung (bis Aufzeichnungsfrequenz <math>f_M = 4.000</math> fps)</b>	640 x 480
<b>Auflösung</b>	8 Bit
<b>Maximale Aufzeichnungsfrequenz (160 x 32 Pixel)</b>	230.000 fps

Für die Hochgeschwindigkeitskamera stehen verschiedene Objektive zur Verfügung. Diese unterscheiden sich insbesondere hinsichtlich der einstellbaren Vergrößerungen. Eine Übersicht der verwendeten Objektive und deren jeweiliges Vergrößerungsintervall sowie der jeweilige Betrachtungsabstand zur Erreichung der Tiefenschärfe sind der folgenden **Tabelle 4.10** zu entnehmen.

**Tabelle 4.10:** Technische Eigenschaften der Objektive für die Hochgeschwindigkeitskamera

Eigenschaft	<i>Keyence VH-Z00R</i> [KD11]	<i>Keyence VH-Z50L</i> [KD11]
<b>Vergrößerungsbereich (auf 15-Zoll-Monitor)</b>	5x ... 50x	50x ... 500x
<b>Betrachtungsabstand in mm</b>	95	85

Aufgrund der kurzen Blendenöffnungszeiten bei der Hochgeschwindigkeitsvideografie ist die Nutzung von geeigneten Lichtquellen unabdingbar. Im Zuge der Untersuchungen kommen zwei externe Lichtquellen zum Einsatz: eine *MULTILED QT* der *GS Vitec GmbH* mit einem Lichtstrom von  $\Phi = 12.000$  lm bei einem Abstrahlwinkel von  $\lambda_{\text{abs}} = 15^\circ$  [GSV21] sowie eine *COMPACT\_NOVA* der *Artrोलux GmbH* mit einem Lichtstrom von  $\Phi = 22.000$  lm bei einem Abstrahlwinkel von  $\lambda_{\text{abs}} = 12^\circ$  [Art18]. Für die Versuche zur Visualisierung der KSS-Verteilung in der Kontaktzone wird zudem eine Laserlichtquelle zur Anregung eines fluoreszierenden Farbstoffs verwendet. Dabei

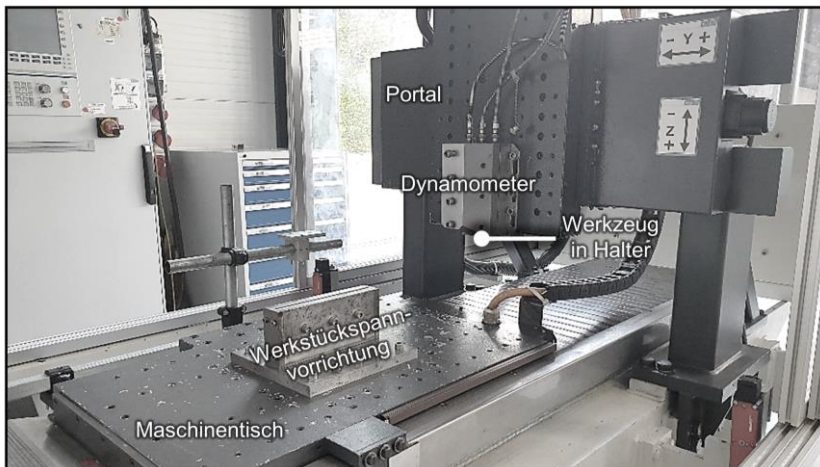
handelt es sich um eine Laserdiode vom Typ *L405P150* der Firma *Thorlabs Inc.* mit einer Strahlungs-Wellenlänge von  $\lambda_1 = 405 \text{ nm}$  sowie einer Leistung von  $P = 150 \text{ mW}$ .

#### 4.5.4 Mikroskope für ex-situ Analysen

Im Zuge der experimentellen Untersuchungen werden ein Lichtmikroskop der Firma *Keyence* vom Typ *VHX-5000*, ein Rasterelektronenmikroskop vom Typ *Mira 3* der Firma *TESCAN*, ein Konfokalmikroskop *NanoFocus  $\mu$ surf C* sowie ein Konfokalmikroskop *Confovis DUO Vario TOOLinspect* verwendet, um verschiedene ex-situ Analysen durchzuführen.

### 4.6 Versuchsaufbauten

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen werden auf Basis eines allgemeinen Grundaufbaus auf der Sondermaschine zur Spanbildungsanalyse verschiedene Versuchsmethoden genutzt. Bei der ersten handelt es sich um einen Reibungsversuch nach dem im Stand der Technik beschriebenen Prinzip von *Puls et al.* [Pul14]. Die weiteren Versuchsaufbauten sehen translatorische Orthogonalschnitte vor, um Kraftmessungen, Temperaturmessungen, Hochgeschwindigkeitsaufnahmen der Spanbildung sowie Visualisierungen der KSS-Verteilung auf der Spanfläche durchzuführen. Im Folgenden wird der Grundaufbau beschrieben, der sowohl für die Versuche zur Reibungscharakterisierung als auch für sämtliche Spanbildungsanalysen zum Einsatz kommt. Im Anschluss werden die einzelnen modifizierten Versuchsstände dargestellt und erläutert sowie die jeweils angewendeten Versuchspläne eingeführt.



**Abbildung 4.5:** Allgemeiner Versuchsaufbau zur grundlegenden Spanbildungsanalyse.

Der grundlegende Aufbau sieht vor, dass die Werkstoffprobe in einer Vorrichtung positioniert, gespannt und über den linearen Direktantrieb des Tisches relativ zum Werkzeug bewegt wird. Das Werkzeug wird im zugehörigen Werkzeughalter eingespannt, der wiederum im oben eingeführten Dynamometer positioniert und gespannt wird. Die Gesamtheit aus Dynamometer, Werkzeughalter und Werkzeug ist dann am Portal der Maschine mithilfe von Schrauben befestigt. Zur Realisierung eines bestimmten Spannungsquerschnitts ist das Werkzeug mithilfe der beiden Stellachsen relativ zum Werkstück positioniert, bevor die Beschleunigung des Tisches erfolgt. **Abbildung 4.5** zeigt den beschriebenen Aufbau. Bei jeglichen Spanbildungsversuchen, in allen Setups, die im Folgenden beschrieben werden, fanden Messungen und Auswertungen der mechanischen Werkzeugbelastungen statt.

Eine Vielzahl der Versuche dienten der Analyse der Schmierwirkung eines KSS. Um hierbei einen möglichst idealisierten Zustand der Penetration in die Kontaktzone von Span und Spanfläche zu erlangen, kommt eine Sonderform der Zuführung zum Einsatz. Dabei werden Taschen in Schnittrichtung in das Werkstück gefräst (Breite der Tasche  $b_N = 1$  mm; Länge der Tasche  $l_N = 8$  mm) und vor jedem Versuch mit Öl gefüllt (vgl. **Abbildung 4.10**). Im Zuge der Spanbildung stabilisiert sich ein Ölfilm in der Tasche und wird im weiteren Verlauf mit dem Span auf die Spanfläche getragen, wo ein Teil des Öls im Kontakt verbleibt.

#### 4.6.1 Reibungscharakterisierung unter zerspanungsähnlichen Bedingungen

Um den Reibungskoeffizienten unter Bedingungen zu charakterisieren, die denen in der Spanbildungszone ähnlich sind, wird in Reibungsuntersuchungen ein Hartmetallgrundkörper in einen Halter im Dynamometer eingespannt und dadurch unter einem Reibwinkel von  $\varphi_{\text{reib}} = 5^\circ$  gegenüber der Horizontalen angestellt. Die Werkstoffprobe, in diesem Fall als Gegenkörper bezeichnet, ist in der Werkstückspannvorrichtung auf dem Tisch positioniert und gespannt. Eine über die Versuchsreihe konstante Zustellung von  $a = 0,15$  mm zwischen den beiden Tribo-Partnern ist vor Beginn der Relativbewegung eingestellt. Während des Versuchs wird der Tisch mit dem Gegenkörper verfahren und kommt im Zuge dessen in Kontakt mit dem Hartmetallgrundkörper. Die Kontaktfläche des Hartmetallgrundkörpers ist mit der gleichen Oberflächenpräparation versehen wie die Spanflächen in den zugehörigen Zerspanungsuntersuchungen. Der Aufbau in der Maschine sowie die Eingriffsbedingungen sind in **Abbildung 4.6** dargestellt.

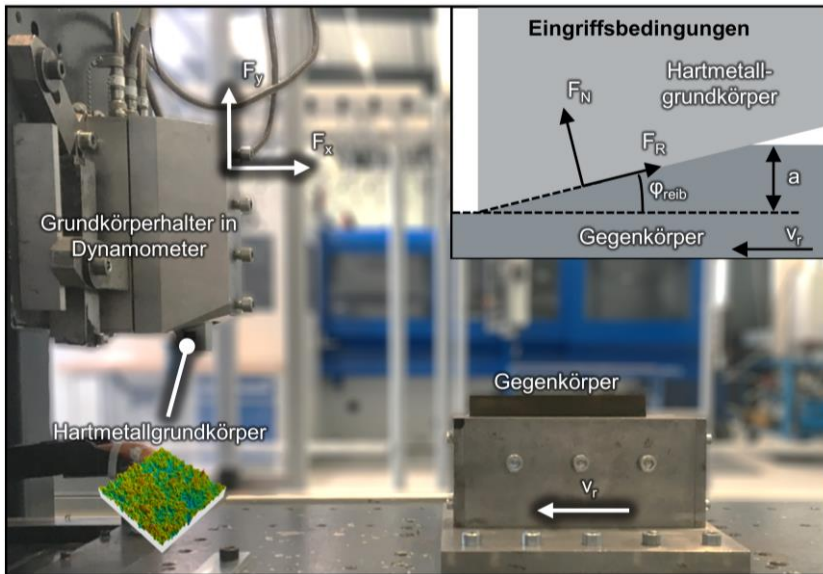
Beim Kontakt der beiden Tribo-Partner kommt es bewusst nicht zu einer Spanbildung, stattdessen gleitet der Gegenkörper unter hohem Druck an der Kontaktfläche des Grundkörpers entlang. Dabei werden die mechanischen Werkzeugbelastungen ( $F_x$  und  $F_y$ ) erfasst. Um aus ihnen auf die Belastungen in Reib- und Normalrichtung ( $F_R$  und

$F_N$ ) schließen zu können, muss der Reibwinkel berücksichtigt werden, wie in **Formel 4.1** und **Formel 4.2** beschrieben [Pul12]:

$$F_R = F_x \cos(\varphi_{\text{reib}}) - F_y \sin(\varphi_{\text{reib}}) \quad \text{Formel 4.1}$$

$$F_N = F_x \sin(\varphi_{\text{reib}}) + F_y \cos(\varphi_{\text{reib}}) \quad \text{Formel 4.2}$$

Aus den beiden Kräften ist es dann möglich, nach dem Reibungsmodell nach Coulomb (**Formel 2.5**) für jeden Einzelversuch den Reibungskoeffizienten zu berechnen.



**Abbildung 4.6:** Versuchsaufbau zur Reibungscharakterisierung unter zerspanungsähnlichen Bedingungen.

Aus der Literatur [Tif18] und Voruntersuchungen ist bekannt, dass die Relativgeschwindigkeit bei der Stahlzerspanung einen wesentlichen Einfluss auf die Reibung in der Spanbildungszone bzw. unter zerspanungsähnlichen Bedingungen nimmt. Da im Rahmen dieser Arbeit, insbesondere in Hinblick auf die Spanbildungssimulationen, der Fokus auf C45+N liegt, wurde die Relativgeschwindigkeit in den Reibungsversuchen auf insgesamt neun Stufen variiert, die **Tabelle 4.11** zu entnehmen sind. Da im Bereich niedriger Relativgeschwindigkeiten größere Unterschiede zu erwarten sind, werden die Versuchspunkte nicht äquidistant über das Relativgeschwindigkeitsintervall verteilt,

sondern nach einer Wurzelfunktion angeordnet. Die Zustellung  $a$  ist über die gesamte Versuchsreihe hinweg konstant. Darüber hinaus kommt neben C45+N auch Ti6Al4V als Werkstückmaterial zum Einsatz und das Zwischenmedium (trocken und *Blaser Vascomill MMS HDI*) variiert. Für den geschmierten Zustand ist der Grundkörper mit einer initialen Vollbenetzung versehen.

**Tabelle 4.11:** Versuchsplan einer einzelnen Versuchsreihe der Reibungsversuche unter zerspanungsähnlichen Bedingungen.

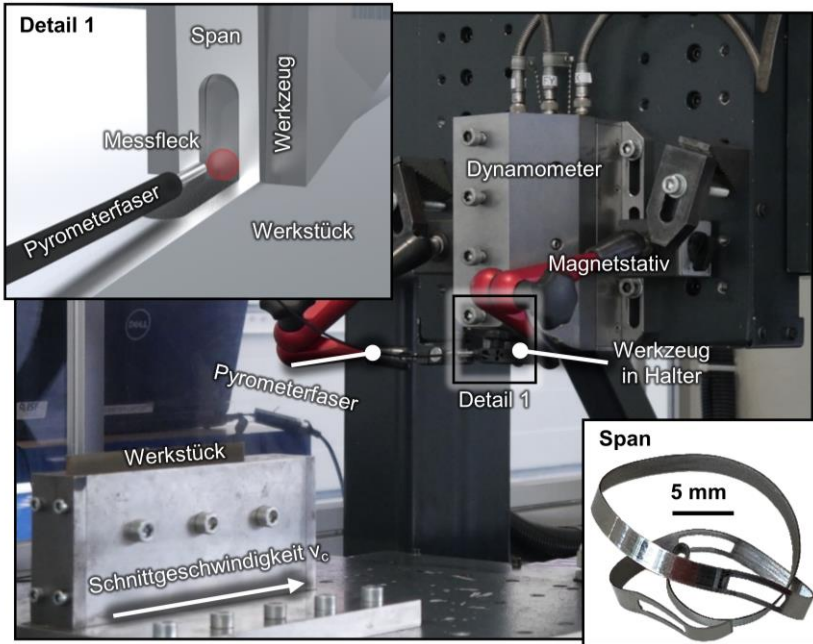
Versuchsnummer	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Relativgeschwindigkeit $v$ , in m/min	10	17	29	46	65	89	115	145	180
Zustellung $a$ in mm	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15

#### 4.6.2 Messung der Spanflächentemperatur

Die aus dem Stand der Technik bekannten Versuchsaufbauten zur Spanflächentemperaturmessung weisen die wesentlichen Nachteile auf, dass entweder keine Messung direkt auf der Spanfläche erfolgt, oder eine vollständige Schnittunterbrechung zur Freilegung der Spanfläche genutzt wird, sodass der Span zunächst zwischen Messgerät und Messobjekt verbleibt. Im ersten Fall werden die Temperaturen aufgrund örtlicher Unterschiede unterschätzt, im zweiten Fall aufgrund zeitlicher Unterschiede durch die Abkühlung bis zur gravitationsbedingten Evakuierung des Spans aus der Messstrecke. Im Rahmen dieser Arbeit wird eine neuartige Methode zur Spanflächentemperaturmessung entwickelt und dabei das Prinzip verfolgt, dass eine lokale temporäre Freilegung der Spanfläche die direkte Messung auf der Kontaktfläche erlaubt. Hierbei kommt es allerdings zu keiner Unterbrechung des Spanflusses, sodass Messungen bereits unmittelbar zu Beginn der Unterbrechung möglich sind. Das Einbringen von in Schnittrichtung orientierten Taschen in das Werkstück ermöglicht diese Vorgehensweise.

Um die Temperatur geeignet erfassen zu können, wird die Pyrometerfaser an einem wiederum von zwei Magnetstativen vor dem Werkzeug in Position gehalten sogenannten Spanleitblech fixiert. Dabei ist das Blech derartig zu positionieren und orientieren, dass das Ende der Pyrometerfaser nahezu orthogonal auf die Spanfläche weist und dennoch ausreichend Raum für das Passieren des Werkstücks vorhanden ist. Damit der sich einstellende Messfleck möglichst klein ist, wird das Spanleitblech so nah wie möglich an die Spanfläche gebracht und der Spalt gerade so klein gehalten, dass sich der Span ohne Kollision hindurchbewegen kann. Im konkreten Versuchsaufbau lässt sich ein Messfleckdurchmesser von  $d_{MF} \approx 0,8$  mm, dessen unterer Rand

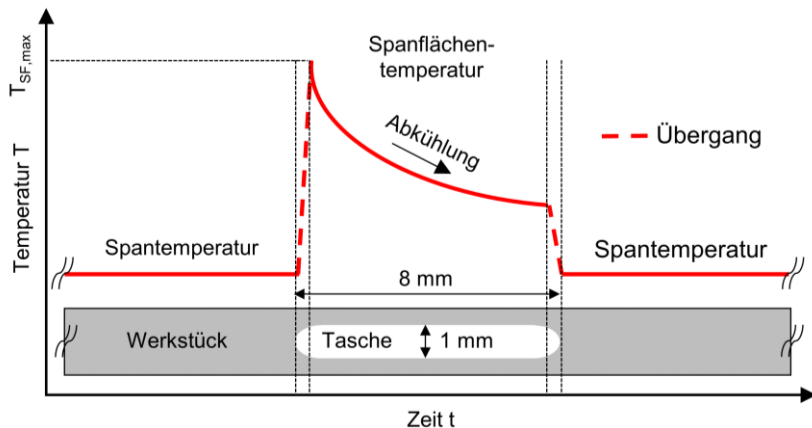
mit der Schneidkante abschließt, erreichen. Der gesamte Versuchsaufbau ist in **Abbildung 4.7** dargestellt, wobei das Spanleitblech aus Veranschaulichungsgründen in Detail 1 nicht dargestellt ist.



**Abbildung 4.7:** Versuchsaufbau zur Messung der Spanflächentemperatur.

Der Schnitt beginnt zunächst mit einem vollständigen Spanungsquerschnitt, um stationäre Temperaturen auf der Spanfläche zu erreichen. Im Rahmen von Voruntersuchungen wurde festgestellt, dass zur Erreichung dieses Zustands im analysierten Messbereich für das betrachtete Schnittgeschwindigkeitsintervall ein Schnittweg von mindestens  $l_c = 30$  mm notwendig ist. Während dieses Abschnittes liegt der Messfleck auf der Spanoberseite und erfasst dort die Temperatur. Sobald die erste Tasche das Werkzeug erreicht, reduziert sich der Spanungsquerschnitt lokal und es entsteht eine Unterbrechung im Span, welche die Spanfläche in ihrem Zentrum freilegt. In diesem Moment fällt die Wärmestrahlung von der Spanfläche in die Faser des Pyrometers. Ein exemplarischer Messschrieb ist in **Abbildung 4.8** gezeigt. Die Peak-Temperatur, unmittelbar nach der Unterbrechung durch die Tasche, entspricht annähernd der Temperatur während des Kontaktes. Es ist erkennbar, dass im weiteren

Verlauf die Temperatur aufgrund von primär konvektiver Wärmeübertragung in die Umgebung sinkt, bevor sich nach der Tasche wieder der vollständige Spanungsquerschnitt einstellt und der Messfleck die Optik der Spanoberseite erfasst.

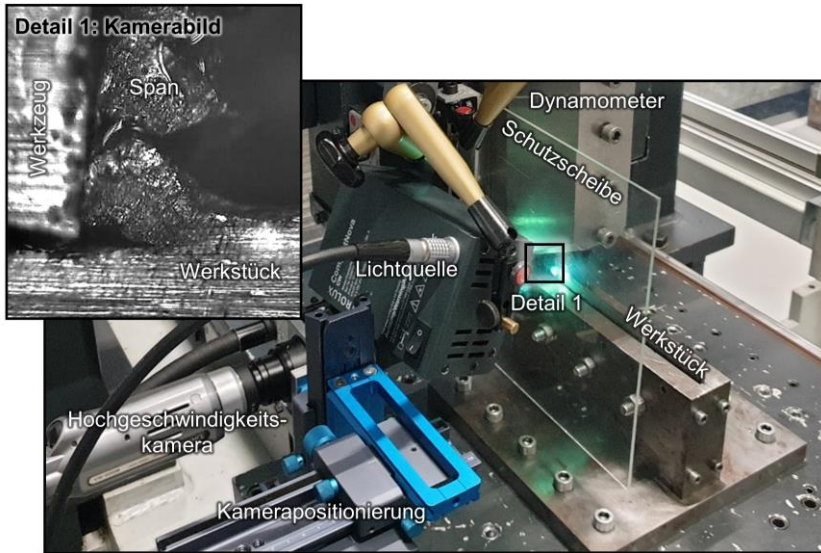


**Abbildung 4.8:** Schematischer Ablauf einer Spanflächentemperaturmessung

#### 4.6.3 Hochgeschwindigkeitsvideografie der Spanbildung unter variierendem Schmierungszustand

Um die Spanbildung, mit Blick auf das Verhalten in den Scherzonen aufnehmen zu können, wird ein entsprechendes Positioniersystem mit drei translatorischen Achsen, wie in **Abbildung 4.9** gezeigt, auf einem dafür vorgesehenen Balken, der parallel zur Schnitttrichtung verläuft, montiert. Dieses Positioniersystem trägt wiederum die Hochgeschwindigkeitskamera und lässt sich somit dazu nutzen, den Bildausschnitt und die Fokusebene einzustellen. Dabei ist sicherzustellen, dass der Fokus primär auf dem Werkstück bzw. dem Span liegt. Auch das Werkzeug sollte ausreichend fokussiert sein, um nicht durch eine Tiefenunschärfe die benachbarten Komponenten in der Videoaufnahme zu beeinträchtigen. Ein repräsentatives Kamerabild der Spanbildungszone ist in Detail 1 von **Abbildung 4.9** dargestellt. Die externe Lichtquelle wird für die Versuche möglichst orthogonal auf die relevante Zone ausgerichtet.

Um eine Beschädigung der Kamera, und insbesondere des Objektivs, durch umherfliegende Späne oder Werkzeugausbrüche zu vermeiden, wird eine entsprechende Schutzscheibe zwischen Kamera und Spanbildungszone platziert. Diese besteht aus Acrylglas und führt in unbeschädigtem Zustand zu keinerlei Beeinträchtigung der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen.



**Abbildung 4.9:** Versuchsaufbau zur Hochgeschwindigkeitsvideografie der Spanbildung.

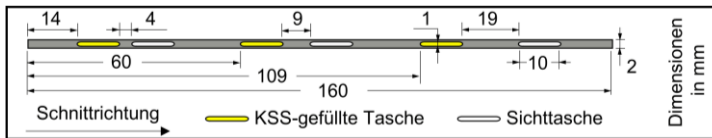
#### 4.6.4 Visualisierung der KSS-Verteilung auf der Spanfläche

Auf dem in Abschnitt 4.6.2 bereits beschriebenen Prinzip zur Erzielung einer Zugänglichkeit der Spanfläche für die Temperaturmessung, basiert auch die im Folgenden erläuterte, neuartige Methode zur Visualisierung der KSS-Verteilung im Kontakt von Span und Spanfläche. Wie zuvor erläutert, dienen fluid-gefüllte Taschen der Zuführung des KSS. Um den KSS sichtbar zu machen, ist er mit einem fluoreszierenden Farbstoff vom Typ *Coumarin 153* ( $C_{16}H_{14}F_3NO_2$ ) der *TCI Deutschland GmbH* angereichert, dessen Eigenschaften in **Tabelle 4.12** aufgeführt sind. Dieser Farbstoff beeinträchtigt die Schmierung durch den KSS nicht. Um die Fluoreszenz im Farbstoff und damit im KSS anzuregen, wird dieser mit der oben eingeführten Laserdiode bestrahlt.

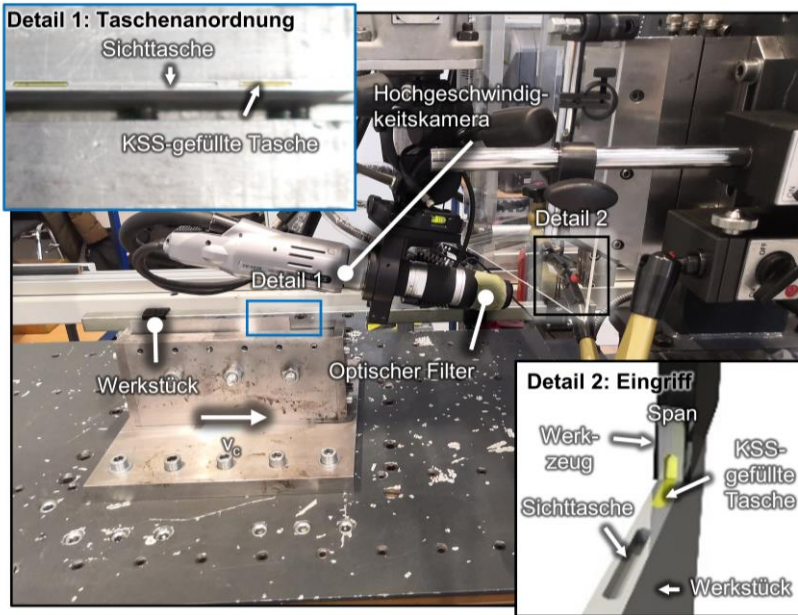
**Tabelle 4.12:** Eigenschaften des Fluoreszenzfarbstoffs.

Eigenschaft	Coumarin 153
Molekulargewicht $M_{\text{Coumarin}}$ in g/mol	309,28
Anregungswellenlänge $\lambda_{\text{an}}$ in nm	419 ... 425
Emissionswellenlänge $\lambda_{\text{em}}$ in nm	521 ... 605
Schmelzpunkt $T_m$ in °C	163 ... 168

Hinter jeder KSS-gefüllten Tasche befindet sich in einem definierten Abstand eine leere Tasche im Werkstück. Diese dient dazu, nach einem gewissen Schnittweg auf die Penetration des KSS folgend, eine Zugänglichkeit der Spanfläche für eine Messung zu erreichen. Die Anordnung der Taschen für die Versuche unter Variation des Abstandes zwischen Penetration und Messung (4 mm; 9 mm; 19 mm) ist in **Abbildung 4.10** dargestellt.

**Abbildung 4.10:** Werkstückgestaltung für Versuche zur KSS-Visualisierung im Spanflächenkontakt.

Die Messung erfolgt mithilfe der oben eingeführten Hochgeschwindigkeitskamera. Wie **Abbildung 4.11** zu entnehmen ist, wird diese orthogonal auf die Spanfläche ausgerichtet.



**Abbildung 4.11:** Versuchsaufbau zur Visualisierung der KSS-Verteilung im Span-Spanflächenkontakt.

Zudem ist vor das Objektiv der Kamera ein optischer Bandpassfilter *Thorlabs MF530-43* montiert, der lediglich von Strahlung der Wellenlänge passiert werden kann, die das fluoreszierende Medium emittiert. Hierzu weist der Filter eine zentrale Wellenlänge von  $CWL = 530 \text{ nm}$  sowie eine Bandbreite von  $BW = 43 \text{ nm}$  auf. Entsprechend ist in der späteren Videoaufnahme lediglich der Bereich zu sehen, in dem sich KSS befindet. Mithilfe dieser Methode ist es schließlich möglich, nach verschiedenen Schnittpunkten hinter der Penetration des KSS in die Kontaktzone dessen dortige Verteilung zu charakterisieren. In Kombination mit zeitlich synchronisierten Kraftmessungen können auf diesem Weg Rückschlüsse auf die Wirkmechanismen und die Lebensdauer einer fluidbasierten Schmierung in der Spanbildungszone gezogen werden.

## 5 Experimentelle Untersuchungsergebnisse

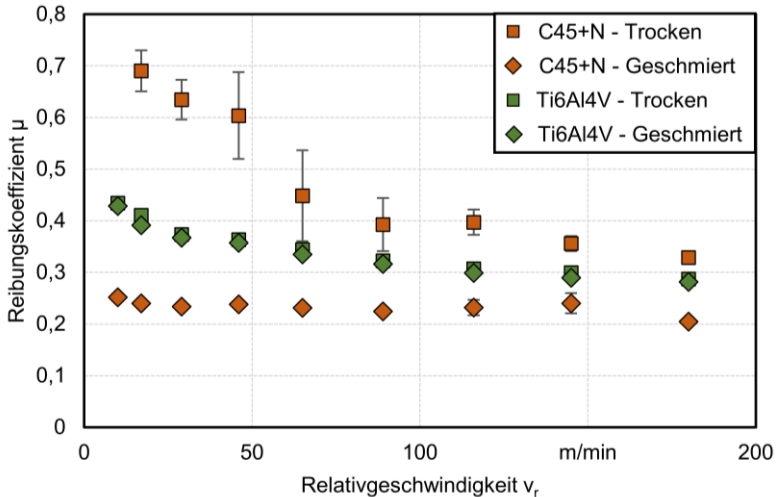
Der folgende Abschnitt beschreibt und analysiert die im Zuge der experimentellen Untersuchungen generierten Ergebnisse. Dabei stehen zunächst die Ergebnisse der Reibungscharakterisierungen unter zerspanungsähnlichen Bedingungen im Fokus. Die Ergebnisdarstellung und -analyse der Spanbildungsuntersuchungen beginnt darauffolgend mit den Messungen der Spanflächen- und Spanoberseitentemperaturen im Orthogonalschnitt. Es folgt der Abschnitt zur Spanbildungsanalyse unter Schmierung bei geringen Schnittgeschwindigkeiten. Im Zuge dessen werden die mechanischen und thermischen Belastungen, die Spanbildung, die KSS-Verteilung auf der Spanfläche und damit eng verknüpft die Kontaktlänge von Span- und Spanfläche sowie die resultierende Oberflächenqualität des Werkstücks und die tribologischen Änderungen am Werkzeug betrachtet. Als Referenz dient dabei stets die Trockenbearbeitung unter ansonsten gleichen Bedingungen. Dabei wird anhand weiterführender Versuche untersucht, unter welchen Bedingungen der LAE auftritt und welchen Anteil an der Schmierung er im Vergleich zur direkten Schmierung zwischen Span und Spanfläche aufweist. Im weiteren Verlauf werden die Einflüsse der Schnittgeschwindigkeit sowie verschiedener KSS untersucht. Letztendlich schließt eine Potenzialstudie zur Anwendung der Quasikristalle als Festkörperadditiv in KSS für die spanende Fertigung das Kapitel ab.

Im Sinne einer statistischen Absicherung der generierten Versuchsergebnisse findet jeder einzelne Versuch, in Abhängigkeit der auftretenden Schwankungen, zwischen zwei und fünf Mal statt. Darüber hinaus werden, wenn immer möglich, mehrere Einzelmessungen in einem Versuch berücksichtigt. Dies erfolgt beispielweise, indem mehrere Taschen zur Temperaturmessung oder KSS-Penetration in ein Werkstück eingebracht werden, sodass sich in einem einzelnen Schnitt mehrere Messwerte für ein zeitlich begrenztes Phänomen erfassen lassen. Abgesehen von Einzelmessschrieben stellen die im Text befindlichen und in Diagrammen visualisierten Werte das arithmetische Mittel der Einzelmesswerte dar. Dies wird anhand entsprechender Fehlerindikatoren mit dargestellt und im Falle von Auffälligkeiten kritisch diskutiert. Die Fehlerindikatoren geben dabei die maximale und minimale Abweichung eines Einzelmesswertes aus allen für die Mittelwertbildung herangezogen Messwerten an.

### 5.1 Reibungscharakterisierung unter zerspanungsähnlichen Bedingungen

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Reibungskoeffizienten-Charakterisierung unter zerspanungsähnlichen Bedingungen dargestellt und diskutiert. **Abbildung 5.1** stellt dazu die Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit der Relativgeschwindigkeit für C45+N und Ti6Al4V jeweils für den trockenen und den geschmierten Zustand mit nassstrahlgespanter Kontaktfläche des Hartmetall-

Grundkörpers dar. Für C45+N zeigen sich im trockenen Kontakt bei niedrigen Relativgeschwindigkeiten hohe Reibungskoeffizienten im Bereich von  $\mu = 0,6 \dots 0,7$  und damit im Grenzbereich der Reibung. Hier liegt vermutlich zu einem wesentlichen Teil eine Reibung vergleichbar mit der Haftzone im Span-Spanflächenkontakt vor, die dadurch geprägt ist, dass es zu Anhaftungen des Materials im Kontakt und in der Folge zu einem inneren Gleiten in der Randzone des Gegenkörpers kommt.



<b>Grundkörper:</b>	K40 UF (NSS)	<b>Zwischenmedium:</b>	Variiert
<b>Gegenkörper:</b>	C45+N	<b>Zustellung:</b>	$a = 0,15 \text{ mm}$
<b>Reibwinkel:</b>	$\varphi_{\text{reib}} = 5^\circ$	<b>Relativgeschwindigkeit:</b>	$v_r = \text{variiert}$

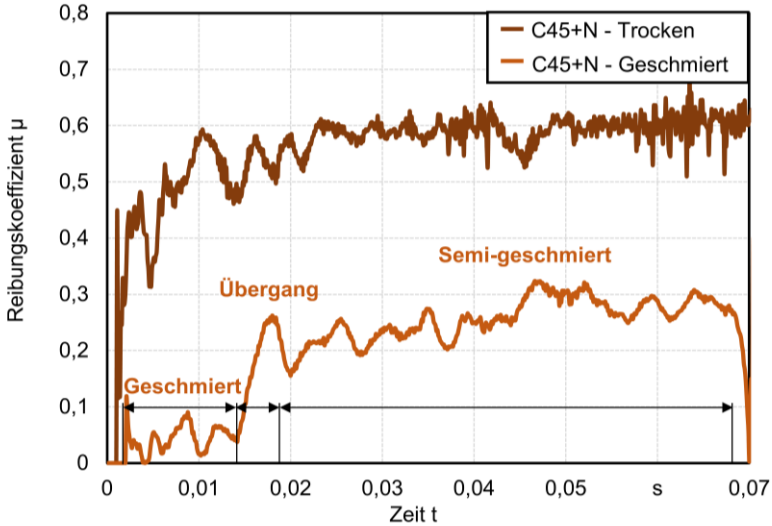
**Abbildung 5.1:** Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit von Werkstoff, Zwischenmedium (trocken sowie Blaser *Vascomill MMS HD1*) und Relativgeschwindigkeit.

Für die sehr geringe Relativgeschwindigkeit von  $v_r = 10 \text{ m/min}$  treten aufgrund der hohen Reibbelastung sogar Brüche des Grundkörpers auf, sodass für diesen Versuchspunkt im Trockenen keine belastbaren Ergebnisse vorliegen. Mit zunehmender Relativgeschwindigkeit sinkt der Reibungskoeffizient zunächst signifikant, was auf zunehmende Temperaturen in Folge der steigenden Reibleistung sowie verkürzte Kontaktzeiten zurückzuführen ist. Beides reduziert die Tendenz zu adhäsiven Materialanhaftungen. Zudem sorgt eine höhere Kontakttemperatur dafür, dass der auf mechanischer Interaktion zwischen den Oberflächentopografien der Reibpartner basierende Reibungsanteil aufgrund von thermischer Entfestigung des Gegenkörpers abnimmt. Dies wird im weiteren Verlauf des Abschnittes anhand von

mikroskopischen Aufnahmen der Grundkörperoberflächen nach dem Reibungskontakt weitergehend analysiert. Ab einer Relativgeschwindigkeit von  $v_r = 89$  m/min liegt der Reibungskoeffizient auf einem mehr oder weniger konstanten Niveau. Die drei beschriebenen Reibungsregime in Abhängigkeit der Relativgeschwindigkeit bestätigen Erkenntnisse aus der Literatur [Abd11]. Insbesondere im Übergang von den sehr hohen Reibungskoeffizienten zu dem konstanten Bereich treten aufgrund der Änderungen in den Reibungsmechanismen deutlich größere Schwankungen des Reibungskoeffizienten auf, was anhand der eingezeichneten Fehlerbalken erkennbar ist. Der gemessene Verlauf des Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit der Relativgeschwindigkeit konnte in ähnlicher Form von anderen Wissenschaftlern mit verschiedenen Sondertribometern bestätigt werden [Ben12, Rec13, Pul12]. *Rech et al.* identifizierten in ihrer Studie ein insgesamt etwas geringeres Niveau an Reibungskoeffizienten für C45 im Kontakt mit Hartmetall, was allerdings darauf zurückzuführen ist, dass TiN-beschichtete Hartmetallgrundkörper zum Einsatz kamen und diese Beschichtung eine Reibungsminderung im Vergleich zum Hartmetall mit sich bringt [Pul12, Vol24].

Wie **Abbildung 5.2** exemplarisch anhand eines Versuches für C45+N mit einer Relativgeschwindigkeit von  $v_r = 29$  m/min zeigt, tritt in den Versuchen unter Verwendung des MMS-Öls (*Vascomill MMS HD1*) zu Beginn eines jeden Versuches in Folge einer hydrodynamischen Schmierung ein signifikant reduzierter Reibungskoeffizient ( $\mu < 0,1$ ) auf. Im weiteren Verlauf der Messungen steigt der Reibungskoeffizient an ( $\mu \approx 0,2 \dots 0,3$ ) verbleibt jedoch im Vergleich zur Trockenreibung auf einem signifikant reduzierten Niveau. Es ist zu vermuten, dass die hydrodynamische Schmierung zu diesem Zeitpunkt nicht mehr wirkt, sich jedoch eine reibungsreduzierende Schicht aus tribo-chemischen Reaktionsprodukten (Eisensulfid/Eisendisulfid) auf dem Grundkörper gebildet hat, die bis zum Ende des Reibungskontaktes erhalten bleibt [Min14]. Für die Auswertung wird jeweils der gesamte Messbereich ausgewertet. *Cabanettes et al.* konnten mit einem alternativen Tribometer, das eine kontinuierliche Versorgung des Kontaktes mit einem Schmierstoff ermöglicht, über längere Reibwege gegenüber dem Trockenkontakt reduzierte Reibungskoeffizienten ermitteln [Cab16]. Der Vergleich in **Abbildung 5.1** zeigt über das gesamte Relativgeschwindigkeitsintervall für den geschmierten Zustand signifikant geringere Reibungskoeffizienten. Dabei ist kein Einfluss der Relativgeschwindigkeit auf den Reibungskoeffizienten im geschmierten Zustand erkennbar, da es zu einer teilweisen Trennung der Reibpartner kommt, was insbesondere adhäsive Reibungsanteile deutlich reduziert, aus denen zuvor der Relativgeschwindigkeitseinfluss für den trockenen Kontakt hergeleitet wurde. Dies führt dazu, dass der Unterschied zwischen trockener und geschmierter Reibung hin zu hohen Relativgeschwindigkeiten, bei denen auch die Trockenreibung unter geringerem

Widerstand abläuft als bei niedrigen Relativgeschwindigkeiten, abnimmt. Insgesamt sind für den geschmierten Zustand aufgrund der Homogenisierung der Reibung nahezu keine statischen Schwankungen des Reibungskoeffizienten über die Versuchswiederholungen festzustellen.



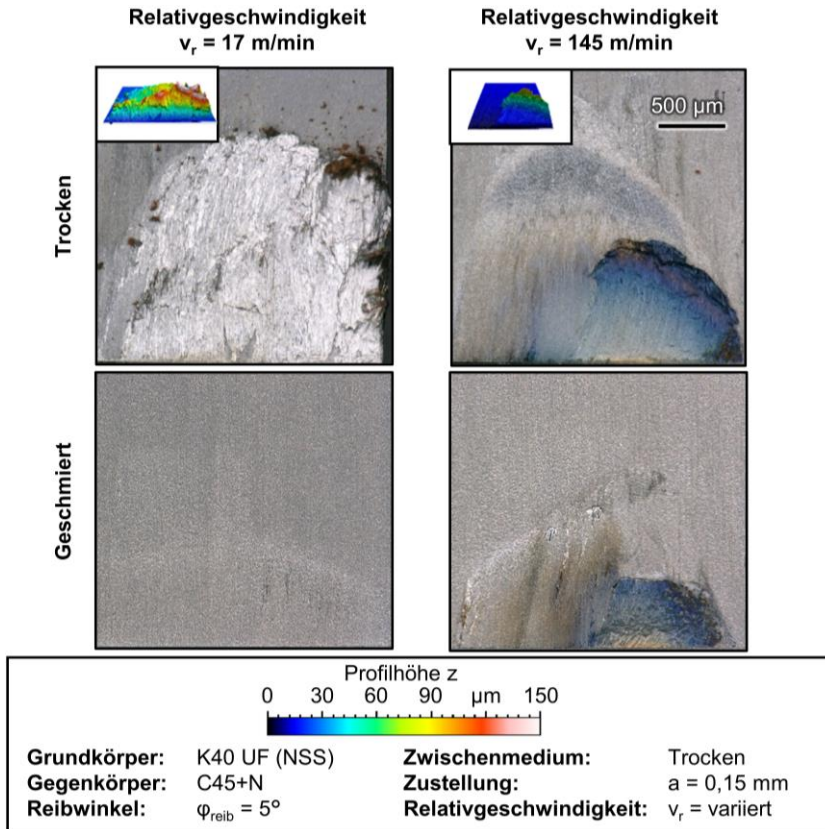
<b>Grundkörper:</b>	K40 UF (NSS)	<b>Zwischenmedium:</b>	Variiert
<b>Gegenkörper:</b>	C45+N	<b>Zustellung:</b>	$a = 0,15 \text{ mm}$
<b>Reibwinkel:</b>	$\varphi_{\text{reib}} = 5^\circ$	<b>Relativgeschwindigkeit:</b>	$v_r = 29 \text{ m/min}$

**Abbildung 5.2:** Reibungskoeffizientenverläufe bei variierendem Zwischenmedium (trocken und Blaser Vascomill MMS HD1)

Im Falle von Ti6Al4V liegen die Reibungskoeffizienten bei den niedrigsten Relativgeschwindigkeiten ( $v_r = 10 \dots 17 \text{ m/min}$ ) im Bereich von  $\mu = 0,41 \dots 0,43$  und nehmen über das gesamte Relativgeschwindigkeitsintervall leicht ab, um bei  $v_r = 180 \text{ m/min}$  schließlich einen mittleren Wert von  $\mu = 0,29$  zu erreichen. Dies lässt sich dadurch erklären, dass dieser Werkstoff stärker als C45+N zu Materialanhaftungen an Hartmetall neigt und dieses Verhalten auch bei höheren Relativgeschwindigkeiten zeigt. Die gegenüber C45+N (oder vergleichbaren Stahlwerkstoffen) geringeren Reibungskoeffizienten von Ti6Al4V im Kontakt zu Hartmetall unter zerspanungsähnlichen Bedingungen wurden in Studien von verschiedenen anderen Forschenden beobachtet [Cou20, Mei17]. Die Werte für den geschmierten Kontakt von Ti6Al4V und dem Hartmetallgrundkörper sind nahezu identisch mit denen des

trockenen Kontaktes und folgen dem gleichen Verlauf in Abhängigkeit der Relativgeschwindigkeit. Die insgesamt leichte Abnahme gegenüber der trockenen Reibung liegt im Bereich der Messungenauigkeit. Im Vergleich zu C45+N hat das MMS-Öl also nahezu keinen Einfluss auf den Reibungskontakt. *Courbon et al.* sind im Zuge von Tribometeruntersuchungen unter zerspanungs-ähnlichen Bedingungen für die beiden Werkstoffe im Kontakt mit einem Hartmetallgrundkörper zu einem ähnlichen Ergebnis gekommen. Die Autoren dieser Studie führen dies auf den adhäsiven Charakter der Titanlegierung zurück, der dafür sorgt, dass nahezu der gesamte Kontakt zum Grundkörper durch Anhaftungen und ein inneres Gleiten in der Randzone des Gegenkörper geprägt ist. Dies unterbindet die Möglichkeit der Penetration des Schmierstoffes in die Kontaktzone [Cou20]. Die gleiche Erkenntnis wurde an verschiedenen Tribometern von *Sterle et al.* gewonnen, die ausführen, dass es im intensiven Kontakt von Titan und Hartmetall zu Diffusionen von Kohlenstoff aus dem Wolframkarbid kommt. In der Folge bildet sich Titankarbid, was zu einer chemischen Adhäsion zwischen den beiden Wirkpartnern führt, woraus die signifikanten Materialanhaftungen resultieren [Ste19]. Diese Erklärung ist unmittelbar auf die hier vorliegenden Ergebnisse zu übertragen und erklärt den vernachlässigbaren Unterschied in den Reibungskoeffizienten von Ti6Al4V im trockenen und geschmierten Kontakt zum Hartmetallgrundkörper. Insgesamt weisen die Versuche an Ti6Al4V eine sehr gute Reproduzierbarkeit im Sinne von geringen Schwankungen über die Versuchswiederholungen auf. Allerdings ist es fraglich, ob hier eine Übertragbarkeit auf die Spanbildungszone besteht. Dies ist insbesondere darauf zurückzuführen, dass Titanlegierungen zur Ausbildung einer geringen Span-Spanflächen-Kontaktlänge neigen wodurch es zu sehr hohen Kontaktnormalspannungen ( $\sigma_N \approx 1,5 \dots 3 \text{ GPa}$ ) kommt. Diese Kontaktnormalspannungen werden im Zuge von Tribometerversuchen nicht erreicht [Mei17].

Um die Unterschiede bezüglich der Reibungsmechanismen im trockenen sowie im geschmierten Kontakt zwischen C45+N und dem Hartmetall besser zu verstehen, die sich in Abhängigkeit der Relativgeschwindigkeit ergeben, wurden die Anhaftungen an den Grundkörpern verglichen, wobei zwei charakteristische Fälle in **Abbildung 5.3** dargestellt sind. Dabei dienen sowohl Aufnahmen eines Auflichtmikroskops (*Keyence VHX-5000*) als auch Topografieaufnahmen (Konfokalmikroskop *NanoFocus μsurf C*), die mithilfe eines Konfokalmikroskops angefertigt wurden, zum Vergleich für die Relativgeschwindigkeiten  $v_r = 17 \text{ m/min}$  und  $v_r = 145 \text{ m/min}$ .



**Abbildung 5.3:** Anhaftungsmorphologie an den Hartmetallgrundkörpern in Abhängigkeit der Relativgeschwindigkeit und dem Zwischenmedium (trocken und Blaser Vascomill MMS HD1) nach den Reibungsversuchen an C45+N.

Die Anhaftung, die sich im Versuch mit geringer Relativgeschwindigkeit gebildet hat, bedeckt die gesamte Kontaktfläche und weist eine grau-silbrige Farbe sowie ein unregelmäßiges Höhenprofil mit ausgeprägten Spitzen auf. Im Falle der hohen Relativgeschwindigkeit hat sich eine flache Werkstoffschuppe gebildet, die zur Hälfte am Grundkörper erhalten ist und in Reibrichtung nur einen Teil der Kontaktfläche bedeckt. In der lichtmikroskopischen Aufnahme ist zu erkennen, dass das Material deutliche Anlassfarben (blau und rot-braun) aufweist. Dies deutet darauf hin, dass es zu temperaturbedingten Oxidationen gekommen ist [Ais16]. Letztere weichen in ihren Eigenschaften von Oxiden ab, die sich ohne Last bei Raumtemperatur auf den

Oberflächen einstellen. Aufgrund der erhöhten Relativgeschwindigkeit sowie der in der Folge erhöhten Temperatur, kommt es zu einer signifikanten Abnahme der Anhaftungstendenz, da die Kontaktzeit für die zeitabhängige Adhäsion verkürzt und die Rekristallisationstemperatur des Materials überschritten wird, was kaltverfestigte Materialanhaftungen verhindert.

Im Unterschied zu niedrigen Relativgeschwindigkeiten tritt in der Folge offensichtlich direkter Kontakt zwischen den Reibpartnern auf. Diese im Wesentlichen durch die mechanische Interaktion der Oberflächentopografien geprägte Reibung läuft offensichtlich unter geringerem Widerstand ab als die adhäsive Reibung. In den Bereichen, in denen es dennoch zu Materialablagerungen kommt, führen die höheren Temperaturen dazu, dass diese stark plastifiziert und eingeebnet werden. Es ist zu vermuten, dass der Werkstoff in einem sehr dünnen Layer sogar aufschmilzt. Möglicherweise verringert dies im weiteren Reibverlauf den Widerstand gegen die Relativbewegung, da das Material auf dem flüssigen Film gleitet [Pul14].

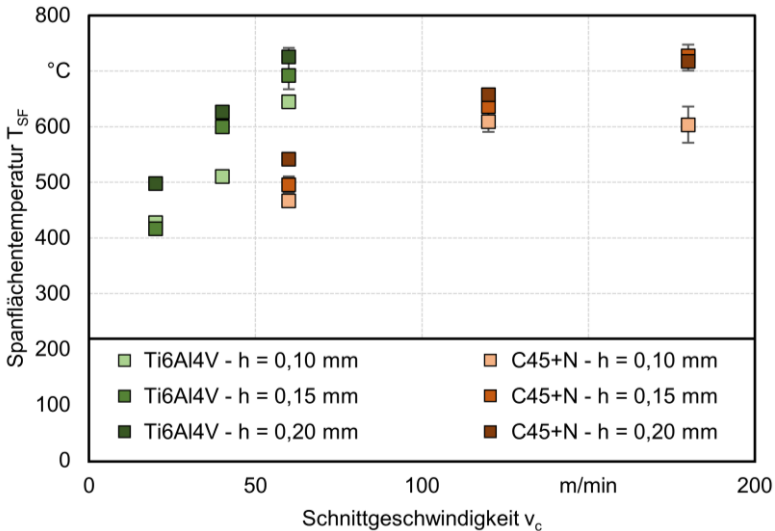
Das Zwischenmedium zeigt insbesondere bei der geringen Relativgeschwindigkeit einen signifikanten Einfluss auf das Anhaftungsverhalten: es ist nahezu keine Anhaftung festzustellen. Die hydrodynamische Schmierung sowie die Tribo-Schicht führen dazu, dass nahezu keine adhäsive Reibung auftritt. Im Falle der hohen Relativgeschwindigkeit bildet sich am Ende des Kontaktes, ähnlich wie im Trockenem, eine oxidierte Werkstoff-Schuppe. Vermutlich kann aufgrund der hohen Temperaturen, der Schmierstoff in diesem Bereich nur begrenzt wirken. Für Ti6Al4V zeigen die Aufnahmen der Anhaftungen kein nachvollziehbares Verhalten, das durch unsystematische Unterschiede gekennzeichnet ist.

Für C45+N zeigen die Reibungsversuche nachvollziehbare Ergebnisse, die sich mit den Erwartungen decken und in Bezug auf den Relativgeschwindigkeitseinfluss die Zusammenhänge in der Spanbildungszone nachahmen. Zwar stimmen auch die Beobachtungen bezüglich des Reibungsverhaltens von Ti6Al4V sehr gut mit bisherigen Erkenntnissen aus der Literatur überein, allerdings ist kritisch zu hinterfragen, aus welchem Grund die Reibungskoeffizienten im Fall von Ti6Al4V (siehe **Abbildung 5.1**) trotz des ausgeprägt adhäsiven Verhaltens im Vergleich zu C45 so gering sind. *Gregorio et al.* geben für den Kontakt von Titan und Hartmetall in der Spanbildungszone deutlich höhere Werte im Bereich von  $\mu \approx 0,6 \dots 0,7$  an [Gre19].

Neben dem technologisch-wissenschaftlichem Erkenntnisgewinn zum Reibungsverhalten der untersuchten Werkstoffe unter zerspanungsähnlichen Bedingungen dienen die Ergebnisse dazu, empirische Reibungsmodelle für numerische Spanbildungssimulationen zu parametrieren. Dies erfolgt in Abschnitt 6 und beschränken sich auf C45+N als Versuchswerkstoff.

## 5.2 Messung der Temperaturen in der Spanbildungszone

Die Werkzeugtemperaturen in der spanenden Fertigung bestimmen wesentlich das tribologische Verhalten zwischen Span und Spanfläche. Im Folgenden stehen Untersuchungsergebnisse von Messungen der Spanflächentemperatur sowie der Spanoberseitentemperatur im Fokus, die nach der oben eingeführten neuartigen Methode bestimmt werden. Dazu können aus **Abbildung 5.4** die gemessenen Spanflächentemperaturen unter Variation der Spanungsdicke sowie der Schnittgeschwindigkeit für Orthogonalschnittversuche an C45+N und Ti6Al4V mit einem nasstrahlgespannten Werkzeug entnommen werden.



<b>Werkzeug:</b>	K40 UF (NSS)	<b>Kühlschmierstoff:</b>	Trocken
<b>Werkstück:</b>	Variiert	<b>Spanungsdicke:</b>	$h = \text{variiert}$
<b>Spanwinkel:</b>	$\gamma = 0^\circ$	<b>Schnittgeschwindigkeit:</b>	$v_c = \text{variiert}$

**Abbildung 5.4:** Spanflächentemperaturen in Abhängigkeit von Werkstoff, Schnittgeschwindigkeit und Spanungsdicke.

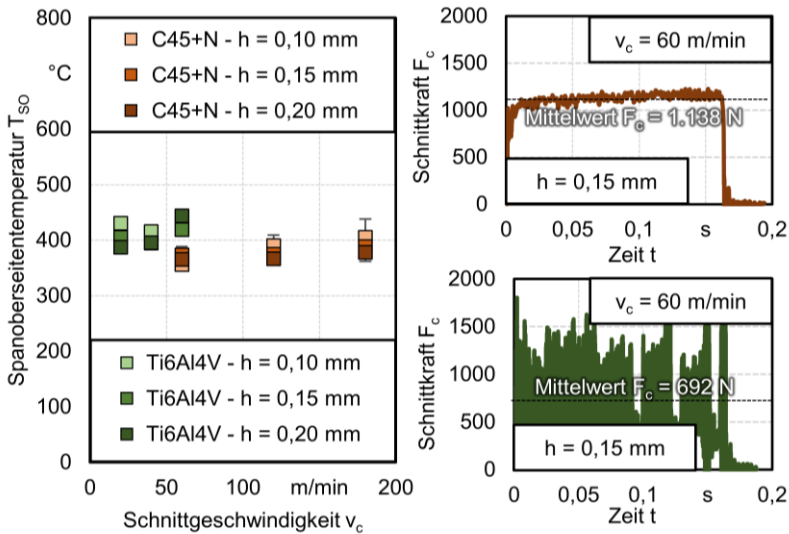
Es ist zu beobachten, dass die Temperatur mit steigender Schnittgeschwindigkeit in allen betrachteten Szenarios ansteigt. Dies ist auf die mit der Schnittgeschwindigkeit ansteigende Schnittleistung  $P_c$ , die sich aus dem Produkt mit der Schnittkraft berechnet, zurückzuführen ( $P_c = v_c \cdot F_c$ ). Der Schnittgeschwindigkeitseinfluss ist in Bezug auf die Spanflächentemperaturen dominierend, allerdings stellt sich in den meisten Fällen ebenfalls ein Anstieg der Spanflächentemperatur mit steigender Spanungsdicke ein,

was auf die zunehmende Kontaktlänge sowie höhere Zerspankräfte in Folge eines vergrößerten Spanungsquerschnitts zurückzuführen ist, was zu mehr plastischer Arbeit und in der Folge mehr dissipierter Wärme führt. Durch eine zunehmende Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche erhöht sich die reibungsbedingte Wärme, die im Zuge der Spanbildung entsteht und primär über den Span sowie die Spanfläche des Werkzeugs abgeführt wird. Dieser vergrößerte Wärmestrom erhöht die Temperatur. Für C45+N liegt die Spanflächentemperatur für die kleinste Schnittgeschwindigkeit ( $v_c = 60$  m/min) und die geringste Spanungsdicke ( $h = 0,1$  mm) bei  $T_{SF} = 467$  °C und steigt durch die überlagerten Einflüsse der beiden Schnittwerte für die maximale Schnittgeschwindigkeit und die mittlere Spanungsdicke ( $v_c = 180$  m/min;  $h = 0,15$  mm) auf  $T_{SF} = 728$  °C. Im Falle von Ti6Al4V liegt der Minimalwert bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min und der mittleren Spanungsdicke von  $h = 0,15$  mm bei  $T_{SF} = 417$  °C und für die maximalen Schnittwerte ( $v_c = 60$  m/min;  $h = 0,2$  mm) bei  $T_{SF} = 725$  °C. Insgesamt zeigt sich eine gute Reproduzierbarkeit mit geringer Messwertstreuung der Spanflächentemperaturmessungen. Lediglich bei der höchsten Schnittgeschwindigkeit sind größere Schwankungen festzustellen. Dies ist vermutlich auf die höhere Dynamik im Maschinensystem zurückzuführen, was zu Schwankungen der Messfleckposition während des Schnitts führt.

Für die Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 60$  m/min ist ein Vergleich der Temperaturniveaus für die beiden untersuchten Werkstoffe möglich. Die Spanflächentemperatur für Ti6Al4V liegt bei dieser Schnittgeschwindigkeit im Durchschnitt um  $\sim 37$  % höher als für C45+N. Aus der Literatur ist bekannt, dass verschiedene Temperaturen in der Spanbildungszone bei der Zerspanung von Titanlegierungen bis zu 2,2-Mal so hoch sein können wie bei der Zerspanung von Stählen [Pim21]. Dies wird im Wesentlichen darauf zurückgeführt, dass die Wärmeleitfähigkeit von C45+N um Faktor sechs höher ist als von Ti6Al4V (vgl. **Tabelle 4.4**). Dadurch finden im direkten Vergleich bei der Zerspanung der Titanlegierung signifikant weniger Wärmeabfuhr über den Span bzw. ein deutlich größerer Wärmeeintrag in das Werkstück statt. Dies führt zu einem erhöhten Wärmestrom in das Werkzeug, insbesondere über die Spanfläche, was schließlich in der hohen Spanflächentemperatur mündet.

Die Spanoberseitentemperaturen, die in **Abbildung 5.5** dargestellt sind, bleiben von den Schnittwerten weitestgehend unbeeinflusst und liegen für C45+N im Bereich zwischen  $T = 350 \dots 400$  °C. Im Falle von Ti6Al4V stellen sich etwas höhere Spanoberseitentemperaturen ein, wie insbesondere an den Vergleichspunkten mit der Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 60$  m/min erkennbar ist. Dies verdeutlicht, dass nicht ausschließlich die niedrige Wärmeleitfähigkeit von Ti6Al4V zu den im Vergleich höheren Spanflächentemperaturen führt, da auch der Span höhere Temperaturen aufweist. Die Analyse der mechanischen Werkzeugbelastungen, die anhand zweier

exemplarischer Kraft-Zeit-Schriebe in **Abbildung 5.5** für die beiden Werkstoffe dargestellt ist, erklärt dieses Verhalten. Zwar liegt der Mittelwert der Schnittkraft für C45+N (oben) auf einem signifikant höheren Niveau als für Ti6Al4V (unten), allerdings ist der Zerspanungsvorgang bei Ti6Al4V aufgrund der Spansegmentierung durch eine ausgeprägte Dynamik gekennzeichnet, wie anhand des Diagramms erkennbar ist. Durch die Schwingungen wird signifikant zusätzliche Energie in die Spanbildungszone eingeleitet, was zu der im Vergleich zu C45+N höheren Temperatur führt.



<b>Werkzeug:</b>	K40 UF (NSS)	<b>Kühlschmierstoff:</b>	Trocken
<b>Werkstück:</b>	Variiert	<b>Spanungsdicke:</b>	$h =$ variiert
<b>Spanwinkel:</b>	$\gamma = 0^\circ$	<b>Schnittgeschwindigkeit:</b>	$v_c =$ variiert

**Abbildung 5.5:** Spanoberseitentemperatur in Abhängigkeit von Werkstoff, Schnittgeschwindigkeit und Spanndicke und exemplarische Kraft-Zeit-Schriebe.

Der Vergleich von Spanflächen- und Spanoberseitentemperatur offenbart relevante Zusammenhänge. Während die Spanflächentemperatur insbesondere mit der Schnittgeschwindigkeit signifikant ansteigt, bleibt die Spanoberseitentemperatur von den Schnittwerten weitestgehend unbeeinflusst. Die mit der Schnittgeschwindigkeit steigende Temperatur in der Kontaktzone lässt sich auf eine erhöhte Energiezufuhr aufgrund der erhöhten Schnittleistung zurückführen, die insbesondere auch eine Erhöhung der Reibleistung aufgrund der höheren Relativgeschwindigkeiten umfasst.

Dies übertrifft offensichtlich den Effekt, dass die mechanischen Reibungswiderstände bei zunehmender Relativgeschwindigkeit abnehmen [Abd11]. Der Werkstoffbereich an der Spanoberseite wiederum erfährt seine Temperaturerhöhung im Verhältnis zur Raumtemperatur ausschließlich aus der Wärme, die bei der oberflächlichen Werkstoffdeformation stattfindet. Diese scheint zum einen nahezu unabhängig von der Geschwindigkeit zu sein, da die Schnittleistung durch die darunterliegende primäre und sekundäre Scherzone bestimmt wird. Zum anderen ist die Zeit in der sich der Span mit der Spanfläche in Kontakt befindet, zu kurz, als dass eine Wärmeleitung aus diesen wärmeren Bereichen an die Spanoberseite stattfindet. Diese Erkenntnis ist auf spätere Zeitpunkte, zu denen der Span bereits die Spanbildungszone verlassen hat, nicht übertragbar.

Über die Untersuchungen innerhalb des bereits beschriebenen Versuchsplans hinaus werden auch Temperaturmessungen für die Versuche mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min durchgeführt, die im weiteren Verlauf der Arbeit dazu dienen, grundlegende Zusammenhänge zur Schmierung in der Spanbildungszone zu untersuchen. Entgegen der Erwartung lassen sich zwischen dem trockenen und dem geschmierten Zustand (KSS-gefüllte Taschen mit Blaser *Vascomill MMS HD1*) keine signifikanten Unterschiede in den Temperaturen auf der Spanoberseite und der Spanfläche feststellen. Dies ist vermutlich darauf zurückzuführen, dass nur eine geringe Menge KSS sehr gezielt in die Spanbildungszone eingebracht wird und der betrachtete Zeitraum sehr kurz ist. Zudem sind die Messergebnisse kritisch zu betrachten, da das Temperaturniveau an und teilweise leicht unter der validen unteren Messschwelle des verwendeten Quotientenpyrometers liegt. Entsprechend findet im Folgenden keine Detailauswertung statt und im weiteren Verlauf konzentrieren sich die Analysen auf die mechanischen Auswirkungen der Schmierung.

Insgesamt liefern die generierten Messergebnisse insbesondere in Bezug auf die Temperatur der Spanfläche relevante Einblicke in die Spanbildungszone. Diese helfen zum einen dabei, ein besseres Grundlagenverständnis des Spanbildungsvorgangs zu erlangen. Darüber hinaus können die quantitativen Ergebnisse dazu genutzt werden, die notwendige thermische Belastbarkeit von Werkzeugen, Beschichtungen, aber auch Kühlschmierstoffen abzuschätzen. Abschließend sind die Ergebnisse nutzbar, um die im Zuge von Spanbildungssimulationen berechneten Temperaturfelder mit belastbaren Messwerten aus der Realität zu validieren.

### 5.3 Charakterisierung der geschmierten Spanbildung

In den folgenden Unterabschnitten wird ein Zerspanungsprozess unter Verwendung des Kühlschmierstoffs Blaser *Vascomill MMS HD1* umfänglich charakterisiert und analysiert. Dabei stehen zunächst die mechanischen Werkzeugbelastungen im

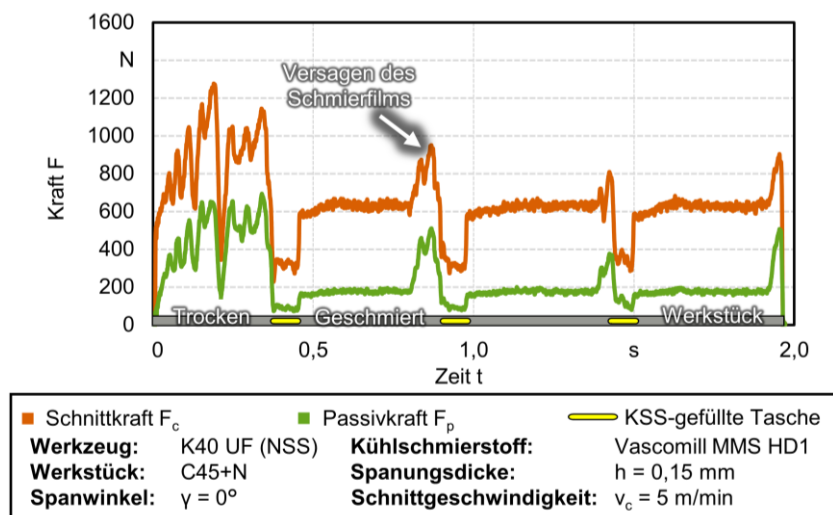
geschmierten Zustand im Vergleich zur Trockenzerspannung im Mittelpunkt. Im Anschluss erfolgt auf Basis mehrerer neuartiger Experimentiermethoden, eine Charakterisierung der Kontaktverhältnisse sowie der Auswirkungen auf den Spanbildungsvorgang. Dies umfasst neben der Visualisierung der Spanbildung durch Hochgeschwindigkeitsvideos, eine Analyse der Oberflächengüte des Werkstücks sowie Untersuchungen der tribologischen Auswirkungen auf das Werkzeug und eine Messung der integralen Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche. Zudem wird eine Visualisierung der KSS-Verteilung im Span-Spanflächenkontakt, mit einer im Rahmen der vorliegenden Arbeit neu entwickelten Methode, durchgeführt. Diese ist insbesondere dazu nutzbar festzustellen, wie tief der KSS in den Kontakt penetriert ist, wodurch sich auch Rückschlüsse auf die genaue Position der Haftzone ziehen lassen. Die Kontaktlänge sowie ihre Unterteilung in Haft- und Gleitzone stellen wichtige Validierungsmaße für das numerische Spanbildungsmodell bzw. für das an dieses gekoppelte mikro-tribologische Modell dar.

Im Zuge von Voruntersuchungen zu dieser Arbeit wurde dazu das Zerspanungswerkzeug mit einer initialen Vollbenetzung versehen und Zerspanungsversuche unter praxisrelevanten Schnittgeschwindigkeiten ( $v_c > 60$  m/min) durchgeführt. Dabei zeigte sich allerdings keinerlei Schmierwirkung, selbst bei Verwendung eines Hochleistungs-MMS-Öls. Entsprechend wurde die in Abschnitt 4 dargestellte Methode der KSS-Penetration mithilfe von KSS-gefüllten Taschen entwickelt. Bei geringen Schnittgeschwindigkeiten ist es damit möglich, in der Stahlzerspannung eine signifikante Schmierwirkung zu erzielen, wie in Abschnitt 5.3 detailliert ausgeführt. Dies galt allerdings nicht für die praxisrelevanten Schnittgeschwindigkeiten. Entsprechend enthält Abschnitt 5.3 auch eine Diskussion der Limitierungen der unmittelbaren Schmierwirkung in Bezug auf die Schnittgeschwindigkeit, ähnlich wie bereits in anderen Studien beobachtet [Cou20].

### 5.3.1 Mechanische Werkzeugbelastungen in der geschmierten Spanbildung

Als wesentliche Bewertungsgröße einer Schmierung können die mechanischen Belastungen des tribologischen Systems herangezogen werden. Im Vergleich zum trockenen Kontakt sollten sich diese in aller Regel durch die Schmierung reduzieren. Im Falle der Spanbildungsanalyse im translatorischen Orthogonalschnitt dienen hierzu Messungen der Zerspankraftkomponenten Schnittkraft und Passivkraft. Da die Passivkraft, insbesondere bei einem Spanwinkel von  $\gamma = 0^\circ$  zu einem erheblichen Teil aus dem Reibungswiderstand zwischen der Spanfläche und dem abfließenden Span resultiert, stellt diese die wichtigste Bewertungsgröße für die Schmierung im Rahmen dieser Arbeit dar.

**Abbildung 5.6** zeigt einen exemplarischen Verlauf der mechanischen Werkzeugbelastungen über der Zeit für Versuche mit C45+N als zu zerspanendem Werkstoff an einem Werkstück mit drei KSS-gefüllten Taschen. Diese Versuche werden mit einer stark reduzierten Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min durchgeführt, um hydrodynamische und hydrostatische Schmiereffekte zu ermöglichen. Zu Beginn der Versuche liegt jeweils Trockenzerspanung im Vollschnitt vor und die Kräfte befinden sich auf einem hohen Niveau mit Mittelwerten von  $F_c = 1.156_{-123}^{+80}$  N und  $F_p = 697_{-124}^{+46}$  N.



**Abbildung 5.6:** Exemplarischer Einzelmessschrieb der mechanische Werkzeugbelastungen für den Orthogonalanschnitt an C45+N bei Schmierung der Spanbildungszone durch KSS-gefüllte Taschen.

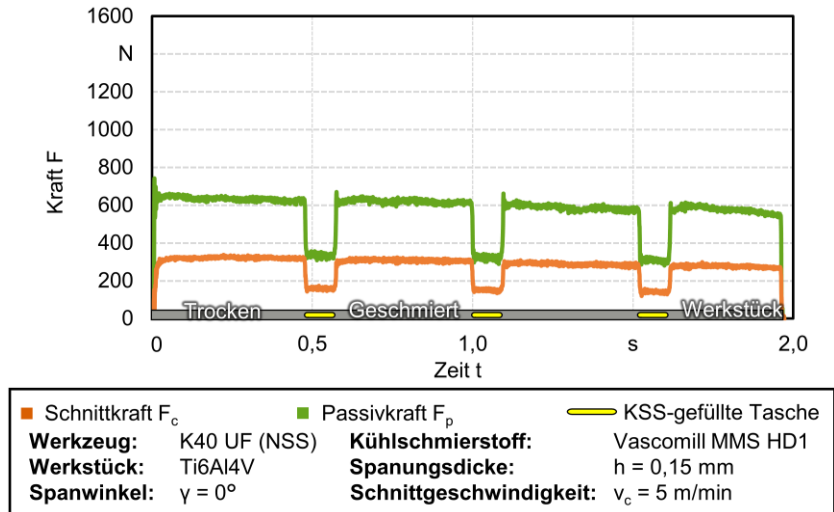
Dabei treten aufgrund der geringen Schnittgeschwindigkeit und in der Folge inhomogenen Spanbildung, vergleichsweise hohe statistische Schwankungen dieser Werte auf. Aus diesem Grund dienen zur Bestimmung dieser Mittelwerte mehr als fünf Wiederholversuche sowie zusätzlich Versuche, bei denen das Werkstück keine Taschen enthielt und somit über den vollständigen Schnitt eine trockene Zerspanung stattfindet. In diesen Versuchen ist zu beobachten, dass die Kräfte im Trockenem bei längeren Schnittpfaden noch einmal um ca.  $\Delta F \approx 10\%$  ansteigen. Sobald die erste KSS-gefüllte Tasche das Werkzeug erreicht, sinken die mechanischen Werkzeugbelastungen aufgrund einer Verkleinerung des Spanungsquerschnittes signifikant. Dadurch fließt der Span mit einer mittigen Aussparung über die Spanfläche aus der Spanbildungszone

ab. In der Aussparung im Span stabilisiert sich aufgrund seiner Oberflächenspannung eine gewisse Menge des KSS und wird somit auf die Spanfläche transportiert. Nach dem Ende der Tasche steigen die Kräfte wieder an, verbleiben aber auf einem gegenüber der Trockenzerspannung signifikant niedrigeren Niveau. Dies ist darauf zurückzuführen, dass ein Teil des auf die Spanfläche transportierten KSS zu Beginn des Vollschnitts in der Kontaktzone verbleibt und dort einen Schmierfilm bildet. In diesem Zuge reduziert sich die Schnittkraft auf durchschnittlich  $F_c = 704^{+34}_{-36}$  N, was einer prozentualen Abnahme von  $\Delta F_c = -39,1$  % entspricht. Die Passivkraft erfährt eine Reduzierung um  $\Delta F_p = -69,4$  % auf durchschnittlich  $F_p = 213^{+16}_{-22}$  N. *Kaneeda* konnte bei der Zerspanung eines Edeltstahls in einer Tauchbearbeitung (Ölbad) mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5,3$  m/min ähnliche Abnahmen der Passivkraft im Vergleich zur Trockenbearbeitung erzielen [Kan23]. Entsprechend signifikante Kraftreduzierungen sind durch den bei der MMS eingebrachten Önebel aufgrund der geringeren Mengen nicht erreichbar [Beh22]. Dies bestätigt, dass das hier beschriebene Experiment einen idealisierten Zustand maximaler Penetration des KSS in den Kontakt von Span- und Spanfläche darstellt.

In Folge der Schmierwirkung nehmen zudem die Schwankungen innerhalb einer einzelnen Kraftmessung sowie die Schwankungen der Mittelwerte von einem zum nächsten Wiederholversuch signifikant ab. Dies ist vermutlich auf eine Homogenisierung der Spanbildung zurückzuführen, was im weiteren Verlauf untersucht wird. In manchen Fällen, wie das Diagramm in **Abbildung 5.6** veranschaulicht, schnellen die Kräfte nach einem gewissen Schnittweg wieder in etwa auf das Niveau der Trockenzerspannung zurück. Es ist zu vermuten, dass in diesem Moment der Schmierfilm eine kritische Filmdicke unterschreitet und seine Wirksamkeit einbüßt. Wenn dies ganz am Ende des Schnitts oder im unmittelbaren Übergang zur nächsten KSS-gefüllten Tasche geschieht, erreichen die Kräfte nur ein leicht erhöhtes Niveau, bevor eine erneute Penetration des KSS in die Kontaktzone eintritt.

Ein äquivalenter Messschrieb für die Zerspanung der Titanlegierung Ti6Al4V ist in **Abbildung 5.7** gezeigt. Wieder liegt das Niveau von Schnitt- und Passivkraft zu Beginn der Messung im trockenen Vollschnitt auf einem hohen Niveau ( $F_c = 613^{+26}_{-21}$  N;  $F_p = 290^{+22}_{-27}$  N) und sinkt im Bereich der Tasche aufgrund der Spanungsquerschnittsverkleinerung signifikant ab. Die Kraftverläufe weisen nahezu keine Schwankungen auf, was für eine homogene Spanausbildung spricht. Zudem liegen die Werte für die Trockenzerspannung im Vergleich zu C45+N auf einem deutlich geringeren Niveau. Nach Ende der KSS-gefüllten Tasche steigen die Kräfte unmittelbar auf nahezu dasselbe Niveau an wie in der Trockenzerspannung. Der mittlere Wert für die Schnittkraft nach den KSS-gefüllten Taschen liegt bei  $F_c = 610^{+34}_{-34}$  N und damit

lediglich  $\Delta F_c = -0,47\%$  unterhalb des Mittelwertes für die Trockenzerspanung. Die mittlere Passivkraft nach den KSS-gefüllten Taschen befindet sich mit  $F_p = 312^{+29}_{-36}$  N sogar geringfügig oberhalb des Mittelwertes in der Trockenzerspanung. Diese Abweichung liegt jedoch im Bereich der statistischen Abweichungen.



**Abbildung 5.7:** Einzelmessschriebe der mechanischen Werkzeugbelastungen für den Orthogonalschnitt an Ti6Al4V bei Schmierung der Spanbildungszone durch KSS-gefüllte Taschen.

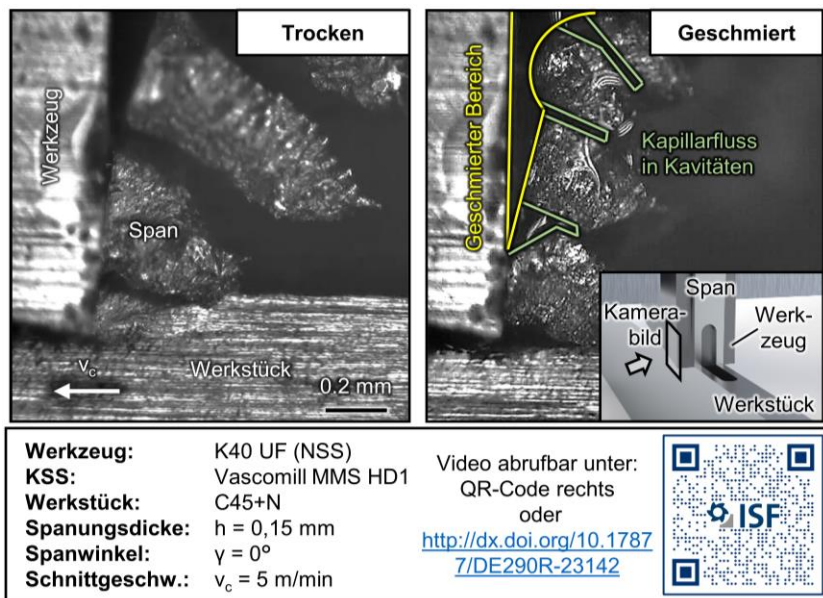
Im Zuge des KSS-Auftrags auf die Spanfläche kommt es vermutlich zu keiner Penetration in den Kontakt und entsprechend bleibt eine Schmierwirkung aus. Dies deckt sich mit den Erkenntnissen von *Courbon et al.* [Cou20], die die Schmierung des Kontaktes zwischen Hartmetall und C45 sowie Ti6Al4V durch die kryogene Minimalmengenschmierung in einem Tribometer unter zerspanungsähnlichen Bedingungen untersuchten. Im Rahmen dieser Studie wurde festgestellt, dass unter den gleichen Randbedingungen für C45 eine signifikante Kraftreduzierung möglich ist, während diese für Ti6Al4V ausbleibt. Die Autoren führten dies auf das ausgeprägt adhäsive Verhalten der Titanlegierung zurück, das verhindert, dass der KSS in den Kontakt zum Werkstoff penetrieren kann. *Revuru et al.* erklärten die limitierte Schmierbarkeit von Titanlegierungen in der Zerspanung anhand der hohen Temperaturen, die zu einer Verdampfung im Bereich des Schmierpalts führen, wodurch eine Dampfbarriere entsteht, die im weiteren Verlauf eine Penetration von KSS verhindert [Rev17]. *Liu et al.* konnten feststellen, dass die Penetration eines

Kühlschmierstoffs in den Kontakt von Freifläche und Werkstück möglich ist und dort auch eine messbare Wirkung entfalten kann [Liu13]. Dies und insbesondere die im Rahmen dieser Arbeit erzielten Ergebnisse zeigen auf, dass die ausgeprägte Adhäsion der Hauptmechanismus ist, der die Penetration des KSS in den Span-Spanflächenkontakt unterbindet und damit auch eine Schmierwirkung verhindert. Aufgrund dieser für Ti6Al4V erlangten Erkenntnis werden im weiteren Verlauf dieser Arbeit nur noch ausgewählte Untersuchungen für diesen Werkstoff durchgeführt. Diese beschränken sich auf diejenigen, die ein weiteres Verständnis der Vorgänge ermöglichen, die eine Penetration des KSS in die Kontaktflächen der Spanbildungszone verhindern.

### 5.3.2 Hochgeschwindigkeitsvideoanalyse der Spanbildung

Um die Auswirkungen der Schmierung auf die Spanbildung besser zu verstehen, finden in Ergänzung zu den Kraftmessungen Versuche unter Hochgeschwindigkeitsvideografie des Spanbildungsvorgangs nach **Abbildung 4.9** statt. Dabei wird zur Analyse der Schmierungsauswirkungen die Trockenzerspannung als Referenz gezeigt. Diese Untersuchungen beschränken sich auf C45+N, da für diesen Werkstoff im Vergleich zu Ti6Al4V eine signifikante Schmierwirkung anhand der mechanischen Werkzeugbelastungen messbar ist. **Abbildung 5.8** zeigt zwei repräsentative Sequenzen aus entsprechenden Hochgeschwindigkeitsaufnahmen im trockenen sowie im geschmierten Zustand. Das zusammenhängende Video lässt sich über den QR-Code bzw. die DOI-Nummer in der Abbildung abrufen.

Die Spanbildung im Trockenem ist aufgrund der geringen Schnittgeschwindigkeit durch einen inhomogenen Spanfluss mit signifikanten Schwankungen der Spandicke charakterisiert. Diese wird für die quantitative Analyse anhand von diversen Einzelbildern aus mehreren Wiederholversuchen des Orthogonalschnitts bestimmt. Eine Analyse anhand gesammelter Späne ist nur bedingt aussagekräftig, da eine eindeutige Zuordnung der Spanabschnitte zu den jeweiligen Bereichen innerhalb eines Schnittes nicht reproduzierbar möglich ist.



**Abbildung 5.8:** Videoanalyse der Spanbildung von C45+N im trockenen und geschmierten Zustand [Zab23].

Die mittlere Spandicke in der Trockenerspannung liegt bei  $h_{ch} = 1,21^{+1,41}_{-0,53}$  mm. Die signifikanten Schwankungen quantifizieren die im trockenen Zustand charakteristische sehr ungleichmäßige Spanbildung, was sich auch in den zuvor dargestellten mechanischen Werkzeugbelastungen niederschlägt. Im geschmierten Zustand ist ein Lamellenspan vorzufinden, dessen Spandicke mit einem Mittelwert von  $h_{ch} = 0,40^{+0,15}_{-0,15}$  mm erheblich unter dem Wert für die Trockenerspannung liegt. Zudem weist die Spandicke im geschmierten Zustand signifikant geringere Schwankungen auf, als im trockenen. Beides ist auf eine in Folge der Schmierung erhöhte Spanflussgeschwindigkeit zurückzuführen [Chi72]. Es wäre naheliegend, die Auswirkung der Schmierung auch anhand des Scherwinkels zu charakterisieren. Aufgrund der extrem unregelmäßigen Spanbildung im trockenen Zustand ist jedoch keine statistisch aussagekräftige Messung dieses Winkels möglich. Wie dem Video zu entnehmen ist, ändert sich der Scherwinkel sogar innerhalb der Ausbildung eines einzelnen Spansegments signifikant und zum Teil unsystematisch. Auf Basis dieser Ergebnisse lässt sich schließen, dass die Schnittkraft im Unterschied zur Passivkraft nicht primär direkt aufgrund der Schmierwirkung abnimmt. Die deutlich geringere

Spanndicke und die daraus resultierende Abnahme an Widerstand durch Deformations- und Scherwiderstände vor der Schneidkante ist der wesentliche Grund für die Schnittkraftabnahme.

Die Analyse der Hochgeschwindigkeitsvideos ermöglicht über die Spannbildung hinaus Einblicke in die Wirkmechanismen von Penetration und Schmierung. Im rechten Bild von **Abbildung 5.8**, das den geschmierten Zustand zeigt, ist nach der Zufuhr des KSS durch die gefüllte Tasche (Videozeit ~10 s) zwischen Span und Spanfläche das Fluid erkennbar. Ein Teil des KSS befindet sich auch zeitweise seitlich am Span und wird unmittelbar mit diesem aus der Spanbildungszone abgeführt. Im weiteren Verlauf zeigt sich, dass sich der KSS zwischen Span und Spanfläche stabilisiert und Teile von dort, scheinbar aufgrund einer Kapillarwirkung, in die schmalen Kavitäten zwischen den Spansegmenten fließen. Vermutlich kommt es im Zuge dessen zum LAE, also einer Schmierwirkung in Mikrorissen und Kavitäten des Spans, welche die Spannbildung unter einem reduzierten Widerstand ablaufen lassen [Kan23]. Diese Kapillarwirkung scheint darüber hinaus auch im direkten Schmierpalt zwischen Span und Spanfläche zu wirken und dort den Schmierfilm zu stabilisieren. So ist in einer Sequenz (Videozeit ~45...49 s) zu erkennen, wie ein Großteil des KSS zwischen Span und Spanfläche zunächst von der Spanbewegung mitgerissen wird und dann plötzlich der Spanbewegung entgegen wieder in den Schmierpalt absackt. Nichtsdestotrotz entfernen sich kleine Teile des KSS über den gesamten geschmierten Schnittweg hinweg mit dem Span aus der Spanbildungszone. Dieses Phänomen ist aus der Literatur für den hydrodynamischen Zustand bekannt [Wil77] und wird im weiteren Verlauf als mechanischer Austrag bezeichnet. Der mechanische Austrag mündet in einigen Fällen in einem plötzlichen Versagen des Schmierfilms, was mit einem signifikanten Anstieg der mechanischen Werkzeugbelastungen einhergeht (vgl. **Abbildung 5.6**).

### 5.3.3 Werkstückoberflächenqualität in Abhängigkeit des Schmierzustands

Zur Untersuchung der Auswirkung der in Folge der KSS-gefüllten Taschen hervorgerufenen Schmierung auf die Werkstückoberflächenqualität dienen Analysen von lichtmikroskopischen und weißlichtmikroskopischen Aufnahmen der Werkstückoberflächen. **Abbildung 5.9** zeigt eine exemplarische repräsentative Aufnahme eines Werkstückausschnittes im Bereich einer KSS-gefüllten Tasche nach einem Zerspanungsversuch, aufgenommen mit einem *Keyence VHX-5000*, sowie weißlichtmikroskopische Detailaufnahmen der Werkstückoberflächentopografie, erfasst durch das Konfokalmikroskop *NanoFocus μsurf C*.

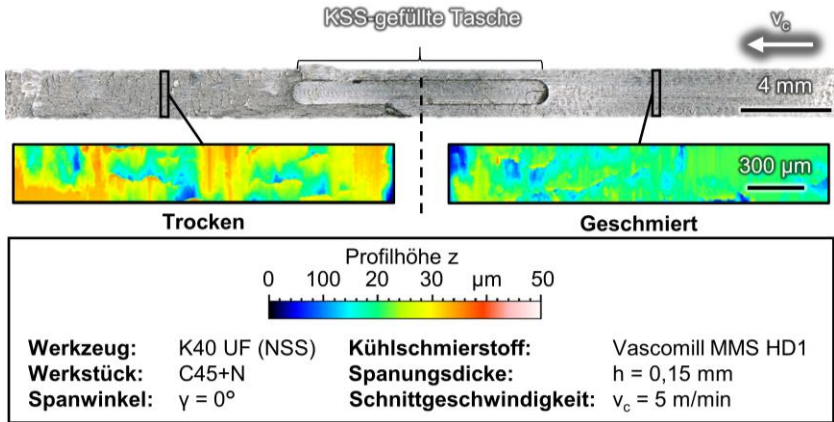
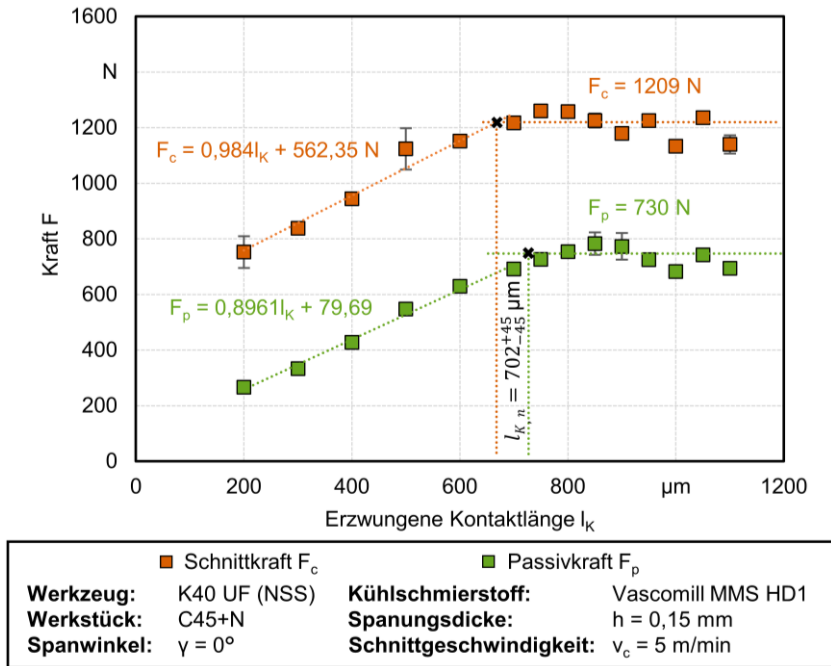


Abbildung 5.9: Werkstückoberflächenqualität nach trockener und geschmierter Zerspangung.

Entsprechend der Schnittrichtung befindet sich auf der linken Seite der Tasche die Oberfläche, die aus dem trockenen Schnitt resultiert, während die rechte Seite im Zuge des geschmierten Schnittes entsteht. Im trockenen Fall ist auf der lichtmikroskopischen Aufnahme eine unregelmäßige und zerklüftete Oberfläche zu erkennen, die durch mehr oder weniger regelmäßige Schuppen gekennzeichnet ist. Diese Erscheinungen resultieren vermutlich aus der Segmentierung der Späne, die eine unregelmäßige Materialflussgeschwindigkeit sowie zyklische Abdrängungen des Werkzeugs mit sich bringen, die sich auf der Oberfläche niederschlagen. Diese Beobachtung bestätigt sich in der Topografieaufnahme, die eine sehr unregelmäßige Oberfläche über die Spanungsbreite darstellt. Anhand der Auswertung der Topografieaufnahmen mehrerer Versuche wurde für den trockenen Zustand eine mittlere arithmetische Höhe von  $Sa = 4,79^{+0,34}_{-0,45} \mu\text{m}$  berechnet. Die Oberfläche aus dem geschmierten Abschnitt weist eine vergleichsweise glatte Topografie ohne die im Trockenen zu beobachtenden Schuppen auf. In diesem Fall liegt die über mehrere Versuche gemittelte mittlere arithmetische Höhe bei  $Sa = 2,28^{+0,43}_{-0,55} \mu\text{m}$ . Dass die Oberflächentopografie des bearbeiteten Werkstücks durch die Schmierung im Vergleich zur Trockenbearbeitung geglättet und defektärmer ausfällt, lässt sich im Wesentlichen auf die Homogenisierung der Spanbildung in Folge des verminderten Reibungswiderstands (vgl. **Abbildung 5.1**) auf der Spanfläche zurückführen. Möglicherweise trägt zusätzlich auch eine direkte Schmierung an der Freifläche zu diesem Bearbeitungsergebnis bei, was anhand der gezeigten Ergebnisse jedoch nicht nachweisbar ist.

### 5.3.4 Bestimmung der Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche

Zur Bestimmung der natürlichen Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche finden Versuche mit zurückgesetzter Spanfläche statt. Dadurch ergibt sich eine künstlich determinierte maximale Kontaktlänge (erzwungene Kontaktlänge). Aus der einschlägigen Literatur ist bekannt, dass sich die mechanischen Belastungen signifikant ändern, wenn die erzwungene Kontaktlänge die natürliche Kontaktlänge unterschreitet [Atk15]. Dadurch ist mithilfe dieser Methode die natürliche Kontaktlänge bestimmbar. Das detaillierte Vorgehen ist **Abbildung 5.10**, am Beispiel des trockenen Orthogonalschnitts von C45+N, zu entnehmen.



**Abbildung 5.10:** Mechanische Werkzeugbelastungen zur Messung der Span-Spanflächenkontaktlänge bei der Zerspanung von C45+N

Es werden die Schnitt- und Passivkraft über die erzwungene Kontaktlänge aufgetragen und der Bereich identifiziert, der durch gleichbleibende Kräfte gekennzeichnet ist und damit oberhalb der natürlichen Kontaktlänge liegt. Zudem wird der Bereich, in dem die erzwungene Kontaktlänge zu signifikanten Änderungen der mechanischen Werkzeugbelastungen führt aufgezeigt. Im Anschluss werden für die jeweiligen

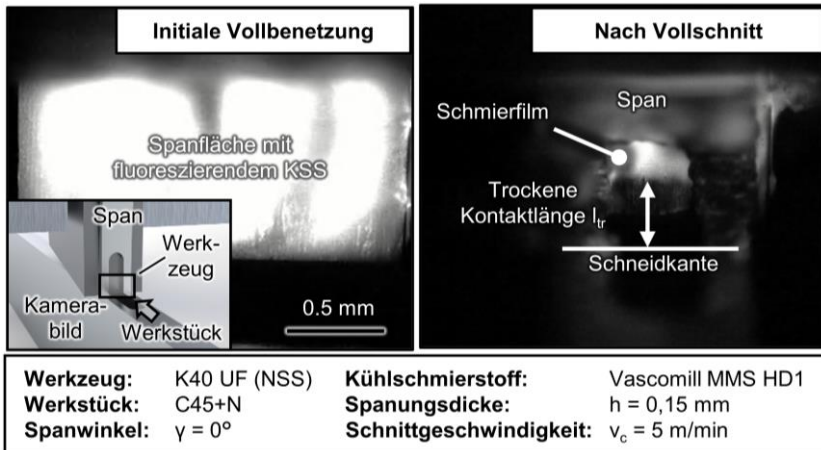
Bereiche Regressionsmodelle zur Beschreibung des Verlaufs eingefügt, was für die erzwungenen Kontaktlängen unterhalb der natürlichen Kontaktlänge einer linearen Geradengleichung und für die Darüberliegenden einer Konstanten entspricht. Die jeweiligen Schnittpunkte der Funktionen charakterisieren die natürliche Kontaktlänge. Auf diesem Weg werden sowohl aus der Schnittkraft als auch aus der Passivkraft eine natürliche Kontaktlänge bestimmt und deren Mittelwert gebildet. Das Ergebnis ist ebenfalls **Abbildung 5.10** zu entnehmen.

Obwohl einige andere Studien dies so gehandhabt haben, ist zu betonen, dass diese Methode nicht dazu geeignet ist, die Spannungsverteilung in den einzelnen Bereichen des Kontaktes zu berechnen [Eli22]. Letzteres liegt darin begründet, dass die künstliche Verkürzung des Span-Spanflächenkontaktes zu einer signifikanten Veränderung des Spanbildungsvorgangs (u. a. Spandickenstauchung, Spankrümmungsradius) führt, die nicht mehr repräsentativ für die unbeeinflusste Spanbildung ist.

Für die geschmierte Spanbildung zeigt die Methode keine belastbare Gültigkeit, da sich ein nahezu konstanter Verlauf mit zum Teil signifikanten unsystematischen Schwankungen über das gesamte Intervall an erzwungenen Kontaktlängen einstellt, weshalb die zugehörigen Ergebnisse nicht grafisch dargestellt werden. Allerdings ist das Einzelergebnis für  $l_K = 200 \mu\text{m}$  hervorzuheben, da hier die mechanischen Werkzeugbelastungen deutlich über den größeren erzwungenen Kontaktlängen liegen und nahezu identisch zu dem gleichen Versuchspunkt in der Trockenbearbeitung sind. Dies ist so zu interpretieren, dass dieser Wert eine Kontaktlänge unterschreitet, die ausschließlich durch Haftreibung charakterisiert ist und bei der durch die hohen Kontaktnormalspannungen eine Penetration des KSS unterbunden wird. Letzteres wiederum erklärt, warum die Kräfte bei höheren Kontaktlängen im geschmierten Zustand höher sind und eine Übereinstimmung mit der Trockenbearbeitung vorliegt. Für eine Konkretisierung der Haftzonenlänge ist die verwendete Methode jedoch ungeeignet, da zwischen  $l_K = 200 \dots 300 \mu\text{m}$ , je nach angestrebter Genauigkeit, eine Vielzahl von Messpunkten sowohl für die Trockenbearbeitung als auch für die geschmierte Spanbildung ergänzt werden müssten, um den Punkt zu identifizieren, ab dem eine Übereinstimmung vorliegt. Da für jede erzwungene Kontaktlänge individuelle Werkzeuge zu fertigen sind, wäre dieses Vorgehen mit einem sehr großen Aufwand verbunden. Entsprechend werden im folgenden Abschnitt die Ergebnisse der neuentwickelten Methode zur Visualisierung der KSS-Verteilung im Span-Spanflächenkontakt vorgestellt, die einen vertieften Einblick in die Kontaktverhältnisse und dabei auch die Haftzonenabmessungen erlauben.

### 5.3.5 Visualisierung der KSS-Verteilung im Span-Spanflächenkontakt

Zu diesem Zweck dient der in Abschnitt 4.6.4 eingeführte Versuchsaufbau. Dabei wird die Spanfläche lokal und temporär für eine Messung freigelegt und die Verteilung des KSS im Span-Spanflächenkontakt mithilfe einer Hochgeschwindigkeitskamera erfasst. Der KSS ist dabei mit einem fluoreszierenden Farbstoff versehen und das Kamerabild mithilfe eines optischen Filters so manipuliert, dass nur die emittierte Wellenlänge des Farbstoffs sichtbar ist. **Abbildung 5.11** zeigt exemplarische Ergebnisse der KSS-Verteilung in der Spanbildungszone.



**Abbildung 5.11:** Visualisierung der KSS-Verteilung auf der Spanfläche nach einer initialen Vollbenetzung sowie im Span-Spanflächenkontakt nach einem Schnittweg von  $l_c = 5 \text{ mm}$ .

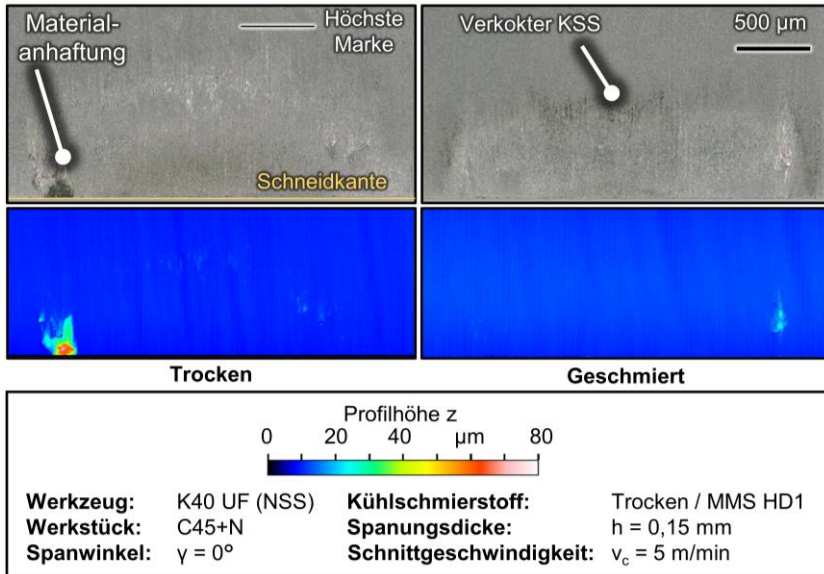
Das linke Bild visualisiert die vor Beginn des Versuchs auf das Werkzeug aufgebrachte initiale Vollbenetzung, um die Belichtungseinstellungen sowie die Fokusebene für jeden Versuch anpassen zu können. Es ist erkennbar, dass die gesamte Spanfläche hell erscheint, also mit KSS bedeckt ist. Das rechte Bild zeigt das Ergebnis nach einem Vollschnitt mit einem Schnittweg von  $l_c = 5 \text{ mm}$ . Die Spanfläche sowie der KSS haben also die für den Prozess charakteristischen Kontaktnormalspannungen erfahren, die maßgeblich die KSS-Verteilung während der Zerspanung bestimmen. Das Bild lässt einen Schluss darüber zu, in welchen Bereichen des Kontakts die Penetration während der Zerspanung aufrechterhalten bleibt. Zur Orientierung ist die Position der Schneidkante eingezeichnet. Es ist erkennbar, dass sich aufgrund der Zerspanung der Sichttasche eine Aussparung im Span befindet, die sich über die halbe Spanbreite erstreckt. Links und rechts von dieser Aussparung befindet sich weiterhin Werkstoff,

der für einen weitestgehend unbeeinflussten Spanfluss sorgt. Innerhalb der Aussparung ist es möglich, die KSS-Verteilung im Span-Spanflächenkontakt zu charakterisieren. Es zeigt sich, dass sich der Schmierfilm in einem signifikanten Abstand zur Schneidkante befindet. Der Bereich dazwischen wird als trockene Länge bezeichnet und liegt für die untersuchten Randbedingungen bei  $l_{tr} = 0,30^{+0,10}_{-0,15}$  mm. Durch die Verwendung der KSS-gefüllten Taschen scheint es zu einer nahezu flächendeckenden Schmierung im Bereich der Gleitzzone zu kommen. Dies geht über die in der Literatur beschriebene Kapillarwirkung in Einzelkavitäten hinaus [God97], was die signifikante Kraftabnahme, die sich in der Art bei vielen Zerspanungsuntersuchungen nicht beobachtet lässt, erklärt.

Aus den Charakterisierungsergebnissen wird geschlossen, dass es sich bei dem Bereich oberhalb der Schneidkante, in den kein KSS eindringen kann, um die Haftzone handelt und sich die Kontaktlänge im geschmierten Zustand darauf beschränkt. Wie im Abschnitt zuvor beschrieben, ist diese durch sehr hohe Kontaktnormalspannungen gekennzeichnet, die dafür sorgen, dass eine dünne Schicht des Werkstoffs am Werkzeug haften bleibt und der Span im Inneren gesichert wird. Die hohen Kontaktnormalspannungen sorgen zudem dafür, dass nahezu keine Kavitäten im mikroskopischen Profil zwischen den Oberflächentopografien der Partner, in denen sich KSS befinden kann, verbleiben. Darüber hinaus pressen die hohen mechanischen Spannungen den KSS in Bereiche mit geringerer Belastung, die sich weiter entfernt von der Schneidkante in der Gleitzzone befinden. Anhand der Versuche mit abgesetzter Spanfläche aus dem vorherigen Abschnitt konnte die Ausdehnung der Haftzone bereits auf eine Länge ab der Schneidkante von  $0,20 \text{ mm} < l_h < 0,30 \text{ mm}$  abgeschätzt werden. Das Ergebnis der KSS-Visualisierung ist also damit in guter Übereinstimmung und liegt an der oberen Grenze des zuvor ermittelten Intervalls. Die vergleichsweise großen statistischen Schwankungen, insbesondere hin zu kleineren Werten, zeigen, dass die Verteilung von Haft- und Gleitzzone vielen Einflussgrößen unterlegen ist und sich vermutlich sogar innerhalb eines einzelnen Schnittes verändert. Die Ergebnisse belegen weiterhin, dass entgegen der Erkenntnisse, die durch Visualisierungen der Spanbildungszone mit transparenten Werkzeugen erzielt wurden [Mad02, Hua07], im Bereich unmittelbar oberhalb der Schneidkante keine Gleitzzone vorliegt. Vielmehr decken sich die Beobachtungen mit dem Erkenntnisstand, dass in diesem Bereich eine Zone existiert, die durch eine nahezu flächendeckende reale Kontaktfläche gekennzeichnet ist [Cou13], wodurch kein KSS in diese Zone penetrieren kann [Hwa14]. In Bezug auf die widersprechenden Ergebnisse [Mad02, Hua07] ist zu vermuten, dass das Verhalten der im Rahmen der Studien als Werkzeug verwendeten Glasmaterialien nur unzureichend mit dem von Hartmetall übereinstimmt.

### 5.3.6 Werkzeuganalyse

Zur weitergehenden Analyse der Kontaktsituation sowie des Einflusses der Schmierung auf die Reibung in der Spanbildungszone werden die Werkzeuge aus trockenen Versuchen mit denen aus Versuchen unter Schmierung mit *Vascomill MMS HD1* anhand von lichtmikroskopischen (*Keyence VHX-5000*) sowie weißlichtmikroskopischen (*Confovis DUO Vario TOOLinspect*) Aufnahmen verglichen. Dieser Vergleich ist in **Abbildung 5.12** dargestellt.



**Abbildung 5.12:** Werkzeugspanflächen nach den Zerspanungsversuchen.

Zunächst weisen beide lichtmikroskopischen Aufnahmen eine blasse, auf dem Hartmetall hell erscheinende Kontaktmarke auf. Das Werkzeug aus der Trockenerspannung zeigt an der linken Seite des Werkzeugeingriffs eine signifikante Werkstoffanhaftung, deren Fläche und Höhenprofil in der Topografieaufnahme genauer erkennbar ist. Im Vergleich dazu weist das Werkzeug aus dem geschmierten Versuch eine in der Fläche und der Höhe weniger ausgeprägte Werkstoffanhaftung auf der rechten Seite der Kontaktmarke auf. Dieser Unterschied ist auch in den Wiederholversuchen erkennbar und deutet auf eine Reduzierung der Adhäsionsneigung in Folge der KSS-Wirkung hin, obwohl die Werkstoffanhaftungen im Bereich der Haftzone liegen, in die keine KSS eindringt. Vermutlich ist die Abnahme der

Adhäsionsneigung auf die Reduzierung der mechanischen Werkzeugbelastungen und die erhöhte Spangeschwindigkeit zurückzuführen. Die Erhöhung der Spanflussgeschwindigkeit führt zu einer Reduzierung des seitlichen Materialflusses (Spanbreitenstauchung) und in der Folge zu weniger peripheren Materialanhaftungen.

Darüber hinaus zeigt sich, dass die maximale Länge der Kontaktmarke im Falle der Trockenzerspannung größer ist als beim geschmierten Versuch, was darauf hindeutet, dass sich die Span-Spanflächen-Kontaktlänge durch die Schmierung reduziert und die bisherigen Erkenntnisse bekräftigt. Dabei ist hervorzuheben, dass sich im Falle der Trockenzerspannung auch deutlich oberhalb der anhand der abgesetzten Spanflächen ermittelten Kontaktlänge Materialanhaftungen befinden, die über die Breite der Kontaktmarke unregelmäßig verteilt sind. Die unregelmäßige Anordnung, die auch in der Topografieaufnahme zu erkennen ist, deutet darauf hin, dass die Werkstoffanhaftungen aus lokal und zeitlich begrenzten Ereignissen herrühren. Diese resultieren aus potenziellen Spanschlägen in Folge der unregelmäßigen Spanausbildung. Letzteres widerspricht allerdings der unter anderem von Ackroyd et al. [Ack03] beschriebenen Erklärung, dass in diesem Bereich eine Haftzone mit Vollkontakt zwischen Span- und Spanfläche vorliegt, die zu den entsprechenden Anhaftungen führt.

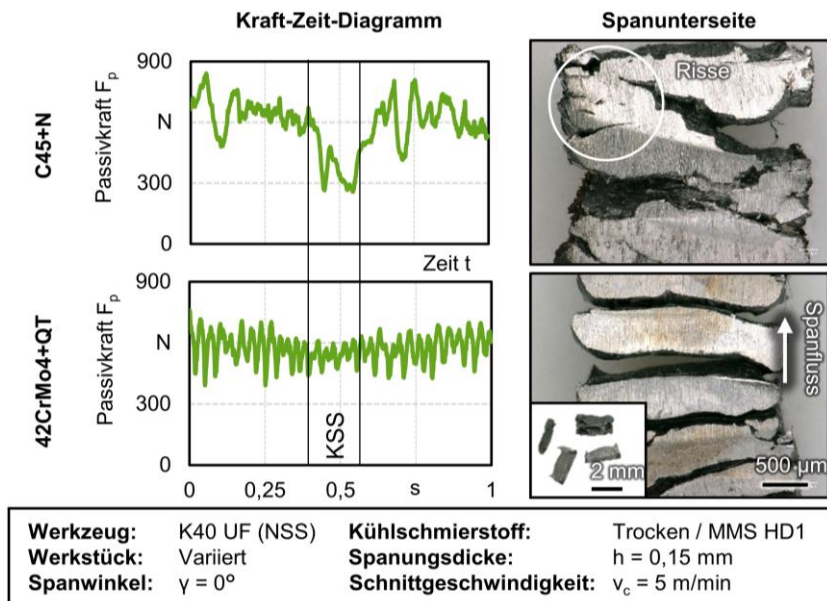
Im Falle der geschmierten Zerspanung sind diese Anhaftungen nicht zu beobachten, da die Spanschläge durch den Schmierfilm unterbunden werden. Es treten hingegen, insbesondere im oberen Bereich der Kontaktmarke schwarze Verfärbungen auf, die auf das Verkoken von KSS hindeuten. Die Verkokungsmarken sind in der Mitte des Kontaktes, also dort, wo der KSS im Zuge der Zerspanung der gefüllten Taschen in die Kontaktzone eingeführt wird, besonders signifikant. Allerdings finden sich entsprechende Erscheinungen auch an den Seiten der Kontaktmarke. Dies deutet darauf hin, dass sie dort auftreten, wo entsprechend aufgeheizter KSS mit der Umgebungsluft in Kontakt tritt und es durch den Sauerstoff zu einer Verkokung kommt. Da dieser Vorgang also vom Kontakt zum Umgebungsmedium und auch von der Zeit abhängt, lässt sich aus den Verkokungserscheinungen nicht allgemeingültig auf das Vorhandensein des KSS im Kontaktbereich schließen, was noch einmal die Bedeutung der entwickelten Visualisierungsmethode betont. Dies wird weiterhin dadurch unterstrichen, dass in einer Versuchsreihe mit Variation der Breite der KSS-gefüllten Tasche nachgewiesen werden konnte, dass diese keinen Einfluss auf die Schmierwirkung nimmt und, es entsprechend zu einer Penetration über die gesamte Spanbreite kommt.

### 5.3.7 Charakterisierung des Lubricant Applying Effektes

Wie in Abschnitt 4.1 dargestellt, werden ausgewählte Versuche und Analysen mit dem Stahlwerkstoff 42CrMo4+QT wiederholt, die sich insbesondere bei der Untersuchung des LAE als zielführend erweisen. Für das Zerspanungsexperiment mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min sowie eine Spanungsdicke von  $h = 0,15$  mm und eine Spanungsbreite von  $b = 2$  mm stellen sich dabei in der Trockenzerspannung Werkzeugbelastungen von  $F_c = 1097_{-24}^{+45}$  N und  $F_p = 601_{-44}^{+36}$  N ein. Diese liegen im Durchschnitt leicht unterhalb der Werte für C45+N, was sich darauf zurückführen lässt, dass es zu weniger Materialaufstauung und dadurch einer geringeren Spandicke sowie reduzierten Kontaktlänge von Span- und Spanfläche kommt. Diese beiden Effekte überkompensieren die höhere Festigkeit von 42CrMo4+QT unter den genannten Randbedingungen. Nach der Penetration von *Vascomill MMS HD1* über die Methode der KSS-gefüllten Taschen reduziert sich die Schnittkraft im Durchschnitt auf  $F_c = 853_{-59}^{+68}$  N, was einer prozentualen Abnahme gegenüber der Trockenzerspannung von  $\Delta F_c = -22,3$  % entspricht. Die Passivkraft erfährt in Folge der Schmierung eine Reduzierung auf  $F_p = 304_{-21}^{+12}$  N. Dies entspricht einer prozentualen Abnahme von  $\Delta F_p = -49,5$  %. Diese Werte liegen signifikant über denen von C45+N im geschmierten Zustand ( $F_c = 704_{-36}^{+34}$  N;  $F_p = 213_{-22}^{+16}$  N), obwohl die Ausgangswerte des trockenen Versuchs bei C45+N auf einem höheren Niveau liegen ( $F_c = 1.156_{-123}^{+80}$  N;  $F_p = 697_{-124}^{+46}$  N). Es ist also festzustellen, dass die Schmierwirkung bei der Zerspannung von 42CrMo4+QT insgesamt signifikant geringer ausfällt als im Fall von C45+N.

Diese Erkenntnis widerspricht zunächst den vor den Versuchen mit dem zweiten Werkstoff 42CrMo4+QT getroffenen Annahmen, da es keine naheliegenden Unterschiede im tribologischen Verhalten gibt, die für eine signifikant abweichende Interaktion mit einem Zwischenmedium sprechen. Entsprechend wird die These aufgestellt, dass nur im Falle von C45+N neben der Span-Spanflächenschmierung ein weiterer, überlagerter Mechanismus auftritt und, dass es sich dabei um den von *Kaneeda* [Kan23] beschriebenen LAE handelt.

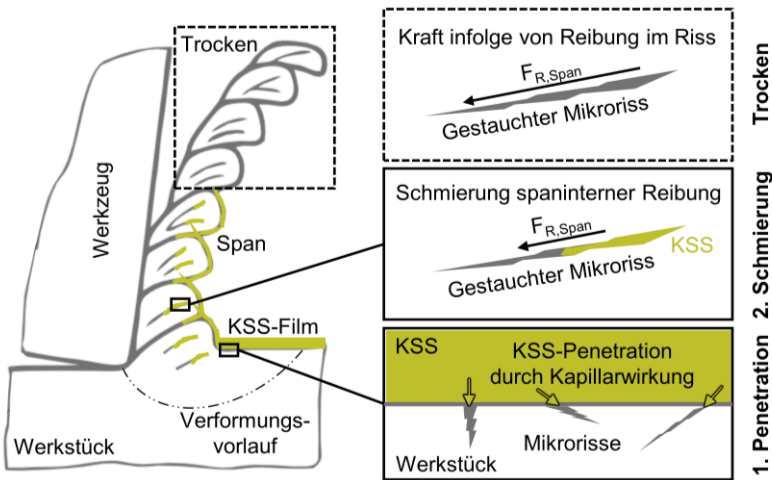
Um dies zu überprüfen, finden mit beiden Werkstoffen Orthogonalschnittversuche statt, bei denen vor der Zerspannung in der Mitte der Werkstoffproben, die in diesem Fall keine KSS-gefüllten Taschen aufweisen, *Vascomill MMS HD1* als freier Ölfilm auf die Oberfläche aufgetragen wird. **Abbildung 5.13** zeigt repräsentative Ergebnisse dieser Versuche in Form von Kraft-Zeit-Diagrammen sowie die lichtmikroskopischen Aufnahmen der Spanunterseiten aus der Trockenzerspannung jeweils für C45+N und 42CrMo4+QT.



**Abbildung 5.13:** Ergebnisse von Zerspanungsversuchen mit initialer Benetzung der Werkstückoberfläche zur Untersuchung des LAE.

Es ist festzuhalten, dass die mechanischen Werkzeugbelastungen bei der Zerspannung von C45+N in der Mitte der Probe, wo sich der Ölfilm befindet, auf  $F_c = 861_{-57}^{+39}$  N und  $F_p = 394_{-53}^{+38}$  N signifikant abnehmen. Im Falle von 42CrMo4+QT bleibt dieser Effekt gänzlich aus und die mechanischen Werkzeugbelastungen verbleiben über den gesamten Schnitt auf dem Niveau der Trockenbearbeitung. Um diesen Unterschied zu erklären, werden die Aufnahmen der Späne herangezogen. Der Span aus C45+N weist dabei eine unsystematisch unregelmäßige Gestalt mit zahlreichen mesoskopischen Rissen und Kavitäten auf. Die mesoskopischen Risse erstrecken sich nur teilweise bis an die Spanoberseite und verlaufen über die Spanbreite zu schmalen Rissen. Im Falle von 42CrMo4+QT zeigen sich hingegen klar voneinander abgegrenzte Spansegmente, die in den meisten Fällen unmittelbar nach ihrer Ausformung brechen und, wie die kleine Übersichtsaufnahme zeigt, nach dem Versuch als Spanbruchstücke vorliegen. Nur ein Teil des Spanvolumens zeigt sich, in der Detailaufnahme dargestellten Form, bei der ein Restverbund zwischen den Spansegmenten besteht, letztere jedoch zum großen Teil durch mesoskopische Risse voneinander getrennt sind. Diese Risse erstrecken sich in nahezu allen Fällen über mehr als die Hälfte der Spanbreite bis an die Spanoberseite.

Die vorliegenden Ergebnisse lassen sich dadurch erklären, dass, entsprechend der Beschreibung von *Kaneeda* der auf der Werkstückoberfläche befindliche KSS in Mikrorisse in der Oberfläche eindringt, welche sich zum großen Teil noch während der Materialdeformation in der Spanbildungszone ausbilden, und dieser KSS dann im Inneren des Spans, eine Schmierwirkung hervorruft [Kan23]. **Abbildung 5.14** veranschaulicht die Wirkweise des Mechanismus. Dabei ist entsprechend des experimentellen Ablaufs sowie als Referenz für den LAE der trockene Fall zu Beginn des Schnittes skizziert.



**Abbildung 5.14:** Wirkweise des Lubricant Applying Effektes.

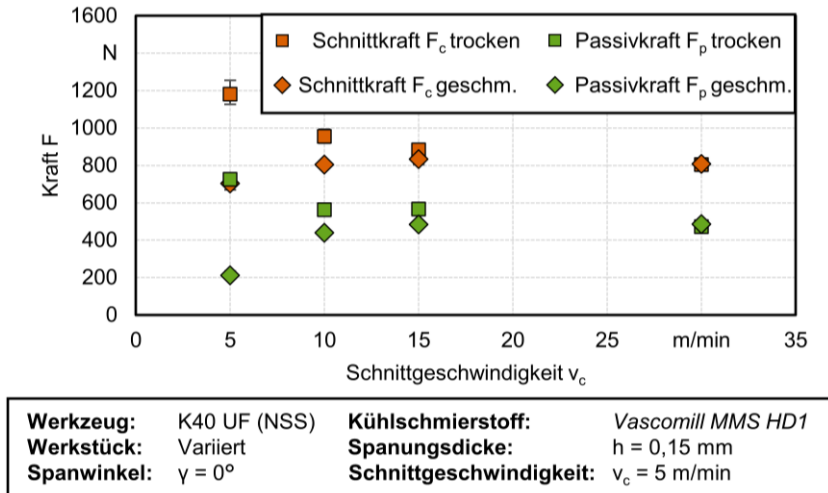
Es wird davon ausgegangen, dass es sich bei dem beobachteten Phänomen nicht um den Rehbinder-Effekt handelt, da dieser nach bisheriger Erkenntnis nicht von Ölen hervorgerufen werden kann [Bar66]. Durch die zahlreichen, teilweise engen Risse im C45+N-Span ist der LAE möglich, was noch einmal dadurch unterstrichen wird, dass eine initiale Benetzung des Werkzeuges unter ansonsten gleichen Versuchsbedingungen keine Schmierwirkung zeigt, da die Penetration in den Schmierpalt ausbleibt (vgl. Beginn von Abschnitt 5). Es ist entsprechend davon auszugehen, dass der Schmierstoff nach dem Aufbringen auf die unbearbeitete Werkstückoberfläche ausschließlich im Spaninneren wirkt. Im Falle von 42CrMo4+QT bleibt dieser Effekt aus, da geeignete Risse, die eng genug sind, um eine hydrostatische bzw. hydrodynamische Schmierung hervorzurufen, nicht in ausreichender Häufigkeit auftreten. Es ließ sich jedoch qualitativ feststellen, dass der KSS mit dem Span auf die Spanfläche aufgetragen wird, was vermutlich durch die breiten Risse zwischen den

Spansegmenten hindurch geschieht. Offensichtlich erfolgt dies aber erst am Ende des Span-Spanflächenkontaktes und es kommt zu keiner Schmierung zwischen Span und Spanfläche.

Diese Erkenntnisse erklären nicht nur das unterschiedliche Verhalten der beiden Stahl-Werkstoffe, sondern zeigen damit für C45+N auf, dass es in den Experimenten mit KSS-gefüllten Taschen zu einer Überlagerung zweier Schmiermechanismen kommt: einer direkten Schmierung zwischen Span- und Spanfläche sowie einer Schmierung werkstoffinterner Reibungsvorgänge im Zuge der Materialdeformation im Bereich von Mikrorissen, die über die gesamte Spanungsbreite auftreten können. Der Anteil des erstgenannten Mechanismus an der gesamten Schmierwirkung, charakterisiert über die Passivkraftabnahme gegenüber der Trockenzerspanung, beträgt ca. ein Drittel, während die werkstoffinterne Schmierung zu ca. zwei Dritteln zur Reibungsreduzierung beiträgt.

### 5.3.8 Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Schmierwirkung

In den zuvor adressierten Voruntersuchungen wurde festgestellt, dass ein unmittelbarer Schmiereffekt, der sich in einer Reduzierung der mechanischen Werkzeugbelastungen niederschlägt, bei praxisrelevanten Schnittgeschwindigkeiten bei der Zerspanung von C45+N nicht auftritt. Daraus motiviert sich, eine Versuchsreihe im Vergleich von trockener und geschmierter Zerspanung durchzuführen und dabei die Schnittgeschwindigkeit sukzessive zu steigern. Im Unterschied zum vorherigen Abschnitt werden dazu für die KSS-Zufuhr wieder gefüllte Taschen und keine Initial-Benetzung des Werkstücks verwendet. Die Ergebnisse dieser Untersuchung für den Orthogonalschnitt von C45+N sind **Abbildung 5.15** zu entnehmen. Der Ausgangspunkt der Versuchsreihe ist die intensiv charakterisierte Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 5 \text{ m/min}$ , für die durch die Schmierung signifikante Kraftreduzierungen sowohl in der Schnittkraft ( $\Delta F_c = -40 \%$ ) als auch in der Passivkraft ( $\Delta F_p = -71 \%$ ) festzustellen sind. Bei den Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 10 \text{ m/min}$  ( $\Delta F_c = -16 \%$ ;  $\Delta F_p = -22\%$ ) und  $v_c = 15 \text{ m/min}$  ( $\Delta F_c = -6 \%$ ;  $\Delta F_p = -15\%$ ) tritt zwar noch eine Schmierwirkung auf, allerdings nehmen die Kraftreduzierungen in Folge der Schmierwirkung gegenüber  $v_c = 5 \text{ m/min}$  signifikant ab. Bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 30 \text{ m/min}$  ist im Mittel zwischen den Schnittkraftkomponenten im trockenen und geschmierten Zustand überhaupt kein Unterschied mehr feststellbar ( $\Delta F_c = 0 \%$ ) und der durchschnittliche Passivkraftwert liegt im geschmierten Versuch sogar leicht über dem im trockenen ( $\Delta F_p = +3 \%$ ). Dieser leichten Erhöhung wird jedoch kein physikalischer Wirkzusammenhang zugeschrieben, sie liegt im Bereich der statistischen Schwankungen.



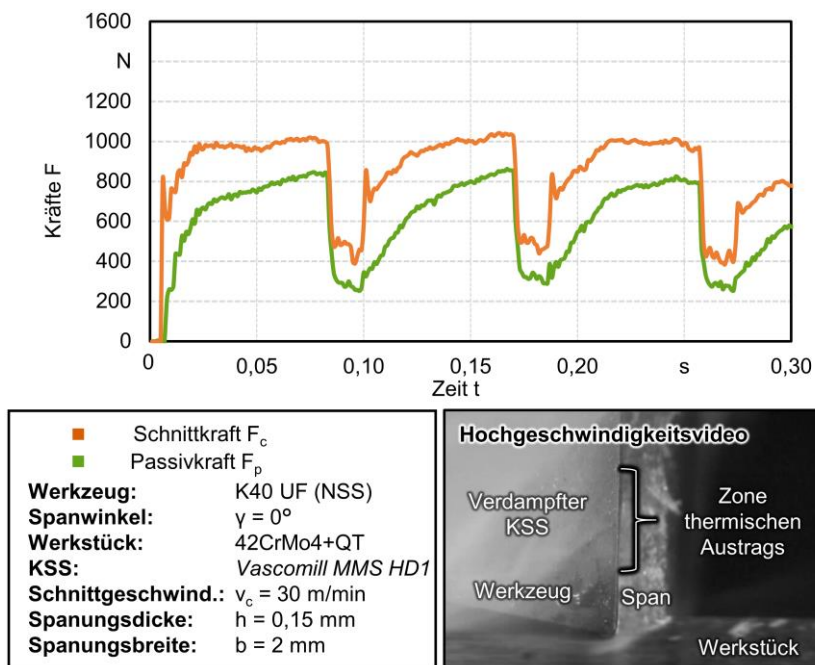
**Abbildung 5.15:** Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die mechanischen Werkzeugbelastungen im Vergleich von trockener und geschmierter Zerspanung an C45+N.

Es ist zusammenfassend festzustellen, dass bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 30$  m/min keine Schmierung des Span-Spanflächenkontaktes für den untersuchten Orthogonalschnitt möglich ist, dies also als oberer Grenzwert für die unmittelbar hydrostatische bzw. hydrodynamische Schmierwirkung des MMS-Öls in diesem Anwendungsfall anzusehen ist. Dieser Wert deckt sich mit den wenigen Angaben, die zu ähnlichen Betrachtungen in der Literatur zu finden sind [Beh22, Kan23]. Das beschriebene Verhalten ist auf die mit der Schnittgeschwindigkeit zunehmenden Temperaturen am und um den Span-Spanflächenkontakt zurückzuführen. Bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min liegt die gemittelte Temperatur bei ca.  $T = 200$  °C. Ab einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 30$  m/min scheint die Temperatur im Bereich des Span-Ablösepunktes etwas über diesem Wert zu liegen, was zu einer thermischen Überbeanspruchung und in der Folge zum Verdampfen sowie zur Verbrennung des Öls (Flammpunkt  $T_f = 200$  °C) führt.

Ein weiterer Effekt im Vergleich der Schnittgeschwindigkeiten zeigt sich anhand der Fehlerbalken, welche die Schwankungen über die Versuchswiederholungen anzeigen. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit werden diese signifikant kleiner, da es zu einer zunehmend homogenen Spanbildung mit abnehmender Schwankung in der lokalen Spandicke kommt. Durch die höheren Temperaturen infolge der erhöhten Schnittgeschwindigkeit steigt die Duktilität des Materials. Dies führt vermutlich dazu, dass

sich in der Verformungsvorlaufzone weniger Mikrorisse bilden, in die Öl eindringen und den LAE hervorrufen kann.

Auch mit dem Stahlwerkstoff 42CrMo4+QT werden Versuche unter gesteigerter Schnittgeschwindigkeit durchgeführt. Im Vergleich zu C45+N zeigt sich auch bei  $v_c = 30$  m/min noch ein Schmiereffekt durch das MMS-Öl, wie **Abbildung 5.16** veranschaulicht. Jeweils unmittelbar hinter der Penetration des KSS in den Kontakt durch die gefüllte Tasche liegen die mechanischen Werkzeugbelastungen auf einem gegenüber der Trockenzerspannung signifikant reduzierten Niveau. Im Vergleich zu den zuvor gezeigten Kraftmessungen bei geringen Schnittgeschwindigkeiten (insb.  $v_c = 5$  m/min) stellt sich jedoch kein stationärer geschmierter Zustand ein. Stattdessen steigen die Kräfte unmittelbar nach der Penetration kontinuierlich an und erreichen nach ca.  $t = 0,5$  s wieder das Niveau der Trockenzerspannung.



**Abbildung 5.16:** Schmierverhalten bei erhöhten Schnittgeschwindigkeiten bei der Zerspanung von 42CrMo4+QT.

Ein vergleichbares Ergebnis lässt sich für 42CrMo4+QT auch bei  $v_c = 40$  m/min erzielen. Wie mithilfe der Hochgeschwindigkeitsvideografie sichtbar gemacht werden

kann, ist dies darauf zurückzuführen, dass der thermische Austrag des KSS bei den erhöhten Schnittgeschwindigkeiten dominiert. In der repräsentativen Sequenz in **Abbildung 5.16** zeigen sich signifikante Verdampfungserscheinungen, insbesondere im Bereich der Gleitzzone des Span-Spanflächenkontaktes. Die Haftzone scheint von der Verdampfung weitestgehend ausgenommen zu sein, woraus sich die Hypothese ableitet, dass dort nahezu kein KSS penetrieren kann, wie bereits zuvor für die Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min nachgewiesen werden konnte.

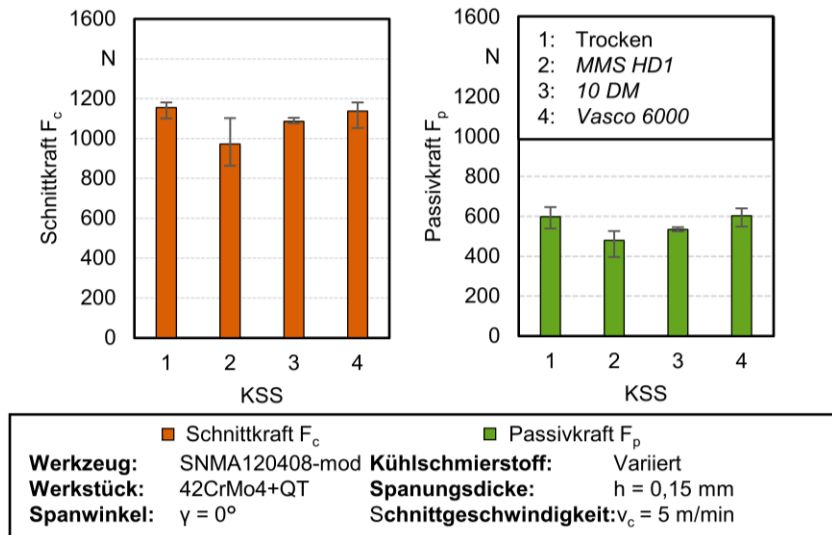
Es ist davon auszugehen, dass der thermische Austrag entlang des Span-Spanflächenkontaktes ungleich ausgeprägt ist. Vom Ablösepunkt des Spans zur Schneidkante hin nehmen die Temperaturen zu und dadurch auch die Menge an verdampftem KSS pro Zeiteinheit. Entsprechend ist aus den weiter unten im Span-Spanflächenkontakt liegenden Bereichen zu einem frühen Zeitpunkt jeglicher KSS verdampft als aus den weiter oben liegenden Bereichen. Daraus lässt sich schließen, dass die geschmierte Kontaktlänge über den Schnittweg abnimmt. Dies erklärt, dass die Kräfte über den Schnitt kontinuierlich ansteigen, bis sie schließlich wieder das Niveau der Trockenzerspannung erreicht haben. Im Vergleich dazu dominiert bei  $v_c = 5$  m/min aufgrund des geringeren Temperaturniveaus der mechanische Austrag des KSS aus der Spanbildungszone. Dieser scheint gleichmäßiger über die Kontaktlänge verteilt stattzufinden als der thermische Austrag. Entsprechend bleibt die Penetrationstiefe über den geschmierten Schnitt hinweg nahezu gleich und stattdessen nimmt die Filmdicke ab. Unterschreitet der Schmierfilm schließlich eine kritische Filmdicke, reißt er ab und die unmittelbar zuvor noch vollständig vorhandene Schmierwirkung verliert in kurzer Zeit ihre Wirkung.

#### 5.4 Einfluss variierender KSS auf die Schmierung der Spanbildungszone

Im Anschluss an die grundlegende Charakterisierung der Spanbildung im geschmierten Zustand bei Verwendung des MMS-Öls *Blaser Vascomill MMS HD1*, ist im Folgenden die Frage zu klären, welchen Einfluss variierende Kühlschmierstoffe auf den Schmierzustand nehmen. Dabei kommen die in Abschnitt 4.2 eingeführten alternativen Werkzeuge zur Anwendung, die mit ihrer poliergeschliffenen Spanfläche sowie der TiAlN-Beschichtung näher an der aktuellen Praxis liegen. Zudem finden die Untersuchungen mit 42CrMo4+QT als Versuchswerkstoff statt, da sich zuvor für höhere Schnittgeschwindigkeiten eine Schmierung nachweisen ließ und daher die weiteren Grundlagenergebnisse eine bessere Übertragbarkeit auf praktische Anwendungen zulassen. Unter diesen Randbedingungen findet zunächst eine Variation des flüssigen KSS statt, um so die Unterschiede dreier Varianten in Bezug auf das Penetrations- und Schmierverhalten zu untersuchen. In einem zweiten Schritt erfolgt ein Einsatz von Quasikristallen als Festkörperadditiv für flüssige KSS.

## 5.4.1 Variation des flüssigen KSS

Um die unterschiedliche Wirkweise verschiedener KSS in Bezug auf die Schmierung in der Spanbildung zu charakterisieren, werden Spanbildungsversuche im Orthogonalanschnitt durchgeführt. Wie unter den experimentellen Randbedingungen beschrieben, kommen dabei drei verschiedene KSS zum Einsatz: ein Hochleistungsminimalemschmieröl (*Blaser Vascomill MMS HD1*; im Folgenden „*MMS HD1*“), ein Tiefbohröl (*Blaser Blasomill 10 DM*; im Folgenden „*10 DM*“) sowie eine Öl-Wasser-Emulsion (*Blaser Vasco 6000* mit  $c = 12\%$ ; im Folgenden „*Vasco 6000*“). Äquivalent zu den Auswertungen der Schmierwirkung anhand der mechanischen Werkzeugbelastungen gegenüber der Trockenerspannung (vgl. **Abbildung 5.6**), zeigt **Abbildung 5.17** die Ergebnisse für die drei KSS.



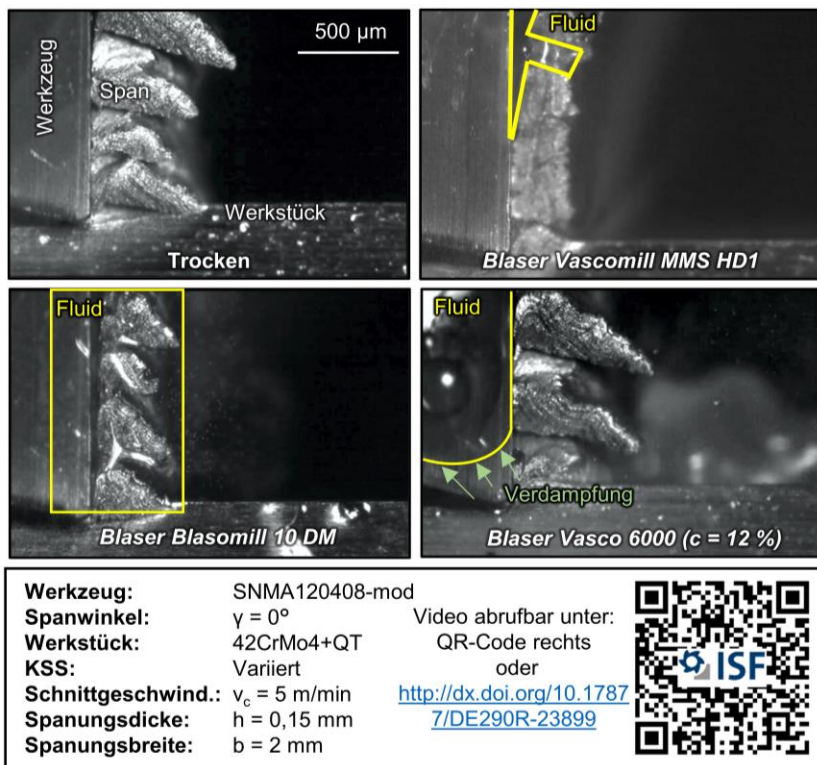
**Abbildung 5.17:** Mechanische Werkzeugbelastungen in Abhängigkeit des KSS.

Die mechanischen Werkzeugbelastungen in der Trockenerspannung liegen bei  $F_c = 1156^{+56}_{-25}$  N sowie  $F_p = 599^{+60}_{-48}$  N. Gegenüber der Trockenerspannung wird die Schnittkraft im Falle von *MMS HD1* um  $\Delta F_c = -16,2\%$  auf  $F_c = 972$  N reduziert. Für die Vergleichskühlschmierstoffe *10 DM* und *Vasco 6000* beträgt die durchschnittliche Abnahme bei  $\Delta F_c = -5,3\%$  bzw.  $\Delta F_c = -3,0\%$ , wobei einzelne Messwerte bei der Öl-Wasser-Emulsion *Vasco 6000* sich sogar über dem Niveau der Trockenerspannung befinden. Für die Passivkraft stellt sich qualitativ das gleiche Bild mit ähnlicher

Auswirkung der Kraftreduzierung ein. *MMS HDI* reduziert die Passivkraft auf  $F_p = 480_{-46}^{+84}$ , was einer Abnahme von  $\Delta F_p = -19,1$  % entspricht. Bei Verwendung von *10 DM* lässt sich lediglich eine Reduzierung der Passivkraft von  $\Delta F_p = -10,9$  % und bei *Vasco 6000* sogar eine leichte Zunahme von durchschnittlich  $\Delta F_p = +0,7$  % feststellen.

Im Vergleich zum vorher verwendeten Werkzeug fällt zunächst auf, dass die Kräfte in der Trockenzerspanung auf einem vergleichbaren Niveau liegen, allerdings die erreichten Kraftreduzierungen in Folge der Schmierung bei Verwendung von *MMS HDI* signifikant geringer ausfallen. Zum anderen stellt sich ein kleinerer Unterschied in der Auswirkung zwischen Schnitt- und Passivkraft ein. Dies wird im Wesentlichen darauf zurückgeführt, dass die glatte poliergeschliffene Oberfläche auf mikroskopischer Skala erheblich weniger Kavitäten anbietet als die Grübchenstruktur der nassstrahlgespannten Oberfläche, in denen sich der Schmierfilm stabilisieren kann (vgl. **Abbildung 4.3**). Die zunehmende Kontaktnormalspannung vom Spanablösepunkt in Richtung der Schneidkante verdrängt den KSS also gegenüber dem nassstrahlgespannten Werkzeug bevorzugt aus dem Kontakt. Dadurch ergibt sich eine geringere Eindringtiefe des Schmierfilms in die Kontaktzone für das poliergeschliffene Werkzeug. Dies ließe sich in zukünftigen Untersuchungen durch die zuvor genutzte Methode zur Visualisierung der KSS-Verteilung im Span-Spanflächenkontakt vertieft untersuchen. Dabei wäre insbesondere zu analysieren, welchen Einfluss die Werkzeugbeschichtung bei gleichbleibender Oberflächentopografie hat.

Für die Erklärung der Unterschiede im Penetrations- und Schmierverhalten der drei Kühlschmierstoffe werden in Ergänzung zu den Kraftmessungen Hochgeschwindigkeitsaufnahmen der Spanbildung ausgewertet. **Abbildung 5.18** zeigt jeweils ein charakteristisches Einzelbild der Aufnahmen für den jeweiligen KSS, wobei auch hier die Trockenbearbeitung als Referenz dient. Für einen umfangreicheren Einblick sei auf die über den QR-Code abrufbaren Videoaufnahmen verwiesen.



**Abbildung 5.18:** Hochgeschwindigkeitsaufnahmen der Schmierwirkung verschiedener Kühlschmierstoffe [Sae23].

Im Falle der Trockenbearbeitung stellt sich eine hohe Spandickenstauchung mit signifikanten Schwankungen der Spandicke ein. *MMS HD1* penetriert im Zuge des KSS-Eintrags durch die gefüllte Tasche in die Kontaktzone. In der Videoaufnahme ist zu erkennen, dass sich das Fluid primär im Schmierpalt zwischen Werkzeug und Span sammelt, woraufhin sich die Spanflussgeschwindigkeit deutlich erhöht und homogenisiert. Es resultiert ein dünnerer Span mit nahezu keinen Dicken-schwankungen. Das Tiefbohröl *10 DM* dringt zwar ebenfalls zum Teil in den Schmierpalt ein und führt zu einer geringeren Spandicke, allerdings ist diese größer als im Falle von *MMS HD1* und weist weiterhin zyklische Schwankungen auf. Darüber hinaus ist erkennbar, dass ein erheblicher Teil des KSS aus dem Kontakt herausgepresst wird und sich seitlich an Span und Werkzeug sammelt. Bei Verwendung von *Vasco 6000* findet unmittelbar nach der Penetration eine mechanische Verdrängung

nahezu der gesamten KSS-Menge aus dem Kontakt statt. Der KSS sammelt sich zu einem überwiegenden Teil seitlich am Werkzeug, wo das Fluid im weiteren Verlauf des Schnittes verdampft. Die Spanbildung im Vergleich zur Trockenbearbeitung bleibt dabei weitestgehend unbeeinflusst.

Die unterschiedliche Fähigkeit der untersuchten KSS, nach der Penetration im Span-Spanflächenkontakt zu verbleiben und eine Schmierwirkung hervorzurufen, korreliert mit der jeweiligen kinematischen Viskosität. Für *MMS HD1*, das nahezu vollständig im Kontakt verbleibt und die signifikanteste Kraftreduzierung erzielen kann, liegt diese bei  $v = 40 \text{ mm}^2/\text{s}$ , während *10 DM* mit der deutlich geringeren kinematischen Viskosität von  $v = 10 \text{ mm}^2/\text{s}$  zu einem größeren Teil aus der Kontaktzone verdrängt wird und dort nur eine geringere Kraftreduzierung hervorruft. *Vasco 6000*, das zu 88 % aus Wasser besteht und dadurch eine geringe kinematische Viskosität von  $v = 1,07 \text{ mm}^2/\text{s}$  aufweist, ist nicht dazu geeignet, den hohen Kontaktnormalspannungen in der Spanbildungszone zu widerstehen und wird dadurch nahezu vollständig verdrängt. Die gegenüber den Ölen geringere Verdampfungstemperatur des Wassers führt im Anschluss zu der zügig voranschreitenden Verdunstung des KSS. Aus der Literatur zur grundlegenden Wirkweise von Öl-Wasser-Emulsionen ist bekannt, dass bei Druckbeaufschlagung eine Verdrängung des Wassers erfolgt. Jedoch soll dies mit einer Trennung von den Öltröpfchen einhergehen, die dann in der Kontaktzone eine Schmierwirkung hervorrufen [Cam06]. Dass dies trotz einer vergleichsweise hohen Öl-Konzentration in der Emulsion nicht auftritt, ist vermutlich auf den von *Ma et al.* beschriebenen Re-Emulsifizier-Effekt zurückzuführen, der eine Trennung von Öl und Wasser zum Teil unterbinden kann und bevorzugt bei hohen Öl-Anteilen auftritt [Ma11].

Es ist also insgesamt ein wesentlicher Einfluss der Viskosität des KSS auf die Eignung für die Entfaltung einer Schmierwirkung in der Spanbildungszone festzustellen. Zwar beschränkt sich diese Beobachtung anhand der vorliegenden Untersuchungen auf eine sich unmittelbar einstellende hydrostatische und hydrodynamische Schmierung, wie sie lediglich für geringe Schnittgeschwindigkeiten erreicht werden kann. In Untersuchungen von *Rech et al.* an einem Pin-on-Bar-Tribometer mit zerspanungs-ähnlichen Bedingungen ließ sich für geringe Relativgeschwindigkeiten ein signifikanter Schmiereffekt unter dem Einsatz einer Öl-Wasser-Emulsion nachweisen. In der gleichen Studie wurde, genau wie in den in Abschnitt 5.1 beschriebenen Tribometer-Ergebnissen, auch bei hohen Relativgeschwindigkeiten eine Schmierwirkung bei Verwendung von Öl nachgewiesen [Rec13]. Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit erzielten Ergebnisse zeigen, dass dieses Verhalten aufgrund der bevorzugten Verdrängung von Schmierstoffen aus der Spanbildungszone nicht auf die Zerspanung übertragbar ist. Dies gilt ebenfalls für Öl-Wasser-Emulsionen, die auch unter hohen Kontaktnormalspannungen eine Schmierwirkung entfalten können, wenn

die Charakteristik des Schmierpalts eine hinreichende Penetration zulässt, was jedoch in der Spanbildungszone häufig nicht der Fall ist. Es ist bekannt, dass darüberhinausgehend, insbesondere beim längeren Kontakt der Kühlschmierstoffe mit bestimmten Werkstückstoffen, tribochemische Reaktionsprodukte wie Eisensulfid zu einer Schmierwirkung führen können [Min14]. Die Voraussetzung dafür ist allerdings ebenfalls, dass die Penetration des KSS in den Kontakt gelingt und von ausreichender Dauer ist, sodass der entsprechende Mechanismus ablaufen kann. Auf Basis dieser Überlegungen ist davon auszugehen, dass die hier vorgestellten Erkenntnisse eine qualitative Übertragung auf weitere Schmiermechanismen erlauben. Die Ausprägung dieser Übertragbarkeit sollte Gegenstand zukünftiger Forschungsprojekte sein.

#### 5.4.2 Quasikristalle als Festkörperschmierstoff

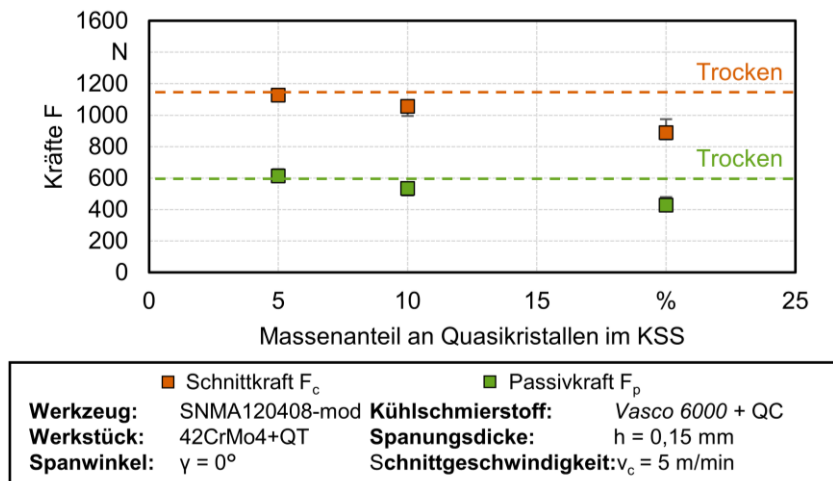
Im Zuge der bisherigen Untersuchungen konnte festgestellt werden, dass für den untersuchten Zerspanungsprozess im Falle der beiden Stahlwerkstoffe C45+N und 42CrMo4+QT zwar eine unmittelbare Schmierung der Spanbildungszone erreicht werden kann, dies allerdings nur für einen jeweils limitierten Schnittgeschwindigkeitsbereich möglich ist. Diese Schnittgeschwindigkeiten liegen deutlich unter dem praktisch relevanten Niveau, auf dem die Temperaturen derart hoch sind, dass es unmittelbar zu einer katastrophalen Überbelastung und in der Folge zur Verdampfung des KSS in der Spanbildungszone führt. Entsprechend ist es von Interesse, temperaturbeständige Alternativen für die Schmierung in der Spanbildungszone zu suchen. Wie im Stand der Technik beschrieben, gibt es hierzu bereits einige Untersuchungen in Bezug auf Festkörperschmierstoffe, die der Spanbildungszone in Reinform oder als Additiv für flüssige Schmierstoffe hinzugefügt werden können. Zweiteres ist primär für die Minimalmengenschmierung untersucht worden. Alle bisher für die Zerspanung verwendeten Festkörperschmierstoffe weisen jedoch ebenfalls temperaturbedingte Limitierungen auf (vgl. **Abbildung 2.13** [Ouy22]).

Im Rahmen dieser Arbeit wird daher eine bisher noch weitestgehend unerforschte Klasse von Festkörperschmierstoffen untersucht: Quasikristalle. Wie im Stand der Technik erläutert, weisen diese hervorragende Schmierungseigenschaften auf, die über ein breites Temperaturintervall aufrecht erhalten bleiben. Für die spanende Fertigung ist von besonderem Interesse, dass dieses Temperaturintervall für die in dieser Arbeit verwendete Quasikristallvariante aus Aluminium, Kupfer und Eisen bis über  $T = 800\text{ °C}$  reicht. Dies bringt das Potenzial mit sich, eine Schmierwirkung im Span-Spanflächenkontakt auch bei hohen Schnittgeschwindigkeiten zu realisieren und den dort herrschenden Temperaturen zu widerstehen. Da die Quasikristalle in der bisherigen Fachliteratur hauptsächlich als verstärkendes Material in Verbundwerkstoffen und

thermisch gespritzten Schichten verwendet wurden, ist der Einsatz in Kombination mit flüssigen Schmierstoffen sowie für die spanende Fertigung nach aktuellem Kenntnisstand vollständig unerforscht. Entsprechend verfolgt diese Arbeit zunächst das Ziel, das Potenzial dieses Materials als Schmierstoff für die spanende Fertigung zu analysieren.

Zu diesem Zweck wurden die Quasikristalle in verschiedenen, relativ hohen, Massenanteilen ( $\omega_{QC} = 5 \text{ m-}\%$ ;  $\omega_{QC} = 10 \text{ m-}\%$ ;  $\omega_{QC} = 20 \text{ m-}\%$ ) in das verwendete MMS-Öl (*MMS HDI*) eingemischt und die Mischung nach dem zuvor beschriebenen Vorgehen in KSS-gefüllte Taschen im Werkstück eingebracht, um eine Penetration in den Span-Spanflächenkontakt zu erreichen. Es zeigte sich, dass die Performanz des MMS-Öls, gemessen an der Abnahme der mechanischen Werkzeugbelastungen, mit zunehmendem Quasikristallanteil schlechter wird. Hochgeschwindigkeitsvideos der Spanbildung lassen vermuten, dass dies auf eine zu hohe Viskosität als Folge der Festkörperadditivierung zurückzuführen ist. Daraus abgeleitet wird diese Untersuchung im weiteren Verlauf mit der Öl-Wasser-Emulsion *Vasco 6000* durchgeführt. Um eine konsistente Vergleichbarkeit mit den Ergebnissen der verschiedenen KSS zu erreichen, nutzen diese Versuche die Werkzeuge aus dem letzten Abschnitt (SNMA120408 modifiziert) und 42CrMo4+QT als Versuchswerkstoff.

**Abbildung 5.19** zeigt die Werte von Schnitt- und Passivkraft mit zunehmendem Anteil an Quasikristallen in der Öl-Wasser-Emulsion. Diese nehmen im Falle von *Vasco 6000* für alle Massenanteile der Quasikristalle gegenüber der Trockenbearbeitung ab. Dabei ist zu betonen, dass bei einem Massenanteil der Quasikristalle von  $\omega_{QC} = 20 \text{ m-}\%$  die Kraftreduzierung jene von *MMS HDI* ohne Quasikristalle übertrifft. Da die Emulsion, wie zuvor erläutert, aufgrund ihrer geringen Viskosität und Verdampfungstemperatur, im reinen Zustand nahezu keine Schmierwirkung entfalten kann, stellt dies ein bemerkenswertes Ergebnis dar. Es ist davon auszugehen, dass der KSS in Kombination mit den Quasikristallen primär als Transportmedium fungiert und somit die geringe Viskosität von *Vasco 6000* im Vergleich zu *MMS HDI* zum Vorteil gereicht, da die Penetration auch in schmale Schmierspalt zunächst gut gelingt. Dass es in der Spanbildungszone infolge der hohen Kontaktnormalspannungen zu einem zügigen mechanischen Austrag des Fluids kommt, ist in diesem Fall für die Funktionalität nicht hinderlich, da offensichtlich eine ausreichende Menge an Quasikristallen in die Kontaktzone transportiert werden konnte, um dort eine signifikante Schmierwirkung hervorzurufen.



**Abbildung 5.19:** Mechanische Werkzeugbelastungen in Abhängigkeit des Massenanteils von Quasikristallen in der Öl-Wasser-Emulsion

Im Span-Spanflächenkontakt entfalten die Quasikristalle aufgrund ihrer tribologischen Wirksamkeit in Kombination mit der hohen mechanischen Festigkeit und thermischen Stabilität ihre Wirkung und sorgen für die signifikante Kraftreduzierung. Da der Wirkmechanismus der Quasikristalle in der außergewöhnlichen Atomanordnung begründet ist, die einen angemessenen Kontakt zwischen den Atomen der angrenzenden Tribo-Partner unterbindet, zeigen sie auch unter den hohen Kontaktnormalspannungen in der Spanbildungszone eine sehr gute Performanz.

Das Potenzial der Quasikristalle für die Schmierung in der Spanbildungszone ist eine bemerkenswerte Erkenntnis. Allerdings werden für die Werte in **Abbildung 5.19** lediglich diejenigen Fälle einbezogen, in denen die Penetration des mit Quasikristall angereicherten KSS gelingt und es zu einer signifikanten Kraftreduzierung kommt. Im Unterschied zu den anderen untersuchten KSS konnte bei Verwendung der Quasikristalle in einigen Fällen keine Schmierwirkung erfasst werden. Es ist davon auszugehen, dass bei Ausbleiben der Schmierwirkung, die anhand der Kraftmessungen quantifizierbar ist, das Fluid mit den Quasikristallpartikeln nicht in die Kontaktzone penetrieren konnte. Dies könnte auf die hohe Viskosität der Mischung von Fluid mit Feststoffpartikeln oder auch die zum Teil zu großen Quasikristallpartikel bedingt sein. Zum Teil kommt es bei Verwendung der Quasikristalle im KSS sogar zu einer kurzzeitigen Erhöhung der Kräfte, wie in **Abbildung 5.20** ersichtlich wird, in der eine

entsprechende Kraftmessung über der Zeit mit Sequenzen aus dem passenden Hochgeschwindigkeitsvideo dargestellt sind.

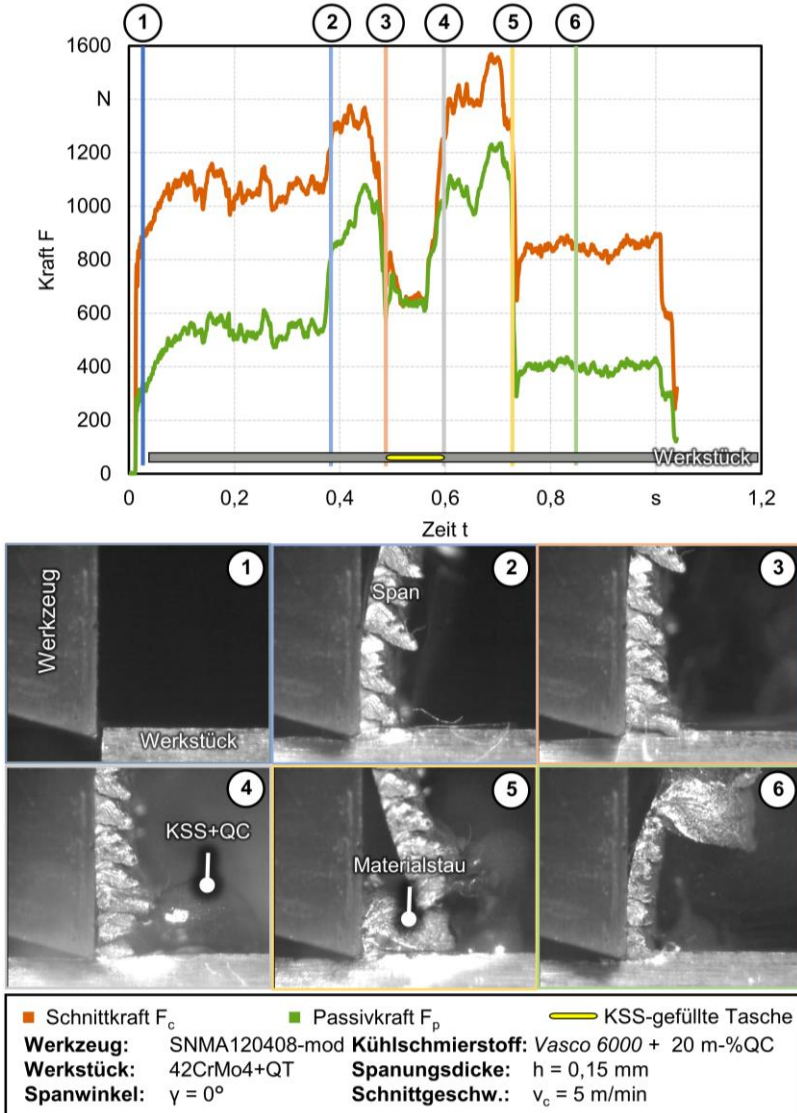


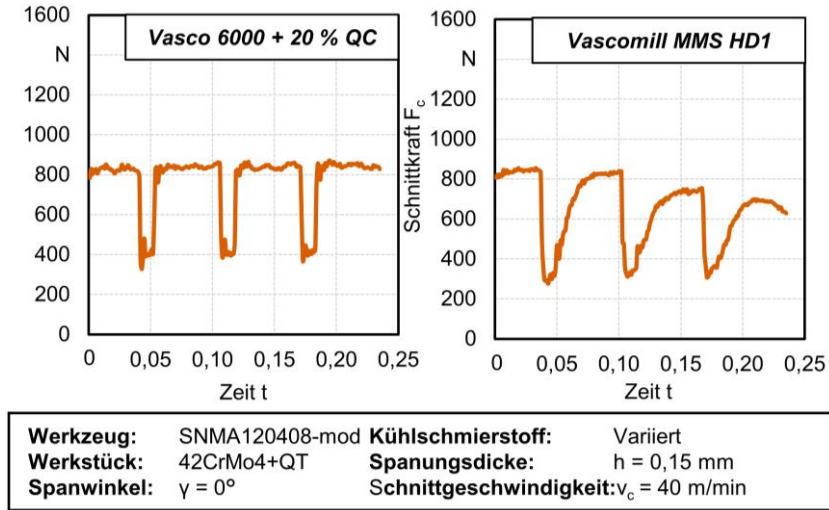
Abbildung 5.20: Materialaufstau und Schmierung durch quasikristalladditiven KSS.

Dabei wird der Überlauf einer einzelnen KSS-gefüllten Tasche gezeigt. Der Bereich vor der Tasche ist durch die typischen Charakteristika der Trockenbearbeitung wie eine unregelmäßige Spanbildung sowie hohe mechanische Belastungen gekennzeichnet (1-2). Zwischen den Zeitpunkten 2 und 3 steigen die mechanischen Werkzeugbelastungen signifikant an und die Spandicke erhöht sich. Dann kommt es im Bereich der Tasche (3-4) zum typischen Abfall der Schnitt- und Passivkraft in Folge des reduzierten Spanungsquerschnitts. Es ist jedoch in dieser Messung auffällig, dass die Passivkraft im Bereich der Tasche auf dem gleichen Niveau liegt wie die Schnittkraft, obwohl diese in allen anderen Fällen deutlich geringer ist. Im Hochgeschwindigkeitsvideo ist zu diesem Zeitpunkt die Mischung aus KSS und Quasikristallen erkennbar, die sich allerdings in Form einer großen Blase vor der Spanoberseite befinden. Im Bereich des Span-Spanflächenkontakts lässt sich kein Fluid/Festkörperschmierstoff identifizieren. Im nächsten Zeitschritt (5) zeigt sich unmittelbar vor der Schneidkante eine signifikante Materialansammlung und die Kräfte erreichen ihr globales Maximum innerhalb des Einzelversuchs. Zu diesem Zeitpunkt bricht der Span und beschädigt die KSS-Quasikristall-Blase. In der Folge kommt es zu einer Verteilung des KSS und der Quasikristalle in der Spanbildungszone, die offensichtlich auch zur Penetration in den Span-Spanflächenkontakt führt. Dadurch sinkt die Passivkraft und die Spanflussgeschwindigkeit erhöht sich deutlich, wodurch sich wiederum die Spandicke reduziert (6). Schließlich führt dies zeitgleich zu einer deutlichen Verringerung der Schnittkraft. Dabei liegen die Kräfte nicht nur deutlich unter dem Niveau im Bereich der Materialaufstauung, sondern auch gegenüber der Trockenzerspannung zu Beginn des Versuchs (1-2).

Es lässt sich also insgesamt festhalten, dass die Verwendung der Quasikristalle als Festkörperschmierstoff in der hohen, hier untersuchten Massenkonzentration (20 m%) in einigen Fällen zunächst zu einem Materialaufstau im Bereich vor der Schneide führt, da sich das KSS-Festkörpergemisch als Blase außerhalb der Spanbildungszone sammelt. Sobald diese allerdings zerstört wird und sich die Quasikristalle in der Spanbildungszone verteilen, kommt es im weiteren Verlauf zur erwarteten Schmierwirkung. Dieser Effekt und seine Abhängigkeit von der Quasikristallgröße sowie -konzentration sollte Gegenstand zukünftiger Untersuchungen sein.

Es ist zu vermuten, dass die thermische Beständigkeit, die zuvor als wesentliche Einschränkung für die Schmierfähigkeit flüssiger Stoffe in der Spanbildungszone ermittelt werden konnte, eine erfolgreiche Nutzung der Quasikristalle als Schmierstoff in der spanenden Fertigung auch unter erheblich größeren Schnittgeschwindigkeiten erlaubt. Wie im Abschnitt zur Temperaturmessung gezeigt, liegen die mittleren Spanflächentemperaturen auch bei hohen Schnittgeschwindigkeiten unter  $T = 800 \text{ °C}$  und damit auch unter der kritischen Temperatur für die Beständigkeit der Quasikristalle.

Dies motiviert weitere Versuche mit höheren Schnittgeschwindigkeiten. Hierzu wurde zunächst die Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 40$  m/min, und damit die höchste, bei der mit *MMS HD1* bei der Zerspanung von 42CrMo4+QT noch eine Schmierwirkung erzielt werden konnte, gewählt. **Abbildung 5.21** zeigt die Schnittkraftmessungen zweier einzelner Versuche für diese Versuchsbedingungen zum einen unter Verwendung der mit  $\omega_{QC} = 20$  m-% Quasikristallen angereicherten Öl-Wasser-Emulsion (*Vasco 6000*) und zum anderen unter Verwendung von *MMS HD1* als Referenz.



**Abbildung 5.21:** Mechanische Werkzeugbelastungen bei erhöhten Schnittgeschwindigkeiten mit variierenden KSS.

Für den mit Quasikristallen angereicherten KSS zeigt sich, dass die Kräfte hinter den KSS-gefüllten Taschen, in denen sie aufgrund des reduzierten Spanungsquerschnitts gegenüber dem Vollschnitt reduziert sind, unmittelbar wieder auf das Niveau der Trockenzerspanung vom Beginn der Messung ansteigen. Das Hochgeschwindigkeitsvideo zeigt signifikante Verdampfungserscheinungen des KSS bis hin zu einer vollständigen Bedeckung der Spanbildungszone mit Dampf, wie es in **Abbildung 5.16** für *MMS HD1* zu sehen ist. Dies deutet darauf hin, dass die Emulsion als Trägermedium für die Quasikristalle eine thermische Überlastung erfahren hat und dadurch nicht in der Lage ist, diese in den Span-Spanflächenkontakt zu penetrieren. Im Falle von *MMS HD1* zeigt sich das qualitativ gleiche Ergebnis wie in **Abbildung 5.16** für eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 30$  m/min: nach dem Wiedereintritt in den Vollschnitt nach der KSS-Penetration liegt die Schnittkraft auf einem signifikant geringeren Niveau

als in der Trockenerspannung und steigt im weiteren Verlauf des Schnittes aufgrund des thermischen Austrags des KSS kontinuierlich an. Im Vergleich zum Versuch mit  $v_c = 30$  m/min fällt auf, dass die Kraft nach der zweiten und dritten Penetration nicht wieder auf das Niveau der Trockenerspannung ansteigt. Dies lässt sich dadurch erklären, dass sich möglicherweise aufgrund des höheren Temperaturniveaus in vergleichsweise kurzer Zeit tribochemische Schichten aus Eisen und Schwefel im Interface gebildet haben, die einen geringeren Scherwiderstand aufweisen als der Versuchswerkstoff [Min14]. Das jeweils gleiche Verhalten ließ sich über die Wiederholversuche bestätigen. Insgesamt ist festzustellen, dass das Potenzial der Quasikristalle für eine Schmierung in der Spanbildungszone für praktisch relevante Schnittgeschwindigkeiten ( $v_c > 100$  m/min für 42CrMo4+QT) aufgrund eines thermisch bedingten Versagens der Öl-Wasser-Emulsion als Trägermediums nicht untersucht werden konnte.

Nachdem die Einschränkungen des flüssigen KSS als Transportmedium für die Quasikristalle feststeht, erfolgt abschließend ein Test, bei dem die Schmiertaschen vollständig mit Quasikristallen (ohne Transportmedium) gefüllt werden, um zu überprüfen, ob sie dadurch ebenfalls in den Span-Spanflächenkontakt penetrieren können. Die Funktionalität wird wieder anhand der mechanischen Werkzeugbelastungen bewertet. Dabei ist festzustellen, dass die Schnittkraft um  $\Delta F_c = +8,0 \pm 1,3$  % und die Passivkraft um  $\Delta F_p = +9,5 \pm 1,3$  % gegenüber dem trockenen Schnitt ansteigen. Es stellt sich also ein gegenüber der Zielsetzung gegenteiliger Effekt ein. Dies ist darauf zurückführbar, dass die Schmiertaschen keine geeignete Zuführungsmethode für Festkörperschmierstoffe darstellen und anstelle einer homogenen Verteilung der Quasikristalle in der Gleitzzone zu einem nicht kontrollierbaren Aufstauen in bestimmten Bereichen der Spanbildungszone führt (vgl. **Abbildung 5.20**). Dadurch werden mögliche Schmiereffekte der Quasikristalle durch einen zusätzlichen Widerstand infolge des Quasikristallagglomerats, der im Zuge der Spanbildung zu überwinden ist, überkompensiert. Dies kann auch damit zusammenhängen, dass die zur Verfügung stehende Partikelgrößen-Fraktionierung für die sehr schmalen Schmierspalt in der Spanbildungszone zu grob ist und ein erheblicher Teil der Partikel überhaupt nicht dazu geeignet ist, in den Kontakt zu penetrieren.

In zukünftigen Untersuchungen zu den Quasikristallen sind also geeignete Zuführungsmethoden wie z. B. speziell auf die Förderung von Festkörperpartikeln ausgelegte Apparate oder auch Sonderöle mit hoher thermischer Stabilität und geringer Viskosität als alternatives Transportmedium zu betrachten. Sobald verfügbar, sollten zudem deutlich feinere Pulver verwendet werden, die idealerweise im Sub-Mikrometerbereich liegen und somit für eine Penetration der Kontakte in der

Spanbildungszone geeignet sind. Dies würde es in der weiteren Folge erlauben, die notwendige Menge an Quasikristallen bzw. die Konzentration in einem flüssigen Transportmedium/Basisschmierstoff deutlich zu senken oder noch erheblich ausgeprägtere Schmiereffekte zu erreichen, als es im Zuge der hier beschriebenen Potenzialanalyse gelungen ist.

## **6 Entwicklung und Test eines mikro-tribologischen Modells der Spanbildungszone**

In diesem Kapitel werden zunächst das Konzept, dann die Entwicklung und abschließend exemplarische Tests und Validierungen eines neuartigen mikro-tribologischen Modells der Spanbildungszone vorgestellt. Im Zuge der Validierung anhand experimenteller Vergleichswerte werden die aktuellen Einschränkungen des Modells kritisch diskutiert und mögliche Weiterentwicklungen skizziert.

### **6.1 Modellkonzept**

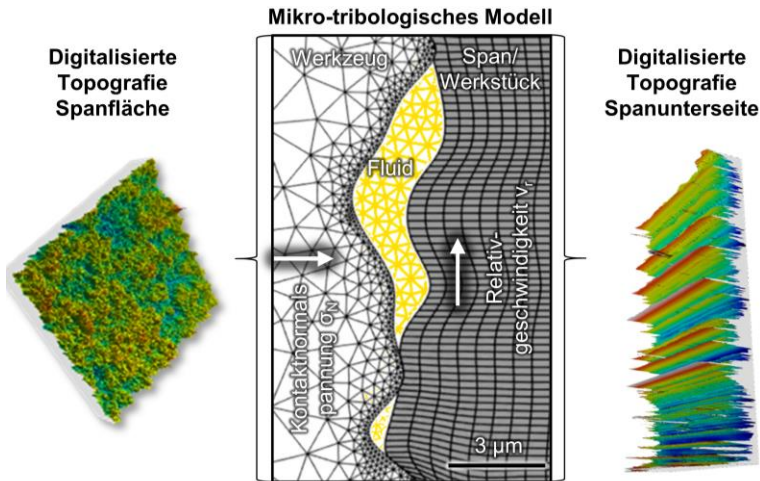
Wie im Stand der Technik aufgezeigt, unterliegt die Reibung in der Spanbildungszone aufgrund der Komplexität des tribologischen Systems diversen Einflussfaktoren. Dies führt dazu, dass bestehende Reibungsmodelle bei Änderungen der Randbedingungen (Werkstoff, Werkzeugbeschichtung, Werkzeugoberflächentopografie, Schnittwertbereiche) ihre Gültigkeit verlieren und im Zuge von aufwendigen Experimenten oder Simulationsstudien neu kalibriert werden müssen. Zudem lassen sich viele Einflüsse in den Modellen bis heute nicht hinreichend abbilden, da es sich häufig um rudimentäre empirische Modellgleichungen handelt. Dies gilt auch insbesondere für den Einfluss von Schmiermedien auf die Reibung in der Spanbildungszone. Viele Modelle berücksichtigen diese überhaupt nicht, oder reduzieren den Reibungskoeffizienten einfach um bestimmte Beträge gegenüber dem Trockenem.

Das in dieser Arbeit entwickelte Modell zielt darauf ab, diese Einschränkungen zu überwinden. Zu diesem Zweck sieht das Konzept vor, dass die Reibung in der Spanbildungszone in numerischen Spanbildungssimulationen nicht durch empirisch ermittelte Gleichungen beschrieben, sondern in Form einer zusätzlichen numerischen Modellebene implementiert wird. Diese Modellebene soll das Interaktionsverhalten zwischen dem Werkzeug und dem Span bzw. dem Werkzeug und dem Werkstück auf mikroskopischer Ebene beschreiben und damit auf einer kleineren Skala als mesoskopische Spanbildungsmodelle arbeiten. Das bedeutet, dass das Modell auf einer Skala zu formulieren ist, die das Abbilden der beteiligten Oberflächentopografien erlaubt. Da der Span-Spanflächenkontakt unter den betrachteten Randbedingungen, insbesondere in numerischen Spanbildungssimulationen, erheblich ausgeprägter ist als der Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück an der Freifläche, wird das Modell im Folgenden mit Fokus auf den Spanflächenkontakt beschrieben. Das finale Modell findet in den Testsimulationen auch Anwendung auf den Freiflächenkontakt. Die wesentlichen Vorteile dieser neuartigen Form der Reibungsmodellierung für die Spanbildungszone besteht darin, dass bei Veränderungen vieler Randbedingungen keine vollständige Neukalibrierung des Modells notwendig ist, sondern Veränderungen im Verhalten vom Modell selbst prädiziert werden können. Zum Beispiel sollen keine

Einschränkungen der Gültigkeit für bestimmte Schnittgeschwindigkeitsbereiche bestehen. Zudem lässt sich das Modell beispielsweise nutzen, um ohne real-experimentelle Aufwände den Einfluss verschiedener Werkzeuoberflächen-topografien auf das Reibungsverhalten in der Spanbildungszone zu untersuchen. Darüber hinaus soll es das Modell erlauben, den Einfluss verschiedener Schmiermedien realitätsnah abzubilden, da diese in Form von Fluid-Struktur-Interaktionsberechnungen direkt im Modell berücksichtigt werden können. Durch Anwendung von durch den Projektpartner am *Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik der Technischen Universität Wien* entwickelten innovativen numerischen Methoden, ist dieser Modellierungsansatz für Kontaktprobleme besonders geeignet. Dies ist im Wesentlichen auf die Verwendung der sogenannten isogeometrischen Analyse zurückzuführen, welche die Außenkonturen von Körpern in FE-Modellen durch Splines beschreibt, wodurch kleinere Diskretisierungsfehler bei Kontaktformulierungen auftreten als bei der konventionellen FEM. Für die Abbildung der Fluid-Struktur-Interaktion kam eine partitionierte Robin-Neumann-Kopplung [Mak22] zum Einsatz.

Eine Prinzipskizze des Modells ist in **Abbildung 6.1** gezeigt. Links befindet sich das Werkzeug, der Span befindet sich rechts. Die Oberflächen beider Körper werden zunächst an den realen Objekten mithilfe eines konfokalen Weißlichtmikroskops vom Typ *µsurf C* der Firma *NanoFocus* charakterisiert und als Höhenkoordinaten über einem definierten Flächenabschnitt abgetragen. Diese Messung lässt sich im Anschluss in einem geeigneten Dateiformat in das Modell übertragen und ist jeweils neben dem Modell exemplarisch dargestellt. Dort sind die Oberflächen als Splines in das Modell implementiert. Der Span ist für die Fluid-Struktur-Interaktion als viskoelastischer Körper und für den Kontakt als plastischer Körper (Johnson-Cook Fließspannungsmodell) definiert. Das Werkzeug ist hingegen in beiden Fällen als Starrkörper implementiert, kann also weder elastische noch plastische Gestaltänderungen erfahren. Die Vernetzung des Spans erfolgt mit rechteckigen Elementen und einer mittleren Elementkantenlänge von  $e = 0,5 \mu\text{m}$ . Werkzeugeitig findet eine Vernetzung mit dreieckigen Elementen Anwendung, deren Größe stark gradiert ist und von einer groben Vernetzung im Strukturinneren (maximale Elementkantenlänge  $e = 1,5 \mu\text{m}$ ) hin zum Kontakt zunehmend feiner wird (minimale Elementkantenlänge  $e = 0,1 \mu\text{m}$ ). Das Modell ist in Abhängigkeit des abzubildenden Zerspanungsprozesses sowohl mit als auch ohne KSS (Fluid) nutzbar. In Abhängigkeit der thermo-mechanischen und kinematischen lokalen Randbedingungen in der Spanbildungszone werden dem Modell eine Kontaktnormalspannung, eine Temperatur sowie eine Relativgeschwindigkeit aufgeprägt, die im Verlauf der Simulation wesentlich das Berechnungsergebnis beeinflussen. Dabei bestimmen die

Oberflächentopografien sowie die Kontaktnormalspannung die reale Kontaktfläche von Span und Werkzeug.



#### **Numerische Methoden und Randbedingungen**

##### **Fluid-Struktur-Interaktion:**

Span/Werkstück:	Viskoelastischer Körper
Werkzeug:	Starrkörper
Fluid:	Inkompressibel
Numerischer Ansatz:	Partitionierte Robin-Neumann Kopplung, Finite-Elemente Modellierung und Isogeometrische Analyse

##### **Kontakt:**

Span/Werkstück:	Plastischer Körper
Werkzeug:	Starrkörper
Numerischer Ansatz:	Finite-Elemente Modellierung und Penalty mit Gauss Point to Segment Methode

**Abbildung 6.1:** Modellkonzept mit numerischen Methoden und Randbedingungen.

In Abhängigkeit der vorliegenden Kontaktverhältnisse, die auch durch die während der Modellierung ablaufende Deformation des Spans bestimmt werden, ergeben sich Kavitäten zwischen den beiden Tribopartnern. Das sind die bei Verwendung eines Kühlschmierstoffs, unter Annahme einer Maximalpenetration, mit KSS gefüllten Bereiche. Durch die implementierte Fluid-Struktur-Interaktion ist es möglich, dass das unter Druck stehende Fluid die beiden Festkörperflächen auseinanderdrückt. Dies bildet den, bei niedrigen Relativgeschwindigkeiten festgestellten Schmiermechanismus ab.

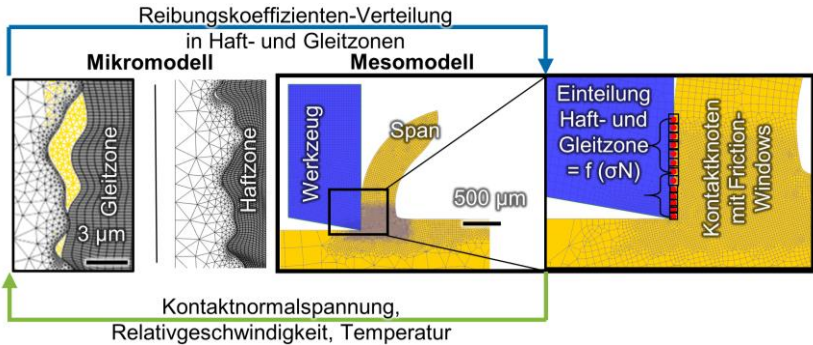
In der Nutzung von numerischen Simulationen für technische Problemstellungen stellt die Rechenzeit eines Simulationslaufs eine wichtige Qualitätsgröße dar, da sie die Effizienz der Methode als Entwicklungswerkzeug bestimmt. Die Nutzung einer zusätzlichen Modellebene, wie sie im Rahmen dieser Arbeit beschrieben wird, birgt das Risiko, dass die Rechenzeiten des Gesamtmodells erheblich zunehmen und eine sinnvolle Nutzung verhindern. Um dem zu begegnen, wurden von den Projektpartnern der *TU Wien* reduzierte Modelle entwickelt, die das Verhalten des komplexen numerischen Modells nachahmen, dafür allerdings nur einen Bruchteil der Rechenzeit benötigen. Die Details dieser Entwicklung sind nicht Teil der vorliegenden Arbeit, weshalb auf die folgende Publikation verwiesen wird: [Lee24]. Die im weiteren Verlauf beschriebene Kopplung und die gekoppelten Simulationstests nutzen diese reduzierten Modelle. Im Einzelnen wird darauf an geeigneter Stelle hingewiesen. Die Simulationsrechnungen fanden auf einem Kern mit einer CPU vom Typ *AMD Ryzen 7 3700X* statt. Dabei dauerte die Berechnung für ein Einzelmodell im trockenen Zustand durchschnittlich 1,3 Stunden und im geschmierten Zustand unter Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Interaktion durchschnittlich 6,4 Stunden. Das reduzierte Modell führt die gleiche Rechnung bei gleicher genutzter Rechenleistung, unabhängig vom abgebildeten Fall, in 0,00015 Sekunden durch.

Dem gesamten Modellkonzept liegt die Forschungshypothese zu Grunde, dass ein Großteil des Reibungswiderstands in der Spanbildungszone auf der mikroskopischen Interaktion der Oberflächen beruht. Dies umfasst die Reibungsmechanismen der Oberflächendeformation, des Mikropflügens sowie der mechanischen Verklammerung.

## 6.2 Kopplung mit der mesoskopischen Spanbildungssimulation

Um das Modell für numerische Spanbildungssimulationen nutzen zu können, ist eine geeignete Kopplung der verschiedenen Modellebenen notwendig. Dies bedeutet im ersten Schritt, wie in **Abbildung 6.2** veranschaulicht, dass in der mesoskopischen Spanbildungssimulation für jeden Rechenschritt die Kontaktknoten bzw. Kontaktelementkanten zwischen Werkzeug und Span identifiziert werden müssen. Dies erfolgt anhand sogenannter Friction-Windows, in denen jeweils ein eigenes lokales Reibungsmodell definiert ist, ein knotenweiser Zugriff auf die Reibungskoeffizienten sowie die Kontakt-Zustandsvariablen in der Software nicht möglich ist. Im nächsten Schritt sollen dann die relevanten Zustandsvariablen, die für die Reibungsmodellierung zum Einsatz kommen, im jeweiligen Friction-Window lokal ausgelesen werden. Hierbei handelt es sich um die Kontaktnormalspannung, die Temperatur sowie die Relativgeschwindigkeit. Für jedes Friction-Window wird dann ein einzelnes mikro-tribologisches Modell angelegt, und diesem die jeweiligen Werte der Zustandsvariablen aufgeprägt. Die mikro-tribologischen Modelle berechnen jeweils einen Reibungskoeffizienten und geben diesen schließlich an ihr jeweiliges Friction-Window

zurück, sodass sich eine passende Verteilung der Reibungskoeffizienten im mesoskopischen Spanbildungsmodell ergibt. Wie in **Abbildung 6.2** kommen etwa 10 Friction-Windows im Meso-Modell zum Einsatz, um die Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche zu untergliedern. Mit dieser neuen Reibungskoeffizientenverteilung erfolgt dann der nächste Rechenschritt in der Spanbildungssimulation.



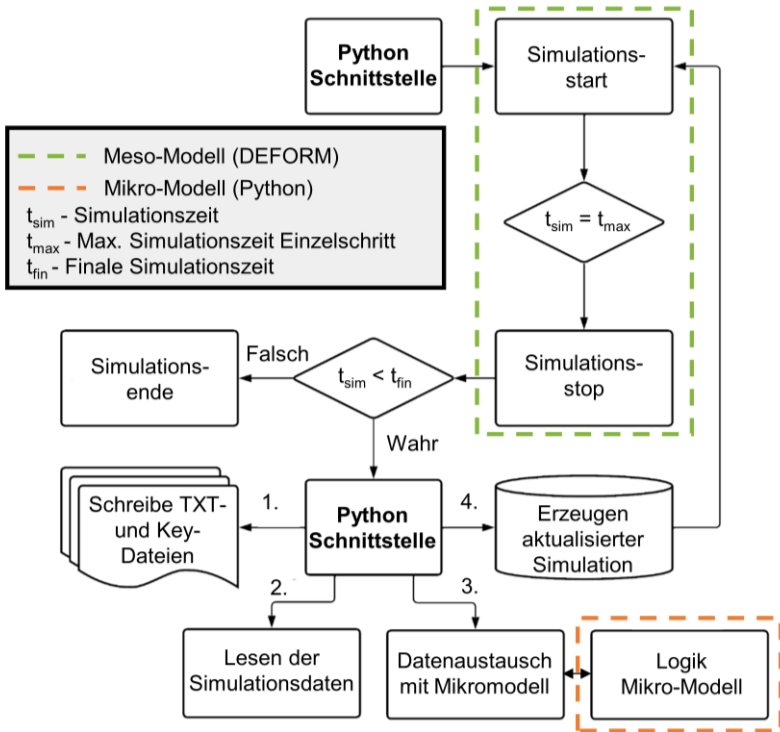
**Abbildung 6.2:** Kopplung von Mikro- und Mesoebene des Spanbildungsmodells.

Für die konkrete Umsetzung dieser Kopplung zum mesoskopischen Spanbildungsmodell dient eine mithilfe der Programmiersprache *Python* (ebenfalls zur Implementierung des mikro-tribologischen Modells genutzt) programmierte Kopplungsschnittstelle. Das Spanbildungsmodell liegt in der kommerziellen Software *DEFORM 2D V13.1* vor. **Abbildung 6.3** zeigt den vereinfachten Simulationsablauf des gekoppelten Modells. Zunächst initiiert die Python-Schnittstelle den Simulationsstart. Nach einem definierten Zeitintervall ( $t_{\max}$ ), das zum Beispiel einem maximalen einzelnen Zeitschritt der mesoskopischen Spanbildungssimulation entsprechen kann, erfolgt ein Simulationsstop, der dazu dient, den nächsten Rechenschritt im mikro-tribologischen Modell zu initiieren. In diesem Zuge erfolgt eine Abfrage, ob die aktuelle Simulationszeit  $t_{\text{sim}}$  die maximale Simulationszeit  $t_{\text{fin}}$  als Abbruchkriterium überschritten hat. Solange das Abbruchkriterium nicht erreicht ist, werden in der Kopplungsschnittstelle vier Schritte durchlaufen:

1. Auslesen der relevanten Zustandsvariablen aus der mesoskopischen Spanbildungssimulation und Schreiben in entsprechende Dateien.
2. Auslesen dieser Simulationsdaten durch die Kopplungsschnittstelle.
3. Übergabe der relevanten Zustandsvariablen an das Mikro-Modell und Auslesen des berechneten Reibungskoeffizienten.

- Erzeugung einer aktualisierten mesoskopischen Spanbildungssimulation auf Basis der berechneten Reibungskoeffizienten und Initiierung des nächsten Rechenschrittes.

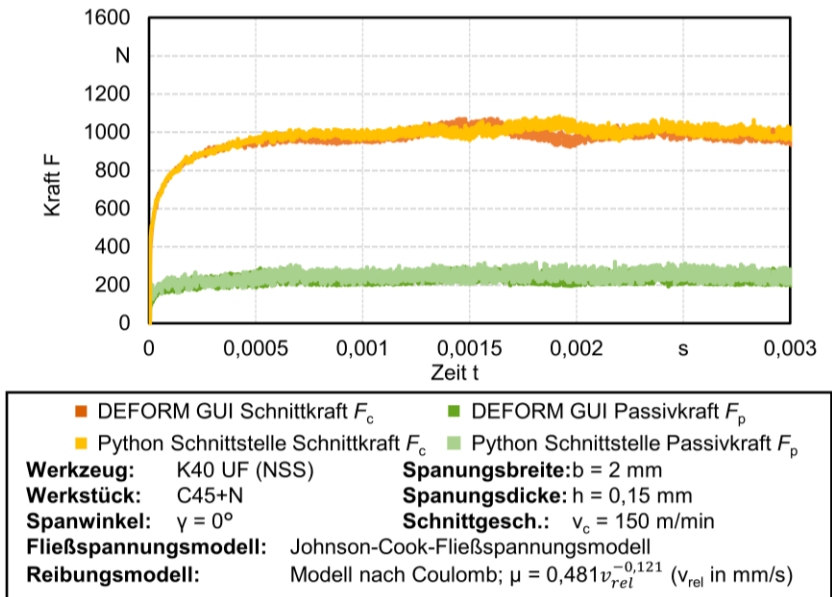
Dieser Zyklus itert in Abhängigkeit der maximalen Simulationszeit sowie des eingestellten Zeitschrittes, bis das zeitliche Abbruchkriterium erreicht ist und die Simulation endet. Im Anschluss lassen sich die Ergebnisse im Post-Prozessor auswerten.



**Abbildung 6.3:** Schematischer Simulationsablauf des vollgekoppelten Spanbildungsmodells.

Um die Kopplungsschnittstelle belastbar zu validieren, wurde sie anstelle des mikro-tribologischen Modells mit einem einfachen empirischen Reibungsmodell gekoppelt, das in gleicher Form über das Graphical User-Interface (GUI) von *DEFORM* auswähl- und parametrierbar ist. Es findet jeweils eine Spanbildungssimulation mit identischen Parametereinstellungen, (vgl. **Abbildung 6.4**), statt die jeweils das gleiche Reibungsmodell, in einem Fall direkt über *DEFORM* und im anderen Fall über die

Kopplungsschnittstelle parametrisiert, verwendet. Das eingesetzte Reibungsmodell basiert mit der Relativgeschwindigkeitsabhängigkeit bewusst auf einer Einflussgröße, die entlang des Span-Spanflächenkontaktes signifikant variiert, sodass sich die Funktionalität des Zuweisens verschiedener Reibungskoeffizienten testen lässt. Die Bewertung der Funktionalität der Schnittstelle erfolgt anhand eines Vergleichs der sich einstellenden mechanischen Werkzeugbelastungen in der Spanbildungssimulation. Insbesondere die Passivkraft wird in FE-Spanbildungssimulationen wesentlich durch das Reibungsmodell beeinflusst. Wie **Abbildung 6.4** visualisiert, zeigen sowohl die Schnittkraft als auch die Passivkraft eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den beiden Implementierungswegen des Reibungsmodells.



**Abbildung 6.4:** Validierung der Kopplungsschnittstelle anhand eines relativgeschwindigkeitsabhängigen Reibungskoeffizientenmodells.

Die leichten Abweichungen lassen sich vermutlich darauf zurückführen, dass über die Python Schnittstelle nur in jedem fünften Zeitschritt die Reibungskoeffizienten aktualisiert werden, um Rechenzeit einzusparen. Während das über das GUI parametrisierte Modell sich auf die Zustandsvariablen an den Knoten des FE-Netzes bezieht, rechnet die Kopplungsschnittstelle in den oben beschriebenen Friction-

Windows. Insgesamt kann die Kopplungsschnittstelle durch dieses Vorgehen systematisch validiert und als vollfunktional bewertet werden.

### 6.3 Testsimulation des mikro-tribologischen Modells und der gekoppelten Spanbildungsmodells

Nach der Entwicklung und Validierung der Kopplungsschnittstelle zwischen der mesoskopischen Spanbildungssimulation und dem mikro-tribologischen Modell erfolgen Tests der entwickelten Modelle. Dabei wird das mikro-tribologische Modell zunächst alleinstehend, ohne Kopplung mit dem Spanbildungsmodell anhand von Test-Datensätzen für die Zustandsvariablen getestet und im Anschluss in der Kopplung mit der Spanbildungssimulation.

#### 6.3.1 Test des mikro-tribologischen Modells

Zum Test des mikro-tribologischen Modells dienen manuell aus Ergebnissen einer mesoskopischen Spanbildungssimulation ausgelesene und als Randbedingungen in das Mikromodell überführte exemplarische Zustandsvariablen-Kombinationen. Im Anschluss findet die Berechnung der resultierenden Reibungskoeffizienten statt. Dies erfolgt für verschiedene Parameterkombinationen aus Kontaktnormalspannung, Relativgeschwindigkeit und Temperatur sowie für trockenen und geschmierten Kontakt. Für die Modellierung des plastischen Materialverhaltens des Spans, das in diesem Modell wesentlich das Reibungsverhalten beeinflusst, kommt das Johnson-Cook-Fließspannungsmodell (**Formel 6.1**) zur Anwendung. Dabei beschränken sich diese exemplarischen Modelltests auf C45+N. Die Parameter, in **Tabelle 6.1** eingeführten und quantifizierten Parameter, wurden im Zuge von quasistatischen Druckversuchen sowie Split-Hopkinson-Pressure-Bar Tests an derselben Charge Werkstückmaterials kalibriert, die auch für die Zerspanungsversuche diente.

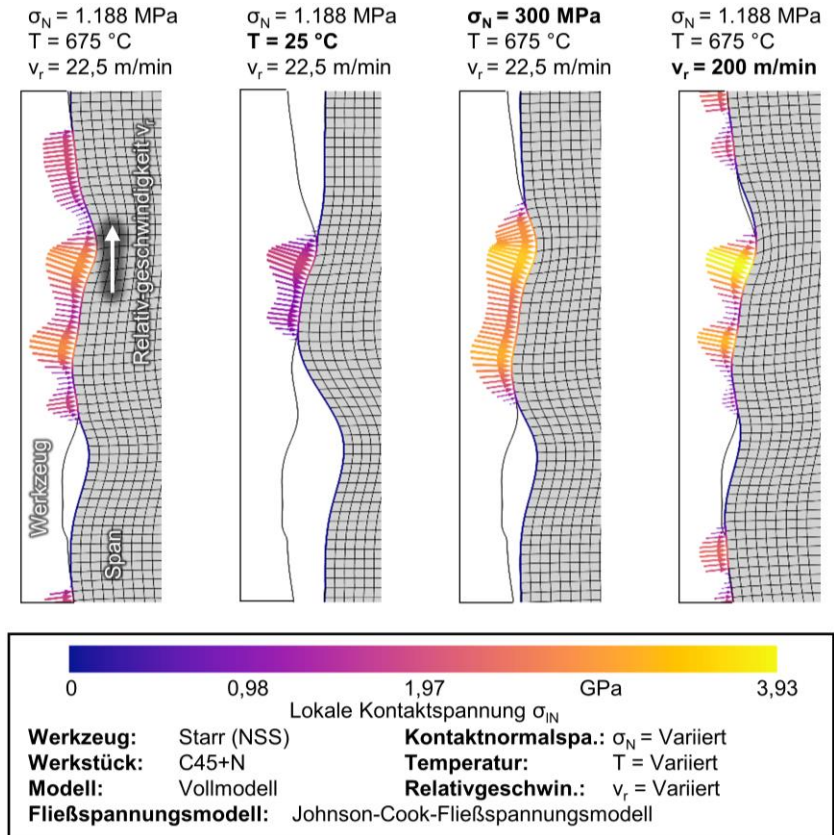
**Tabelle 6.1:** Johnson-Cook Fließspannungsparameter

Johnson-Cook-Parameter	C45+N
Initiale Fließspannung A in MPa	288
Verfestigungsfaktor B in MPa	695
Verfestigungsexponent n	0,2835
Dehnratenfaktor C	0,034
Referenzdehnrates $\dot{\varphi}_0$ in s <sup>-1</sup>	0,004
Temperatur exponent m	1,3558
Schmelztemperatur $T_m$ in °C	1500
Referenztemperatur $T_r$ in °C	20

$$\sigma_f = [A + B\varphi^n] \left[ 1 + C \ln \frac{\dot{\varphi}}{\dot{\varphi}_0} \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right]$$

**Formel 6.1**

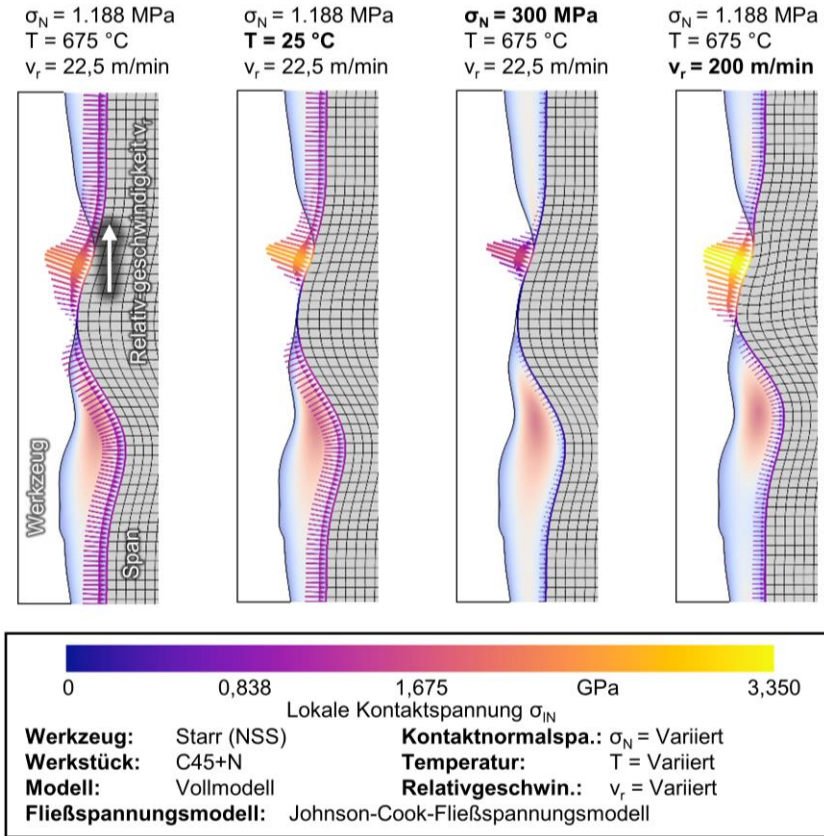
Exemplarische Ergebnisse von vier Modell-Tests für den trockenen Kontakt sind in **Abbildung 6.5** dargestellt. Dabei variieren im Sinne der One-Factor-at-a-Time Methode jeweils die Temperatur, die Kontaktnormalspannung und die Relativgeschwindigkeit gegenüber einem Referenzfall. Dargestellt sind jeweils qualitativ der sich einstellende Deformationszustand und die daraus resultierende reale mikroskopische Kontaktfläche sowie ein Plot der lokalen Kontaktspannungen. Die Kontaktspannungen zeigen dabei den Vektor aus Kontaktnormalspannung und Reibspannung für einen einzelnen Integrationspunkt an.



**Abbildung 6.5:** Kontaktspannungsverteilungen des mikro-tribologischen Reibungsmodells für den trockenen Zustand unter Variation von Temperatur, Kontaktnormalspannung und Relativgeschwindigkeit.

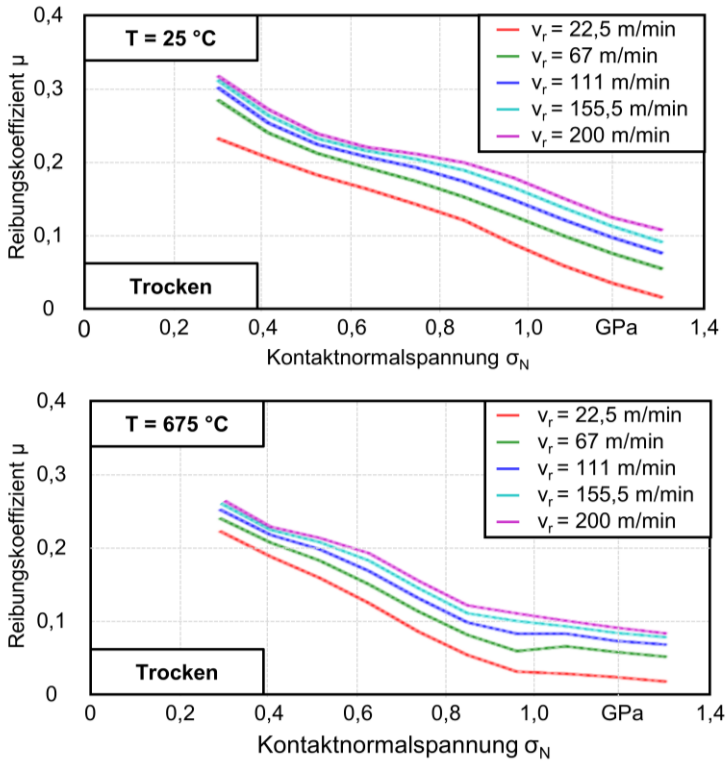
Es können lassen sich die im Folgenden beschriebenen Schlussfolgerungen in Bezug auf das Modellverhalten ziehen: mit zunehmender Temperatur sinkt entsprechend der Fließspannungsmodellierung der Widerstand gegen plastische Deformation und es kommt bei ansonsten gleichbleibenden Zustandsgrößen zu einer verstärkten Deformation und in der Folge zu einer größeren realen Kontaktfläche als bei der geringeren Temperatur. In diesem Fall sinken die Kontaktspannungen jedoch mit zunehmender Temperatur, da der verringerte Fließwiderstand sich auch auf diese auswirkt. Auch dies entspricht den Zusammenhängen, wie sie aus Analysen des realen tribologischen Systems der Spanbildungszone bekannt sind [Tif18]. Durch eine Erhöhung der Kontaktnormalspannung findet eine ausgeprägtere Deformation an der Span-Struktur als bei niedrigen Kontaktnormalspannungen statt und diese dringt tiefer in die Werkzeugtopografie ein, wodurch sich die reale Kontaktfläche vergrößert. Zudem erhöhen sich die Kontaktspannungen. Insgesamt entspricht dieses Ergebnis dem Verhalten des realen Systems [Mal17]. Die Deformation des Spans und in der Folge die sich einstellende reale Kontaktfläche zwischen den Rauheitsprofilen von Span und Werkzeug sind darüber hinaus von der Temperatur beeinflusst. Eine Erhöhung der Relativgeschwindigkeit zwischen Werkzeug und Span führt ebenfalls zu einer ausgeprägteren Deformation und einem leichten Anstieg der realen Kontaktfläche. In Bezug auf die Kontaktspannungen ist eine Konzentration auf den der Relativbewegung entgegenstehenden Flanken festzustellen. Entsprechend variieren die lokalen Kontaktspannungen in Abhängigkeit der lokalen Ausrichtung der Spanoberfläche zur Belastungsrichtung und steigen in Abhängigkeit der integralen realen Kontaktfläche im Modell an. Dabei können die Tangentialbelastungen ausschließlich aus Kontakten an Flanken resultieren, die der Bewegungsrichtung entgegenstehen.

Die Berücksichtigung des KSS erfolgt, zunächst über die Befüllung der Kavitäten, welche nach der Beaufschlagung mit Druck und Temperatur verbleiben. Im Anschluss wird dem Modell die Relativgeschwindigkeit aufgeprägt. Wie **Abbildung 6.6** zeigt, verformt sich das Fluid im Bereich der Flanken an denen Normal- und Tangentialbelastungen auftreten schneller als in anderen Bereichen und überträgt dabei eine Kraft auf die Struktur. Diese Kraft sorgt für ein Auseinanderdrücken der Oberflächen im Vergleich zum trockenen Fall. Dadurch reduziert sich die reale Kontaktfläche und somit auch die Flächen, die zum wesentlichen Teil normal zur Relativgeschwindigkeit stehen. Dies bildet qualitativ das Verhalten einer direkten hydrodynamischen Schmierung zwischen Span- und Spanfläche ab. Es gilt zu beachten, dass die Skala der Kontaktspannung nicht gleich skaliert ist wie in der Abbildung zum trockenen Kontakt.



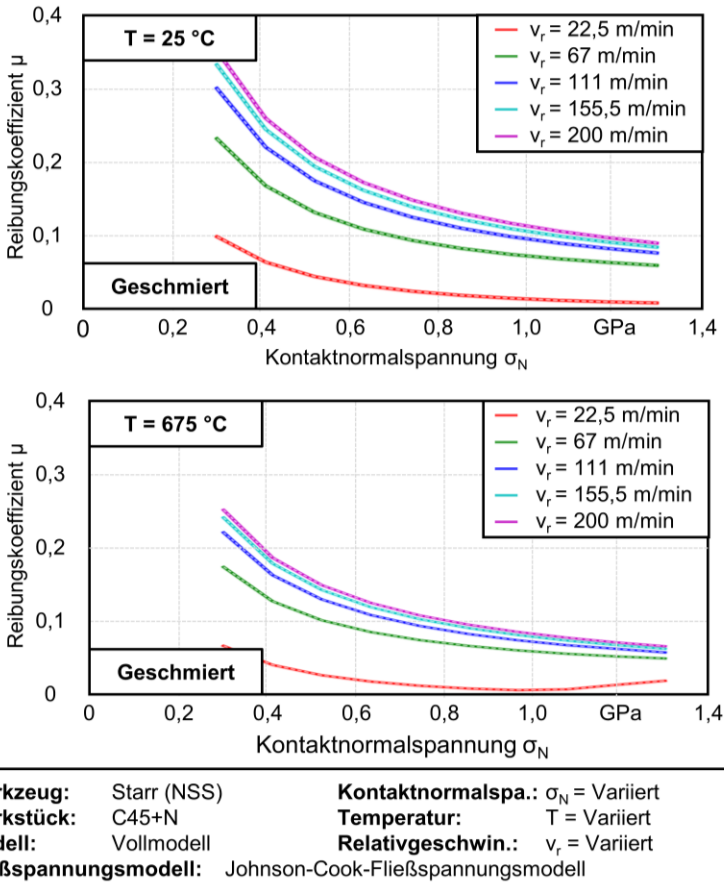
**Abbildung 6.6:** Deformationsgeschwindigkeit des Fluids sowie Kontaktspannungsverteilung an der Struktur in zwei Kavitäten des mikro-tribologischen Reibungsmodells für den geschmierten Zustand unter Variation von Temperatur, Kontaktnormalspannung und Relativgeschwindigkeit.

**Abbildung 6.7** zeigt die vom Modell berechneten Reibungskoeffizienten als Verhältnis der summierten Normal- und Reibanteile der lokalen Kontaktspannungen in Abhängigkeit der Kontaktnormalspannung für verschiedene Kombinationen von Temperatur und Relativgeschwindigkeit für den trockenen Kontakt. **Abbildung 6.8** visualisiert die entsprechenden Diagramme für den geschmierten Kontakt. Insgesamt ist festzustellen, dass das Reibungskoeffizienten-Niveau signifikant unter den, im Rahmen der experimentellen Untersuchungen ermittelten liegt. Während aus den Experimenten Reibungskoeffizienten von bis zu  $\mu = 0,7$  bestimmt wurden, liegen die Maximalwerte im Modell mit  $\mu = 0,35$  nur bei der Hälfte dieses Wertes.



<b>Werkzeug:</b>	Starr (NSS)	<b>Kontaktnormalspa.:</b>	$\sigma_N =$ Variiert
<b>Werkstück:</b>	C45+N	<b>Temperatur:</b>	T = Variiert
<b>Modell:</b>	Vollmodell	<b>Relativgeschwin.:</b>	$v_r =$ Variiert
<b>Fließspannungsmodell:</b>	Johnson-Cook-Fließspannungsmodell		

**Abbildung 6.7:** Reibungskoeffizientenvorhersage des mikro-tribologischen Modells in Abhängigkeit von Kontaktnormalspannung, Temperatur und Relativgeschwindigkeit für den trockenen Zustand.



**Abbildung 6.8:** Reibungskoeffizientenvorhersage des mikro-tribologischen Modells in Abhängigkeit von Kontaktnormalspannung, Temperatur und Relativgeschwindigkeit für den geschmierten Zustand.

Für alle dargestellten Kombinationen von Temperatur und Relativgeschwindigkeit sinken die Reibungskoeffizienten mit steigender Kontaktnormalspannung. Dies ist darauf zurückzuführen, dass bei niedrigen Kontaktnormalspannungen primär Kontakt zwischen exponierten Spitzen auftritt, die in der Regel vergleichsweise steile Flanken aufweisen und damit einen hohen Tangentialanteil mit sich bringen. Durch die Erhöhung der Kontaktnormalspannung kommt es zu einem zunehmenden Kontakt von in Bewegungsrichtung weisenden Flächenanteilen. Dies bringt hohe Normalanteile in

den Reaktionsspannungen mit sich, allerdings nur niedrige Tangentialanteile. Dadurch sinkt der Reibungskoeffizient, was nicht dem Verhalten in der Realität entspricht, wo die Reibbelastungen mit der Normalbelastung ansteigen, da sich auch die reale Kontaktfläche vergrößert. Ab einem gewissen Niveau von Kontaktnormalspannung stagniert dieser Anstieg, da die reale Kontaktfläche der nominellen entspricht [Zor63].

Auch ein Anstieg der Relativgeschwindigkeit bringt einen Anstieg des Reibungskoeffizienten mit sich, was sich durch die Konzentration und Erhöhung der Kontaktspannungen an Flanken, die der Relativbewegung entgegenstehen, erklären lässt. Dies entspricht nicht dem realen Systemverhalten, bei dem insbesondere im trockenen Kontakt eine signifikante Abnahme des Reibungskoeffizienten mit der Relativgeschwindigkeit zu beobachten ist, da diese zum einen eine Erhöhung der Temperatur mit sich bringt, was dazu führt, dass die mechanische Tangentialinteraktion der Oberflächentopografien unter einem geringeren Widerstand abläuft. Zum anderen verringert eine steigende Relativgeschwindigkeit die Kontaktzeit einzelner Mikrokontakte, was die Ausbildung von Adhäsion als zeitabhängigen Vorgang hemmt (vgl. Abschnitt 5.1).

Die Erhöhung der Temperatur übt einen geringen Einfluss auf den Reibungskoeffizienten aus, obwohl die beiden betrachteten Niveaus relativ weit auseinander liegen. Es kommt zu einer leichten Reduzierung der Reibungskoeffizienten in Folge einer Temperaturerhöhung. Dies ist auf die thermische Entfestigung und einen dadurch reduzierten Widerstand gegen plastische Deformationen der Span-Oberflächentopografie zurückzuführen. Dieses Verhalten und auch der relativ geringe Einfluss der Temperatur entsprechen qualitativ den bisherigen Erkenntnissen zum Verhalten des realen Systems [Tif18].

Die Schmierung weist keinen eindeutigen Einfluss auf den sich einstellenden Reibungskoeffizienten auf. Für die geringste Relativgeschwindigkeit von  $v_r = 22,5$  m/min liegen die Reibungskoeffizienten für nahezu alle Kombinationen aus Kontaktnormalspannung und Temperatur signifikant unterhalb des trockenen Zustands. Dies gilt jedoch nicht für die anderen Relativgeschwindigkeiten, für die die Reibungskoeffizienten in den meisten Fällen auf einem ähnlichen Niveau liegen wie im Trockenen, teilweise sogar leicht darüber. Das partielle Trennen der Oberflächen bleibt also durch eine Konzentration der Kontaktspannungen auf steile Flanken größtenteils wirkungslos. Dies entspricht nicht dem realen Verhalten der Schmierung mit einem hochviskosen Öl unter den betrachteten Randbedingungen, wie sowohl die Versuche zur Reibungscharakterisierung (Abschnitt 5.1) als auch die zur Spanbildungsanalyse (Abschnitt 5.3) belegen. Eigentlich sollte das Modell die Schmierwirkung sogar noch überschätzen, da weder Verdampfung noch mechanische/kinetischer Austrag des KSS

aus dem Kontakt im Modell abgebildet wird und somit auch bei hohen Geschwindigkeiten bzw. Temperaturen das Auftreten einer Schmierwirkung im Modell möglich ist.

Die insgesamt gegenüber der Realität niedrigeren Reibungskoeffizienten sowie der zur Realität gegenläufige Einfluss von Kontaktnormalspannung, Relativgeschwindigkeit und Schmierung sind im Wesentlichen darauf zurückzuführen, dass eine Erhöhung der realen Kontaktfläche im Modell nicht zu einer Erhöhung des Reibungskoeffizienten führt. Damit wurde die initial formulierte These widerlegt, dass die Reibung in der Spanbildungszone zu einem Großteil auf die Widerstände durch mikroskopische Deformations- und Ritzvorgänge sowie Verklammerungsvorgänge zurückzuführen ist. Für eine realitätsnahe Abbildung des Reibungsverhaltens wäre es also notwendig, weitere relevante Reibungsursachen zu implementieren. Dies sind im Wesentlichen interatomare Anziehungskräfte, die sich an Kontaktstellen unabhängig von der Interaktion der Rauheitsprofile bzw. Oberflächentopografien einstellen [Ais16]. Zunächst bestand die Annahme darin, dass sich die adhäsiven Anteile der Reibung im Modell durch mechanische Verklammerung zwischen den Oberflächen hinreichend gut abbilden lassen. Dies ist anhand der Simulationsergebnisse widerlegt. Aus diesem Grund ist eine Validierung des Modells hinsichtlich der Unterteilung in Haft- und Gleitzzone nicht sinnvoll durchführbar.

### 6.3.2 Test des gekoppelten Spanbildungsmodells

Obwohl nach dem im vorherigen Abschnitt beschriebenen Verhalten des mikro-tribologischen Modells nicht von einer Eignung für die Reibungsmodellierung in der Kopplung mit einem numerischen Spanbildungsmodell auszugehen ist, wird dieser Test abschließend durchgeführt. **Abbildung 6.9** zeigt die wesentlichen Randbedingungen des mesoskopischen Spanbildungsmodells des orthogonalen Schnittes, das für diese Untersuchung zum Einsatz kam. Das Modell wurde in der Simulationssoftware *DEFORM 2D V13.1* aufgebaut, die auf der Finite-Elemente-Methode basiert und eine Netzformulierung nach Lagrange sowie ein implizites Lösungsverfahren vorsieht. Die Simulationen werden auf einem Rechner mit der CPU *Intel Xeon E-2136 CPU @ 3,3 GHz* durchgeführt. Hinter der Vereinfachung vom realen dreidimensionalen Prozess ins zweidimensionale steht die Annahme eines ebenen Dehnungszustands.

Um starke Netzverzerrungen, die zu numerischen Instabilitäten führen können, zu verhindern, nutzt die Software einen sogenannten Remeshing-Algorithmus. Dieser erzeugt beim Auftreten einer kritischen Netzverzerrungen eine Neuvernetzung mit einem unverzerrten Finite-Elemente-Netz für das Werkstück. Im Zuge dessen werden die bis zu diesem Rechenschritt vorliegenden Zustandsgrößenverteilungen bestmöglich vom alten auf das neue Netz interpoliert.

### Modellrandbedingungen

Das Werkstück aus C45+N (in Gelb) ist in einem repräsentativen Ausschnitt gegenüber der Realität als rein plastisch deformierbarer Körper definiert, dem die Schnittbewegung in horizontaler Richtung aufgeprägt ist. Die Geschwindigkeit in vertikaler Richtung wird für den unteren Rand zu null festgelegt, was die Einspannung des Werkstücks abbildet. Zur Modellierung des Werkzeugs aus Hartmetall (in Blau) dient ein ortsfester Starrkörper. Auch in diesem Fall wird im Sinne der Rechenzeiteffizienz ein ausreichend großer Ausschnitt, aber nicht das gesamte reale Werkzeugvolumen abgebildet.

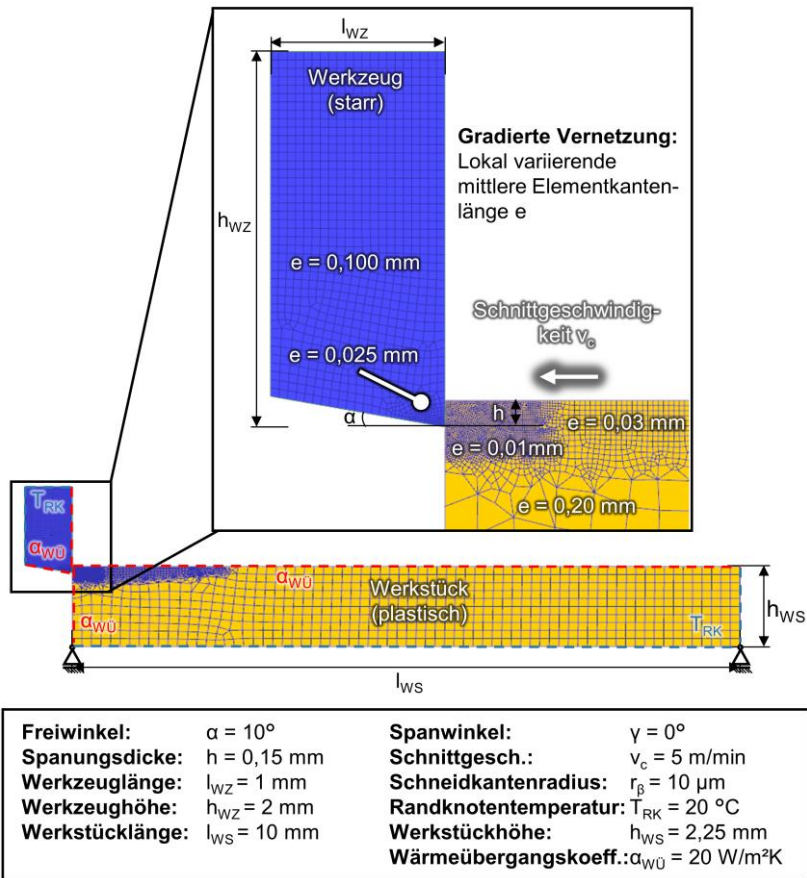
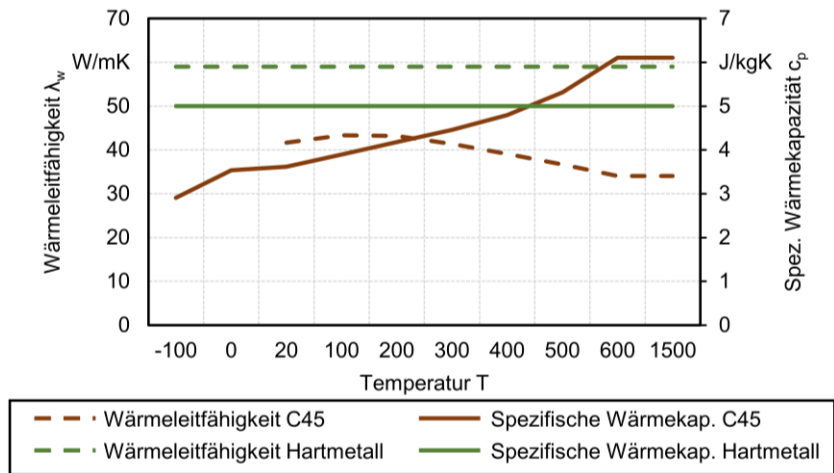


Abbildung 6.9: Modell-Randbedingungen der mesoskopischen FE-Spanbildungssimulation.

Die wesentlichen Abmessungen der Körper sind **Abbildung 6.9** zu entnehmen, wobei ein besonderes Augenmerk auf dem Schneidkantenradius von  $r_p = 10 \mu\text{m}$  liegt. Für die jeweils zum Inneren weisenden Kanten (in Hellblau gestrichelt markiert) wird eine Temperatur von  $T_{RK} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$  angenommen, was gleichzeitig der Umgebungstemperatur entspricht. Die auch in der Realität außenliegenden Kanten (in Rot gestrichelt markiert) sehen einen Wärmeübergang zur Umgebung vor.

Für beide Körper ist eine gradierte Vernetzung mit viereckigen Elementen mit bilinearer Ansatzfunktion vorgesehen. Die Gradierung bezieht sich dabei auf die mittlere Elementkantenlänge, die in Bereichen, für die hohe Änderungsraten der Zustandsvariablen auftreten, geringer ist als in anderen Bereichen. Dadurch lässt sich in der Spanbildungszone eine gute Rechengenauigkeit erreichen, während periphere Bereiche weniger fein vernetzt sind, um Rechenzeit einzusparen. Die lokale Verteilung ist über sogenannte Mesh-Windows definiert. Die resultierende Verteilung der mittleren Elementkantenlängen findet sich im Detailausschnitt in **Abbildung 6.9**.



**Abbildung 6.10:** Thermische Eigenschaften von C45+N und Hartmetall, zum Teil in Abhängigkeit der Temperatur, für das Spanbildungsmodell.

Der C45+N-Stahlwerkstoff sowie das Hartmetall weisen unterschiedliche thermische Eigenschaften auf. Die Wärmeleitfähigkeit sowie die Wärmekapazität sind in **Abbildung 6.10** dargestellt. Für das Hartmetall werden beide Eigenschaften als konstant angenommen (Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_w = 58 \text{ W/mK}$ ; Spezifische Wärmekapazität  $c_p = 6,05 \text{ J/kgK}$ ). Im Falle von C45+N sind für beide Eigenschaften

Temperaturabhängigkeiten implementiert. Die jeweiligen Verläufe lassen sich dem Diagramm entnehmen.

Die Fließspannungsmodellierung des Werkstoffs basiert auf dem Modell nach *Johnson* und *Cook* [Joh83], allerdings ergänzt um einen Kaltverfestigungsterm nach *Swift* [Swi52]. Dies entspricht der folgenden **Formel 6.2**. Diese Abweichung gegenüber der Modellformulierung für das mikro-tribologische Modell motiviert sich daraus, dass es mit der passenden Parametrierung für die Abbildung der Materialdeformation unter niedrigen Schnittgeschwindigkeiten und damit auch niedrigen Umformgeschwindigkeiten besonders geeignet ist, die im Fokus dieser Arbeit stehen. Die Parameterwerte sind **Tabelle 6.2** zu entnehmen.

$$\sigma_f = [A(B + \varphi^n)] \left[ 1 + C \ln \frac{\dot{\varphi}}{\dot{\varphi}_0} \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad \text{Formel 6.2}$$

**Tabelle 6.2:** Johnson-Cook Fließspannungsparameter mit Kaltverfestigung nach Swift.

Johnson-Cook-Parameter	C45+N
Initiale Fließspannung A in MPa	985
Verfestigungsfaktor B in MPa	0,00065
Verfestigungsexponent n	0,162
Dehnratenfaktor C	0,0301
Referenzdehnrate $\dot{\varphi}_0$ in s <sup>-1</sup>	0,004
Temperatur exponent m	1,34
Schmelztemperatur T <sub>m</sub> in °C	1500
Referenztemperatur T <sub>r</sub> in °C	20

Da die sehr geringe untersuchte Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min mit signifikanten Werkstoffaufstauungen sowie Schwankungen in der Spandicke verbunden ist, wurde im Rahmen einer Voruntersuchung ein geeignetes Schädigungsmodell parametrisiert, um die Spanbildung geeignet abbilden zu können. Diese Studie ergab, dass sich eine gute Vorhersagegüte mit dem Modell nach *Cockcroft* und *Latham* (CL) [Coc68] erreichen lässt, das einen Schädigungswert  $D$  nach **Formel 6.3** aus dem Integral der ersten Hauptspannung  $\sigma_1$  über die Vergleichsdehnung  $\bar{\varphi}$  berechnet.

$$D = \int_0^{\bar{\varphi}} \sigma_1 d\bar{\varphi} \quad \text{Formel 6.3}$$

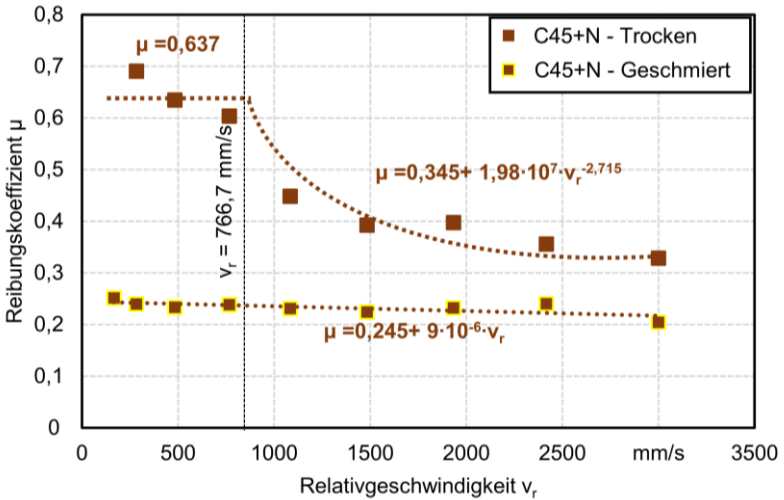
Bei Erreichen des kritischen Schädigungswertes  $D_{\text{krit}}$  reduziert sich die Fließspannung auf einen definierten Anteil  $\lambda_{\text{krit}}$  ihres durch das Fließspannungsmodell berechneten

Wertes (siehe **Formel 6.4**). Dabei sind im vorliegenden Fall  $D_{krit} = 240$  sowie  $x_{krit} = 60 \%$  definiert.

$$\sigma_f(D > D_{krit}) = \sigma_y x_{krit}, \quad 0\% < x_{krit} < 100\% \quad \text{Formel 6.4}$$

### Variation des Reibungsmodells

Neben der Modellierung der Reibung über das in Abschnitt 6.1 eingeführte und über die entwickelte Python-Schnittstelle implementierte mikro-tribologische Modell werden relativgeschwindigkeitsabhängige empirische Reibungsmodelle als Referenz herangezogen. Dabei dienen die in Abschnitt 5.1 ermittelten Reibungskoeffizienten als Datenbasis. **Abbildung 6.11** zeigt die Verläufe des Reibungskoeffizienten für den trockenen sowie den geschmierten Fall für den nasstrahlgespannten Hartmetallkörper (K40 UF (NSS)) als Grundkörper sowie C45+N als Gegenkörper mit den entsprechenden Modellgleichungen.



**Grundkörper:** K40 UF (NSS)      **Gegenkörper:** C45+N  
**Zwischenmedium:** Variiert (Trocken / Blaser Vascomill MMS HD1)

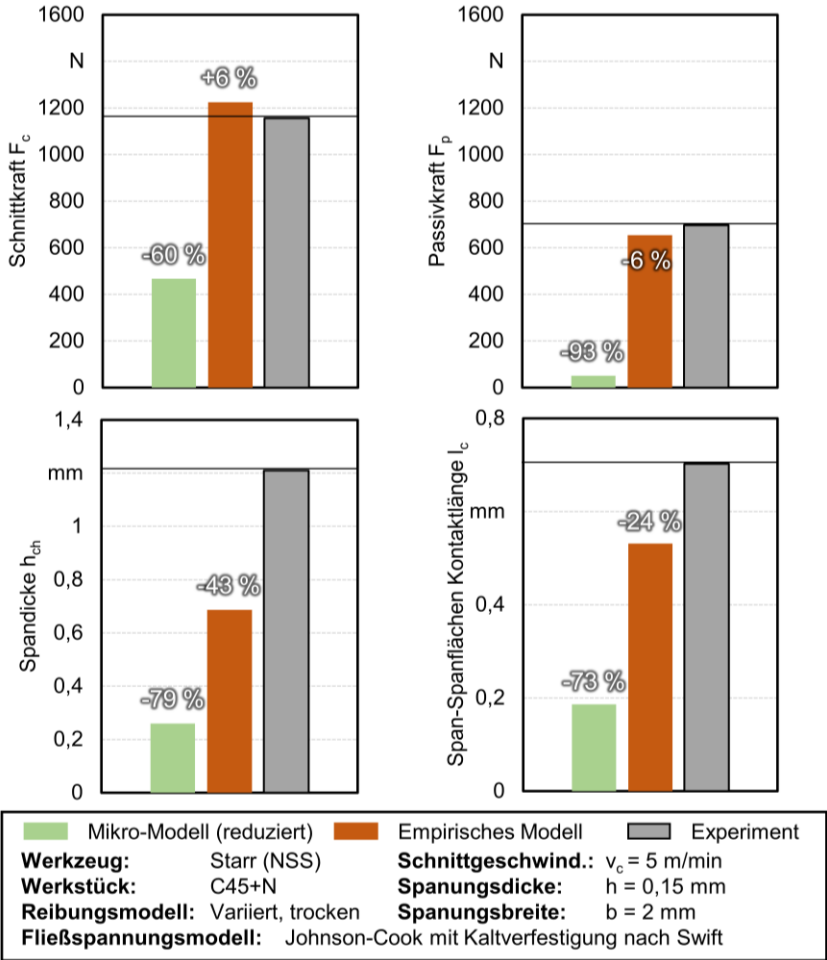
**Abbildung 6.11:** Empirische Reibungskoeffizientenmodelle in Abhängigkeit der Relativgeschwindigkeit.

Im Sinne der besseren Les- und Vergleichbarkeit erfolgt die Skalierung der Relativgeschwindigkeit in mm/s, anstelle von m/min, wie es bei der Darstellung der experimentellen Ergebnisse der Fall war, da die Modellgleichungen in *DEFORM* in

dieser Einheit anzugeben sind. Es ist zu beachten, dass das Modell für den trockenen Fall abschnittsweise formuliert ist. Das bedeutet, dass bis zu einer Relativgeschwindigkeit von  $v_r = 766,7$  mm/s der Reibungskoeffizient als konstant angenommen und für darüberliegende Relativgeschwindigkeiten der Verlauf mit einer Potenzfunktion beschrieben wird.

Die Spanbildungssimulationen basieren auf einer konstanten Spandicke von  $h = 0,15$  mm. Zwei verschiedene Schnittgeschwindigkeiten dienen als Prozessgrößen: zum einen die umfangreich experimentell charakterisierte Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min sowohl im trockenen als auch im geschmierten Zustand und zum anderen als exemplarische Robustheitsstudie  $v_c = 180$  m/min im trockenen Zustand.

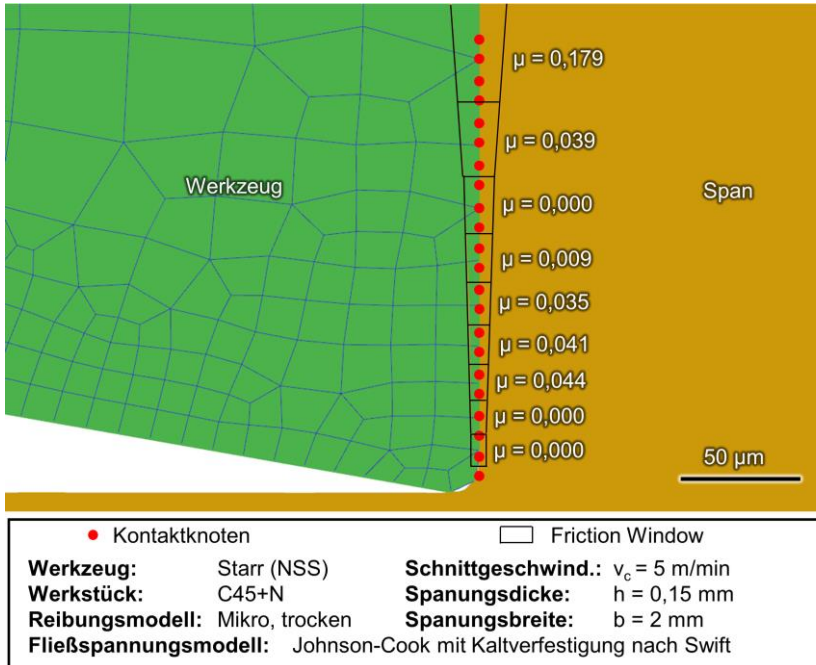
Der Bewertung der Simulationsergebnisse liegen die mechanischen Werkzeugbelastungen sowie die mittlere Spandicke und die Kontaktlänge des Span-Spanflächenkontaktes zu Grunde. Sie werden mit dem empirischen Reibungsmodell sowie den Messwerten aus dem Realexperiment verglichen. **Abbildung 6.12** zeigt die aus der gekoppelten Spanbildungssimulation unter Verwendung des reduzierten mikro-tribologischen Modells (Mikro-Modell) für die trockene Zerspanung mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min berechneten und gemittelten Werte. Die Simulation mit dem Mikro-Modell unterschätzt die mechanischen Werkzeugbelastungen signifikant, während mithilfe des empirischen Modells mit einer mittleren absoluten Abweichung von 6 % eine hohe Vorhersagegüte zu erreichen ist. Die mittlere Spandicke, die in der Realität aufgrund von Materialaufstauung vor der Schneide hohe Werte annimmt, wird von beiden Modellen signifikant unterschätzt, wobei das Mikro-Modell eine nochmal um die Hälfte geringere Spandicke vorhersagt als das empirische Reibungsmodell. Ein ähnliches Ergebnis ergibt sich für die Span-Spanflächen Kontaktlänge. Insgesamt resultiert bei Verwendung des Mikro-Modells eine mittlere Abweichung über die vier Bewertungsgrößen von 76,3 %, was als nicht hinreichend für eine praktische Nutzung anzusehen ist. Dagegen führt die Verwendung des empirischen Reibungsmodells zu einer mittleren Abweichung von 19,8 %. Insbesondere in Bezug auf die Werkzeugbelastungen ist das Modell somit als geeignet anzusehen.



**Abbildung 6.12:** Vorhersage der mechanischen Werkzeugbelastungen, der Spandicke sowie der Span-Spanflächen Kontaktlänge verschiedener Spanbildungssimulationen mit variierendem Reibungsmodell im Vergleich zu den Ergebnissen des Realexperiments für eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min in der trockenen Zerspaltung.

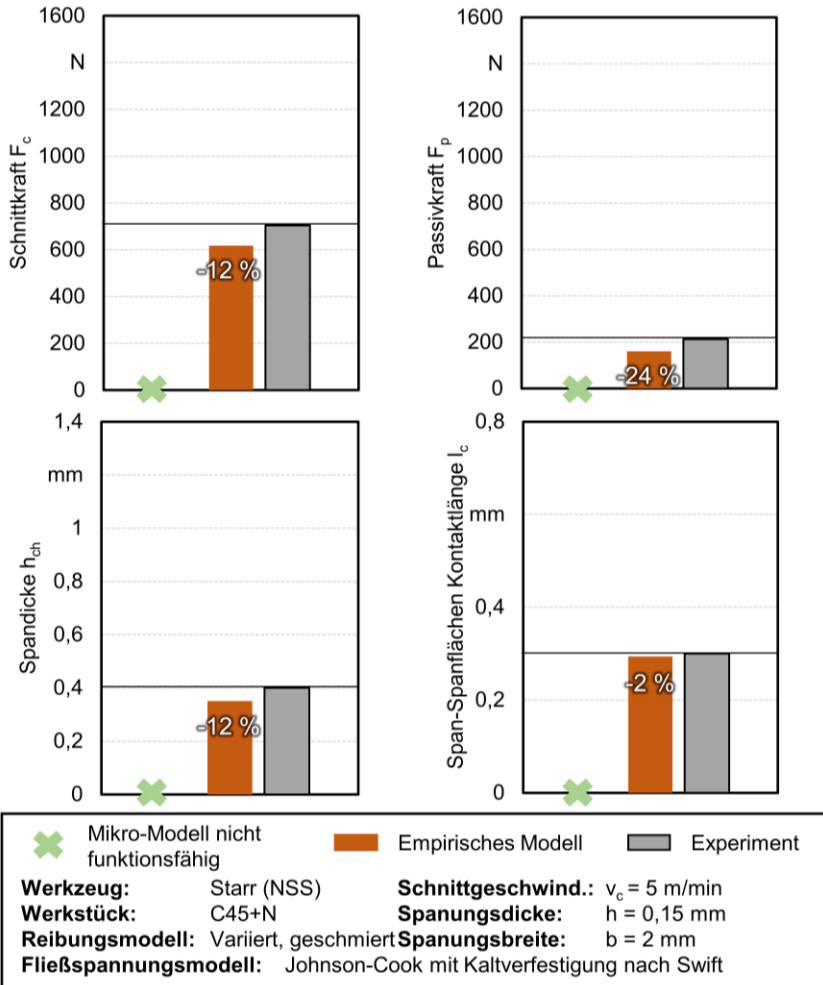
Um die vergleichsweise große Abweichung von der Realität in der Spanbildungssimulation bei Verwendung des Mikro-Modells weitergehend zu analysieren, stellt **Abbildung 6.13** eine exemplarische Reibungskoeffizientenverteilung entlang des Span-Spanflächen Kontaktes für den trockenen Zustand und eine

Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min dar. Es zeigt sich, dass das Reibungskoeffizienten-Niveau insgesamt sehr gering ist und entlang des Kontaktes keiner nachvollziehbaren Systematik folgt. Dieses Modellverhalten führt zur signifikanten Abweichung gegenüber der Realität.



**Abbildung 6.13:** Exemplarische Reibungskoeffizientenverteilung in der gekoppelten Spanbildungssimulation mit mikro-tribologischem Reibungsmodell.

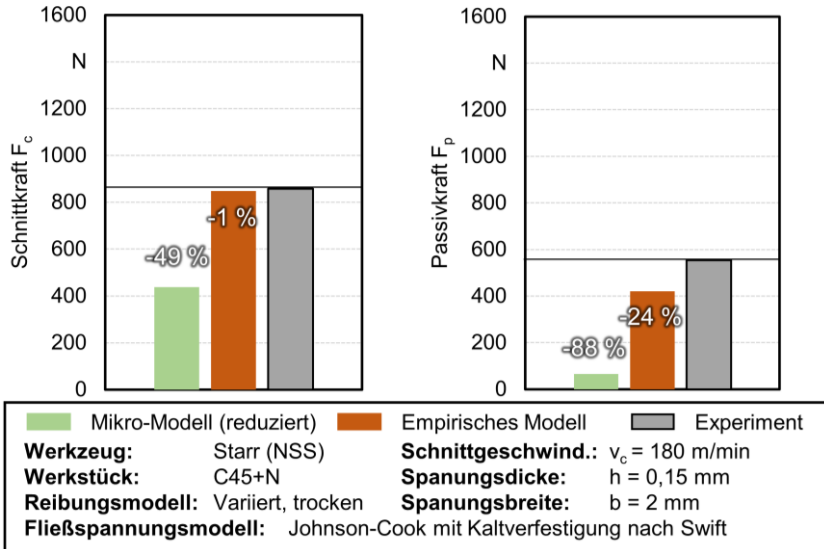
**Abbildung 6.14** visualisiert die Simulationsergebnisse für den geschmierten Zustand mit  $v_c = 5$  m/min. In diesem Kontext ist zunächst hervorzuheben, dass das reduzierte mikro-tribologische Reibungsmodell keine ausreichende Funktionalität aufzeigt, um eine stabile Spanbildungssimulation zu ermöglichen. Dies äußert sich in der Ausgabe von negativen Reibungskoeffizienten, die kein valides Berechnungsergebnis der gekoppelten Simulation zulassen. Die Simulation mit dem empirischen Reibungsmodell für den geschmierten Zustand erreicht mit einer gemittelten Abweichung von 12,5 % über die vier Bewertungsgrößen dahingegen eine sehr gute Vorhersagegüte im Vergleich zum Realexperiment.



**Abbildung 6.14:** Vorhersage der mechanischen Werkzeugbelastungen, der Spandicke sowie der Span-Spanflächen Kontaktlänge verschiedener Spanbildungssimulationen mit variierendem Reibungsmodell im Vergleich zu den Ergebnissen des Realexperiments für eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min in der geschmierten Zerspangung.

In der abschließenden Versuchsreihe für die trockene Zerspangung mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 180$  m/min (siehe **Abbildung 6.15**), die ausschließlich anhand der mechanischen Werkzeugbelastungen bewertet wurde, stellte sich für das

Mikro-Modell eine mittlere Abweichung von 68,5 % gegenüber einem Wert von 12,5 % für das empirische Reibungsmodell ein. Damit lässt sich auch für eine gegenüber  $v_c = 5$  m/min signifikant höhere Schnittgeschwindigkeit schlussfolgern, dass das mikro-tribologische Reibungskoeffizienten-Modell keine ausreichende Vorhersagegüte aufweist, während sich für das empirische Modell die geringen Abweichungen gegenüber der Realität bestätigen.



**Abbildung 6.15:** Vorhersage der mechanischen Werkzeugbelastungen verschiedener Spanbildungssimulationen mit variierendem Reibungsmodell im Vergleich zu den Ergebnissen des Realexperimentes für eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 180$  m/min in der trockenen Zerspanung.

Zusammengefasst ist festzuhalten, dass für das neu entwickelte mikro-tribologische Modell der Spanbildungszone zurzeit noch keine ausreichende Validität vorliegt, um für Spanbildungssimulationen genutzt werden zu können. Trotz dieses Defizits ist es gelungen, einige wesentliche Erkenntnisse aus den Simulationsergebnissen zu ziehen. Die zentrale Erkenntnis besteht dabei darin, dass die Reibung in der Spanbildungszone nur zu einem geringen Anteil durch die mikroskopische Interaktion der beteiligten Oberflächenrauheiten bestimmt ist. Daraus leitet sich die für zukünftige Forschungsvorhaben hochinteressante Forschungshypothese ab, dass die Reibung in der Spanbildungszone maßgeblich durch inter-atomare Anziehungskräfte (z. B. van-der-Waals-Kräfte) dominiert wird [Fen20]. Vermutlich gilt letzteres insbesondere für

die Haftzone. Diese Mechanismen lassen sich in der aktuellen Version des mikro-tribologischen Modells nicht abbilden. Sobald die genannte Forschungshypothese in zukünftigen Forschungsprojekten validiert wurde, stellt das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Modell allerdings eine geeignete Basis für ein leistungsfähiges Reibungsmodell dar. Zur Modellierung von adhäsivem Werkstoffverhalten bestehen erste Modellansätze in der Literatur, die sich mit der Reibungsmodellierung in der Spanbildungszone beschäftigen und dabei Formulierungen auf den Ebenen von Quanten, Atomen und Molekülen wählen [Iha19]. Die Kalibrierung dieser Modelle, insbesondere bei Veränderung der Prozessrandbedingungen (Werkstoff, Werkzeugmaterial, Werkzeugbeschichtung etc.) gilt für zukünftige Arbeiten als wesentliche Herausforderung. In Bezug auf die Berücksichtigung der Schmierwirkung eines KSS im Modell besteht eine weitere Herausforderung darin, dass, wie im Zuge dieser Arbeit festgestellt, ein Teil der Schmierung in inneren Kavitäten des Spans erfolgt, die bisher im Modell keine Berücksichtigung finden.



## 7 Zusammenfassung und Ausblick

Der Einsatz von KSS in der spanenden Fertigung ist für diverse Anwendungen ein etablierter Industriestandard und kann die Produktivität, die Werkzeugstandzeit sowie die Produktqualität signifikant steigern. Allerdings ist dieser Einsatz mit hohen Kosten, einer möglichen Gesundheitsbelastung der Maschinenbedienenden sowie einer Umweltbelastung verbunden. Daraus motiviert sich die Bestrebung, die Menge eingesetzter KSS durch einen wirksameren Einsatz zu reduzieren. Dies setzt voraus, dass die Wirkmechanismen von KSS im Detail verstanden sind. Hier bestehen insbesondere in Bezug auf das Verständnis der tribologischen Wirkmechanismen wesentliche Wissenslücken. Im Zuge der stetigen Weiterentwicklung von Zerspanungsprozessen bieten FE-Spanbildungssimulationen ein leistungsstarkes Instrument zur Prozessanalyse und zur Gewinnung von Erkenntnissen, die sich messtechnisch nicht oder nur sehr schwer erlangen lassen. Jedoch bestehen nach dem aktuellen Stand der Technik Einschränkungen bei der Vorhersagegüte und Robustheit vieler Modelle, insbesondere der Reibungsmodelle. In Bezug auf die Berücksichtigung der Schmierwirkung eines KSS in der Reibungsmodellierung für Spanbildungssimulationen ist ein besonders ausgeprägter Entwicklungsbedarf zu verzeichnen.

In der vorliegenden Dissertation wurden in Bezug auf das Verständnis der Schmierwirkung grundlegende Erkenntniserweiterungen generiert. Darüber hinaus ist es gelungen, eine vielversprechende Basis für eine neuartige Art von Reibungsmodellen für numerische Spanbildungssimulationen zu erarbeiten.

Im Rahmen der grundlegenden experimentellen Untersuchungen fanden zunächst Versuche zur Reibungscharakterisierung unter zerspanungsähnlichen Bedingungen statt. Dabei kam ein aus der Literatur bekannter Versuchsstand zum Einsatz, der es erlaubt, die Reibungskoeffizienten in einem offenen Tribo-Kontakt von Hartmetall und Versuchswerkstoff unter variierenden Randbedingungen zu bestimmen. Bei diesen Versuchen konnte der Einfluss des Werkstoffs, des Zwischenmediums und der Relativgeschwindigkeit auf den Reibungskoeffizienten ermittelt werden. Es ist hervorzuheben, dass für die Stahllegierung C45+N ein wesentlicher Einfluss der Relativgeschwindigkeit sowie des Zwischenmediums festzustellen war, während sich für die Titanlegierung Ti6Al4V nur ein geringer Einfluss der Relativgeschwindigkeit einstellte und das Zwischenmedium keine erkennbare Veränderung am Reibungskoeffizienten verursachte. Dies wurde auf das ausgeprägt adhäsive Verhalten der Titanlegierung im Kontakt zu Hartmetall zurückgeführt, das eine Penetration des KSS-Fluids in die Kontaktflächen nahezu vollständig verhindert.

In verschiedenen Versuchsreihen zur Spanbildungsanalyse erfolgten zunächst Messungen der Spanflächentemperatur mithilfe einer neu entwickelten Methode, die es erlaubt, die Spanbildung lokal und temporär zu unterbrechen und dadurch unter Aufrechterhaltung des Spanflusses näherungsweise die Kontakttemperatur zu erfassen. Die Messergebnisse liefern wichtige Daten für die Validierung von numerischen Spanbildungssimulationen, wie sie ebenfalls im Rahmen dieser Arbeit stattfanden. Über die reine Quantifizierung hinaus ist es weiterhin gelungen, technologische Erkenntnisse zum Temperaturfeld in der Spanbildungszone zu erlangen. So zeigte sich, dass die Spanflächentemperatur signifikant von den Schnittwerten, insbesondere der Schnittgeschwindigkeit abhängt, während die Temperatur an der Spanoberseite von diesen nahezu unbeeinflusst bleibt. Zudem ließ sich feststellen, dass bei der Zerspannung von Ti6Al4V aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit und der auftretenden Prozessdynamik deutlich höhere Temperaturen, insbesondere auf der Spanfläche auftreten als bei der Zerspannung von C45+N.

Einen Kernaspekt der Arbeit stellt die detaillierte Analyse des Spanbildungsverhaltens im geschmierten Zustand dar. Zu Beginn dieser Versuchsreihe waren bereits einige Einschränkungen festzustellen. So war es nicht möglich, durch eine initiale Benetzung des Werkzeugs eine messbare Schmierwirkung während des Spanbildungsvorgangs zu erzeugen. Scheinbar wird der Fluidfilm zu Beginn des Schnittes vom Span verdrängt und kann nicht in den Kontaktbereich penetrieren. Daraufhin diente eine neuentwickelte innovative Methode dazu, den KSS in die Kontaktzone zu bringen, indem KSS-gefüllte Taschen in das Werkstück eingebracht und diese anschließend im Zuge eines einzelnen Experiments zerspannt wurden. Bei der Durchführung dieser Experimente zeigte sich eine weitere Einschränkung der Schmierfähigkeit flüssiger KSS in der Spanbildungszone: eine Schmierwirkung war nur für geringe Schnittgeschwindigkeiten messbar, wobei die Grenze für C45+N bei  $v_c = 30$  m/min und für 42CrMo4+QT bei  $v_c = 40$  m/min lag. Viele der Detailuntersuchungen fanden bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 5$  m/min (an C45+N) statt, da hier die Schmierwirkung besonders ausgeprägt war und nahezu unbeeinflusst von den Temperaturen in der Kontaktzone blieb. Dies ermöglichte, die mechanischen und fluiddynamischen Penetrations- und Schmiermechanismen von thermischen Effekten entkoppelt zu untersuchen. Im Unterschied zu den untersuchten Stahlwerkstoffen, bei denen nach der Penetration des KSS signifikante Reduzierungen der Schnitt- und Passivkraft festzustellen waren, blieben für Ti6Al4V auch bei dieser sehr geringen Schnittgeschwindigkeit und der Sondermethode zur Zufuhr des KSS in die Kontaktzone Abnahmen der mechanischen Werkzeugbelastungen aus. Vergleichbar mit den Ergebnissen der Reibungscharakterisierung ist dies auf das adhäsive Kontaktverhalten der Titanlegierung zurückzuführen, das eine Penetration durch den KSS unterbindet.

Mithilfe verschiedener Hochgeschwindigkeitsvideografiemethoden ist es gelungen, qualitative und quantitative Einblicke in das Penetrations- und Schmierverhalten in der Spanbildungszone und dessen Einfluss auf den Spanbildungsvorgang zu erlangen. So war es möglich, durch Aufnahmen der Scherzonen während der Spanbildung zu erkennen, wie der KSS in die Spanbildungszone eindringt, sich dort verteilt und aufgrund von Kapillarkwirkung immer wieder in den Schmierpalt zwischen Span und Spanfläche hereingezogen wird. Zudem war erkennbar, dass es zu einem stetigen mechanischen Austrag des KSS durch die Spanbewegung aus der Spanbildungszone kommt. Im Unterschied dazu trat bei höheren Schnittgeschwindigkeiten aufgrund der höheren Temperaturen ein primär thermischer Austrag in Form von Verdampfung des KSS auf. Darüber hinaus wurde eine neuartige Methode zur Visualisierung der KSS-Verteilung im Span-Spanflächenkontakt entwickelt und eingesetzt. Dazu erfolgte eine Anreicherung des KSS mit einem fluoreszierenden Farbstoff, dessen emittierte Strahlung einen für andere Wellenlängen undurchlässigen vor dem Objektiv der Hochgeschwindigkeitskamera angebrachten, optischen Filter passieren konnte. Im Werkstück befanden sich im Wechsel mit KSS-gefüllte und leere Taschen, um zunächst eine Penetration des KSS hervorzurufen und im Anschluss, die Verteilung auf der Spanfläche zu visualisieren. Mithilfe dieser Methode konnte die Forschungshypothese, dass in die Haftzone kein KSS eindringen kann, verifiziert und dessen Abmessung in Spanflussrichtung quantifiziert werden. Um zusätzlich auch eine Information über die gesamte Kontaktlänge zu erhalten, fanden Versuche mit Sonderwerkzeugen statt, die eine künstlich reduzierte Spanfläche aufwiesen. Dieses Absetzen der Spanfläche führte zu Veränderungen in den mechanischen Werkzeugbelastungen. Durch sukzessive Erhöhung der erzwungenen Kontaktlänge konnte so die natürliche Kontaktlänge zwischen Span und Spanfläche bestimmt werden.

Im Zuge einer ergänzenden Versuchsreihe mit lokal benetzter Werkstückoberfläche ist es weiterhin gelungen, den LAE nachzuweisen, der besagt, dass bei gewissen Werkstoffen KSS in Mikrokavitäten im Werkstoff eindringt und dort im Übergang zum Span und im Span eine Schmierwirkung entfaltet. Es zeigte sich, dass der Effekt bei C45+N bei geringer Schnittgeschwindigkeit auftritt, während er bei 42CrMo4+QT ausbleibt. Dies ließ sich durch fehlende Kavitäten im Falle von 42CrMo4+QT erklären.

In weiteren Versuchen zur Zerspanung von 42CrMo4+QT erfolgte ein Vergleich des Einflusses verschiedener KSS auf den Spanbildungsvorgang anhand von Kräften und Hochgeschwindigkeitsaufnahmen. Es zeigte sich, dass im Unterschied zum MSS-Öl ein Tiefbohröl mit signifikant geringerer Viskosität dazu neigte, während der Spanbildung aus den Kontaktzonen herausgepresst zu werden. In der Folge stellte sich eine geringere Kraftreduzierung ein als beim MSS-Öl. Für die untersuchte Öl-Wasser-Emulsion kam es zu einem noch ausgeprägteren mechanischen Austrag des Fluids aus

dem Kontakt und im weiteren Verlauf zu einer Verdampfung. Durch die geringere Viskosität und Verdampfungstemperatur gegenüber dem MMS-Öl ist die Emulsion nicht dazu geeignet, sich den Belastungen in der Spanbildungszone zu widersetzen.

Motiviert durch die im Zuge der bisherigen Untersuchungen festgestellten Einschränkungen der Schmierwirkung von flüssigen KSS wurde im nächsten Schritt eine Anreicherung verschiedener KSS mit Quasikristallen, einem innovativen Festkörperschmierstoff vorgenommen. Die mit einem Quasikristall-Massenanteil von 20 m% angereicherte Öl-Wasser-Emulsion konnte bei der Zerspanung von 42CroMo4+QT die Schmierwirkung des Hochleistungs-MSS-Öls übertreffen. Dies ist auf die tribologische Wirksamkeit der Quasikristalle aufgrund ihrer außergewöhnlichen Atomanordnung zurückzuführen. Die Performanz des MMS-Öls nahm durch die Mischung mit den Quasikristallen hingegen ab, da sich eine zu hohe Viskosität einstellte. Zudem zeigte sich, dass die Öl-Wasser-Emulsion als Transportmedium bei höheren Schnittgeschwindigkeiten aufgrund der höheren Temperaturen versagt und keine Schmierwirkung feststellbar ist. Es ließ sich also ein großes Potenzial der Quasikristalle als Schmierstoff für die spanende Fertigung feststellen, das durch die in der Literatur nachgewiesene, ausgeprägte Temperaturbeständigkeit, weiter gestützt wird. Allerdings bedarf es zahlreicher weiterer Untersuchungen und Analysen, um anwendungsgeeignete Lösungen auf Basis der Quasikristalltechnologie für die Produktionstechnik ableiten zu können.

Die experimentell ermittelten Erkenntnisse erweitern das Grundlagenverständnis der tribologischen Wirkweise von KSS in der Spanbildungszone und legen damit die Grundlage für praktische Weiterentwicklungen im Bereich der KSS-Technologie.

In Bezug auf das neuartige Reibungsmodell entstand zunächst ein Konzept, das vorsieht, die Oberflächentopografien von Werkzeugspanfläche und Spanunterseite auf Basis gemessener Höhenprofile in ein numerisches Modell zu implementieren und dort unter realitätsgetreuen Randbedingungen in Kontakt und Relativbewegung zu bringen. Die Entwicklung dieses Modells erfolgte am *Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik* der *TU Wien*. Es basiert auf innovativen numerischen Methoden, wobei insbesondere die Formulierung der Ränder von Solid und Fluid auf Splines basiert und dadurch weniger Diskretisierungsfehler im Kontakt auftreten als bei konventionellen FE-Modellen. Simulationen mit diesem Modell ergaben im Vergleich zu empirischen Modellen ein deutlich reduziertes Niveau an Reibungskoeffizienten. Zudem war festzustellen, dass die qualitativen Einflüsse der Zustandsgrößen zum Teil der Realität und bewährten Reibungsmodellen widersprechen. Dies führte bei der Nutzung für die Reibungsmodellierung in FE-Spanbildungssimulationen zu einer signifikanten Unterschätzung der mechanischen Werkzeugbelastungen, insbesondere der reibungs-

dominierten Passivkraft. Dagegen ist es mithilfe eines empirischen Reibungsmodells, das für die verwendete Materialpaarung auf Basis experimenteller Untersuchungen parametrisiert wurde, gelungen, ein leistungsfähiges Spanbildungsmodell zu entwickeln, das die mechanischen Werkzeugbelastungen, die Spandicke sowie die Span-Spanflächen-Kontaktlänge realitätsnah vorhersagt. Somit wurde die Forschungshypothese, dass das neuartige mikro-tribologische Reibungsmodell realitätsnähere Vorhersagen erlaubt als Modelle nach dem Stand der Technik, widerlegt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass das Modell die Reibung lediglich auf Basis der mikroskopischen Interaktion der Oberflächen in Form von Deformationen, Mikropflügen und mechanischer Verklammerung berechnet. Ein wesentlicher Teil des Reibungswiderstandes bei der Zerspanung von Metallen scheint jedoch auf atomare Anziehungskräfte zurückzuführen zu sein. Durch den Vergleich der Modellberechnungen mit experimentellen Untersuchungsergebnissen erlaubt diese relevante Erkenntnis, den Anteil dieser Anziehungskräfte an den Reibungsbelastungen in der Spanbildungszone abzuschätzen.

Im Rahmen zukünftiger Untersuchungen lassen sich die entwickelten experimentellen Methoden dazu nutzen, weitere Aspekte der Tribologie der Spanbildung zu untersuchen. So kann der Messfleckdurchmesser für die Spanflächen-temperaturmessung deutlich verkleinert werden. Dies erlaubt eine umfängliche und hochaufgelöste Charakterisierung des werkzeugseitigen Temperaturfeldes, die mit Messdaten zum Werkzeugverschleiß korreliert werden können, um daraus realitätsnahe Verschleißratenmodelle zu kalibrieren. Darüber hinaus sind die Untersuchungen in Bezug auf die Kühlschmierstoffwirkung auf die tribochemischen Wirkmechanismen zu erweitern und die Etablierung der Quasikristalle als Festkörperschmierstoffe voranzutreiben. Die genannten Verbesserungen können dazu beitragen, dass Zerspanungsprozesse aufgrund der erhöhten Schmierung unter geringerem Energieaufwand ablaufen und die Werkzeugstandzeit erhöht werden. Dies würde insgesamt mit einer signifikanten Energie- und Ressourcenschonung einhergehen.

Das entwickelte mikro-tribologische Modell stellt eine leistungsfähige Basis für eine neuartige Form der Reibungsmodellierung in Spanbildungssimulationen dar. Um diesbezüglich eine hinreichende Vorhersagegüte zu erreichen, ist das Modell um die zuvor adressierten interatomaren Anziehungskräfte zu erweitern, was eine realitätsnahe Vorhersage der Reibungskoeffizientenverteilung in numerischen Spanbildungssimulationen ermöglichen kann. Um zukünftig auch die Wirkung verschiedener KSS hinreichend genau abbilden zu können, wäre es darüberhinausgehend zielführend, Modellerweiterungen zu entwickeln, welche die Berücksichtigung tribochemischer Wirkmechanismen erlauben. Dies müsste in enger Verknüpfung an die entsprechenden experimentellen Untersuchungen geschehen. Ein Modell auf dem skizzierten Stand

stellt ein überaus leistungsfähiges Tool zur Weiterentwicklung von Zerspanungswerkzeugen dar. So könnten durch eine Kombination der experimentellen Erkenntnisse sowie eines weiterentwickelten Modells Werkzeuge entwickelt werden, die lokal variierende Oberflächentopografien aufweisen, welche an die jeweiligen örtlichen tribologischen Randbedingungen angepasst werden. Abschließend weist das Modell auch großes Potenzial auf, um anhand der Simulation der lokalen realen Kontaktfläche den Wärmeübergang zwischen Werkzeug und Werkstück/Span realitätsnah vorherzusagen.

## 8 Literaturverzeichnis

- Abd11 Abdelali, H. B.; Courbon, C.; Rech, J.; Ben Salem, W.; Dogui, A.; Kapsa, P.: Identification of a Friction Model at the Tool-Chip-Workpiece Interface in Dry Machining of a AISI 1045 Steel With a TiN Coated Carbide Tool. *Journal of Tribology* 133 4 (2011)
- Abo15 Abouridouane, M.; Klocke, F.; Lung, D.; Veselovac, D.: The Mechanics of Cutting: In-situ Measurement and Modelling. *Procedia CIRP* 31 (2015) 246–251
- Ack03 Ackroyd, B.; Chandrasekar, S.; Compton, W. D.: A Model for the Contact Conditions at the Chip-Tool Interface in Machining. *Journal of Tribology* 125 3 (2003) 649–660
- AFH20 Arno Friedrichs Hartmetall GmbH & Co. KG: Werkstoff - Abnahmeprüfzeugnis / Material Inspection Certificate - DIN EN 10204 3.1. für AFK40UF, 25.09.2020
- Afr20 Afrasiabi, M.; Meier, L.; Röthlin, M.; Klippel, H.; Wegener, K.: GPU-accelerated meshfree simulations for parameter identification of a friction model in metal machining. *International Journal of Mechanical Sciences* 176 (2020) 105571
- Ais16 Aiso, T.; Wiklund, U.; Kubota, M.; Jacobson, S.: Effect of Si and Cr additions to carbon steel on material transfer in a steel/TiN coated tool sliding contact. *Tribology International* 97 (2016) 337–348
- Ala23 Alammari, Y.; Saelzer, J.; Berger, S.; Iovkov, I.; Biermann, D.: Initial Period of Chip Formation: Observations Towards Enhancing Machining Sustainability. In: *Manufacturing Driving Circular Economy*, Kohl, H., Seliger, G., Dietrich, F., 193–201, Springer International Publishing, Cham, 2023
- Alb60 Albrecht, P.: New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process: Part I. The Ploughing Process in Metal Cutting. *Journal of Engineering for Industry* 82 4 (1960) 348–357
- Arr13 Arrazola, P. J.; Özel, T.; Umbrello, D.; Davies, M.; Jawahir, I. S.: Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Annals* 62 2 (2013) 695–718
- Arr15 Arrazola, P.-J.; Aristimuno, P.; Soler, D.; Childs, T.: Metal cutting experiments and modelling for improved determination of

- chip/tool contact temperature by infrared thermography. *CIRP Annals* 64 1 (2015) 57–60
- Art18 Artrolux GmbH: COMPACT\_Nova Datenblatt, 2018
- Atk15 Atkins, T.: Prediction of sticking and sliding lengths on the rake faces of tools using cutting forces. *International Journal of Mechanical Sciences* 91 (2015) 33–45
- Aug19 Augspurger, T.; Bergs, T.; Döbbeler, B.; Lima, A.: Methodology for the Measurement of the Heat Partitioning by Thermal Imaging in the Orthogonal Cutting Process. *Journal of Heat Transfer* 141 7 (2019)
- Bar66 Barlow, P. L.: Rehbinder Effect in Lubricated Metal Cutting. *Nature* 211 (1966) 1076–1077
- Beh22 Behera, B. C.; Chetan; Ghosh, S.; Rao, P. V.: The underlying mechanisms of coolant contribution in the machining process. In: *Machining and Tribology*, 37–66, Elsevier, 2022
- Ben12 Ben Abdelali, H.; Claudin, C.; Rech, J.; Ben Salem, W.; Kapsa, P.; Dogui, A.: Experimental characterization of friction coefficient at the tool–chip–workpiece interface during dry cutting of AISI 1045. *Wear* 286–287 (2012) 108–115
- Ber14 Bernhard, F. *Handbuch der technischen Temperaturmessung*. Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, 2014, ISBN 9783642245053
- Bie12 Bierla, A.; Fromentin, G.; Minfray, C.; Martin, J.-M.; Le Mogne, T.; Genet, N.: Mechanical and physico-chemical study of sulfur additives effect in milling of high strength steel. *Wear* 286–287 (2012) 116–123
- Bro10 Brocaïl, J.; Watremez, M.; Dubar, L.: Identification of a friction model for modelling of orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 50 9 (2010) 807–814
- Bru00 Brunet, P.; Zhang, L.-M.; Sordelet, D. J.; Besser, M.; Dubois, J.-M.: Comparative study of microstructural and tribological properties of sintered, bulk icosahedral samples. *Materials Science and Engineering: A* 294–296 (2000) 74–78
- BS17 Blaser Swissslube AG: Art.Nr. 2520-01 Vascomill MMS HD 1, 24.08.2017
- BS18 Blaser Swissslube AG: Sicherheitsdatenblatt Vasco 6000, 15.06.2018

- 
- BS22 Blaser Swisslube AG: Sicherheitsdatenblatt Vascomill 10, 23.05.2022
- Cab16 Cabanettes, F.; Rolland, J.; Dumont, F.; Rech, J.; Dimkovski, Z.: Influence of Minimum Quantity Lubrication on Friction Characterizing Tool–Aluminum Alloy Contact. *Journal of Tribology* 138 2 (2016)
- Cam06 Cambiella, A.; Benito, J. M.; Pazos, C.; Coca, J.; Ratoi, M.; Spikes, H. A.: The effect of emulsifier concentration on the lubricating properties of oil-in-water emulsions. *Tribology Letters* 22 1 (2006) 53–65
- Cao22 Cao, K.; Han, J.; Xu, L.; Shi, T.; Liao, G.; Liu, Z.: Real-time tool condition monitoring method based on in situ temperature measurement and artificial neural network in turning. *Frontiers of Mechanical Engineering* 17 1 (2022)
- Cha23 Chaize, E.; Vieville, E.; Valiorgue, F.; Courbon, C.: An ultrasonic array-based method for the in-situ monitoring of contact area and wear under severe sliding conditions. *Wear* 523 (2023) 204794
- Cha65 Chandrasekaran, H.; Kapoor, D. V.: Photoelastic Analysis of Tool-Chip Interface Stresses. *Journal of Engineering for Industry* 87 4 (1965) 495–503
- Che15 Chetan; Ghosh, S.; Venkateswara Rao, P.: Application of sustainable techniques in metal cutting for enhanced machinability: a review. *Journal of Cleaner Production* 100 (2015) 17–34
- Chi06 Childs, T.: Friction modelling in metal cutting. *Wear* 260 3 (2006) 310–318
- Chi72 Childs, T.: Rake Face Action of Cutting Lubricants: an Analysis of, and Experiments on, the Machining of Iron Lubricated by Carbon Tetrachloride. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Conference Proceedings* 186 63/72 (1972) 717–727
- Coc68 Cockroft M. G.; Latham, D. J.: Ductility and the Workability of Metals. *Journal Institute of Metals* 96 (1968) 33–39
- Cou13 Courbon, C.; Mabrouki, T.; Rech, J.; Mazuyer, D.; D'Eramo, E.: On the existence of a thermal contact resistance at the tool-chip interface in dry cutting of AISI 1045: Formation mechanisms and

- influence on the cutting process. *Applied Thermal Engineering* 50 1 (2013) 1311–1325
- Cou20 Courbon, C.; Arrieta, I. M.; Cabanettes, F.; Rech, J.; Arrazola, P.-J.: The contribution of microstructure and friction in broaching Ferrite–Pearlite steels. *CIRP Annals* 69 1 (2020) 57–60
- Czi15 Czichos, H.; Habig, K.-H.: *Tribologie-Handbuch*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2015, ISBN 978-3-8348-1810-2
- Das16 Das, R.: Inverse Prediction of Critical Parameters in Orthogonal Cutting using Binary Genetic Algorithm. In: *Intelligent Systems Technologies and Applications 2016*, Corchado Rodriguez, J. M., Mitra, S., Thampi, S. M., El-Alfy, E.-S., 543–553, Springer International Publishing, Cham, 2016
- Dav07 Davies, M. A.; Ueda, T.; M'Saoubi, R.; Mullany, B.; Cooke, A. L.: On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. *CIRP Annals* 56 2 (2007) 581–604
- DeC81 DeChiffre, L.: Lubrication in Cutting—Critical Review and Experiments with Restricted Contact Tools. *A S L E Transactions* 24 3 (1981) 340–344
- Den11 Denkena, B.; Tönshoff, H. K.: *Spanen*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2011, ISBN 978-3-642-19771-0
- Den21 Denkena, B.; Krödel, A.; Beblein, S.: A novel approach to determine the velocity dependency of the friction behavior during machining by means of digital particle image velocimetry (DPIV). *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 32 (2021) 81–90
- Den22 Denkena, B.; Krödel, A.; Ellersiek, L.: Influence of metal working fluid on chip formation and mechanical loads in orthogonal cutting. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 118 9-10 (2022) 3005–3013
- DEW11 Deutsche Edelstahlwerke GmbH: Unlegierter Vergütungsstahl 1.1191/1.1201 - C45E/C45R, 08/2011
- DEW15 Deutsche Edelstahlwerke GmbH: Werkstoffdatenblatt 42CrMo4 / 42CrMoS4. 1.7225 / 1.7227, 16.10.2015
- DIN EN ISO 683-1/DIN EN ISO 683-1: Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle - Teil 1: Unlegierte Vergütungsstähle, 2018

- 
- DIN 50320 DIN 50320: Verschleiß; Begriffe, Systemanalyse von Verschleißvorgängen, Gliederung des Verschleißgebietes, 1979
- DIN 8589-0 DIN 8589-0: Fertigungsverfahren Spanen – Teil 0: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe, 2003
- DQ22 DELTA Qualitätsstahl GmbH: Abnahmeprüfzeugnis PN-EN 10204:2006 3.1. - Zertifikatnr. 13590/2022 (125), 2022
- DT18 DANEN TRADE GmbH: MODIFIER-PULVER QUASIKRISTALLIN TECHNISCHE SPEZIFIKATIONEN - TS № 24.45.30-005-31800065-2018, 11.10.2018
- Du24 Du, F.; Zhou, T.; Tian, P.; Chen, J.; Zhou, X.; He, L.; Ren, A.: Cutting performance and cutting fluid infiltration characteristics into tool-chip interface during MQL milling. *Measurement* 225 (2024) 113989
- Dub00 Dubois, J.-M.: New prospects from potential applications of quasicrystalline materials. *Materials Science and Engineering: A* 294-296 (2000) 4–9
- Dub04 Dubois, J.-M.; Brunet, P.; Costin, W.; Merstallinger, A.: Friction and fretting on quasicrystals under vacuum. *Journal of Non-Crystalline Solids* 334-335 (2004) 475–480
- Dub91 Dubois, J.-M.; Kang, S. S.; Stebut, J. von:: Quasicrystalline low-friction coatings. *Journal of Materials Science Letters* 10 (1991) 537–541
- Duc17 Ducobu, F.; Arrazola, P.-J.; Rivière-Lorphèvre, E.; Zarate, G. O. de; Madariaga, A.; Filippi, E.: The CEL Method as an Alternative to the Current Modelling Approaches for Ti6Al4V Orthogonal Cutting Simulation. *Procedia CIRP* 58 (2017) 245–250
- EEA17 energy engineering Aachen GmbH: Pyrometer FIRE-3 - Gebrauchsanweisung, 2017
- Eic14 Eichenseer, C.; Hartig, C.; Schell, N.; Hintze, W.: In situ determination of internal stresses in mixed ceramic cutting tools during friction testing using synchrotron radiation. *Production Engineering* 8 4 (2014) 513–519
- EII22 Ellersiek, L.; Menze, C.; Sauer, F.; Denkena, B.; Möhring, H.-C.; Schulze, V.: Evaluation of methods for measuring tool-chip contact length in wet machining using different approaches (microtextured tool, in-situ visualization and restricted contact tool). *Production Engineering* 16 5 (2022) 635–646

- Fen20 Feng, G.; Sagapuram, D.: Size effect and friction in cutting of metals on the small scale. *CIRP Annals* 69 1 (2020) 77–80
- Fin56 Finnie, I.; Shaw, M. C.: The Friction Process in Metal Cutting. *Journal of Fluids Engineering* 78 8 (1956) 1649–1653
- Gel02 Gellman, A. J.; Spencer, N. D.: Surface chemistry in tribology. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology* 216 6 (2002) 443–461
- Gen17 Geng, X.; Dou, W.; Deng, J.; Yue, Z.: Simulation of the cutting sequence of AISI 316L steel based on the smoothed particle hydrodynamics method. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 89 1-4 (2017) 643–650
- Ger14 Gerth, J.; Gustavsson, F.; Collin, M.; Andersson, G.; Nordh, L.-G.; Heinrichs, J.; Wiklund, U.: Adhesion phenomena in the secondary shear zone in turning of austenitic stainless steel and carbon steel. *Journal of Materials Processing Technology* 214 8 (2014) 1467–1481
- God97 Godlevski, V. A.; Volkov, A. V.; Latyshev, V. N.; Maurin, L. N.: The kinetics of lubricant penetration action during machining. *Lubrication Science* 9 2 (1997) 127–140
- Gre19 Gregorio, A.; Santos, T.; Rossi, R.; Jesus, A.; Outeiro, J. C.; Rosa, P.: Tribology of metal cutting: newly formed underside of chip. *Procedia CIRP* 82 (2019) 136–141
- Grz08 Grzesik, W.: *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*. Elsevier, 2008, ISBN 9780080445342
- Grz14 Grzesik, W.; Rech, J.; Źak, K.: Determination of friction in metal cutting with tool wear and flank face effects. *Wear* 317 1-2 (2014) 8–16
- Grz19 Grzesik, W.; Rech, J.: Development of Tribo-Testers for Predicting Metal Cutting Friction. *Journal of Machine Engineering* 19 1 (2019) 62–70
- Grz99 Grzesik, W.: Experimental investigation of the influence of adhesion on the frictional conditions in the cutting process. *Tribology International* 32 1 (1999) 15–23
- GSV21 GS Vitec GmbH: *High Power LED - MULTILED QT*, 2021
- Hei12 Heisel, U.; Kushner, V.; Storchak, M.: Effect of machining conditions on specific tangential forces. *Production Engineering* 6 6 (2012) 621–629

- Her02 Herr, M.: Tribologisches Verhalten von ultra-feinkörnigen Hartmetallen mit verschiedenen Binderlegierungen. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 2002
- Hin22 Hintze, W.; Möller, C.; Ploog, P.; Bobzin, K.; Kalscheuer, C.; Carlet, M.; Stachowski, N.: Influence of self-lubricating tool coatings on cutting temperature and coefficient of friction during turning of Ti6Al4V. 20. Plansee Seminar 30.05.2022, Reutte, Austria (2022)
- Hor78 J. G. Horne; E. D. Doyle; D. Tabor.: In: Lubrication challenges in metalworking and processing : first international conference, Chicago : IIT Research Institute, Chicago, 1978, 1 pp.
- HSM24 HSM Stahl- und Metallhandel GmbH: Werkstoffdatenblatt 3.7164 / Ti6Al4V - Titan Grade 5, 2024
- Hua07 Huang, C.; Lee, S.; Sullivan, J. P.; Chandrasekar, S.: In Situ Measurement of Fluid Film Thickness in Machining. Tribology Letters 28 1 (2007) 39–44
- Hut04 Huttunen-Saarivirta, E.: Microstructure, fabrication and properties of quasicrystalline Al–Cu–Fe alloys: a review. Journal of Alloys and Compounds 363 1-2 (2004) 154–178
- Hwa14 Hwang, J.: Direct observation of fluid action at the chip-tool interface in machining. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing 15 10 (2014) 2041–2049
- Iha19 Ihara, T.; Song, X.; Takahashi, Y.: Frictional Stress Derived on Interface Between Work and Tool Materials on Quasi-Dislocation Model for Cutting Simulations. International Journal of Automation Technology 13 1 (2019) 6–12
- Joh83 Johnson, G. R.; Cook, W. H.: A Constitutive Model And Data For Metals Subjected To Large Strains, High Strain Rates And High Temperatures. Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics (1983)
- Kad21 Kadirgama, K.: A comprehensive review on the application of nanofluids in the machining process. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 115 9-10 (2021) 2669–2681
- Kan23 Kaneeda, T.: The Lubricant Applying Effect: Review and considerations. Precision Engineering 79 (2023) 277–290
- KD11 Keyence Deutschland GmbH: High-Speed-Aufnahme & Analyse-Digitalmikroskop - Modellreihe VW-9000, 2011

- KI72 Kistler Instrumente AG: BETRIEBSANLEITUNG  
DREIKOMPONENTEN-DYNAMOMETER 9263, 02.1972
- Klo17 Klocke, F.; Döbbeler, B.; Peng, B.; Lakner, T.: FE-simulation of  
the Cutting Process under Consideration of Cutting Fluid.  
*Procedia CIRP* 58 (2017) 341–346
- Klo18 Klocke, F.: *Fertigungsverfahren I*. Springer Berlin Heidelberg,  
Berlin, Heidelberg, 2018, ISBN 978-3-662-54206-4
- Klo18\_2 Klocke, F.; Döbbeler, B.; Peng, B.; Schneider, S.: Tool-based  
inverse determination of material model of Direct Aged Alloy 718  
for FEM cutting simulation. *Procedia CIRP* 77 (2018) 54–57
- Kno17 Knothe, K.; Wessels, H.: *Finite Elemente*. Springer Vieweg,  
Berlin, 2017, ISBN 3662493519
- Kom01 Komanduri, R.; Hou, Z.: A review of the experimental techniques  
for the measurement of heat and temperatures generated in some  
manufacturing processes and tribology. *Tribology International* 34  
10 (2001) 653–682
- Lee16 Lee, K.; Hsu, J.; Naugle, D.; Liang, H.: Multi-phase  
quasicrystalline alloys for superior wear resistance. *Materials &  
Design* 108 (2016) 440–447
- Lee24 Lee, J.; Hube, S.; Elgeti, S.: Neural networks vs. splines: advances  
in numerical extruder design. *Engineering with Computers* 40 2  
(2024) 989–1004
- Lev84 Dov Levine and Paul Joseph Steinhardt: Quasicrystals: A New  
Class of Ordered Structures. *Physical Review Letters* 53 26 (1984)  
2477–2480
- Li22 Li, T.; Long, H.; Shi, T.; Yang, J.; Duan, J.: Cutting temperature  
measurement using a novel near-infrared two-color pyrometer  
under dry and wet cutting of Ti-6Al-4V alloy. *Journal of Materials  
Processing Technology* 309 (2022) 117751
- Lia17 Liang, H.; Guo, D.; Ma, L.; Luo, J.: Increased Film Thickness of  
Oil-in-Water (O/W) Emulsions at High Speed. *Tribology Letters*  
65 2 (2017)
- Liu13 Liu, Z.; Xu, J.; Han, S.; Chen, M.: A coupling method of response  
surfaces (CRSM) for cutting parameters optimization in  
machining titanium alloy under minimum quantity lubrication  
(MQL) condition. *International Journal of Precision Engineering  
and Manufacturing* 14 5 (2013) 693–702

- 
- Liu21 Liu, M.; Li, C.; Zhang, Y.; An, Q.; Yang, M.; Gao, T.; Mao, C.; Liu, B.; Cao, H.; Xu, X.; Said, Z.; Debnath, S.; Jamil, M.; Ali, H. M.; Sharma, S.: Cryogenic minimum quantity lubrication machining: from mechanism to application. *Frontiers of Mechanical Engineering* 16 4 (2021) 649–697
- Lon05 Longbottom, J. M.; Lanham, J. D.: Cutting temperature measurement while machining – a review. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology* 77 2 (2005) 122–130
- Ma11 Ma, L.; Zhang, C.; Luo, J.: Investigation of the film formation mechanism of oil-in-water (O/W) emulsions. *Soft Matter* 7 9 (2011) 4207
- Ma21 Ma, J.; Mohammadi, J.; Zhou, Y.; Larsh, J.; Januszkiewicz, K.; Evans, R.; Zhao, Y.; Gali, O. A.; Riahi, R. A.: An investigation into cutting fluid additives performance during machining processing of Ti-6Al-4V. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 112 3-4 (2021) 977–987
- Mac12 Machai, C.: Grundlagenuntersuchung zur Zerspanung von  $\beta$ -Titanlegierungen unterschiedlicher Mikrostruktur. Dissertation, Institut für Spanende Fertigung, Technische Universität Dortmund, 2012
- Mac98 Machado, A. R.; Wallbank, J.; Pashby, I. R.; Ezugwu, E. O.: TOOL PERFORMANCE AND CHIP CONTROL WHEN MACHINING Ti6Al4V AND INCONEL 901 USING HIGH PRESSURE COOLANT SUPPLY. *Machining Science and Technology* 2 1 (1998) 1–12
- Mad02 Madhavan, V.; Chandrasekar, S.; Farris, T. N.: Direct Observations of the Chip-Tool Interface in the Low Speed Cutting of Pure Metals. *Journal of Tribology* 124 3 (2002) 617–626
- Mak22 Make, M.; Spenke, T.; Hosters, N.; Behr, M.: Spline-based space-time finite element approach for fluid-structure interaction problems with a focus on fully enclosed domains. *Computers & Mathematics with Applications* 114 (2022) 210–224
- Mal17 Malakizadi, A.; Hosseinkhani, K.; Mariano, E.; Ng, E.; Del Prete, A.; Nyborg, L.: Influence of friction models on FE simulation results of orthogonal cutting process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 88 9-12 (2017) 3217–3232

- Med17 Medina, N.; Miguel, V.; Martínez, A.; Coello, J.; Manjabacas, M. C.: Methodology to evaluate the tribology of pairs coated CW based tools and Ti6Al4V alloy. *Procedia Manufacturing* 13 (2017) 631–638
- Mei17 Meier, L.; Schaal, N.; Wegener, K.: In-process Measurement of the Coefficient of Friction on Titanium. *Procedia CIRP* 58 (2017) 163–168
- Mel17 Melkote, S. N.; Grzesik, W.; Outeiro, J.; Rech, J.; Schulze, V.; Attia, H.; Arrazola, P.-J.; M'Saoubi, R.; Saldana, C.: Advances in material and friction data for modelling of metal machining. *CIRP Annals* 66 2 (2017) 731–754
- Mer45 Merchant, M. E.: Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. *Journal of Applied Physics* 16 5 (1945) 267–275
- Min14 Minfray, C.; Fromentin, G.; Bierla, A.; Martin, J.-M.; Le Mogne, T.: The effect of an organic pentasulfide EP additive in turning and milling operations. *Wear* 317 1-2 (2014) 129–140
- Möh23 Möhring, H.-C.; Menze, C.; Werkle, K. T.: Internal coolant supply in circular sawing. *CIRP Annals* 72 1 (2023) 353–356
- Mor14 Mordyuk, B. N.; Prokopenko, G. I.; Milman, Y.; Iefimov, M. O.; Grinkevych, K. E.; Sameljuk, A. V.; Tkachenko, I. V.: Wear assessment of composite surface layers in Al–6Mg alloy reinforced with AlCuFe quasicrystalline particles: Effects of particle size, microstructure and hardness. *Wear* 319 1-2 (2014) 84–95
- Mül01 Müller, B.; Renz, U.: Development of a fast fiber-optic two-color pyrometer for the temperature measurement of surfaces with varying emissivities. *Review of Scientific Instruments* 72 8 (2001) 3366–3374
- MV11 Werkzeugmaschinenlabor Aachen. *Maschinenmarkt Vogel*, 2011, Internetquelle abgerufen über <https://www.maschinenmarkt.vogel.de/hochdruck-kuehlschmierstoffzufuhr-senkt-die-werkzeugtemperatur-a-329279/>
- NK11 Nobelpreis-Komitee: The Nobel Prize in Chemistry 2011, 2011, Internetquelle abgerufen über <https://www.nobelprize.org/prizes/chemistry/2011/summary/>

- Oez19 Oezkaya, E.; Iovkov, I.; Biermann, D.: Fluid structure interaction (FSI) modelling of deep hole twist drilling with internal cutting fluid supply. *CIRP Annals* 68 1 (2019) 81–84
- Oli21 Olifirov, L. K.; Stepashkin, A. A.; Sherif, G.; Tcherdyntsev, V. V.: Tribological, Mechanical and Thermal Properties of Fluorinated Ethylene Propylene Filled with Al-Cu-Cr Quasicrystals, Polytetrafluoroethylene, Synthetic Graphite and Carbon Black. *Polymers* 13 5 (2021)
- Ost21 Ostrowicki, N.; Kaim, A.; Gross, D.; Hanenkamp, N.: Effect of various cooling lubricant strategies on turning Inconel 718 with different cutting materials. *Procedia CIRP* 101 (2021) 350–353
- Ouy22 Ouyang, J.-H.; Li, Y.-F.; Zhang, Y.-Z.; Wang, Y.-M.; Wang, Y.-J.: High-Temperature Solid Lubricants and Self-Lubricating Composites: A Critical Review. *Lubricants* 10 8 (2022) 177
- Par19 Parsamehr, H.; Chen, T.-S.; Wang, D.-S.; Leu, M.-S.; Han, I.; Xi, Z.; Tsai, A.-P.; Shahani, A. J.; Lai, C.-H.: Thermal spray coating of Al-Cu-Fe quasicrystals: Dynamic observations and surface properties. *Materialia* 8 (2019) 100432
- Pen20 Peng, B.; Bergs, T.; Schraknepper, D.; Smigielski, T.; Klocke, F.: Development and validation of a new friction model for cutting processes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 107 11-12 (2020) 4357–4369
- Per20 Pervaiz, S.; Kannan, S.; Deiab, I.; Kishawy, H.: Role of energy consumption, cutting tool and workpiece materials towards environmentally conscious machining: A comprehensive review. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 234 3 (2020) 335–354
- Per22 Pereira Guimarães, B. M.; Da Silva Fernandes, C. M.; Amaral de Figueiredo, D.; Da Correia Pereira Silva, F. S.; Macedo Miranda, M. G.: Cutting temperature measurement and prediction in machining processes: comprehensive review and future perspectives. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 120 5-6 (2022) 2849–2878
- Pim21 Pimenov, D. Y.; Mia, M.; Gupta, M. K.; Machado, A. R.; Tomaz, Í. V.; Sarikaya, M.; Wojciechowski, S.; Mikołajczyk, T.; Kapłonek, W.: Improvement of machinability of Ti and its alloys using cooling-lubrication techniques: a review and future prospect. *Journal of Materials Research and Technology* 11 (2021) 719–753

- Pop15 Popov, V. L.: Kontaktmechanik und Reibung. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2015, ISBN 978-3-662-45974-4
- Pro22 Proud, L.; Tapoglou, N.; Slatter, T.: A Review of CO<sub>2</sub> Coolants for Sustainable Machining. *Metals* 12 2 (2022) 283
- Pul12 Puls, H.; Klocke, F.; Lung, D.: A new experimental methodology to analyse the friction behaviour at the tool-chip interface in metal cutting. *Production Engineering* 6 4-5 (2012) 349–354
- Pul14 Puls, H.; Klocke, F.; Lung, D.: Experimental investigation on friction under metal cutting conditions. *Wear* 310 1-2 (2014) 63–71
- Qi96 Qi, H. S.; Mills, B.: On the formation mechanism of adherent layers on a cutting tool. *Wear* 198 (1996) 192–196
- Rec13 Rech, J.; Arrazola, P. J.; Claudin, C.; Courbon, C.; Pusavec, F.; Kopac, J.: Characterisation of friction and heat partition coefficients at the tool-work material interface in cutting. *CIRP Annals* 62 1 (2013) 79–82
- Reh47 Rehbinder, P.: NEW PHYSICO-CHEMICAL PHENOMENA IN THE DEFORMATION AND MECHANICAL TREATMENT OF SOLIDS. *Nature* 159 (1947) 866–867
- Rev17 Revuru, R. S.; Posinasetti, N. R.; VSN, V. R.; M, A.: Application of cutting fluids in machining of titanium alloys—a review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 91 5-8 (2017) 2477–2498
- Ric83 Rice, S. L.; Wayne, S. F.; Nowotny, H.: Specimen material reversal in pin-on-disc tribotesting. *Wear* 88 1 (1983) 85–92
- RM22 robemetall GmbH: Werkstoffdatenblatt Titan Grade 5 - WL 3.7164 / Ti6Al4V, 2022
- RMS24 Rosen Metall-Service GmbH: WERKSTOFFDATENBLATT ASTM B 265, DIN W.-Nr. 3.7164/65 - Ti6Al4V Titan Grade 5, 2024
- Sae23 Saelzer, J.; Bergmann, B.; Schenzel, J. et al. Supplement 1 zu Fundamental characterization of lubricating effects through various cooling lubricants in the chip formation zone, Dortmund, 2023, Internetquelle abgerufen über <http://dx.doi.org/10.17877/DE290R-23899>
- Sah20 Saha, S.; Deb, S.; Bandyopadhyay, P. P.: An analytical approach to assess the variation of lubricant supply to the cutting tool during

- MQL assisted high speed micromilling. *Journal of Materials Processing Technology* 285 (2020) 116783
- Sau23 Sauer, F.; Codrignani, A.; Haber, M.; Falk, K.; Mayrhofer, L.; Schwitzke, C.; Moseler, M.; Bauer, H.-J.; Schulze, V.: Multiscale simulation approach to predict the penetration depth of oil between chip and tool during orthogonal cutting of AISI 4140. *Procedia CIRP* 117 (2023) 426–431
- Sch22 Schulze, V.; Bleicher, F.; Courbon, C.; Gerstenmeyer, M.; Meier, L.; Philipp, J.; Rech, J.; Schneider, J.; Segebade, E.; Steininger, A.; Wegener, K.: Determination of constitutive friction laws appropriate for simulation of cutting processes. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 38 (2022) 139–158
- She84 Shechtman, D.; Blech, I.; Gratias, D.; Cahn, J. W.: Metallic Phase with Long-Range Orientational Order and No Translational Symmetry. *Physical Review Letters* 53 20 (1984) 1951–1953
- Sho24 Shokrani, A.; Arrazola, P. J.; Biermann, D.; Mativenga, P.; Jawahir, I. S.: Sustainable machining: Recent technological advances. *CIRP Annals* 73 2 (2024) 483–508
- Sil16 Silva Guedes de Lima, B. A.; Medeiros Gomes, R.; Guedes de Lima, S. J.; Dragoe, D.; Barthes-Labrousse, M.-G.; Kouitat-Njiwa, R.; Dubois, J.-M.: Self-lubricating, low-friction, wear-resistant Al-based quasicrystalline coatings. *Science and technology of advanced materials* 17 1 (2016) 71–79
- Smo14 Smolenicki, D.; Boos, J.; Kuster, F.; Roelofs, H.; Wyen, C. F.: In-process measurement of friction coefficient in orthogonal cutting. *CIRP Annals* 63 1 (2014) 97–100
- Söh03 Söhner, J.: Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge. Dissertation, Universität Karlsruhe, 2003
- Som14 Sommer, K.; Heinz, R.; Schöfer, J.: Verschleiß metallischer Werkstoffe. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2014, ISBN 978-3-8348-2463-9
- Son17 Song, X. Q.; Takahashi, Y.; He, W. M.; Ihara, T.: On the Formation Mechanisms of Adhering Layer during Machining Metal Material. *Key Engineering Materials* 749 (2017) 39–45
- Sor98 Sordelet, D. J.; Besser, M. F.; Logsdon, J. L.: Abrasive wear behavior of Al–Cu–Fe quasicrystalline composite coatings. *Materials Science and Engineering A* 255 (1998) 54–65

- Ste19 Sterle, L.; Pušavec, F.; Kalin, M.: Determination of friction coefficient in cutting processes: comparison between open and closed tribometers. *Procedia CIRP* 82 (2019) 101–106
- Ste73 Stevenson, M. G.; Oxley, P. L. B.: HIGH TEMPERATURE STRESS-STRAIN PROPERTIES OF A LOW-CARBON STEEL FROM HOT MACHINING TESTS. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Conference Proceedings* 187 23/73 (1973) 263–272
- Sto22 Storchak, M.; Drewle, K.; Menze, C.; Stehle, T.; Möhring, H.-C.: Determination of the Tool-Chip Contact Length for the Cutting Processes. *Materials (Basel, Switzerland)* 15 9 (2022)
- Sug15 Sugita, N.; Ishii, K.; Furusho, T.; Harada, K.; Mitsuishi, M.: Cutting temperature measurement by a micro-sensor array integrated on the rake face of a cutting tool. *CIRP Annals* 64 1 (2015) 77–80
- Swi52 Swift, H. W.: Plastic instability under plane stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 1 1 (1952) 1–18
- Tif18 Tiffe, M.: Charakterisierung grundlegender Mechanismen für die Simulation der Spanbildung mithilfe der FEM. Dissertation, Institut für Spanende Fertigung, Technische Universität Dortmund, 2018
- TKH22 thyssenkrupp Hohenlimburg GmbH: Datenblatt precidur® C45/C45E, 01/2022
- Tön93 Tönshoff, H. K.: *Werkzeuge für die moderne Fertigung*. Expert Verlag, Ehningen, 1993, ISBN 3816907660
- Ued08 Ueda, T.; Sato, M.; Hosokawa, A.; Ozawa, M.: Development of infrared radiation pyrometer with optical fibers—Two-color pyrometer with non-contact fiber coupler. *CIRP Annals* 57 1 (2008) 69–72
- Uhl23 Uhlmann, E.; Barth, E.; Nabbout, K.; Sommerfeld, M.; Bock-Marbach, B.; Kuhnert, J.; Dovgal, A.: Cooling Lubricant Boundary Conditions for wet Turning Simulations. *Procedia CIRP* 118 (2023) 384–389
- Vak18 Vakis, A. I.; Yastrebov, V. A.; Scheibert, J.; Nicola, L.; Dini, D.; Minfray, C.; Almqvist, A.; Paggi, M.; Lee, S.; Limbert, G.; Molinari, J. F.; Ancaix, G.; Aghababaei, R.; Echeverri Restrepo, S.; Papangelo, A.; Cammarata, A.; Nicolini, P.; Putignano, C.;

- Carbone, G.; Stupkiewicz, S.; Lengiewicz, J.; Costagliola, G.; Bosia, F.; Guarino, R.; Pugno, N. M.; Müser, M. H.; Ciavarella, M.: Modeling and simulation in tribology across scales: An overview. *Tribology International* 125 (2018) 169–199
- Vie70 Vieregge, G.: *Zerspanung der Eisenwerkstoffe*. Verlag Stahlseisen, Düsseldorf, 1970
- Vol24 Volke, P.; Courbon, C.; Krumme, E.; Saelzer, J.; Rech, J.; Biermann, D.: Frictional behaviour of coated carbide tools and AISI 316L when using translational and rotatory relative movement considering dry and lubricated conditions. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 51 (2024) 36–46
- Wal64 Wallace P.W.; Boothroyd G.: Tool Forces and Tool-Chip Friction in Orthogonal Machining 6 1 (1964) 74–87
- War74 Warnecke, G.: *Spanbildung bei metallischen Werkstoffen*. Technischer Verlag Resch, München, 1974
- Wei04 Weinert, K.; Inasaki, I.; Sutherland, J. W.; Wakabayashi, T.: Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication. *CIRP Annals* 53 2 (2004) 511–537
- Wil77 Williams, J. A.; Tabor, D.: The Role of Lubricants in Machining. *Wear* 43 (1977) 275–292
- Wri79 Wright, P. K.; Horne, J. G.; Tabor, D.: BOUNDARY CONDITIONS AT THE CHIP-TOOL INTERFACE IN MACHINING: COMPARISONS BETWEEN SEIZURE AND SLIDING FRICTION. *Wear* 54 (1979) 371–390
- Zab23 Zabel, A.; Saelzer, J.; Elgeti, S. et al. Supplement zu Fundamental tribological effects in lubricated cutting processes, Dortmund, 2023, Internetquelle abgerufen über <http://dx.doi.org/10.17877/DE290R-23142>
- Zan17 Zanger, F.; Bollig, P.; Schulze, V.: Simulative Investigations on Different Friction Coefficient Models. *Procedia CIRP* 58 (2017) 140–145
- Zem08 Zemzemi, F.; Bensalem, W.; Rech, J.; Dogui, A.; Kapsa, P.: New tribometer designed for the characterisation of the friction properties at the tool/chip/workpiece interfaces in machining. *Tribotest* 14 1 (2008) 11–25

- Zem09 Zemzemi, F.; Rech, J.; Ben Salem, W.; Dogui, A.; Kapsa, P.: Identification of a friction model at tool/chip/workpiece interfaces in dry machining of AISI4142 treated steels. *Journal of Materials Processing Technology* 209 8 (2009) 3978–3990
- Zha18 Zhang, X.; Lu, Z.; Peng, Z.; Sui, H.; Zhang, D.: Development of a tool-workpiece thermocouple system for comparative study of the cutting temperature when high-speed ultrasonic vibration cutting Ti-6Al-4V alloys with and without cutting fluids. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 96 1-4 (2018) 237–246
- Zhe13 Zheng, X.; Zhu, H.; Kiet Tieu, A.; Kosasih, B.: A molecular dynamics simulation of 3D rough lubricated contact. *Tribology International* 67 (2013) 217–221
- Zor63 Zorev, N.: Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting. *Proceedings of the International Research in Production Engineering Conference (ASME)* (1963) 42–49
- ZT13 Zerspanungstechnik, 2013, Internetquelle abgerufen über [https://www.zerspanungstechnik.com/bericht/kuehlschmierstoffe/kuehlung\\_als\\_produkivitatsfaktor-2013-12-31](https://www.zerspanungstechnik.com/bericht/kuehlschmierstoffe/kuehlung_als_produkivitatsfaktor-2013-12-31)
- ZT24 Zerspanungstechnik, 2024, Internetquelle abgerufen über <https://www.zerspanungstechnik.de/blog/2024/03/12/neue-produkte-zur-minimalmengenschmierung/>
- Zum85 zum Gahr, K. H.: Tribologie: Reibung - Verschleiß - Schmierung. *Naturwissenschaften* 72 (1985) 260–267

## **Studentische Arbeiten**

Im Rahmen dieser wissenschaftlichen Arbeit wurden die im Folgenden aufgeführten studentischen Arbeiten thematisch ausgelegt und betreut. Ausgewählte Ergebnisse aus diesen Arbeiten finden inhaltliche Verwendung in der vorliegenden Dissertation. Den Bearbeiterinnen und Bearbeitern gilt mein besonderer Dank für ihren Einsatz, den sie erbracht haben, um zum Erfolg dieser wissenschaftlichen Arbeit beizutragen.

Bachelorarbeit von Rudolf Schneidmüller, TU Dortmund, Juli 2019

Thema: „Experimentelle Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher Werkzeug-Oberflächen auf die Spanbildung von C45“

Masterarbeit von Thomas Borgert, TU Dortmund, September 2019

Thema: „Experimentelle Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher Oberflächenpräparationen auf den Reibungskontakt bei der Zerspanung mit Hartmetall“

Projektarbeit von Erik Krumme, TU Dortmund, April 2021

Thema: „Konstruktion und Inbetriebnahme einer Vorrichtung zur Messung der Spanflächentemperatur beim orthogonalen Drehen“

Masterarbeit von Cihan Dogan, TU Dortmund, August 2021

Thema: „Experimentelle und simulative Untersuchung des Reibungsverhaltens in der Spanbildungszone für unterschiedliche Benetzungszustände gezielt präparierter Werkzeugoberflächen“

Bachelorarbeit von Erik Krumme, TU Dortmund, November 2021

Thema: „Experimentelle und simulative Untersuchung des Verschleißverhaltens unbeschichteter Hartmetallwerkzeuge bei der Drehbearbeitung der Titanlegierung Ti6Al4V“

Masterarbeit von Rudolf Schneidmüller, TU Dortmund, November 2021

Thema: „Experimentelle und simulative Analyse der Reibung in der Spanbildungszone bei der Bearbeitung von Ti6Al4V“

Bachelorarbeit von Mario Piecuch, TU Dortmund, März 2022

Thema: „Experimentelle und simulative Untersuchungen zum Reibungsverhalten eines Werkzeugstahls“

Masterarbeit von Cagri Yildirim, TU Dortmund, November 2022

Thema: „Grundlegende experimentelle und simulative Untersuchungen zur Schmierwirkung eines nicht-wassermischbaren Kühlschmierstoffes in der Spanbildungszone“

Masterarbeit von Gero Polus, TU Dortmund, August 2023

Thema: „Experimentelle und simulative Untersuchung des Haft- und Gleitanteils in der sekundären Scherzone unter Verwendung verschiedener Schmierkonzepte für die Parametrierung und Validierung eines mikrotribologischen Reibungsmodells“

## **Bisher erschienene Bände der Schriftenreihe des ISF**

- Band H3      Surmann, T.: Simulation der Dynamik von Dreh- und Fräsprozessen. Habilitationsschrift, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8794-2
- Band H2      Zabel, A.: *Prozesssimulation in der Zerspanung – Modellierung von Dreh- und Fräsprozessen*. Habilitationsschrift, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8752-2
- Band H1      Mehnen, J.: *Mehrkriterielle Optimierverfahren für produktionstechnische Prozesse*. Habilitationsschrift, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 978-3-8027-8760-9
- Band 115     Felinks, N.: *Hochleistungsprozesskette zur effizienten Massenfertigung von Innengewinden in Aluminiumgussgehäusen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2025, ISBN 978-3-8027-8931-1
- Band 114     Rinschede, T.: *Konturieren kleiner Tiefbohrungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2025, ISBN 978-3-8027-8930-4
- Band 113     Gerken, J.: *Technologische Analyse des Ejektorbohrens zur Entwicklung strömungsoptimierter Werkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2024, ISBN 978-3-8027-8929-8
- Band 112     Schmidt, R.: *Untersuchung zum Einfluss des thermomechanischen Belastungskollektivs auf die Oberflächenkonditionierung beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2024, ISBN 978-3-8027-8928-1
- Band 111     Meijer, A.: *Werkzeug- und Prozessentwicklung für das Mikrohartfräsen von pulvermetallurgischem Schnellarbeitsstahl*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2024, ISBN 978-3-8027-8927-4
- Band 110     Alammari, Y.: *Fundamental Investigation on Interrupted Machining of Challenging Materials with MQL*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2024, ISBN 978-3-8027-8926-7

- Band 109 Kipp, M.: *Feinstbearbeitung von Hartmetall unter Einsatz elastisch gebundener Diamantschleifwerkzeuge zur Präparation von Spanmuten*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2023, ISBN 978-3-8027-8925-0
- Band 108 Nickel, J.: *Analyse und Modellierung der themomechanischen Beeinflussung der Randzoneneigenschaften beim Einlippentiefbohren von Bauteilen aus Vergütungsstahl*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2023, ISBN 978-3-8027-8924-3
- Band 107 Zelinko, A.: *Magnetabrasives Polieren auf Bearbeitungszentren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2022, ISBN 978-3-8027-8923-6
- Band 106 Bücker, M.: *Neue Methoden zur Entwicklung und Herstellung von Hochleistungswerkzeugen für die Bohrbearbeitung von Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2021, ISBN 978-3-8027-8922-9
- Band 105 Jaeger, J.-P.: *Wendeltiefbohren kleinster Durchmesser in schwer zerspanbare Werkstoffe mit kryogener Minimalmengenschmierung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2021, ISBN: 978-3-8027-8921-2
- Band 104 Bathe, T.: *Untersuchungen zur Topographie- und Umfangsgestaltoptimierung von Einlippentiefbohrwerkzeugen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2020, ISBN: 978-3-8027-8920-5
- Band 103 Hannich, S.: *Experimentelle und simulative Untersuchungen zum stirnseitigen Fließbohren von Leichtbauwerkstoffen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019
- Band 102 Kansteiner, M.: *Grundlagenuntersuchungen zum Einsatzverhalten von diamantimprägnierten Werkzeugen beim Kernbohren von hochfestem Beton*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8918-2
- Band 101 Fuß, M.: *Entwicklung eines Verfahrens zur Herstellung von tiefen nicht kreisförmigen Bohrungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8917-5

- Band 100 Metzger, M.: *Innenkonturieren und Walzen tiefgebohrter Grundbohrungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8916-8
- Band 99 Aßmuth, R.: *Schneidkantenpräparation durch Druckluft-Nassstrahlspanen mit Industrierobotern*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8915-1
- Band 98 Wolf, M.: *Abstimmung der Präparationsprozesse in der Herstellungskette von PVD-beschichteten Vollhartmetall-Wendelbohrern*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8913-7
- Band 97 Freiburg, D.: *Hochvorschubfräsen zur Strukturierung von Werkzeugoberflächen für die Blechmassivumformung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3802789120
- Band 96 Tiffe, M.: *Charakterisierung grundlegender Mechanismen für die Simulation der Spanbildung mithilfe der FEM*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2018, ISBN 978-3-8027-8911-3
- Band 95 Schumann, S.: *Mehrskalige Modellierung und Simulation des Hochleistungs-Innenrundschälenschleifens*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8914-4
- Band 94 Böhmer, J. C.: *Untersuchung und Simulation des Randschichtverhaltens inhomogener Spritzschichtstrukturen beim Honen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2018, ISBN: 978-3-8027-8799-7
- Band 93 Hense, R.: *Simulation und Optimierung der Fräsbearbeitung von Verdichterschaufeln*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN: 978-3-8027-8798-0
- Band 92 Krebs, E.: *Simulationsgestützte Mikrofräsbearbeitung gehärteter Werkzeugstähle zur Herstellung filigraner Formelement und funktionaler Oberflächenstrukturen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN: 978-3-8027-8797-3

- Band 91 Habermeier, J.: *Technologische Untersuchungen der Bearbeitung nickelreduzierter Stahlgusslegierungen für Turbinengehäuse*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN: 978-3-8027-8796-6
- Band 90 Liu, Y.: *Technologische Untersuchungen zum flexiblen Einsatz des Fließbohrens*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8795-9
- Band 89 Özkaya, E.: *FEM-based software system for the efficient 3D tapping simulation and tool optimization using CFD simulation*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8793-5
- Band 88 Abrahams, H.: *Untersuchungen zum Führungsleistenverschleiß und zur Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren austenitischer Stähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8792-8
- Band 87 Kirschner, M.: *Tiefbohren von hochfesten und schwer zerspanbaren Werkstoffen mit kleinsten Durchmessern*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8791-1
- Band 86 Goeke, S.: *Oberflächenstrukturierung tribologisch beanspruchter Funktionsflächen durch Mikrofinishen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8790-4
- Band 85 Iovkov, I.: *Technologische Analyse des Tiefbohrens mit Minimalmengenschmierung und simulationsbasierte Kompensation des Mittenverlaufs*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8787-4
- Band 84 Rautert, C.: *Untersuchungen zum Bohrschleifen faserverstärkter Werkstoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8789-8
- Band 83 Hartmann, H.: *Analyse der Außenlängsdreh- und Einlippentiefbohrbearbeitung hochfester bainitischer und vergüteter Stähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8788-1

- Band 82 Rausch, S.: *Modellgestützte Endbearbeitung hartstoffbeschichteter Tiefziehwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8785-0
- Band 81 Beer, N.: *Systematische Untersuchung von Vollhartmetall-Wendelbohrern zum Bearbeiten von Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8784-3
- Band 79 Steiner, M.: *Grundlagenuntersuchungen zur Mikrofräsbearbeitung des austenitischen Edelfstahls X5CrNi18-10*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8783-6
- Band 78 Bleckmann, T.: *Simulationsbasierte Auslegung von Fräsprozessen für die Großserienfertigung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8781-2
- Band 77 Heymann, T.: *Schleifen und Polierschleifen von wendelförmigen Spannuten an Vollhartmetallbohrwerkzeugen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8778-2
- Band 76 Ungemach, E.: *Simulationsbasierte Adaption von NC-Fräsprogrammen zur Vermeidung von Ratterschwingungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8780-5
- Band 75 Upmeier, T.: *Einlippentiefbohren teilkristalliner thermoplastischer Kunststoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8782-9
- Band 74 Peuker, A.: *Werkzeugentwicklung für die Transplantation thermisch gespritzter mikrostrukturierter Funktionsschichten auf Druckgusswerkstücke*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8779-9
- Band 73 Schlenker, J.: *Spanende Mikrobearbeitung von Titan und Titanlegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8777-5

- Band 72 Zhang, L. J.: *Untersuchungen zum Drehen und Bohren der Nickelbasislegierung Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2014, ISBN 978-3-8027-8776-8
- Band 71 Wagner, T.: *Planning and Multi-Objective Optimization of Manufacturing Processes by Means of Empirical Surrogate Models*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8775-1
- Band 70 Sacharow, A.: *Kompensation von Formabweichungen durch adaptive Freiformdeformation der CAD/CAM-Daten*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8774-4
- Band 69 Baschin, A.: *Analyse und Simulation der Prozessdynamik und -stabilität beim NC-Mikrofräsen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8773-7
- Band 68 Feldhoff, M.: *Modellgestützte Werkzeug- und Prozessentwicklung des Bohrschleifens faserverstärkter Duomere*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8771-3
- Band 67 Machai, C.: *Grundlagenuntersuchung zur Zerspanung von  $\beta$ -Titanlegierungen unterschiedlicher Mikrostruktur*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8772-0
- Band 66 Heilmann, M.: *Tiefbohren mit kleinen Durchmessern durch mechanische und thermische Verfahren – Prozessgestaltung und Verfahrenskombination*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8770-6
- Band 65 Scheidler, A. V.: *Simulation des NC-Formschleifprozesses mit unterschiedlichen CBN-Schleifscheibenformen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8768-3
- Band 64 Pantke, K.: *Entwicklung und Einsatz eines temperatursensorischen Beschichtungssystems für Zerspanwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8769-0

- Band 63 Terwey, I.: *Steigerung der Leistungsfähigkeit von Vollhartmetallwendelbohrern durch Strahlspanen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8766-9
- Band 62 Würz, E.: *Schleifbearbeitung von Keramik-Hartmetall-Verbunden*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8767-6
- Band 61 Engbert, T.: *Fließbohrbearbeitung und Innengewindefertigung an Leichtbaustrukturen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8764-5
- Band 60 Felderhoff, J. F.: *Prozessgestaltung für das Drehen und Tiefbohren schwefelarmer Edelbaustähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8765-2
- Band 59 Kessler, N.: *Thermische Mittenverlaufsbeeinflussung beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8763-8
- Band 58 Paffrath, K.-U.: *Untersuchungen zum kraftgeregelten Langhubhonen auf multifunktionalen Bearbeitungszentren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8762-1
- Band 57 Faraz, A.: *Experimental Study on Delamination, Mechanical Loads and Tool Wear in Drilling of Woven Composite Laminates*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8761-4
- Band 56 Hossam, M.: *Chatter Occurrence at Different Natural Frequencies of Milling Machine Axes*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8759-1
- Band 55 Kersting, P.: *Simulation und Analyse regenerativer Werkstückschwingungen bei der NC-Fräsbearbeitung von Freiformflächen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8757-7
- Band 54 Marschalkowski, K.: *Beitrag zur Prozessentwicklung für das Hochleistungsinnenrund-Schälenschleifen mit galvanisch gebundenen CBN-*

- Schleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8758-4
- Band 53 Weckerle, T.: *Konzeption und Entwicklung einer standardisierten Datenübertragung von Schleifoperationen für Werkzeugschleifmaschinen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8756-0
- Band 52 Kahleyß, F.: *Grundlagenuntersuchungen und simulationsbasierte Optimierung zur fünfachsigen Mikrofräsbearbeitung von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8753-9
- Band 51 Mohn, T.: *Schleifen thermisch gespritzter Verschleißschutzschichten auf Bearbeitungszentren – Prozessgestaltung und Simulation*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027- 8751-5
- Band 49 Rautenberg, J.: *Simultane fünfachsige Fräsbearbeitung von Aluminiumstrukturbauteilen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8754-6
- Band 48 Enk, D.: *Untersuchungen zum dynamischen Stabilitätsverhalten von Fräs Werkzeugen zur HSC-Bearbeitung*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8748-5
- Band 47 Kersting, M.: *Entwicklung und Anwendung eines adaptiven Schwingungsdämpfers für das Einlippentiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8749-2
- Band 46 Bergmann, S.: *Beitrag zur Zerspanung intermetallischer  $\gamma$ -Titanaluminide durch Bohren, Gewindebohren und Fräsen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8746-1
- Band 45 Kahnis, P.: *Analyse von Größeneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8745-4

- Band 44 Noyen, M.: *Analyse der mechanischen Belastungsverteilung in der Kontaktzone beim Längs-Umfangs-Planschleifen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8744-7
- Band 43 Jansen, T.: *Entwicklung einer Simulation für den NC-Formschleifprozess mit Torusschleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8743-0
- Band 42 Hammer, N.: *Spanende Bearbeitung endlos stahlverstärkter Aluminiummatrixstrangpressprofile*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8742-3
- Band 41 Kress, J.: *Auswahl und Einsatz von polykristallinem kubischem Bornitrid beim Drehen, Fräsen und Reiben*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8741-6
- Band 40 Wittkop, S.: *Einlippentiefbohren nichtrostender Stähle*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8740-9
- Band 39 Webber, O.: *Untersuchungen zur bohrtiefenabhängigen Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8739-3
- Band 38 Zhang, L.: *Accuracy Enhancement of a Hexapod Machine Tool*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8738-6
- Band 37 Petzoldt, V.: *Formgedächtnistechnik – Tiefbohren und Mikrofräsen von Ni-Ti*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8737-4, 978-3-8027-8737-9
- Band 36 Kötter, D.: *Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8736-6, 978-3-8027-8736-2
- Band 35 Hesterberg, S.: *Trockenbearbeitung nichtrostender Stähle – Prozessgestaltung für das Drehen und Bohren mit Wendeschneidplatten*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8735-8, 978-3-8027-8735-5

- Band 34 Damm, P.: *Rechnergestützte Optimierung des 5-Achsen-Simultanfräsens von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8734-X, 978-3-8027-8734-8
- Band 33 Surmann, T.: *Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfachsiges Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8733-1, 978-3-8027-8733-1
- Band 32 Stautner, M.: *Simulation und Optimierung der mehrachsigen Fräsbearbeitung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8732-3, 978-3-8027-8732-4
- Band 31 Peters, C.: *Herstellung und Einsatzverhalten von Keramik-Hartmetall-Verbundbohrwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8731-5, ISBN 978-3-8027-8731-7
- Band 30 Hagedorn, M.: *Herstellung von Verbundbauteilen durch Einwalzen – Verfahrensentwicklung und experimentelle Grundlagen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8730-7, ISBN 978-3-8027-8730-0
- Band 29 Kalveram, M.: *Analyse und Vorhersage der Prozessdynamik und Prozessstabilität beim Hochgeschwindigkeitsfräsen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 3-8027-8729-3, 978-3-8027-8729-4
- Band 28 Koehler, W.: *Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8728-5
- Band 27 Loichinger, A.: *Analyse und Optimierung der Kühlschmierstoffversorgung rotierender Werkzeuge*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 26 Du, S.: *Simulation and Tool Path Optimization for the Hexapod Milling Machine*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 25 Schulte, M.: *Profilschleifen von Hartlegierungen und Hartverbundwerkstoffen mit konventionellen Schleifmitteln*.

- Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8725-0
- Band 24 Lange, M.: *Prozessgestaltung bei der spanenden Bearbeitung von kurzfaserverstärkten Magnesiumlegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8724-2
- Band 23 Guntermann, G.: *Aspekte des Hochgeschwindigkeits-Hartfräsens im Werkzeugund Formenbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8723-4
- Band 22 Johlen, G.: *Prozessoptimierung für die Hartfeinbearbeitung durch die Kombination von Hartdrehen und Schleifen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8722-6
- Band 21 Schwietering, C.: *Technologische Aspekte der mikromechanischen Fräsbearbeitung mit Schaftwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8721-8
- Band 20 Zabel, A.: *Simulationsgestützte Vorhersage des Verschleißverhaltens von Fräswerkzeugen beim Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8720-x
- Band 19 Opalla, D.: *Hochleistungsbohren metallischer Werkstoffe mit Wendelbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8716-1
- Band 18 Löbbe, H.: *Tiefbohren auf Bearbeitungszentren*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8718-8
- Band 17 Finke, M.: *Untersuchungen zur Auslegung und Optimierung des Innenrund-Längsschleifens von Futterteilen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8717-X
- Band 16 Liedschulte, M.: *Untersuchungen zum Bohren von Magnesiummatrix-Verbundwerkstoffen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8719-6
- Band 15 Buschka, M.: *Formgedächtnistechnik – Prozessgestaltung beim Drehen und Bohren von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2002, ISBN 3-8027-8715-3

- Band 14 Meng, J.: *Freiformflächenmanipulation für den Werkzeug-, Formen- und Modellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN 3-8027-8714-5
- Band 13 Bruchhaus, T.: *Tribologische Untersuchungen zur Optimierung von BTA-Tiefbohrwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN 3-8027-8713-7
- Band 12 Mehnen, J.: *Evolutionäre Flächenrekonstruktion*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8712-9
- Band 11 Schulte, K.: *Stahlbearbeitung mit Wendeschneidplatten-Bohrern bei reduziertem Kühlschmierstoffeinsatz*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8710-2
- Band 10 Schroer, M.: *Reiben von Vergütungsstahl mit Einschneiden-Reibahlen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8711-0
- Band 9 Schneider, M.: *Auswirkungen thermomechanischer Vorgänge beim Werkzeugschleifen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8708-0
- Band 8 Albersmann, F.: *Simulationsgestützte Prozessoptimierungen für die HSC-Fräsbearbeitung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8709-9
- Band 7 Mumm, A.: *Analyse und Gestaltung von Werkzeugversorgungssystemen in der spanenden Fertigung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8705-6
- Band 6 Gillmeister, F.: *Passive und aktive sekundäre Maßnahmen zur Reduzierung der Hand-Arm-Schwingungsbelastung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8706-4
- Band 5 Thamke, D.: *Technologische und ökonomische Aspekte der Trocken- und Minimalmengenbearbeitung am Beispiel des Einlippentiefbohrns*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN: 3-8027-8707-2

- Band 4      Enselmann, A.: *HSC-Hartfräsen von Formen und Gesenken*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8703-X
- Band 3      Willsch, C.: *Außenrund-Einsteichschleifen von Cermet*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1998, ISBN 3-8027-8702-1
- Band 2      Friedhoff, J.: *Aufbereitung von 3D-Digitalisierdaten für den Werkzeug-, Formen und Modellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1997, ISBN 3-8027-8701-3
- Band 1      Adams, F.-J.: *Einsatzverhalten von symmetrischen, hartmetallbestückten Kurzlochbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1996, ISBN 3-8027-8700-5





