

Institut für Fertigungstechnik und Hochleistungslasertechnik



Dissertation

Parallele Bearbeitung eines Werkstoffverbundes mittels hybriden Kühlschmiersystems

zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der technischen Wissenschaften

ausgeführt am Institut für Fertigungstechnik und Hochleistungslasertechnik der Technischen Universität Wien unter der Leitung von Univ.-Prof. Dipl. Ing. Dr. techn. Friedrich Bleicher

eingereicht an der Fakultät für Maschinenwesen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität Wien durch

Dipl. Ing. Anton Siller Matr. Nr.: 0426784, Wohnort: Nisselgasse 15/4 in 1140 Wien

Wien, im April 2017

Vorname, Nachname

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit der *parallelen Bearbeitung eines Werkstoffverbundes*, innerhalb derer die Aluminium-Gusslegierung EN AC-46200 und der Grauguss EN GJS-600-3 alternierend mit derselben Schneide zerspant werden. Dieser Werkstoffverbund ist im automobilen Motorenbau im Bereich der Kurbelwellenbohrung Stand der Technik, dessen Bearbeitung ist aber auf Grund der unterschiedlichen Materialparameter von diversen Schwierigkeiten geprägt.

Die größte Herausforderung stellt die Entstehung einer tribochemischen Reaktion dar, da diese eine signifikante Aufbauschneide auf der Spanfläche des Schneidkeils und dadurch große Abweichungen in der erzeugten Geometrie verursacht. Dieser Verschleiß resultiert bei einer Serienfertigung in hohe Ausschuss- und Rüstkosten und verhindert zudem die Stabilität des Bearbeitungsprozesses. Mittels chemischer Analysen wurde im Verlauf von mehreren Versuchsreihen festgestellt, dass sowohl die Temperatur während der Zerspanung als auch die Qualität des verwendeten Kühlschmierstoffs maßgeblich für die Entstehung einer tribochemischen Reaktion verantwortlich sind.

Für eine Reduzierung der tribochemisch bedingten Aufbauschneide wird in weiterer Folge eine effektivere Kühlung der Schneidenecke vorgestellt, die mit der Entwicklung und der experimentellen Verifikation eines hybriden Kühlschmiersystems einhergeht. Dabei wird die externe Kühlschmierung mit einer zusätzlichen internen Kühlung kombiniert, die über einen Kühlkanal in der Wendeschneidplatte erfolgt. Mit der Zielsetzung, dass das neu entwickelte Kühlschmiersystem in einer Serienfertigung ohne Umbaumaßnahmen an den Bearbeitungsmaschinen einsetzbar sein soll, erfolgen die externe und interne Kühlung mit demselben Kühlschmierstoff. Eine Literatur- und Patentrecherche von gegenwärtig angewendeten Kühl- und Kühlschmiersystemen zeigt den Neuheitsgehalt dieser Entwicklung auf.

Im Zuge der experimentellen Verifikation werden die Auswirkungen der zusätzlichen internen Kühlung auf die Entstehung der tribochemisch bedingten Aufbauschneide näher untersucht. Elektronenstrahlmikroanalysen (ESMA), Alicona-Aufnahmen und Mikroskop-Aufnahmen zeigen einen signifikant verringerten Werkzeugverschleiß und eine deutliche Optimierung des Verschleißverhaltens. Die darauf aufbauenden Simulationen veranschaulichen eine *massive Temperaturreduzierung* auf der Spanfläche, die mit dem hybriden Kühlschmiersystem realisiert worden ist und die Reduzierung der tribochemisch bedingten Aufbauschneide ermöglichte.

Abstract

The focus of this work is set on *parallel processing of metal-metal composite materials*, in which different materials (EN AC-46200 and EN GJS-600-3) are alternately in the tool engagement. Such special processing conditions are common in the automotive sector, where the load-oriented material use - which is one of the youngest and most promising approaches for weight reduction - cause a significant reduction of fuel consumption.

The machining of such a material combination is accompanied with several new challenges because of different material parameters (e.g. the thermal conductivity, thermal capacity, hardness, elasticity). The occurrence of a *tribo-chemical reaction* on the rake face of a cutting insert that comes along with a significant built-up edge formation is the real challenge. Unlike homogeneous materials, where this deposit will reset, the built-up edge is very stable and is growing steadily. This results in faults in dimension and form of the produced parts and increase the manufacturing costs.

High temperatures at the cutting edge during machining and the cutting fluid quality show *significant influence* on the occurrence of the formation of a reaction layer when a trained up edge of a material is dipping in another material. The determination of the temperature dependency of the intermetallic compound formation velocity (Fe-Si-C) with chemical investigations and simulations gave a better understanding of this particular tribo-chemical process.

A promising concept by means of an *internally and externally cooled cutting insert* are presented in this work and are compared to common external cooling. Furthermore, this work will show the interdependence of the coolant quality and the formation of a tribo-chemical reaction layer formation with different aged coolants.

...gewidmet meiner Lebensgefährtin Marion und unserem Sohn Maximilian sowie meinen Eltern Margarethe und Anton.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort1		
Abkürzungsverzeichnis	3	
1 Einleitung	7	
2 Stand der Technik	9	
 2.1 Verbunde 2.1.1 Ein- und Unterteilung von Verbunden 2.1.2 Verbundwerkstoffe 2.1.3 Werkstoffverbunde 	9 9 .12 14	
2.2 Wissenschaftliche Problemstellung bei der parallelen Bearbeitung eines Werkstoffverbundes	.17	
3 Zielsetzung und Forschungsmethodik	.24	
4 Entwicklung des hybriden Kühlschmiersystems	.26	
 4.1 Wissenschaftliche Analyse der tribochemischen Reaktion 4.1.1 Einfluss der Kühlschmierstoffqualität 4.1.2 Einfluss der Temperatur 	.26 .27 .35	
4.2 Kühl- und Kühlschmiersysteme	.45	
 4.3 Kombinierte Kühlschmierlösung 4.3.1 Analytische Auslegung mittels Orthogonalschnitt 4.3.2 Simulationsbasierte Auslegung 	.52 .54 .65	
5 Experimentelle Verifikation	.85	
5.1 Mess- und Analysegeräte	.85	
5.2 Versuchsaufbau	.90	
 5.3 Schnittversuche mit hybridem Kühlschmiersystem 5.3.1 Versuche mit gering verunreinigtem Kühlschmierstoff 5.3.2 Versuche mit höher verunreinigtem Kühlschmierstoff 	.95 .96 104	
5.4 Zwischenresümee	116	
5.5 Simulationsbasierte Analyse der Schnittversuche	121	
6 Resümee und Ausblick	127	
Abbildungsverzeichnis	131	
Tabellenverzeichnis	137	
Formelverzeichnis140		
Literaturverzeichnis142		
Anhang und Lebenslauf149		

Vorwort

Die gegenständliche Arbeit entstand im Zuge des *Projektes "Mix-Cut"* mit der Fa. BMW-Steyr. Dieses Projekt wurde vom Autor dieser Arbeit initiiert, geplant und durchgeführt.

Das Ziel dieses Projektes war die systematische Optimierung und Leistungssteigerung der Bearbeitung von Werkstoffverbunden in einem Arbeitsschritt. Bei den im Automobilbereich angewandten Verfahren sollte primär der Verschleiß der Werkzeuge und die Verschleißursachen in Laborversuchen wissenschaftlich untersucht werden. Durch die Optimierung der eingesetzten Technologie und der Werkzeugsysteme wurde eine Verbesserung der Prozessstabilität und eine Erhöhung der Qualität angestrebt. Dadurch sollten die Herstellkosten bei der Bearbeitung von hybriden Motorbauteilen gesenkt und die Prozessstabilität erhöht werden.

Die Projektinhalte wurden vorab definiert und auf eine Projektlaufzeit von drei Jahren in folgende *Arbeitspakete* gegliedert:

- Datenerhebung
- Modellierung und Simulation
- Idealisierte Schnittversuche / Nullversuche
- Anwendungsnahe Schnittversuche
- Dissemination und Management (laufend)

Ausgehend von der Datenerhebung der betreffenden Bearbeitungen wurden mittels Simulationen erste Verbesserungsmaßnahmen ausgearbeitet. Diese wurden im Folgenden in idealisierte und darauf aufbauend in anwendungsnahe Schnittversuche auf einer Drehmaschine am Institut für Fertigungstechnik verifiziert. Die detaillierten Meilensteine des Projektes "Mix-Cut" sind in Tabelle 1 angeführt.

Tabelle 1: Meilensteine des	Projektes "Mix-Cut"
-----------------------------	---------------------

Datenerhebung	 a) Kommunikation mit den Projektpartnern b) Erhebung der Werkstoffpaarungen c) Erhebung der Schadensfälle und Optimierungspotenziale d) Qualitätsbeurteilung der im Betrieb hergestellten Bauteile e) Vergleiche der Fehlerraten und Qualitätsunterschiede der bearbeiteten Mischbauteile mit homogenen Bauteilen f) Verschleißbegutachtung g) Aufzeichnung der Prozessdaten aus dem laufenden Betrieb h) Stand der Technik ermitteln/ Literaturrecherche/ Abklärung Nullversuche u./od. Anwendungsnahe Versuche
Modellierung u. Simulation	 a) Modellierung und Simulation zur Vorbereitung und Unterstützung der idealisierten Schnittversuche (Drehen) nach den im AP 1 ausgearbeiteten Szenarien der Mischbearbeitungsaufgaben b) Auswertung und Validierung der Simulationsergebnisse c) Optimierung der Modellierung basierend auf den Ergebnissen der Validierung

Idealisierte Schnittversuche	 a) Definition der Schnittversuche anhand Ergebnissen der Simulation/Erfahrungswerten (Wahl der Prozessstellgrößen, Auswahl der Bearbeitungsmaschine, Schneidstoffauswahl) b) Design und Herstellung von Bauteilen (modellhafte, idealisierte Wiedergabe der projektrelevanten Prozessverhältnisse) c) Versuchsdurchführung und messtechnische Untersuchung d) Auswertung der Versuche und Vergleichen der Ergebnisse der Simulation e) Untersuchung von Maßgenauigkeit/ Werkzeugverschleiß/Ausmaß der tribochemischen Reaktionen
	 f) morphologische u. stoffliche Analyse der Späne/ Einwirkung des Spanmaterials auf Werkstück u. Werkzeug
Anwendungsnahe Schnittversuche	 a) Definition der Schnittversuche anhand der Ergebnisse der Nullversuche/Erfahrungswerte (realitätsnahe Versuchsprozesse anstreben) b) Design und Herstellung von Bauteilen (realitätsnahe Wiedergabe der projektrelevanten Prozessverhältnisse) c) Versuchsdurchführung d) Versuchsauswertung e) Untersuchung von Maßgenauigkeit/ Werkzeugverschleiß/Ausmaß der tribochemischen Reaktionen f) Morphologische u. stoffliche Analyse der Späne/ Einwirkung des Spanmaterials auf Werkstück u. Werkzeug
Dissemination u. Management	 a) Betreiben von Projekt-Controlling und -Management b) Erstellung von internen Zwischenberichten c) Konzerninterne Publikation der Ergebnisse d) Laufende Aktualisierung der Kostenplanung e) Betreiben eines effizienten Zeitmanagements f) Dokumentation des Projektfortschritts g) Organisation von regelmäßigen Meetings im Konzernverbund

Abkürzungsverzeichnis

Wörter

Abkürzung	Bedeutung
d.h.	das heißt
bzw.	beziehungsweise
lt.	laut
z.B.	zum Beispiel
BMW	Bayerische Motoren Werke
LAM	laser-assisted machining
LFVAD	low frequency vibration assisted drilling
DLC	diamond-like carbon
HPTLC	high-perfomance thin-layer chromatography
TLC	thin-layer chromatography
TMP	Trimethylolpropane
ESMA	Elektronenstrahlmikroanalyse
REM	Rasterelektronenmikroskop
CBN	kubisch kristallines Bornitrid
PKD	polykristalliner Diamant
MQL	minimum quantity lubrication
MMKS	Minimalmengenkühlschmierung
MMS	Minimalmengenschmierung
MMK	Minimalmengenkühlung
DTA	Differentialthermoanalyse
Al ₂ O ₃	Aluminiumoxid
TiMMC	Titan-Metall-Matrix Verbundwerkstoff
CFRP	kohlenstofffaserverstärkten Kunststoff

GFK	glasfaserverstärkter Kunststoff	
MMC	Metall-Matrix Verbundwerkstoff	
EN AC-46200	Aluminium-Gusslegierung	
EN GJS-600-3	Gusseisen mit Kugelgraphit	

Formelzeichen

Abkürzung	Einheit	Bedeutung
Ap		präexponentieller Faktor
Ω	o	Raumwinkel
EA	J	Aktivierungsenergie
R	J/mol K	universelle Gaskonstante
Т	°C, °K	Temperatur
Φ	K/min	Aufheizrate
k	atomic unit	Reaktionsgeschwindigkeit
А	mm²	Spanungsquerschnitts
a _p	mm	Schnitttiefe
f	mm/U	Vorschub
b	mm	Spanungsbreite
h	mm	Spanungstiefe
Fc	N	Schnittkraft
F _f	N	Vorschubkraft
Fp	N	Passivkraft
Fz	N	Zerspankraft
Vc	m/min	Schnittgeschwindigkeit
к	o	Einstellwinkel
γ	o	Spanwinkel
rε	mm	Schneideneckenradius
mc		Tangens der Steigungswinkel von log k_c über log h
kc	N/mm²	spezifische Schnittkraft
k _f	N/mm²	spezifische Vorschubkraft
k _ρ	N/mm²	Spezifische Passivkraft
k c1.1	N/mm²	Hauptwert der Schnittkraft

k f1.1	N/mm²	Hauptwert der Vorschubkraft
k p1.1	N/mm²	Hauptwert der Passivkraft
σ max d	N/mm²	maximale Druckspannung
T _{Q max}	N/mm²	maximale Schubspannung
σ _{max x}	N/mm²	maximale Biegespannung in x-Richtung
σ _{max y}	N/mm²	maximale Biegespannung in y-Richtung
T _{T max}	N/mm²	maximale Torsionsspannung
σ _{dB}	N/mm²	Druckfestigkeit
E	N/mm²	Elastizitätsmodul
λ	W/m K	Wärmeleitfähigkeit
α	1/K	Wärmeausdehnungskoeffizient
v		Querkontraktionszahl
Ср	J/kg K	spezifische Wärmekapazität
3		Emissivität
Sce	mm²	Oberfläche eines gewählten Volumenelementes
α _{ce}	W/m² K	Wärmedurchgangskoeffizient
T _{ce}	°C, °K	Spanflächentemperatur
θsp	°C, °K	Spanflächentemperatur
θο	°C, °K	Temperatur im Quellvolumen
F _{Tγ}	Ν	Tangentialkraft auf die Spanfläche
δ	mm	Eindringtiefe
Qw	m³/s	Zeitspanvolumen
ρ	0	Reibwinkel
Φ	0	Scherwinkel

1 Einleitung

Die Anforderungen an die Komfort- und Sicherheitsstandards sorgten in den letzten drei Jahrzehnten im Automobilbau für einen Anstieg des durchschnittlichen Fahrzeuggewichtes um über 30%. Sowohl das Downsizing der Motoren als auch der Leichtbau sind dabei zwei der wirkungsvollsten Mittel, um den durch das erhöhte Fahrzeuggewicht ebenfalls gestiegenen Kraftstoffverbrauch entgegenzuwirken.

Beim *Downsizing* wurden großvolumige Motoren durch solche mit kleinerem Hubraum ersetzt und durch Turbolader leistungsgesteigert. Dadurch erfüllen sie mindestens dieselben Leistungsanforderungen wie großvolumige Motoren, zeichnen sich jedoch durch geringeres Gewicht und geringere Emissionen aus. Somit kann auch dem wachsenden Umweltbewusstsein der Kunden und der immer strenger werdenden Emissionsvorgaben der Politik entsprochen werden.

Eine weitere erfolgreiche Strategie zur Massenreduktion ist die *Leichtbau- bzw. Verbundbauweise*. Die Fa. BMW hat beispielsweise in seiner 7er-Baureihe des Jahres 2015 mit dem "Carbon-Core-Konzept" bereits eine hochinnovative Verbundlösung am Massenmarkt etabliert (Abbildung 1). Dabei wurden in ausgewählte Bereiche der Karosserie Verbundwerkstoffe eingesetzt und mit der restlichen Karosserie, die aus Stahl und Aluminiumbauteilen besteht, als Werkstoffverbund ausgeführt.



Abbildung 1: BMW 7er Carbon Core mit CFK-, Aluminium- und Stahlbauteilen

Der Leichtbau beschränkt sich in der Automobilindustrie dabei keinesfalls nur auf die erwähnten Verbunde in der Karosserie. Durch die gewichtsreduzierende Bauweise moderner Zylinderkurbelgehäuse aus Aluminium oder Magnesium sind belastungsorientiert lokale Stützstrukturen höherer Festigkeiten nötig, wodurch

innerhalb des Zylinderkurbelgehäuses mehrere Werkstoffverbunde entstehen. Ein Beispiel für einen Werkstoffverbund im modernen Automobilmotorenbau ist die Kurbelwellenbohrung in den Motoren der Fa. BMW (Abbildung 2), bei der das Kurbelwellengehäuse, bestehend aus einer Aluminium-Gusslegierung (EN AC-46200), mittels Grauguss (EN GJS-600-3) partiell verstärkt ist.



Abbildung 2: Werkstoffverbunde im Motorenbau am Beispiel des BMW N20

Diese moderne Motorenbauweise stellt demzufolge die *Verknüpfung aus Downsizing und Leichtbau* dar, da diese nicht nur durch ihren kleinen Hubraum, sondern auch durch die verwendeten Materialien gewichtsoptimiert wurden.

Wenn ein Werkstoffverbund wie die Kurbelwellenbohrung des BMW-N20 (Abbildung 2) in einem Schnitt bearbeitet wird, treten *zwei Herausforderungen* in der spanenden Bearbeitung deutlich in den Vordergrund, die forschungsrelevante Fragestellungen aufwerfen. Dabei handelt es sich einerseits um die erforderliche Bauteilqualität und andererseits um die Standzeiten der verwendeten Werkzeuge. Die Erfüllung der beiden Anforderungen wird dabei durch eine tribochemisch bedingte Aufbauschneide auf der Spanfläche erschwert, die aus den unterschiedlichen Zerspanungseigenschaften der bearbeiteten Werkstoffe resultiert. Diese stabile Ablagerung entsteht bereits bei den ersten Bohrungen und beeinträchtigt die Einhaltung der engen Fertigungstoleranz von 55 H6 (55 +0,019 mm) und einem Prozessfähigkeitsindex von 1,33 signifikant. Hohe Kosten durch frühzeitige Werkzeugwechsel und Ausschussteile sind die Folge.

Gegenstand dieser Arbeit ist daher die Reduzierung des Werkzeugverschleißes bei der Bearbeitung der als Werkstoffverbund ausgeführten Kurbelwellenbohrung, um in weiterer Folge eine prozesssichere Serienproduktion zu ermöglichen. Diese Dissertation liefert dadurch einen wesentlichen Beitrag zur wirtschaftlichen und prozesssicheren Bearbeitung von Werkstoffverbunden im modernen Automobilmotorenbau.

2 Stand der Technik

Kapitel 2 stellt den *Grundlagenteil dieser Forschungsarbeit* dar. Neben der Ein- und Unterteilung von Verbunden in Kapitel 2.1 wird zunächst auf die modernsten Bearbeitungsmöglichkeiten von Verbundwerkstoffen und Werkstoffverbunden eingegangen. In Kapitel 2.2 wird der Fokus auf den Schwerpunkt dieser Arbeit, den Werkstoffverbunden, gerichtet. Dabei wird auf die auftretenden Schwierigkeiten bei der parallelen Bearbeitung der Kurbelwellenbohrung eines modernen Kurbelwellengehäuses (Abbildung 2) eingegangen.

2.1 Verbunde

Hohe Anforderungen an Baugruppen und Bauteile führten zur Entwicklung von *Werkstoffverbunden*, da diese von einem einzelnen homogenen Werkstoff allein nicht mehr erfüllt werden können (siehe [1]). Durch die Kombination von zwei oder mehreren Werkstoffen, konnten die geforderten Eigenschaften erreicht werden. Dabei nahm man sich die Natur als Vorbild, wo Verbunde in Form von Holz, Insektenpanzern oder Knochen allgegenwärtig zu finden sind. Diese natürlichen Verbunde können sich zusätzlich an geänderte Umgebungsbedingungen im Strukturaufbau anpassen, die mit synthetischen Verbunden derzeit nicht realisierbar sind. Trotzdem sind menschlich erzeugte Verbunde im täglichen Leben allgegenwärtig. Dazu zählen etwa Beton, Getränkepackungen oder auch Reifen. Ohne Verbunde ist auch der Leichtbau im Fahrzeug- und Flugzeugbau nicht mehr denkbar.

Die Aufzählung von natürlichen und biologischen Verbunden ließe sich beliebig fortsetzen. Das Grundprinzip aller Verbunde - *die Aufgabenteilung* - ist allerdings klar zu erkennen. Gründe dafür sind, neben der Materialeinsparung und der damit verbundenen Reduktion von Ressourcen und Kosten, vor allem die Masseeinsparung. Bauteile, die mit einer geringeren Masse die gleichen Funktionen erfüllen, wirken sich dabei beispielsweise im Bereich der Raumfahrt oder Verkehrstechnik positiv auf die Ökonomie sowie Ökologie aus.

Gemäß [1] werden durch Verbunde folgende optimierte Eigenschaften erzielt:

- spezifische Festigkeit
- spezifische Steifigkeit
- geringe Dichte
- Temperatur-, Oxidations- und Korrosionsbeständigkeit
- Risszähigkeit
- günstige Wärmedehnung und Wärmeleitfähigkeit

2.1.1 Ein- und Unterteilung von Verbunden

Die gleichzeitige Forderung, das Bauteilgewicht zu reduzieren und die Leistungsfähigkeit von Bauteilen zu erhöhen, führt daher verstärkt zur Umsetzung von Konzepten, die *Verbunde* berücksichtigen (siehe [2]). Eine Ein- und Unterteilung der Verbunde kann Abbildung 3 entnommen werden.



Abbildung 3: Ein- und Unterteilung der Verbunde in Anlehnung an [3-4]

Verbunde werden in der Literatur als *Kombination von zwei oder mehreren Komponenten*, die metallisch, organisch oder anorganisch sein können und in geometrisch abgrenzbarer Form aufgebaut sind, bezeichnet (siehe [1-2]). Im Gegensatz zu Legierungen ist das Verhalten der einzelnen Komponenten zueinander inert, d.h. die Komponenten üben keine chemischen, sondern physikalische Wechselwirkungen aufeinander aus (siehe [3]).

Verbunde sind gemäß [1] eine Kombination von zwei oder mehreren Werkstoffen, wobei die Kombination der Ausgangsstoffe so erfolgt, dass der entstehende Verbundwerkstoff homogenen Legierungen in den benötigten Eigenschaften überlegen ist. In [4] werden Verbunde grundsätzlich in Baugruppen und Bauteile

unterteilt. Eine Baugruppe wird dabei als Mischbau oder Hybridbauweise bezeichnet, beide Begriffe stehen für die Verwendung verschiedener Werkstoffe in einer Baugruppe. Es wird weiter zwischen unechten und echten Hybriden unterschieden (Abbildung 4, links), wobei der Unterschied über die tragende Struktur getroffen wird. Ist diese aus einem Werkstoff, handelt es sich um einen unechten Hybriden, bei Baugruppen innerhalb derer verschiedene Werkstoffe die tragende Struktur bilden, handelt es sich um echte Hybride.



Abbildung 4: Unterscheidung zwischen unechten und echten Hybriden

Eine weitere Unterscheidung kann zwischen Bauteilen, die aus zwei oder mehreren (Hybrid)werkstoffen bestehen, getroffen werden. Diese werden in Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde eingeteilt (Abbildung 4, rechts). Verbundwerkstoffe sind Werkstoffverbunde makroskopisch homogen und eine Kombination aus makroskopisch homogenen Werkstoffen. Die Verstärkung der Strukturen bei Verbundwerkstoffen ist mit einer gleichmäßig verteilten Zweitphase und bei Werkstoffverbunden durch Spritzschichten, Verklebungen oder eingegossene Versteifungen gewährleistet. Werkstoffverbunde sind daher zusammenhängende Bauteilstrukturen aus einem Werkstoff, in dem lokal eine Struktur aus einem zweiten Werkstoff eingebracht wird (siehe [1]).

Eine klare *Definition*, ob es sich bei einem Hybridwerkstoff grundsätzlich um einen Werkstoffverbund oder einen Verbundwerkstoff handelt, besteht bislang nicht. In der Literatur wird der Begriff "Hybridwerkstoff" jedoch vorrangig für Werkstoffverbunde verwendet. Der Begriff des Werkstoffverbundes wird in vielen technischen Abhandlungen allerdings wieder beliebig mit dem Begriff des Verbundwerkstoffes vermischt (siehe [2]). Die Übergänge zwischen den beiden Begriffen sind demnach fließend.

Das Ziel von Verbunden ist es gemäß [2], die spezifischen Eigenschaften einzelner Werkstoffe zu kombinieren, um den gestellten Anforderungen gerecht werden zu können. Beispiele für Verbundwerkstoffe sind glasfaserverstärkter Kunststoff (GFK), kohlenstofffaserverstärkter Kohlenstoff (CFK) und Teilchenverbundwerkstoffe wie Beton. Werkstoffverbunde sind neben den bereits aufgezeigten modernen Kurbelwellengehäusen beispielsweise Kunststoff-Metall-Verbunde, bei denen metallische Gewindebuchsen oder Durchführungen in ein Kunststoff-Formteil

eingesetzt werden (Insert-Technik), oder metallische Decklagen, die einen Polymer-Schaumkern umhüllen (Sandwichverbund).

Verbundwerkstoffe sind demnach makroskopisch quasihomogen, wohingegen *Werkstoffverbunde* makroskopisch inhomogene Phasenverbunde (Schichtverbunde) darstellen (siehe [1] und [3]).

2.1.2 Verbundwerkstoffe

Die Verwendung von Verbundwerkstoffen, im Speziellen der Faserverbundwerkstoffe, in großem Umfang ist noch von erheblichen Problemen gekennzeichnet, da wirtschaftliche Verfahren für ihre Herstellung in der Großserie bisher noch nicht gefunden worden sind (siehe [1]). Die Bearbeitung kann grundsätzlich mit konventionellen Methoden wie dem Drehen oder dem Fräsen erfolgen, jedoch müssen gemäß [5] Prozessparameter und Werkzeugdesign adaptiert werden. Man kann sie als die Werkstoffgruppe der Zukunft bezeichnen, da sie die Möglichkeit bieten, die Eigenschaften der Werkstoffe bestens an die Beanspruchungen anzupassen.

Hauptaufgabe der Faser in *Faserverbundwerkstoffen* ist die Erhöhung der Festigkeit und des Elastizitätsmoduls des Verbundes, um höhere Bauteilbelastungen zu ermöglichen. Faser und Matrix werden unter Last zwar gleich gedehnt, die Faser übernimmt aber aufgrund ihres höheren Elastizitätsmoduls nahezu die gesamte Kraft. Beispiele für Faserwerkstoffe sind Glasfasern, Kohlefasern, Naturfasern oder Metalldrähte. Außerdem wird zwischen dem Faserverlauf und der Faserlänge unterschieden, wobei längere Fasern höhere Festigkeiten des Verbundwerkstoffes bewirken.

Bei *Teilchenverbundwerkstoffen* wurde der Füllstoff ursprünglich eingesetzt, um den häufig deutlich teureren Matrixwerkstoff einzusparen. Sie wirken aber auch als Verstärkung, erhöhen die Steifigkeit und verändern das Schwingungsverhalten. Der Teilchenverbundwerkstoff Beton besteht beispielsweise neben Zement aus einer Mischung aus Sand und Kies, wobei diese Zuschläge die erforderliche Zementmenge verringern, aber auch die Druckfestigkeit erhöhen. Für Kunststoffe werden u.a. Silikate, Karbonate oder Metalloxide als Füllstoffe eingesetzt.

Füllstoffe bzw. Fasern sind in eine *Matrix* eingebettet, die dem Bauteil die Form gibt, den Zusammenhalt der Füllstoffe oder Fasern sichert und begrenzt auch zur Krafteinleitung dient. Als Matrix werden Werkstoffe aus Metallen und Nichtmetallen verwendet. Voraussetzung ist, dass sie für die Herstellung in einen fließfähigen Zustand versetzt werden können, um so die Zwischenräume zwischen den Füllstoffen/Fasern auszufüllen, oder in einem flüssigen oder teigigen Zustand mit diesen vermischt werden können.

Inzwischen gewinnen aber auch *moderne Matrixwerkstoffe* zunehmend an Bedeutung. Bei Zylinderlaufflächen in Hochleistungsverbrennungsmotoren werden beispielsweise Fasern aus Aluminiumoxid-Kurzfasern (Al₂O₃) mittels Lokasil-Werkstoffkonzept lokal angereichert (siehe [6]). Diese Modifikation kann durch Infiltration einer porösen Form aus Silizium mit einem Aluminiummatrixwerkstoff erzielt werden. Ein weiteres Beispiel ist die Verstärkung von Keramiken durch Kohle- oder Keramikfasern, um der Keramik ihre Sprödigkeit und Bruchanfälligkeit zu nehmen (siehe [7]). Dadurch entstehen korrosionsbeständige, mechanisch und thermisch hoch belastbare Bauteile wie Ventile, Pumpenräder, Abgasrohre und Bremsscheiben. Titan-Metall-Matrix-Verbundwerkstoffe (TiMMC) sind ein weiterer moderner Matrixwerkstoff mit überlegenen Eigenschaften gegenüber Titanlegierungen. Diese finden vor allem in der Raumfahrt und Automobilindustrie Einsatz (siehe [8]).

Wie bereits erwähnt steht eine kosteneffiziente industrielle Verwendung der Verbundwerkstoffe noch aus. Dies ist neben teureren Materialien auch der Bearbeitung geschuldet. Im Folgenden werden daher die neuesten Bearbeitungsmöglichkeiten für Verbundwerkstoffe beleuchtet.

Bei *Titan-Metall-Matrix Verbundwerkstoffen (TiMMC)* ist eine Fertigbearbeitung nötig, um die geforderten Oberflächenqualitäten und Abmessungen zu erreichen. Dabei spielt hauptsächlich die Werkzeugstandzeit, aufgrund der harten, abrasiven Partikel der Metallmatrix und der generell problematischen Bearbeitung von Titan, eine entscheidende Rolle. Eine Möglichkeit zur Standzeitverlängerung wird in [8] mit der Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit dargelegt. Dies ist insofern interessant, da dies bei homogenen Werkstoffen meistens den genau gegenteiligen Effekt aufweist. Eine weitere Möglichkeit stellt die laserunterstützte Bearbeitung (LAM) bei Titan-Metall-Matrix-Verbundwerkstoffen (TiMMC) dar (siehe [4] und [8]). Dabei konnten mit höheren Schnittgeschwindigkeiten Standzeitverlängerungen von 180% erreicht werden (siehe [9]).

Neben den Metall-Matrix-Verbundwerkstoffen wird in der Literatur auch oftmals die Bearbeitung von kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFRP) untersucht. Diesbezüglich wurde in [10] eine umfassende Literaturrecherche durchgeführt. Neben grundlegenden Untersuchungen bezüglich Prozessparametern (siehe [11]) und Beschichtungen (siehe [12]) konnten bei der Bearbeitung von (CFRP) kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff mit Orbitalbohrungen hohe Bohrungsqualitäten ohne Delaminationen, dem Ablösen bzw. der Enthaftung von Schichten, erzielt werden (siehe [13]). Dabei wurden bei Bohrungen auch kreativere Ansätze untersucht. In [14] wurde durch eine elektromagnetische Kraft gegen die Vorschubrichtung des Werkzeuges, welche die Biegeverformung des untersten Laminates verhindert, eine Reduzierung der Delamination um bis zu 80% gegenüber herkömmlichen Verfahren erzielt.

Neben der Bearbeitungsstrategie spielt auch die *Werkzeuggeometrie* bei der Bearbeitung von Verbundwerkstoffen eine wichtige Rolle. So wurde etwa in [15] der Einfluss der Schneidkantenverrundung auf die Delamination und auf Defekte beim Austritt des Bohrers untersucht. Dabei stellte sich heraus, dass geringe Schneidkantenverrundungen bessere Ergebnisse erzielten.

In der Literatur werden auch *Kantenbearbeitungen* von kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFRP) als große Herausforderung angesehen. Die auftretenden Probleme sind abermals die Delamination und das Herausziehen der Kohlenstofffasern aus der Matrix. Dabei konnte mit einem vergrößerten Steigungswinkel der verwendeten Fräser und einer speziellen Anordnung, in der die resultierenden Schnittkräfte parallel zur Arbeitsebene wirken, Verbesserungen bezüglich Werkzeugverschleiß und der Oberflächenqualität erzielt werden (siehe [16]).

Der Einfluss von verschiedenen *Bearbeitungsmaschinen* auf die Bearbeitungsqualität von glasfaserverstärkten Polymeren wurde in [17] untersucht und mit FEM-Modellen verglichen. Auch hier konnten signifikante Unterschiede festgestellt werden. Bezüglich der *Simulationen* ist auch die effektivste Zuführung von MQL (Minimalmengenschmierung) in der Literatur zu finden. In [18] konnte durch Strömungssimulationen eine optimale Düsengeometrie für die Zerspanung von kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFRP) definiert und in [19] die Gratbildung von Multilayer-Materialien nachgebildet werden. In [20] wird eine numerische Simulation von Metallmatrix-Composites (MMCs) auf dem Gebiet des thermomechanischen Verhaltens unter einer Reibbelastung und auf dem Gebiet der elasto-plastischen Eigenschaften von MMCs unter großen Verzerrungen entwickelt. Eine umfassende Literaturrecherche zum Thema Simulation stellt [21] dar.

Der Stand der Technik hinsichtlich der Herstellung und Bearbeitung von Verbundwerkstoffen ist also noch sehr unausgereift. Auch das *Recycling* der Verbundwerkstoffe ist noch im Aufbau. In [22] wird etwa die Notwendigkeit von lokalen und regionalen Sortier- und Demontageplattformen hervorgehoben. Dabei wird die Möglichkeit der Solvolyse, die Reaktion des Verbundwerkstoffes mit einem Lösungsmittel, erwähnt, die allerdings nicht für industrielle Anwendungen skalierbar sein soll.

2.1.3 Werkstoffverbunde

Für technische Anwendungen in der Automobilindustrie, wie die Bearbeitung von Kurbelwellengehäusen, Türrahmen oder Getriebegehäusen, nimmt die Bedeutung metallischer Werkstoffverbunde stetig zu (siehe [2]). Ein Werkstoffverbund liegt vor, wenn mehrere Werkstoffe zu einem Bauteil verbunden werden und deren Eigenschaftsprofile sich voneinander unterscheiden. Diese können durch Kraftschluss, Formschluss und Stoffschluss erzeugt werden. Die Aufgabe der Verbindungen besteht darin, Kräfte und Momente bei eindeutiger und fester Lage auf die Werkstoffe zu übertragen. Werkstoffverbunde und konstruktive Verbunde (z.B. sind gemäß [1] aus wirtschaftlichen Gesichtspunkten vielfach Schrauben) anzustrebende Lösungen. Bei Erreichen der Lebensdauer, infolge von Verschleiß, können Teile entweder regeneriert oder der verschleißbeanspruchte Bereich ausgetauscht werden. Im Vergleich zu den Verbundwerkstoffen (siehe Kapitel 2.1.2) ist die industrielle Herstellung der Werkstoffverbunde bereits massentauglich.

Als Werkstoffverbunde werden dabei Schichtverbundwerkstoffe und beschichtete Werkstoffe bezeichnet. Schichtverbundwerkstoffe bestehen aus zwei oder auch mehreren Schichten, die übereinandergelegt und durch Adhäsionskräfte, Kleben, Verfahren verbunden Verschweißen oder andere fest werden. Die Werkstoffbeschichtung ist wohl der am häufigsten eingesetzte Werkstoffverbund (siehe [23]). Kennzeichnend ist, dass die Beschichtung im Vergleich zu den Bauteilabmessungen sehr dünn ist. Neben dem Aufbringen der Beschichtung, wie dem Streichen, Spritzen oder Tauchen für Korrosionsschutz, dekorativen Zwecken oder zum Schutz vor Verschleiß, sind weitere Möglichkeiten auch das Flamm- oder Lichtbogenspritzen. Hier werden die Beschichtungsmetalle in einer Gasflamme oder in einem Lichtbogen aufgeschmolzen und mit hoher Geschwindigkeit auf die zu beschichtende Oberfläche geschleudert (siehe [1-2]). Beschichtungen können auf nahezu alle Werkstoffe aufgebracht werden und ebenso sind fast alle Werkstoffe als

Beschichtungen einsetzbar. Daraus ergibt sich eine Unzahl von Kombinationen, sodass für jeden Anwendungsfall eine optimale Möglichkeit gefunden werden kann (siehe [23]).

Ein weiterer Beitrag im Sinne des Leichtbaus und der Materialmischbauweisen erfolgt mit der Kombination aufeinander abgestimmter Materialien im *Verbundguss*. Dabei wird ein Gussteil bereits durch den Gießprozess mit einem oder mehreren Bauteilen verbunden (siehe [2]). Ein Beispiel zum Verbundguss ist das Bedplate, das Unterteil eines modernen Kurbelwellengehäuses (siehe Abbildung 2), mit dem eingegossenen Graugussbereich der Kurbelwellenbohrung.

Die *Differenzierung* zwischen serieller, simultaner und paralleler Bearbeitung einer Werkstoffkombination wird über die Lage der einzelnen Werkstoffe zum Vorschubvektor des Werkzeuges getroffen (siehe [4]). Bei serieller und simultaner Bearbeitung werden Werkstoffverbunde sequentiell bearbeitet, wohingegen die parallele Zerspanung alternierend erfolgt (siehe Abbildung 5). Aufgrund dieser alternierenden Bearbeitung kann auch keine Optimierung des Werkzeuges für einen Werkstoff erfolgen, daher gilt die parallele Bearbeitung als die herausforderndste Bearbeitungsform von Werkstoffverbunden.



Abbildung 5: Serielle, simultane und parallele Bearbeitung von Werkstoffverbunden

In [24] sind Grundlagenuntersuchungen von seriellen Bearbeitungen eines Werkstoffverbundes von faserverstärkten Kunststoff und Titan beschrieben, wobei ein erhöhter Vorschub zu besseren Ergebnissen bezüglich Verschleiß, geringeren Gratbildung am Bohrungsausgang und besseren Oberflächen in der Bohrung geführt hat. In [25] werden die Werkstoffverbunde AICuMg2/CFRP/TiAI6V4 und CFRP/AICuMq2 untersucht. Dabei wird eine Verbesserung der Durchmessertoleranzen, Oberflächenqualitäten und Verringerung des Werkzeugverschleißes durch die Verwendung einer Minimalmengenschmierung (MQL) und durch Vorbohrungen erzielt.

Mittels Orbitalbohren konnte die Oberfläche von Bohrungen in einem Werkstoffverbund aus Aluminium, kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFRP) und Titan im Vergleich zu konventionellen Bohrungen verbessert werden (siehe [26]). Darüber hinaus konnte mittels Orbitalbohren in [27] in einem Werkstoffverbund aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFRP) und TiAl6V4 kleinere Werkzeug-

ablenkungen, geringere Durchmesserabweichungen und geringere Delaminationen im Vergleich zum konventionellen Bohren beobachtet werden.

Neue vielversprechende Ansätze zur Bearbeitung von Werkstoffverbunden, innerhalb derer eines der Materialien ein Verbundwerkstoff ist, stellt das *tieffrequente Vibrationsbohren (LFVAD)* dar. Damit konnte in [28] die Standzeit des Werkzeuges bei der Bearbeitung eines *CFRP/Ti6Al4V*-Werkstoffverbundes um 300% im Vergleich zu herkömmlichen Bohrungen verlängert werden, da mittels LFVAD Schnitttemperaturen signifikant gesenkt werden konnten. Die darauf aufbauende Arbeit zeigte außerdem eine starke Verbesserung der Bohrungsqualität, die auf das tieffrequente Vibrationsbohren zurückzuführen ist (siehe [29]).

In [30] werden die aktuellen Probleme bei der *Simulation* von seriellen Werkstoffverbunden beschrieben und eine Roadmap dargestellt. In [19] werden bereits realitätsnahe Ergebnisse der Gratbildung mittels FEM-Simulationen erzielt, wodurch eine große Zeitersparnis zu erreichen wäre. Beide Quellen merken allerdings auch an, dass weitere wissenschaftliche Untersuchungen auf diesem Gebiet notwendig sind.

Die Bearbeitung der Zylinderlauffläche simultane eines modernen Kurbelwellengehäuses mit einer lichtbogendrahtgespritzten Beschichtung wird in [31] beschrieben. Dabei konnte mit einer verbesserten Kühlung die Verschleißmarkenbreite (VB_{max}) um mehr als 50% reduziert werden.

In der Industrie ist eine zunehmende Notwendigkeit der parallelen Bearbeitung von Werkstoffverbunden in einem Arbeitsschritt, die sich von einer homogenen Bearbeitung deutlich unterscheidet, zu beobachten. In [32] wird auf die thermomechanische Belastung und den Verschleiß eines Fräswerkzeuges einer kombinierten Grauguss- und Aluminiumbearbeitung eingegangen. Dabei wurden signifikante Unterschiede beim Verschleiß der Wendeschneidplatten bei der Bearbeitung von verschiedenen Materialzusammensetzungen (AI/GG Verhältnis 2:1, 1:1 und 1:2) und auch der Schnittrichtung festgestellt. Bei einer Schnittrichtung vom harten Grauguss zum weichen Aluminium konnte eine geringere Standzeit durch Verschlechterungen der Temperaturen und Kräften während der Zerspanung festgestellt werden. Dadurch wurde die Empfehlung abgegeben, dass bei parallelen Fräsbearbeitungen von Aluminium und Grauguss grundsätzlich vom Material, das den geringeren Verschleiß verursacht (Aluminium), in Richtung des Materials mit dem größeren Verschleiß (Grauguss) bearbeitet werden soll. Für die Kombination aus zwei unterschiedlichen Graugusslegierungen wurden hingegen geringere Verschleißunterschiede bezüglich der Schnittrichtung festgestellt. Bei beiden Kombinationen konnten allerdings geringere Standzeiten bei höheren Schnittgeschwindigkeiten beobachtet werden.

Neben der Standzeit von Werkzeugen wurde auch die Oberfläche der erzeugten Geometrien untersucht. So wurde in [4] und [33] der Einfluss von verschiedenen Prozessparameter (Schnittgeschwindigkeit, Vorschub und Schnitttiefe) und Werkzeuggeometrien auf die Rauheit und Maßabweichungen von parallelen Werkstoffverbunden EN AC-46200/EN GJS-400 mit und in [34] mit EN AC-46200/TiAl6V4 aufgezeigt. Die auftretenden Verschleißerscheinungen konnten aufbauend auf diesen Arbeiten in [35] durch ein Modell nachgebildet werden, wodurch die Bearbeitung zukünftig frühzeitig optimiert werden könnte. Die Abweichungen lassen sich verringern, indem Schnittparameter und Werkzeug gezielt angepasst werden.

In [36] wurde in *Simulationen* der Einfluss der Prozessparameter auf die Werkstückoberfläche bei einer Materialzusammensetzung von 1:1 mit *Polyurethan, Grauguss und Aluminium* untersucht und mit realen Ergebnissen verglichen. Dabei wurden bei Messungen und Simulationen die Verschlechterungen der Oberflächenqualität bei einer Verlängerung des Werkzeuges festgestellt bzw. bestätigt.

Abschließend soll auf die Versuchsergebnisse in [37] verwiesen werden. Hier wurde Aluminium und Grauguss als Werkstoffverbund mit unterschiedlichen Materialzusammensetzungen und jeweils als homogenes Material bezüglich Werkzeugverschleiß untersucht. Besonders interessant war, dass bei einem Al/GJS-400 Verhältnis von 1:2 ein höherer Verschleiß auftrat als beim homogenen GJS-400. Die Verwendung der *Kombination von Al/GJS-600*, die auch Gegenstand dieser Arbeit ist, führte zu einem noch schnelleren Verschleiß. Im folgenden Kapitel sollen daher die Ursachen für den Werkzeugverschleiß bei diesem Werkstoffverbund näher betrachtet werden.

2.2 Wissenschaftliche Problemstellung bei der parallelen Bearbeitung eines Werkstoffverbundes

Wie aus der Literaturrecherche in Kapitel 2.1 hervorgegangen ist und ebenfalls in [4] festgehalten wurde, unterscheidet sich die Zerspanbarkeit eines Verbundes maßgeblich von der Zerspanbarkeit eines homogenen Einzelwerkstoffes. Werkstoffverbunde sind, im Vergleich zu Verbundwerkstoffen, zwar bereits Stand der Technik und werden vielfach in der Serienfertigung eingesetzt, die Bearbeitung orientiert sich aber nach wie vor an jener von homogenen Materialien. Der Fokus dieser Arbeit ist daher auf die parallele Bearbeitung von Werkstoffverbunden gelegt, da diese keine Optimierung des Werkzeuges für das jeweilige Material zulässt und somit die herausforderndste Bearbeitung eines Werkstoffverbundes darstellt. Die wissenschaftliche Problemstellung dieser Bearbeitung wird am Beispiel der Kurbelwellenbohrung eines modernen Kurbelwellengehäuses erläutert.

In der *Kurbelwellenbohrung* kommt es aufgrund der Aufnahme der am Pleuel wirkenden Kräfte und dem Weiterleiten des Drehmomentes zu komplexen mechanischen Beanspruchungen (siehe [38]). Da diese Belastungen von der verwendeten Aluminiumlegierung (EN AC-46200) nicht dauerhaft aufgenommen werden können, sind die Kurbelwellenbohrungen mit einem Graugusseinsatz (EN GJS-600-3) im unteren, hochbelasteten Bereich verstärkt (Abbildung 2). Das Eingießen dieser Graugusseinsätze in das Bedplate ist ein seit Jahren verbreitetes Verfahren, um die Verschleißbeständigkeit des Kurbelwellengehäuses bei erhöhten Temperatur- und Druckbelastungen zu gewährleisten (siehe [2]).

Bei der *parallelen Bearbeitung der Kurbelwellenbohrungen*, bei der hohe Anforderungen an Oberflächengüte sowie Maß- und Formgenauigkeit gestellt werden, kommt es dadurch zu einer abwechselnden Zerspanung der Graugusseinsätze und der Aluminiumlegierung zu jeweils 50% (Abbildung 5). In [39] wurden aufgrund der

unterschiedlichen Zerspanungseigenschaften der Werkstoffe geringe Standzeiten in Folge hohen Werkzeugverschleißes und das Erzielen der vorgegebenen Qualität wie Maßund Formgenauigkeiten sowie Oberflächengüten als die arößten Herausforderungen bei der Bearbeitung dieses Werkstoffverbundes identifiziert. Nach [4] wird die Gestalt dieser rotationssymmetrischer Werkstoffverbunde primär durch Radiusfehler verschlechtert, die durch verschiedenartige Oberflächenfeingestalten in den einzelnen Werkstoffbereichen entstehen. Dabei können die unterschiedlichen Oberflächentopografien durch Schneidkeiladhäsionen wie Aufbauschneiden oder Scheinspäne, die durch unterschiedliche Spanbildung in den einzelnen Werkstoffbereichen verursacht wurden, maßgeblich beeinflusst werden.

Bei der Zerspanung der Kurbelwellenbohrungen wird in der Industrie jener Effekt beobachtet, der zur Bildung einer *tribochemischen Reaktion* führt (siehe [40-41]). Die dadurch verursachte tribochemisch bedingte Aufbauschneide ist der Grund für diese signifikanten Abweichungen der erzeugten Werkstückgeometrien (Gestaltabweichung), Standzeitverringerungen, geringeren Prozesssicherheiten und zusätzlichen Rüstkosten.

Unter der genannten Reaktion versteht man einen chemischen Prozess, der durch eine tribologische Beanspruchung während des Zerspanvorganges ausgelöst wird (siehe [42]). Es können Feststoffe wie Schneidstoff, Werkstoff und Beschichtungen, aber auch Schmierstoffe und Bestandteile der umgebenden Atmosphäre an der Reaktion beteiligt sein. Die hohen Kräfte und das Überschreiten eines bestimmten Temperaturniveaus während des Zerspanvorganges verursachen das Auftreten der tribochemischen Reaktion, da diese einer erhöhten zu chemischen Reaktionsbereitschaft und Reaktionsgeschwindigkeit am Kontaktbereichen führen (siehe [42]). Die dabei entstehenden Reaktionsprodukte können mit dem Span abgeführt werden. Es ist jedoch auch möglich, dass sich eine Schicht auf dem Werkzeug bildet, welche völlig andere Eigenschaften als der Schneidstoff oder der Werkstoff besitzt (siehe [40] und [42]). Die zunehmende Anhaftung am Schneidkeil ändert dabei gemäß [4] die Form des Schneidkeils und die Tribologie des Zerspansystems nachhaltig.

In [39] wird beim Ausspindeln der Kurbelwellenbohrung von Motorblöcken aus einer welche mit Grauguss verstärkt sind, Aluminiumlegierung, eine derartige Schichthaftung beobachtet. Der Vorgang zur Bildung einer tribochemischen Reaktion wird dabei so beschrieben, dass die Schneide abwechselnd in den Grauguss und die Aluminiumlegierung eintritt und dadurch eine harte Aufbauschneide am Werkzeug entsteht (Abbildung 6). Der Werkstoff der Aluminiumlegierung haftet durch Adhäsion am Werkzeug und kommt dadurch in Kontakt mit Graugussspänen. Durch die hohen Drücke und Temperaturen an der Schneide reagiert das Silizium aus der Aluminiumlegierung mit dem Eisen und dem Kohlenstoff aus dem Grauguss. Es entsteht eine Fe-Si-C-Verbindung, welche sich auf der Spanfläche verklammert und sich schichtweise in Form einer Aufbauschneide auf dem Werkzeug ablagert. Da sich diese stabile Ablagerung nicht zurücksetzt, sondern kontinuierlich wächst, kann nicht von einer üblichen Aufbauschneidenbildung gesprochen werden, auch wenn die Ablagerung die Form einer solchen besitzt. Außerdem würde für eine Aufbauschneidenbildung gemäß [43] unter anderem eine stabile, weitgehend stationäre Spanbildung benötigt. Aufgrund der alternierenden Zerspanung der beiden unterschiedlichen Materialien ist diese Bedingung nicht erfüllt.

Stand der Technik



Abbildung 6: Verschleißursache bei der parallelen Bearbeitung der Kurbelwellenbohrung eines modernen Kurbelwellengehäuses

die tribochemische Reaktion zu vermindern, können unterschiedliche Um Vorkehrungen getroffen werden. Da der initijerende Vorgang die Adhäsion von Aluminium auf der Spanfläche ist, kann eine Minimierung der Schichtbildung durch das Einstellen günstiger Prozessbereiche und durch die Verwendung von Werkzeugbeschichtungen erfolgen, die die Temperatur von der Spanfläche effektiver ableiten (siehe [39]). Die Änderung von Prozessparametern in der industriellen Serienfertigung wirkt sich negativ auf Vor- und Nachfolgeprozesse aus und stellte daher für diese Arbeit keine Option dar.

Um den Werkzeugverschleiß zu reduzieren, wurden daher verschiedene Beschichtungen aber auch Schneidkeilgeometrien untersucht. Dabei wurde darauf geachtet, dass durch eine Vergrößerung des Raumwinkels Ω , den die Spanfläche und die Freiflächen der Haupt- und Nebenschneide bildet, die Wärme im Schneidkeil schneller abgeführt und damit das Temperaturniveau im Werkzeug zusätzlich gesenkt werden kann (siehe [43]). Ein großer Raumwinkel Ω wird durch Verringerung des Spanwinkels y, des Freiwinkels α und des Einstellwinkels k bzw. durch Vergrößerung des Eckenwinkels ε erreicht. Zudem führt eine Vergrößerung des Schneideckenradius re zu einer günstigeren Verteilung der Schnittkräfte und einer schnelleren Wärmeabfuhr (siehe [44]). Als Referenz wurde die in der Industrie verwendete Wendeschneidplatte, eine speziell für diese Bearbeitung angefertigte Wendeschneidplatte von Kennametal mit einem Substrat aus Woframcarbid und einer TiAIN-Beschichtung, verwendet (Abbildung 7, Detail A und Tabelle 2). Diese Wendeschneidplatte verfügt über einen Freiwinkel von 7°, der gemäß [43] nicht weiter unterschritten werden sollte, da dadurch wiederrum Reibkräfte an der Freifläche und somit die Temperaturen im Werkzeug ansteigen würden. Daher wurde auf eine Verringerung des Freiwinkels bei den weiteren untersuchten Wendeschneidplatten verzichtet.

Abbildung 7 und Tabelle 2 zeigen einen Auszug aus den Zerspanungsergebnissen, die mit dem Versuchsaufbau und den Prozessparametern aus Kapitel 5.2 (siehe Abbildung 64 und Tabelle 34) durchgeführt wurden. Es handelt sich jeweils um das beste Resultat, welches mit der erwähnten Variation des Schneidkeils und unterschiedlichen Beschichtungen erzielt wurde. Mit der Geometrie der Standardplatte erzielte, neben der TiAIN-Beschichtung, auch eine DLC-Beschichtung (diamond like carbon, Abbildung 7, Detail B) gute Resultate. Hierbei wurde die Diamor-Schicht aus tetraedrischem amorphen Kohlenstoff (ta-C) des Fraunhofer Institutes für Werkstoffund Strahltechnik verwendet. Der Grund für die guten Resultate liegt darin, dass mit dieser Beschichtung gemäß [40] und [43] die Oberflächenrauheit reduziert wird und sich dadurch tribochemische Reaktionsprodukte schlechter an der Spanfläche ablagern konnten. Eine signifikante Verkleinerung der tribochemisch bedingten Aufbauschneide auf der Spanfläche konnte allerdings nicht erzielt werden. Als nächster Schritt wurde daher eine Vergrößerung des Schneideckenradius re auf 0,4 mm untersucht. Aufgrund der geringen Schnitttiefe ap (0,135 mm) verringert sich dadurch automatisch auch der Einstellwinkel κ (siehe Abbildung 7 und [40]). Hier erzielte eine Wendeschneidplatte mit einer Multilaverbeschichtung aus Ti(C,N)-TiN die besten Ergebnisse (Abbildung 7, Detail C). Multilaverbeschichtung erhöhen die Zähigkeit, Härte und den Verschleißwiderstand der Schicht, da die Übergänge, die sich zwischen Schichten unterschiedlicher Stoffe ausbilden, für Versetzungen Grenzen darstellen (siehe [40]). Eine Reduktion der tribochemisch bedingten Aufbauschneide konnte allerdings ebenfalls nicht erzielt werden. Abschließend wurde der Spanwinkel y auf 0,5° verringert (Abbildung 7, Detail D). Hier zeigte wieder eine TiAIN-Beschichtung die besten Ergebnisse.



Abbildung 7: Auszug aus den Zerspanungsergebnissen (A...Kennametal RIQ2059125/V, B...Kennametal RIQ2059125/V mit DLC-Beschichtung, C...Iscar IC 570, D...Sandvik MF1105)

Tabelle 2: Auszug zu den verwendeten	Wendeschneidplatten
--------------------------------------	---------------------

Bezeichnung	Beschichtung	rε (mm)	γ (°)
Kennametal RIQ2059125/V	TiAIN	0,05	9,2
Kennametal RIQ2059125/V	DLC	0,05	9,2
Iscar TPGH 160304-L IC570	Ti(C,N)-TiN	0,4	8
Sandvik CCMT 09T304-MF 1105	TiAIN	0,4	0,5

Durch die Verwendung eines alternativen Substrates wie polykristallines kubisches Bornitrit (PCBN) oder polykristallinen Diamant (PKD), welches eine deutlich höhere Wärmeleitfähigkeit als das verwendete Hartmetall besitzt, würde die Wärme ebenfalls schneller vom Spanungsquerschnitt abgeleitet und dadurch die tribochemische Reaktion verlangsamt werden. Polykristalliner Diamant (PKD) findet zwar in der Bearbeitung von Aluminiumlegierungen vielseitige Anwendungen (siehe [45]), eine wirtschaftliche Bearbeitung (des Graugusses) kann allerdings nur unterhalb der kritischen Zersetzungstemperatur von etwa 700°C gewährleistet werden. Da die Entstehung einer tribochemischen Reaktion etwa im selben Temperaturbereich stattfindet (siehe Kapitel 4.1.2), wurde PKD als möglicher Schneidstoff nicht in Erwägung gezogen und nur Versuche mit polykristallinen kubischem Bornitrit (CBN) mit dem Versuchsaufbau und den Prozessparametern aus Kapitel 5.2 (siehe Abbildung 64 und Tabelle 34) durchgeführt. Aufgrund der deutlich höheren Sprödheit und dem abwechselnden Eingriff der Schneide in den Grauguss und in die Aluminiumlegierung kam es jedoch frühzeitig zu Ausbrüchen (Abbildung 8), wodurch polykristallines kubisches Bornitrit als Schneidstoff für diese Anwendung ebenfalls ausgeschlossen werden muss. Die Daten zur verwendeten Wendeschneidplatte sind in Tabelle 3 angeführt. Hier handelt es sich um eine Sonderanfertigung der Fa. Kennametal, die dieselbe Schneidkeilgeometrie wie die verwendeten Wendeschneidplatten in der Serienfertigung (Kennametal RIQ2059125/V, Tabelle 2) aufweist.



Abbildung 8: Bearbeitung von parallelen Werkstoffverbunden mit PCBN

Tabelle 3: Eckdaten der Wendeschneidplatten aus polykristallinem kubischen Bornitrit

Bezeichnung	RIQ 6092864
Substrat	PCBN
Beschichtung / Beschichtungsdicke	KB1610 / 5 µm

Es zeigt sich, dass die verwendete TiAIN-Beschichtung, das Substrat aus Wolframcarbid und die Schneidkeilgeometrie der Standardplatte *das beste Ergebnis* lieferte. Weder die empfohlenen Variationen des Schneidkeils gemäß [43] noch eine

Änderung des Substrates hatten eine Reduzierung der tribochemisch bedingten Aufbauschneide zur Folge.

Aufgrund der hohen Temperaturabhängigkeit bei der Bildung einer tribochemischen Reaktion haben auch effiziente Kühlungsauslässe am Werkzeug einen wesentlichen Einfluss auf die Verlangsamung der Reaktionsgeschwindigkeit. Bei der Analyse von in der Industrie verwendeten Werkzeugen zur Bearbeitung der Kurbelwellenbohrung konnten in Simulationen und Highspeed-Aufnahmen gezeigt werden, dass das Schneidenecke Kühlschmiermittel neben der auftrifft (Abbildung 9). Das Kühlschmiermittel kann dadurch seine Funktionen an der Spanfläche und der Schneidenecke nicht erfüllen, wodurch eine tribochemische Reaktion aufgrund der hohen temperaturabhängigen Reaktionsgeschwindigkeit entsteht. Daher sind ineffiziente Kühlungsstrategien ein weiterer wesentlicher Beschleunigungsfaktor für die Entstehung einer tribochemischen Reaktion.



Abbildung 9: Kühlung mit geringem Kühlungseffekt der Schneidenecke

Neben dem großen Temperatureinfluss auf die Entstehung einer tribochemischen Reaktion zeigten Untersuchungen in [46] auch einen Unterschied bezüglich des verwendeten *Kühlschmierstoffes* (Abbildung 10). Verglichen wurden zwei identische Wendeschneidplatten (Substrat: WC, Beschichtung: TiAIN), die auf denselben Bearbeitungszentren mit denselben Prozessparametern und Standzeiten industriell eingesetzt wurden. Beim verwendeten Kühlschmierstoff handelte es sich ebenfalls um dieselbe Kühlschmierstoffemulsion (AdditivET/Oemeta Hycut ET46 1:3,6), der jedoch von unterschiedlichen Zentraltanks stammte. Dabei sei angemerkt, dass der verwendete Kühlschmierstoff für die Wendeschneidplatte auf der linken Seite in Abbildung 10 deutlich geringer gealtert war, als jener für die Wendeschneidplatte auf der rechten Seite. Klar zu erkennen ist die verursachte Abweichung durch die tribochemisch bedingte Aufbauschneide des älteren Kühlschmierstoffes auf der

rechten Seite in Abbildung 10. Es wird somit vermutet, dass unterschiedlich verunreinigte bzw. gealterte Kühlschmierstoffe ebenfalls eine signifikant unterschiedliche tribochemische Reaktion an der Schneidenecke verursachen (siehe [46]).



Abbildung 10: Tribochemische Reaktion mit unterschiedlichem Kühlschmierstoff

Neben der in [39] beschriebenen mechanischen und thermischen Aktivierung durch hohe Drücke und Temperaturen während der Zerspanung muss daher nach [42] auch die adsorptive Anlagerung, die Anreicherung von reaktionsfähigen Schmierstoffbestandteilen (Physisorption) an der Spanfläche bei Anwesenheit von Luftsauerstoff, als einer der Teilschritte zur Auslösung einer tribochemischen Reaktion angeführt werden.

Zusammenfassend wird festgehalten, dass die tribochemisch bedingte Aufbauschneidenbildung und somit die Abweichung in der erzeugten Geometrie nur durch eine *verbesserte Schmierung und Kühlung* vermindert werden kann (siehe auch [39] und [42]).

3 Zielsetzung und Forschungsmethodik

Die Herausforderungen bei der Bearbeitung von Werkstoffverbunden lassen sich in den unterschiedlichen Zerspanungseigenschaften der kombinierten Werkstoffe finden. Daraus resultieren, im Vergleich zur Bearbeitung von homogenen Bauteilen, zusätzliche Schwierigkeiten bei der Einhaltung von Toleranzen, Standmengen und Prozesssicherheiten. Die Zerspanung eines parallelen Werkstoffverbundes gilt dabei als die herausforderndste Bearbeitung, da die Schneidenecke alternierend die beteiligten Werkstoffe zerspant und somit keine Optimierung für den jeweiligen Bereich erfolgen kann.

Die *Hauptursache* für den Verschleiß der Wendeschneidplatten bei der parallelen Bearbeitung der als Werkstoffverbund ausgeführten Kurbelwellenbohrung ist die hohe thermische Belastung an der Schneidenecke. Außerdem zeigten Untersuchungen einen Einfluss der Kühlschmierstoffqualität auf die Entstehung der tribochemisch bedingten Aufbauschneide.

Diese beiden Verschleißursachen sind in der Literatur zwar bekannt, die aufgezeigten Lösungen umfassen aber lediglich unterschiedliche Bearbeitungsstrategien mit unbefriedigenden Ergebnissen (siehe Kapitel 2.1.3). Daher liegt der Fokus dieser Arbeit auf der Entwicklung und experimentellen Verifikation einer *effektiven Kühlung der Schneidenecke, die ohne Umbaumaßnahmen an der Werkzeugmaschine in die Serienfertigung implementiert werden kann.* Mit der entwickelten Kühlung soll die Temperatur am Schneidkeil so stark gesenkt werden, dass die auftretende tribochemische Reaktion bei der Bearbeitung der Kurbelwellenbohrung eines modernen Kurbelwellengehäuses minimiert wird.

Dazu wird in dieser Arbeit zunächst die Entstehung der tribochemischen Reaktion in Kapitel 4.1 untersucht. Da das Ziel eine effektivere Kühlung ist, wird in Kapitel 4.2 das Ergebnis einer umfassenden Literatur- und Patentrecherche zum Thema Kühl- und Kühlschmiersysteme aufgezeigt. Durch Abwiegen der unterschiedlichen Vor- und Nachteile der einzelnen Systeme wird mit den gewonnenen Erkenntnissen in Kapitel 4.3 das hybride Kühlschmiersystem, eine Kombination aus externer Kühlschmierung und interner Kühlung, mittels analytischer Berechnung und Simulationen (DeForm, Beibehaltung Ansvs) ausgelegt. Dabei wird auf die der verwendeten Prozessparameter, der verwendeten Werkzeugmaschinen und des verwendeten Kühlschmierstoffes geachtet, da diese Änderungen eine Implementierung in die Serienfertigung erschweren bzw. verhindern würden.

In Kapitel 5.2 folgt die Fertigung der relevanten Bauteile des in Kapitel 4.3 entwickelten hybriden Kühlschmiersystems. Die experimentelle Verifikation mittels Schnittversuchen in Kapitel 5.2 erfolgt beim Innenlängsdrehen von einem parallelen Werkstoffverbund aus EN AC-46200 und EN GJS-600-3, der die Bearbeitung der Kurbelwellenbohrung nachstellt. Aufbauend auf die experimentellen Ergebnisse folgt in Kapitel 5.4 ein Vergleich zwischen Simulationsergebnissen und den Ergebnissen aus den idealisierten Schnittversuchen. Mit den realen Ergebnissen der Schnittkräfte wird im Kapitel 5.5 die durchgeführte Simulation nochmals adaptiert, um aussagekräftige Ergebnisse zu erhalten.

Im letzten Kapitel 6 werden die gewonnen Erkenntnisse zusammengefasst, ein Ausblick auf die Implementierung in der Serienfertigung und eine Empfehlung für zukünftige Forschungsarbeiten gegeben.

4 Entwicklung des hybriden Kühlschmiersystems

In den letzten Jahrzehnten entwickelte sich die spanende Fertigung stetig weiter. Neu entwickelte Bearbeitungszentren und Schneidwerkstoffe führten zu höheren Schnittgeschwindigkeiten und höheren Vorschüben. Somit wurde es auch nötig, die dadurch entstehenden höheren Temperaturen während der Zerspanung durch eine *effizientere Kühlung* abzuführen.

Dieses Kapitel beschäftigt sich daher zunächst in Kapitel 4.1 mit den Einflussfaktoren auf die Entstehung einer tribochemisch bedingten Aufbauschneide eines EN AC-46200/EN GJS-600-3 – Werkstoffverbundes. Dadurch sollen die Rahmenbedingungen für die weitere Arbeit gesetzt werden. In Kapitel 4.2 wird eine Übersicht über die gegenwärtig eingesetzten sowie neu entwickelten Methoden der Kühlung und Kühlschmierung für die spanende Bearbeitung gezeigt. Aus den unterschiedlichen Vor- und Nachteilen der präsentierten Kühlungsmethoden wird im Anschluss in Kapitel 4.3 eine zusammenfassende Betrachtung dargelegt und darauf aufbauend das hybride Kühlschmiersystem der vorliegenden Arbeit analytisch und simulativ ausgelegt.

4.1 Wissenschaftliche Analyse der tribochemischen Reaktion

Wie wird in Kapitel 2.2 bereits erwähnt. bei der Zerspanung von Kurbelwellenbohrungen, welche als Werkstoffverbund ausgelegt sind, die Entstehung einer tribochemischen Reaktion beobachtet (siehe [40-41]). Diese tribochemische signifikante Abweichungen Reaktion Grund für der ist der erzeuaten Werkstückgeometrien (Gestaltabweichung), Standzeitverringerungen, geringeren Prozesssicherheiten und zusätzlichen Rüstkosten. Bei einer tribochemischen Reaktion wird zwischen Grundkörper, Gegenkörper und dem angrenzenden Medium eine chemische Reaktion impliziert, die aufgrund der tribologischen Beanspruchung zu Reaktionsprodukten führt. Dabei sind Feststoffe wie Schneidstoff, Werkstoff und Beschichtungen aber auch Schmierstoffe und Bestandteile der umgebenden Atmosphäre an der Reaktion beteiligt. Auch in [39] wird beim Ausspindeln der Kurbelwellenlagerung von Motorblöcken aus einer Aluminiumlegierung, welche mit Grauguss verstärkt sind, eine derartige Schichthaftung beobachtet.

Aus diesem Grund soll die parallele Bearbeitung eines Werkstoffverbundes anhand der Kurbelwellenbohrung eines modernen Kurbelwellengehäuses untersucht werden. Dabei handelt es sich um einen Werkstoffverbund bestehend aus je 50% EN AC-46200 und EN GJS-600-3.

Untersuchungen von industriell eingesetzten Wendeschneidplatten während der Bearbeitung der Kurbelwellenbohrung lieferten Unterschiede bei der Bildung einer tribochemischen Reaktion bezüglich des verwendeten Kühlschmierstoffes. Höher verunreinigte (gealterte) Kühlschmierstoffe zeigten signifikant größere eine gering tribochemische Reaktion an der Schneidenecke als verunreiniate Kühlschmierstoffe. Einerseits stellte sich heraus, dass je höher ein Kühlschmierstoff mit Partikeln von z.B. Hydraulikölen verunreinigt war, sich desto schneller eine tribochemische Reaktion bildete (siehe [46]). Hohe Kräfte und Temperaturen während des Zerspanvorganges begünstigten andererseits ebenfalls das Auftreten von tribochemischen Reaktionen (siehe [42]).
Diese beiden Einflussfaktoren - die Kühlschmierstoffqualität und der Einfluss der Temperatur - sollen daher in dieser Arbeit näher beleuchtet werden.

4.1.1 Einfluss der Kühlschmierstoffqualität

Der Kühlschmierstoff hat aus Sicht vieler Anwender in der zerspanenden Industrie häufig eine untergeordnete Rolle (siehe [47]), obwohl diese gemäß [48] folgende wichtigen Aufgaben zu erfüllen haben:

- Aufnahme der entstehenden Prozesswärme
- Kühlen von Maschine, Werkstück, Vorrichtung und Werkzeug
- Begünstigung des Spanbruchs und des Spanabtransportes von der Zerspanstelle
- Verminderung der Reibung (schmieren) und damit Senkung des Energiebedarfs
- Reduktion des Werkzeugverschleißes
- Korrosionsschutz für die Maschine und für das Werkstück
- Einsatz als Wirkmedium (z.B. für KSS-angetriebene Spindeln in [49])

Diesen Eigenschaften stehen jedoch auch gravierende Nachteile wie der hohe Energiebedarf für z.B. die benötigten Hochdruckpumpen und die hohen Kosten durch die Aufbereitung und fachgerechte Entsorgung des Kühlschmierstoffes gegenüber. In [40] werden diesbezüglich noch weitere Kriterien angegeben, die neben der technischen Leistungsfähigkeit auch ökologische sowie sicherheitsund gesundheitstechnische Rollen spielen, wie Abwaschbarkeit, Recyclingfähigkeit, Humanverträglichkeit oder auch der Geruch und die Toxität des Kühlschmierstoffes. Es ist daher für jeden Einzelfall zu entscheiden, ob die Verwendung von KSS notwendig ist oder vermieden werden kann und welche Kühlschmierstoffstrategie den Prozess am günstigsten beeinflusst (siehe [48]).

Der Verschleiß von Kühlschierstoffen wird durch folgende Zerfalls-, Abbau-, Modifikations- und Verbrauchsprozesse beschleunigt, wodurch es zu einer massiven Abweichung der Soll-(Ansatz)-Zusammensetzung kommt:

- KSS-Austrag durch Teile
- KSS-Austrag durch Späne
- Adsorption an Spänen durch Abreicherung von Additiven
- Fremdöleintrag aus Maschinensystem
- Fremdstoffeintrag aus Vorprozessen
- Mikrobieller Abbau und Anreicherung von Metaboliten
- Hydrolyse

Allgemein werden Kühlschmierstoffe nach DIN 51385 in nichtwassermischbare, wassermischbare und wassergemischte Kühlschmierstoffe unterteilt (Abbildung 11). Dabei werden die wassergemischten Kühlschmierstoffe durch Anrühren der wassermischbaren Konzentrate mit Wasser hergestellt (siehe [40]).



Abbildung 11: Unterteilung der Kühlschmierstoffe nach DIN 51385

Nichtwassermischbare Kühlschmierstoffe sind neben niedrigviskoser Esteröle zum Großteil Mineralöle mit Wirkstoffen zur Verbesserung der Schmierfähigkeit, des Verschleißschutzes, des Korrosionsschutzes, der Alterungsbeständigkeit und des Schaumverhaltens. Beispiele hierfür sind Antiwear-Additive aus natürlichen Fettölen oder synthetische Fettstoffe und Extreme-Pressure-Zusätze aus phosphor- und schwefelhaltigen Verbindungen (siehe [40]).

Wassergemischte Kühlschmierstoffe werden als Konzentrat in Form emulgierbarer Kühlschmierstoffe angeliefert und vor dem Gebrauch mit leicht alkalischem Wasser (pH-Wert 8–9) zu Emulsionen verdünnt. Dadurch erzielt man eine gute Kühlwirkung und durch das alkalische Wasser zusätzlich einen Rostschutz. Diese Kühlschmierstoffe enthalten zur Schmierungsverbesserung Zusätze in Form von Emulgatoren (z.B. Alkaliseifen), die das Öl im Wasser dispergieren sollen. Auch hier sollen Extreme-Pressure-Zusätze in Form von phosphor- und schwefelhaltigen Verbindungen zudem das Verschweißen von zwei aneinander reibenden metallischen Werkstoffen verhindern. Aufgrund des Befalls der Emulsion von Mikroorganismen wie Bakterien. Hefen und Pilzen sinkt iedoch der pH-Wert. wodurch das Korrosionsschutzvermögen Instabilitäten Form verschlechtert. in von Ölabscheidungen auftreten (siehe [40]) und dadurch ein Biozidschutz (z.B. Borsäure, Formaldehyd) unbedingt benötigt wird.

Zu den *wassergemischten Kühlschmierstoffen* zählen neben der Kühlschmieremulsion auch die Kühlschmierlösungen, die durch Vermischen eines wasserlöslichen Konzentrats mit Wasser entstehen. Ihre Hauptanwendung liegt auf dem Gebiet des Schleifens, wodurch sie keine große Bedeutung für die Zerspanung mit geometrisch definierter Schneide besitzen (siehe [40]).

Eine Gegenüberstellung der Vor- und Nachteile der nichtwassermischbaren und wassergemischten Kühlschmierstoffe ist in Tabelle 4 angeführt.

Tabelle 4: Gegenüberstellung der Eigenschaften von nichtwassermischbaren und wassergemischten Kühlschmierstoffe in Anlehnung an [40]

Eigenschaft	Nichtwassermischbare Kühlschmierstoffe	Wassergemischte Kühlschmierstoffe
Kühlwirkung	gering	sehr gut
Schmierwirkung	sehr gut	gering
Hautverträglichkeit	gut	problematisch
Bakterienresistenz	gut	weniger gut
Neuansatzkosten	hoch	gering
Wartungskosten	gering	hoch
Gebrauchsdauer	unbegrenzt	2-24 Monate
Entsorgungskosten	gering	hoch
Abwasseranfall	sehr gering	sehr hoch
Maschinenverträglichkeit	gut	problematisch
Korrosionsschutz	gut	gering
Werkstück- und Spänereinigung	hoch	niedrig

In der *industriellen Produktion zur Bearbeitung der Kurbelwellenbohrung* und somit auch in den Untersuchungen der vorliegenden Arbeit werden wassergemischte Kühlschmierstoffe eingesetzt. Der Grund dafür ist die sehr gute Kühlung im Vergleich zu den nichtwassermischbaren Kühlschmierstoffen, wodurch dieser auch für zahlreiche Bearbeitungen von Stahl, Gusseisen sowie Al-Legierungen eingesetzt wird. Die Nachteile gegenüber den nichtwassermischbaren Kühlschmierstoffen wie z.B. hohe Wartungskosten, schlechte Bakterienresistenz und hohe Entsorgungskosten werden aufgrund der besseren Kühlwirkung akzeptiert, sind aber vor allem in einer Serienproduktion mit millionen Litern an Kühlschmierstoff ein äußerst kostenintensives Problem.

Hauptbestandteile von Mineralölen, die auch in den wassergemischten Kühlschmierstoffen Einsatz finden, sind langkettige Alkane (ab ca. C10). Je länger die Kette, desto höher ist der Siedepunkt und die Viskosität des Kühlschmierstoffes. In Mineralölen liegen diese Ketten zumeist in einer verzweigten Form vor, wobei die Verzweigungsstellen chemisch reaktiver sind und zu einer geringeren Beständigkeit führen. Alkane sowie langkettige Ester und Wasser sind nicht mischbar. Beide Bestandteile müssen aber fein verteilt vermischt werden können, um die Vorteile beider Substanzen an der Bearbeitungsstelle (Schmierstelle) wirksam zu machen. Dazu kommt es zur Verwendung von Emulgatoren, wie Tenside, die einen lipophilen bzw. hydrophoben und einen hydrophilen bzw. lipophoben Molekülteil aufweisen.

dieser Arbeit verwendeten Zweikomponenten-Die Komponenten des in Kühlschmierstoffes AdditivET/Oemeta Hycut ET46 1:3,6 (Tabelle 5) bilden gemeinsam in Wasser gemischt eine Hochleistungsemulsion, die für alle Arten der Metallzerspanung und -umformung eingesetzt werden. Um den Einfluss der Kühlschmierstoffqualität dieser Emulsion auf die Entstehung einer tribochemischen Reaktion zu untersuchen, wurden mit dem zuvor industriell eingesetzten Kühlschmierstoff Zerspanungsversuche und chemische Analysen durchgeführt. Dabei handelte es sich jeweils um dieselbe Kühlschmierstoffemulsion (Tabelle 5) von Kühlschmierstoff derselben Bearbeitungslinie, wobei 16 Monate 2 nach Kühlschmierstoff 1 entnommen wurde und dementsprechend mehr gealtert bzw. verunreinigt war. Die Bearbeitungslinie ist dieselbe, die in Kapitel 2.2 die größere tribochemisch bedingte Aufbauschneide verursachte (Abbildung 10, rechts).

Um die beiden Kühlschmierstoffe qualitativ differenzieren zu können, wurden jeweils *Hochleistungsdünnschichtchromatographien (HPTLC)* durchgeführt. Die *chromatographische Trennung in einer Säule* ist als kontinuierliche Wiederholung von fließend ineinander übergehenden Gleichgewichtseinstellungen vorstellbar (siehe [50] und Abbildung 12).





In Abbildung 12 wird gemäß [50] die Chromatographie in einer Säule zur Trennung der Komponenten A und B über unterschiedliche Momentaufnahmen gezeigt. Die beiden Komponenten werden in Form eines Gemisches (A+B) auf die Säule aufgetragen und im Anschluss mit einem reinen Lösungsmittel nachgespült. Der Detektor am unteren Ende der Säule erzeugt bei jeder Substanz ein zur Konzentration der Substanz proportionales Signal und fällt im Anschluss wieder auf die Grundlinie ab, wodurch ein Chromatogramm entsteht. Als erstes Signal wird dabei eine Inertsubstanz, die der Probe zugesetzt wurde und die gleich schnell wie das Lösungsmittel durch die Säule läuft, aufgezeichnet. Dadurch kann die Lineargeschwindigkeit durch die Säule und der Startpunkt der Trennung bestimmt werden. Danach folgen die Signale von den Komponenten A und B, die sich aufgrund unterschiedlicher Verteilungsfunktionen immer mehr aufgeteilt haben. Da die Wechselwirkung von A mit der stationären Phase schwächer ist, verlässt diese auch früher die Säule. Der Zeitpunkt der einzelnen Peakmaxima des Chromatogramms entsprechen dabei der Retentionszeit und sind charakteristisch für eine bestimmte Substanz, wodurch eine gualitative Analyse möglich ist. Die Peakhöhe bzw. Peakfläche geben die quantitative Information eines Chromatogramms wieder.

In einem säulenbasierten Chromatogramm ist die Signalintensität immer gegen die Zeit aufgetragen und unterscheidet sich von einem Spektrum, das die Signalintensität gegen die Wellenlänge oder Frequenz (bzw. im Fall von Massenspektren des Massezu-Ladungs-Verhältnis) aufträgt. Solche nicht-säulenbasierten Chromatogramme mit Spektren als Ergebnissen sind beispielsweise die Dünnschichtchromatographie (TLC), in der man anstelle von Säulen mit planaren Chromatographiemedien (DC-Platten) arbeitet. Ähnlich der beschriebenen Säulenchromatographie (Abbildung 12) wird dabei die DC-Platte senkrecht in eine kleine Menge der mobilen Phase gestellt, die aufgrund der Kapillarkräfte in der stationären Phase nach oben steigt (Abbildung 13). Als mobile Phase bzw. als Laufmittel kann dabei eine Vielzahl an Lösungsmitteln verwendet werden (siehe [50]). Nachdem die mobile Phase nach oben gestiegen ist und Analytmoleküle mitgenommen hat, es wird von der Entwicklung gesprochen, nimmt man die DC-Platte, markiert die Position der Lösungsmittelfront und lässt die Platte trocknen. Wie bereits erwähnt, ist das Ergebnis kein Chromatogramm, sondern ein Spektrum mit räumlicher Anordnung der Analyseflecken auf der Platte, die durch verschiedene Detektionsverfahren (UV-Bestrahlung) sichtbar gemacht werden können (siehe Abbildung 13).

Bei der in dieser Arbeit verwendeten *Hochleistungsdünnschichtchromatographie (HPTLC)* werden im Vergleich zur TLC kleinere Partikel (< 5 µm) als stationäre Phase (die sich auf einer Glasplatte, Kunststoff- oder Aluminiumfolie befindet) verwendet, um die Trenneffizienz zu erhöhen. Dabei handelt es sich um ein automatisiertes Verfahren, bei dem Probenvolumina im Nanoliterbereich sehr präzise dosiert auf die Platte aufgebracht werden. Die Ergebnisse nach der Entwicklung werden über die Intensität des diffus zurückgestreuten Lichts (Remissionsmessung) oder durch Fluoreszenzintensität quantitativ erfasst. Als Ergebnis erhält man wiederrum kein Chromatogramm, wobei es diesem sehr ähnlich sieht, sondern ein Spektrum, dessen Peakintensitäten proportional zur Analytkonzentration ist. Der Grund dafür ist, dass die Wandergeschwindigkeit mit zunehmender Distanz zwischen Lösungsmittelfront und Eintauchlinie der HPTLC-Platte in der mobilen Phase abnimmt [51].



Abbildung 13: Ablauf einer Dünnschichtchromatographie (DC, thin layer chromatography = TLC) und Hochleistungs-Dünnschichtchromatographie (high performance thin layer chromatography = HPTLC)

Während der für diese Arbeit durchgeführten *HPTLC-Messungen* wurde bei beiden Proben ein neuwertiger Kühlschmierstoff als Referenzsubstanz verwendet. Mit den beiden Emulsionen (AdditivET/Oemeta Hycut ET46 1:3,6, Tabelle 5) wurde dazu eine Standardaddition hergestellt, bei der keine Kalibrierung mit eigens hergestellten Standardlösungen durchgeführt wird, sondern die Kalibrierung in der Probe selbst stattfindet. Diese wird dazu in mehrere Aliquote aufgeteilt, wobei, bis auf einer Aliquote, den Aliquoten unterschiedliche aber bekannte Konzentrationen des Analyten zugesetzt werden (siehe [50]). Dadurch kann über die Peakflächen der Probe und der Aliquote die unbekannte Analytkonzentration in der Probe ermittelt werden. Nach dieser Standardaddition wurde mit Lösungsmitteln verdünnt und mittels HPTLC-Universalmethode (460nm UV-Beleuchtung) analysiert. Die Auswertung erfolgte über die Interpolation des Ölgehaltes anhand einer Drei-Punktkalibration, siehe Abbildung 14 und Abbildung 15. Tabelle 5: Auszug aus dem Sicherheitsdatenblatt gemäß 1907/2006/EG, Artikel 31 und 453/2010/EG

	Additiv ET	Oemeta Hycut ET46
Form	flüssig	flüssig
Farbe	gelb	bernsteinfarben
Geruch	charakteristisch	mild
pH-Wert bei 20 °C nach DIN 51369	10	7
selbstentzündlich oder explosiv	nein	nein
Dichte bei 20 °C nach DIN 51757 (g/cm ³)	1,11	0,94
kinematische Viskosität bei 40 °C (mm ² /s)	11	60

Die *Ergebnisse* der puren Produkte zeigen in Abbildung 14 und Abbildung 15 dasselbe charakteristische Muster auf und beide Kühlschmierstoffproben entsprechen nicht der jeweiligen Referenzprobe. Die polaren Anteile der Emulsion reicherten sich an und es zeigt sich eine Verschiebung von nicht-polaren Hauptbestandteilen zu polaren Hauptbestandteilen, was ein Hinweis auf eine leichte Instabilität ist. Es wurde eine Hydrolyse des TMP-Esters (Trimethylolpropane Ester) festgestellt und verschiedene Mengen an Fremdöl in Form von Mineralöl analysiert. Dabei ist in Abbildung 14 und Abbildung 15 klar zu erkennen, dass der Fremdölanteil in Kühlschmierstoff 2 (2,5% $\pm 0,25\%$) signifikant höher ist als in Kühlschmierstoff 1 (1% $\pm 0,25\%$). Kühlschmierstoff 1 (Abbildung 14) stellt also den geringer verunreinigten Kühlschmierstoff 2 (Abbildung 15) außerdem noch mehr Alterungsprodukte als bei Kühlschmierstoff 1 zeigt. Somit hat sich die Kühlschmierstoffqualität trotz hohen Wartungskosten innerhalb der 16 Monaten weiter verschlechtert.



Abbildung 14: HPTLC einer Probe von Kühlschmierstoff 1 (rote Linie: pures Produkt, blaue Linie: verwendeter Kühlschmierstoff)



Abbildung 15: HPTLC einer Probe von Kühlschmierstoff 2 (rote Linie: pures Produkt, blaue Linie: verwendeter Kühlschmierstoff)

Wie bereits erwähnt, wurden mit beiden Kühlschmierstoffen nach der Entnahme Schnittversuche mit externer Kühlschmierung durchgeführt. Dabei wurden jeweils derselbe experimentelle Versuchsaufbau (Abbildung 64), dieselben Schnittparameter (Tabelle 34) als auch dieselben technischen Geräte zur Verifikation verwendet, wie sie in Kapitel 5 ab Seite 85 beschrieben werden. Die Ergebnisse sind in Abbildung 16 und Abbildung 17 dargestellt. Bei beiden Versuchen ist die Bildung der *tribochemisch bedingten Aufbauschneide* sehr gut zu erkennen, welche die Einhaltung der geforderten Toleranz von 19 μ m nicht ermöglicht. Der höher verunreinigte Kühlschmierstoff 2 (Abbildung 17) verursachte dabei eine deutlich größere tribochemisch bedingte Aufbauschneide als Kühlschmierstoff 1 (Abbildung 16). Dies spiegelt sich auch in der Abweichung am Durchmesser von 38 μ m mit Kühlschmierstoff 1 und von 58 μ m bei Kühlschmierstoff 2 wieder. Die Schmier- und Kühlwirkung der verwendeten Emulsionen konnte somit den Adhäsionsverschleiß nicht wirkungsvoll beeinflussen.



Abbildung 16: Mikroskop- und Aliconaaufnahme der externen Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 1 (KSS 1)

Entwicklung des hybriden Kühlschmiersystems



Abbildung 17: Mikroskop- und Aliconaaufnahme der externen Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 2 (KSS 2)

Da Kühlschmierstoff 1 zur selben Zeit entnommen wurde, wie jener der bei der industriellen Bearbeitung mit der Wendeschneidplatte von Kapitel 2.2 (Seite 23, Abbildung 10, rechts) eingesetzt wurde, sind die Abweichungen in der erzeugten Geometrie auch in derselben Größenordnung. Dadurch konnten die Untersuchungen von industriell eingesetzten Wendeschneidplatten von Kapitel 2.2, Abbildung 10 *realitätsgetreu in Schnittversuchen unter Laborbedingungen* nachgestellt werden.

Grundsätzlich kann der *negative Einfluss des Kühlschmierstoffes* auf die tribochemisch bedingten Aufbauschneiden durch das thermische Aufspalten (cracken) der Additive des Kühlschmierstoffes (TMP-Ester) und des zusätzlich eingebrachten Fremdöls erklärt werden. Dabei werden die langkettigen Kohlenwasserstoffe in Form von Alkanen aus dem Kühlschmierstoff in kurzkettige Kohlenwasserstoffe gespalten. Dadurch wird der Siedepunkt und die Viskosität des Kühlschmierstoffes verschlechtert und es entsteht zusätzlich Kohlenstoff. Die Vermutung liegt daher nahe, dass durch den höheren Fremdöleintrag in Kühlschmierstoff 2 (Abbildung 15) gegenüber Kühlschmierstoff 1 (Abbildung 14) mehr langkettige Kohlenwasserstoffe gespalten werden sind. Diese können wiederrum in kurzkettige Kohlenwasserstoffe gespalten werden und dadurch lagert sich auch mehr Kohlenstoff für eine tribochemische Reaktion auf der Spanfläche ab.

4.1.2 Einfluss der Temperatur

Um den Einfluss der Temperatur auf die Entstehung einer tribochemischen Reaktion zu untersuchen, wurden mit den Reaktionsprodukten der tribochemisch bedingten Aufbauschneide Untersuchungen mittels einer *Differentialthermoanalyse (DTA)* durchgeführt.

Dazu ist es erforderlich, die Reaktionsprodukte und deren Zusammensetzung in der Aufbauschneide tribochemisch bedingten der Schnittversuche aus dem vorangegangen Kapitel 4.1.1 zu bestimmen. Um diese zu ermitteln, wurden die verwendeten Wendeschneidplatten aus Abbildung 16 und Abbildung 17 parallel zur geschliffen (Abbildung 18 eine Hauptschneide und Abbildung 19) und Elektronenstrahlmikroanalyse (ESMA, siehe Kapitel 5.1) durchgeführt. Bei beiden

Wendeschneidplatten ist die Beschichtung auf der Spanfläche nicht mehr sichtbar. Da die Substratoberfläche nahezu keine Beschädigung aufzeigt, dürfte ein Versagen in der Grenzfläche zwischen Hartstoffschicht und Substrat die Ursache sein. Bei beschichteten Werkzeugen wird dieser Effekt vielfach beobachtet (siehe [40] und [52]). Die Adhäsion zwischen Werkstoff und der Beschichtung ist dabei stärker als deren Haftung am Substrat und führt in weiterer Folge zur *Schichtablösung*. Die Bearbeitungswerkstoffe gehen demzufolge atomare Verbindungen mit der Beschichtung und ein Abscheren der Mikroverschweißungen bzw. der Beschichtung.



Abbildung 18: ESM-Aufnahmen mit Sekundärelektronen der (geschliffenen) Wendeschneidplatte von externer Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 1 von Abbildung 16



Abbildung 19: ESM-Aufnahmen mit Sekundärelektronen der (geschliffenen) Wendeschneidplatte von externer Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 2 von Abbildung 17

Die ermittelte durchschnittliche Elementverteilung gemäß Elektronenstrahlmikroanalyse von beiden tribochemisch bedingten Aufbauschneiden ist in Tabelle 6 angeführt.

Tabelle 6: Durchschnittliche Elementverteilung in der tribochemisch bedingten Aufbauschneide

Eisen (Fe)	Silizium (Si)	Kohlenstoff (C)
85 %	10 %	5 %

Diese Elementverteilung entspricht dabei in etwa der *Dreistofflegierung CFe*₈Si₂ mit 86,77% Eisen (Fe), 10,89% Silizium (Si) und 2,34% Kohlenstoff (C). In Abbildung 20 sind die Phasendiagramme dieser Dreistofflegierung bei unterschiedlichen Temperaturen angeführt (siehe [53]). Eine feste Phase ist bis etwa 800°C zu erkennen, womit dieser Temperaturbereich auch für die Entstehung einer tribochemisch bedingten Aufbauschneide definiert werden kann.



Abbildung 20: Phasendiagramme bei unterschiedlichen Temperaturen der Dreistofflegierung CFe₈Si₂ nach [53] (Angaben in %)

Um den ungewollten Effekt einer *tribochemischen Reaktion verlangsamen* zu können, ist es notwendig, den thermodynamischen Hintergrund weiter zu beleuchten. Die Arrheniusgleichung (Formel 1) stellt dabei den Zusammenhang zwischen der Reaktionsgeschwindigkeit k und der vorherrschenden Temperatur T her.

$$k = A_p * e^{-\frac{E_A}{RT}}$$
 Formel 1

In Formel 1 steht der Faktor R für die universelle Gaskonstante, E_A ist die Aktivierungsenergie, die für die Reaktion notwendig ist. Der Faktor A_p wird präexponentieller Faktor genannt, der ein Maß für die Wahrscheinlichkeit ist, dass die Reaktion beim Erreichen der Aktivierungsenergie auch tatsächlich eintritt (siehe [54]). Die Parameter A und E_A können mithilfe der eingangs erwähnten DTA-Analysen mit verschiedenen Aufheizraten Φ ermittelt werden.

Die *DTA* beruht auf dem Vergleich einer Materialprobe mit einem Referenzmaterial (siehe [55]). Dabei werden die Probe und das Referenzmaterial einem Temperaturprogramm, welches die Temperatur im Ofen konstant über einen gewissen Zeitraum erhöht, ausgesetzt. Die Proben befinden sich zur gleichen Zeit im gleichen Ofen und sind häufig in Aluminiumtiegeln abgelegt, da diese eine gute Wärmeleitfähigkeit aufweisen. Unter diesen Tiegeln befinden sich Thermoelemente, welche die auftretende Temperatur messen können. Je nach Probenmaterial können exotherme oder endotherme Prozesse auftreten. Dadurch kommt es zu einer Temperaturdifferenz zwischen der Probe und dem Referenzmaterial, welche von den Thermoelementen gemessen wird. Diese Temperaturdifferenz ist direkt proportional zur Wärmestromänderung. Auf diese Weise erhält man Diagramme, in welchen der Wärmefluss über die Temperatur oder über die Zeit aufgetragen ist. Charakteristische Eigenschaften des Probenmaterials, wie Schmelz- und Umwandlungstemperaturen, können so gewonnen werden.

Bei der *für diese Arbeit durchgeführten DTA* verwendete man zum einen eine Pulverzusammensetzung von 85% Eisen, 10% Silizium und 5% Kohlenstoff [mass/mass], die den Reaktionsprodukten der Schnittversuche aus Kapitel 4.1.1 (Abbildung 18, Abbildung 19 und Tabelle 6) entspricht, und zum anderen einen leeren Referenztigel. Abbildung 21 bis Abbildung 24 zeigen die Ergebnisse von vier Differentialthermoanalysen (DTA) mit verschiedenen Aufheizraten Φ . Die relevanten Daten für diese Arbeit aus den vier DTA sind in Tabelle 7 zusammengefasst.

	Aufheizrate Φ (K/min)			
	1	5	10	20
Temperatur am Reaktionsende T_m (K)	1060	1118	1125	1162
$\frac{1}{T_{m}}$	9,4•10 ⁻⁴	8,9•10 ⁻⁴	8,8•10 ⁻⁴	8,6•10 ⁻⁴
$\ln\left(\frac{\Phi}{T_m^2}\right)$	-13,93	-12,43	-11,75	-11,12

Tabelle 7: Ergebnisse zu den DTA unter Umgebungsdruck

Die DTA-Graphen zeigen dabei drei Charakteristiken der tribochemischen Reaktion:

- Die Reaktionen sind exotherm und das entstehende Reaktionsprodukt stabil.
- Die relativ hohe Onset-Temperatur der Reaktionen deutet auf eine hohe Aktivierungsenergie E_A hin, die wiederum eine hohe Abhängigkeit zur Reaktionsgeschwindigkeit bedeutet.
- Die Onset-Temperatur der Reaktion von 786 °C bzw. 1060 K bei der niedrigsten Aufheizrate von 1K/min (Abbildung 21) entspricht dem Temperaturbereich von etwa 800°C der festen Phase aus den Phasendiagrammen in Abbildung 20



Abbildung 21: DTA einer Fe-Si-C (85/10/5%) Zusammensetzung mit 1 K/min Aufheizrate Φ bei Umgebungsdruck



Abbildung 22: DTA einer Fe-Si-C (85/10/5%) Zusammensetzung mit 5 K/min Aufheizrate Φ bei Umgebungsdruck.



Abbildung 23: DTA einer Fe-Si-C (85/10/5%) Zusammensetzung mit 10 K/min Aufheizrate Φ bei Umgebungsdruck.



Abbildung 24: DTA einer Fe-Si-C (85/10/5%) Zusammensetzung mit 20 K/min Aufheizrate Φ bei Umgebungsdruck.

Grundsätzlich muss an dieser Stelle angemerkt werden, dass die Druckbedingungen an der Schneidenecke naturgemäß höher als 1 bar sind, wodurch die Onsettemperatur der Reaktionen aus Abbildung 21 bis Abbildung 24 vermutlich weiter gesenkt werden würde. Die Ergebnisse bei Umgebungsdruck zeigen dennoch bereits eine starke Temperaturabhängigkeit der tribochemischen Reaktion.

Mit $1/T_m$ als Abszissenachse, In (Φ/T_m^2) als Ordinatenachse und den Zahlenwerten aus Tabelle 7 lässt sich im Folgenden das Diagramm in Abbildung 25 erstellen.



Abbildung 25: Grafische Darstellung der Daten der Differenzthermoanalysen (DTA's) zur Ermittlung von E_A/R nach [56] und [57]

Die gemittelte Linie der vier Punkte aus den DTA hat ein Bestimmtheitsmaß R² von 0,9728, was auf sehr gute Ergebnisse zurückschließen lässt. Über die Steigung k der Geraden, die dem exponentiellen Quotienten $-E_A/R$ der Arrhenius-Gleichung entspricht, kann nun die Aktivierungsenergie E_A ermittelt werden, wobei der Zusammenhang nach Formel 2 besteht (siehe [56-57]).

$$\frac{d\left(ln\left(\frac{\Phi}{T_m^2}\right)\right)}{d\left(\frac{1}{T_m}\right)} = -\frac{E_a}{R}$$
 Formel 2

Mit der Geraden aus Abbildung 25 kann nun mit der Geradengleichung (Formel 3) und der universellen Gaskonstante R (8,314 J/molK) die Aktivierungsenergie E_A bestimmt werden:

$$y = m * x + n$$
 Formel 3
 $y = -34566x + 18,682$
 $\rightarrow m = -\frac{E_A}{R} = -34566$
 $E_A = 287397,69 J$

Eine Kontrolle dieser grafisch ermittelten Aktivierungsenergie kann über die Kissingergleichung (Formel 4) erfolgen (siehe [58]).

$$ln\left(\frac{\theta}{T_m^2}\right) = ln\left(\frac{A_p * R}{E_A}\right) - \frac{E_A}{R * T_m}$$
 Formel 4

Dabei werden die DTA-Ergebnisse mit der geringsten und höchsten Aufheizrate Φ als Kontrolle herangezogen, wodurch man zwei Gleichungen mit zwei Unbekannten erhält. Die Indizes 1 und 20 repräsentieren dabei die Daten zu den Aufheizraten Φ und den Temperaturen an den Reaktionsenden T_m bei 1 K/min bzw. 20 K/min. Durch umformen von Formel 5 auf den präexponentiellen Faktor A_p erhält man Formel 6.

$$ln\left(\frac{\theta_1}{T_{m_1}^2}\right) = ln\left(\frac{A_p * R}{E_A}\right) - \frac{E_A}{R * T_{m_1}}$$
 Formel 5

$$A_p = \frac{E_A}{R} e^{\ln\left(\frac{\theta_1}{T_{m_1}^2}\right) + \frac{E_A}{R * T_{m_1}}}$$
 Formel 6

Durch einsetzen von Formel 6 in Formel 7 erhält man durch Umformen die Aktivierungsenergie E_A (Formel 8).

$$ln\left(\frac{\theta_{20}}{T_{m_{20}}^2}\right) = ln\left(\frac{A_p * R}{E_A}\right) - \frac{E_A}{RT_{m_{20}}}$$
 Formel 7

$$E_{A} = \frac{R(ln\left(\frac{\theta_{20}}{T_{m_{20}}^{2}}\right) - ln\left(\frac{\theta_{1}}{T_{m_{1}}^{2}}\right))}{\frac{1}{T_{m_{1}}} - \frac{1}{T_{m_{20}}}}$$
 Formel 8

Mit den Zahlenwerten von Tabelle 7 erhält man eine Aktivierungsenergie E_A von 282140,55 J, die mit der grafisch ermittelten Aktivierungsenergie E_A von 287397,69 J gut übereinstimmt. Mit Formel 6 lassen sich jeweils die dazugehörigen präexponentiellen Faktoren A_P bestimmen (siehe Tabelle 8).

Tabelle 8: Übersicht von Aktivierungsenergie E_A und präexponentiellen Faktor A_p

	grafisch	rechnerisch
Aktivierungsenergie E _A (J)	287397,69	282140,55
präexponentieller Faktor Ap	4,33•10 ¹²	2,4•10 ¹²

Der deutliche Unterschied der grafisch und rechnerisch ermittelten präexponentiellen Faktoren lässt sich mit Formel 6 verdeutlichen, bei der sich die Aktivierungsenergie EA im exponentiellen Term befindet. Die präexponentiellen Faktoren A_p haben jedoch wiederrum einen geringen Einfluss bei der Berechnung nur der Reaktionsgeschwindigkeiten k. Mit den Werten aus Tabelle 8, der universellen Gaskonstante R (8,3144 J/Kmol) und der Arrheniusgleichung (Formel 1) kann dieser kleine Einfluss mittels Arrheniusgraph für die grafisch und rechnerisch bestimmten Werte dargestellt werden (Abbildung 26).



Abbildung 26: Arrheniusgraph zu grafisch und rechnerisch bestimmten Werten (a.u. = atomic units)

Im Arrheniusgraph in Abbildung 26 ist außerdem bereits der *signifikante Temperatureinfluss auf die tribochemische Reaktion* ersichtlich. So würde beispielsweise bei einer Temperatursenkung von 400°C auf 350°C die Reaktionsgeschwindigkeit von 2,6•10⁻¹⁰ auf 4,5•10⁻¹² um 98,3% verlangsamt bzw. läuft um den Faktor 58 langsamer ab.

Es kann daher darauf geschlossen werden, dass die *Temperatur bzw. die Kühlung der Spanfläche* ein wesentlicher Faktor zur Verminderung der tribochemischen Reaktion und der tribochemisch bedingten Aufbauschneide.

4.2 Kühl- und Kühlschmiersysteme

Aus Kapitel 2.2 und Kapitel 4.1 hat sich vor allem gezeigt, dass die tribochemische Reaktion bei der Bearbeitung des parallelen Werkstoffverbundes EN AC-46200/EN GJS-600-3 nur durch eine effizientere Kühlung dermaßen reduziert werden kann, dass die geforderten Toleranzen bei der Kurbelwellenbohrung in der Serienfertigung eingehalten werden können. Geringer verunreinigte Kühlschmierstoffe führen zwar zu einer kleineren tribochemischen Reaktion, die Einhaltung der Toleranz ist jedoch auch hier schwer möglich.

Daher soll in diesem Kapitel zunächst eine *umfassende Übersicht der Kühl- und Kühlschmiersysteme* erfolgen. Dabei werden die mittels Literatur- und in Patentrecherche ermittelten Systeme in die Art der Kühlmittelzufuhr und deren Wirkung auf den Zerspanungsbereich eingeteilt. Diese kann dabei extern oder intern erfolgen (siehe Abbildung 27).



Abbildung 27: Übersicht über den Stand der Technik der Kühlmittelzufuhr und -wirkung

Dabei wurden folgende Arten der Kühlung genauer betrachtet:

- Flutkühlung
- Hochdruckkühlen
- Sprühsysteme zum Kühlen
- Minimalmengenschmierung (MMS/MQL)
- kryogenes Kühlen
- Plasma-Jet-Kühlen
- Wärmerohrkühlen
- Vortexrohr
- kühlen mit diversen Kühlflüssigkeiten

Die externe Zufuhr des Kühl- bzw. Kühlschmiermediums mit externer Wirkung (Abbildung 27, Detail A), die eine Kühlung und gleichzeitige Schmierung des Werkzeuges während der Zerspanung gewährleistet, ist die am weitest verbreitete. Hier erfolgt sowohl die Zufuhr des Kühlschmiermediums als auch die Wirkung extern. Dadurch kann dieses System auch nachträglich ohne aufwändige Umbaumaßnahmen an eine Maschine angebracht und wieder demontiert werden. Abbildung 28 zeigt unterschiedlichen Systeme zu diesem Kühlsystem, die im Folgenden näher beschrieben werden.



Abbildung 28: Variationen der externen Zufuhr mit externer Wirkung

Die gängigste Form der externen Zufuhr mit externer Wirkung ist die *Überflutungskühlung* mittels wassermischbaren und nichtwassermischbaren Kühlschmierstoffe (siehe [59] sowie Kapitel 4.1.1). Der Kühlstrahl wird dabei direkt auf das Werkzeug bzw. den Spanungsquerschnitt gerichtet und dient dort zur Kühlung, Schmierung und dem Abtransport der Späne. Es gibt jedoch effizientere und nachhaltigere Möglichkeiten der Kühlschmierung, da bei der Überflutungskühlung Werkzeug, Maschine, Werkstück, Schneide und Arbeitsort stark verschmutzt werden.

Sprühsvsteme werden nach der Art der Schmierstoffdosierung und Gemischaufbereitung in Niederdruck-. Überdruckund Airless-Sprühsvsteme Niederdruck-Sprühsysteme eingeteilt (siehe [60]). arbeiten mit geringem Luftverbrauch (ca. 2 bis 3 l/min) und geringen Luftüberdrücken (0,2 bis 0,6 bar) nach dem Injektorprinzip. Das Schmiermittel wird dabei angesaugt und in eine feine Tröpfchenform zerstäubt. Überdruck-Sprühsysteme eignen sich sehr gut zum Versprühen von Ölen mittlerer Viskositäten, da bei diesem System das Luft-Öl Gemisch erst am Düsenaustritt gemischt und dadurch eine sehr gute Dosierung ermöglicht wird. Beim Airless-Sprühsystem wird das reine Schmiermittel ohne Luftmischung dosiert und aufgetragen. Dabei fließt das Öl drucklos in die Dosiereinheit und wird dort mittels Kolbendruck und einer Düse in Tröpfchenform versprüht. Neuere

Entwicklungen im Bereich der Sprühsysteme stellen der Fog Buster, das Vortexrohr und die MMKS dar. Beim Fog Buster wird das Kühlmittel am Ende der Düse nicht zerstäubt, sondern tritt in Tröpfchenform aus der Düse aus. Dies führt dazu, dass der zu kühlende und schmierende Bereich kleiner wird als bei anderen Sprühsystemen und dadurch dieselbe Menge an Kühlschmiermittel effektiver genutzt werden kann. Die Kühlmittelund Luftzufuhr wird dabei durch Ventile gesteuert und zum Zerspanungsbereich geleitet. Das Vortexrohr ist ein Wirbelrohr, welches die Eingangsdruckluft in einen kalten und einen warmen Luftstrom aufteilt (siehe [61]). Der kalte Luftstrom kann in weiterer Folge auf den Zerspanungsbereich gerichtet und zur Kühlung des Spanungsquerschnittes genutzt werden. Die Funktionsweise ist noch nicht gänzlich geklärt, jedoch wird die komprimierte Einlassluft in Richtung Ende des Wirbelrohrs auf ein Ventil gelenkt. Durch die Form der Luftkanäle wird die Luft in sehr schnelle Rotation (bis zu 800.000 U/s) versetzt, wodurch sich die Luft durch die Reibung aufheizt. In weiterer Folge entweicht die warme Luft über das konische Ventil nach außen und die kalte Luft im Kern des äußeren Wirbels in Richtung des kalten Endes. Dabei wird die Wärmeenergie an den äußeren Wirbel abgegeben und stark abgekühlt.

Die *Minimalmengenkühlschmierung (MMKS)* kann in Minimalmengenschmierung (MMS) und Minimalmengenkühlung (MMK) unterteilt werden. Die Minimalmengenschmierung (MMS) nutzt Öle, um die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück zu verringern, wohingegen die Minimalmengenkühlung (MMK) lediglich für die Kühlung der relevanten Bereiche zuständig ist. Die Minimalmengenkühlschmierung (MMKS) vereint diese Funktionen. Unter hohem Druck wird dabei Luft mit Öl vermischt, wobei die Luft die Aufgabe des Kühlens übernimmt und das Öl die Schmierung.

Bei der *Feststoffschmierung* werden Borsäure, Graphit und Molybdensulfid eingesetzt. Da diese Schmierstoffe umweltverträglich sind, haben sie große Vorteile bezüglich dem kostenintensiven Recycling von Kühlschmierstoff. Bei diesen Systemen wird der Feststoff zusammen mit Hochdruckluft über eine Düse an die Bearbeitungszone geleitet (siehe [62-64]).

Kryogenes Kühlen mit farb-, geruchs-, geschmackslosen und nicht giftigen Gasen bzw. Flüssigkeiten machen es zu einem begehrten Kühlmittel (siehe [65]). Die am meisten verwendeten Medien sind Flüssigstickstoff (LN₂) und gefrorenes Kohlendioxid (CO₂). Die Vorteile dieses Systems lässt höhere Schnittgeschwindigkeiten, höhere Produktivität und längere Werkzeugstandzeiten erreichen ohne den Arbeitsplatz, die Maschine, das Werkstück oder den Boden um die Maschine zu verunreinigen. Die dabei anfallenden Späne bleiben ebenfalls sauber und sind dadurch leichter zu recyceln. Das kryogene Medium kann zur Kühlung des Werkzeuges aber auch zur *Vorkühlung des Werkstückes* verwendet werden, wodurch die Materialeigenschaften vor der Bearbeitung durch die Temperatursenkung von duktil in spröde geändert und die Standzeit der verwendeten Werkzeuge dadurch erhöht werden kann (siehe [65]).

Bei der *internen Zufuhr des Kühl- bzw. Kühlschmiermediums mit externer Wirkung* (Abbildung 27, Detail B) erfolgt die Zufuhr der Kühlschmiermedien intern über den Werkzeughalter und tritt in weiterer Folge extern auf den benötigten Bereich auf. Dadurch kann das Kühlschmiermedium effizienter auf die Schneidenecke gerichtet und zusätzliche Anbauteile (wie z.B. der gezeigte Fog Buster oder das Vortexrohr) im

Maschinenraum vermieden werden. Abbildung 29 zeigt die unterschiedlichen Systeme zu diesem Kühlsystem, die im Folgenden näher beschrieben werden.



Abbildung 29: Variationen der internen Zufuhr mit externer Wirkung

Das *Hochdruckkühlen* findet in der Industrie die größte Anwendung, wobei das Kühlschmiermittel präzise und mit sehr hohem Druck (100-1000 bar) zwischen Schneidenecke und Span auftritt und dadurch auch den Spanbruch fördert. Dadurch können auch schwer zerspanbare Materialien (z.B. Titan) effektiv bearbeitet werden. Im Vergleich zur Überfllutungskühlung kann die Schnittgeschwindigkeit und der Vorschub aufgrund des verbesserten Kühlwirkung erhöht werden.

Die Zuführung des gasförmigen oder flüssigen Kühlmediums des von Zurecki (siehe [66]) entwickelten Systems erfolgt durch Düsen, die auf die Schneidzone gerichtet sind. In [65] wird angemerkt, dass es durch das Kühlen von unerwünschten Bereichen auch zu einer Erhöhung der Schnittkraft kommen kann. Als Kühlmittel werden Flüssigstickstoff (LN₂) und flüssiges oder gasförmiges Argon (Ar) verwendet. Eine Weiterentwicklung stellt das Plasmadüsen-Kühlsystem dar, bei dem Plasma nach dem Düsenaustritt gekühlt und dadurch als Kühlmedium verwendet werden kann. Mit diesem Verfahren konnte die Oberflächengüte der Werkstücke bei hohem Vorschub verbessert werden (siehe [67]).

Die Präzisionskühlung der *Walter AG* stellt eine Weiterentwicklung der Hochdruckkühlung dar. Der erste Hochdruckstrahl (bis zu 300 bar) ist dabei wieder auf die Spanfläche der Wendeschneidplatte gerichtet. Mit dem zweiten Hochdruckstrahl wird die Freifläche zusätzlich mit Kühlschmierstoff gekühlt und geschmiert, wodurch eine Standzeitverlängerung von 30-150% erreicht werden soll (siehe [68]).

Beim Kühlen nach *Dudley* wird durch den Werkzeughalter in einer isolierten Kühlmittelleitung ein kryogenes Kühlmittel an die Freifläche der Werkzeugschneide befördert. Die isolierte Kühlmittelleitung verhindert einen Kühlverlust und soll dadurch eine maximale Wärmeabfuhr sicherstellen (siehe [69]).

Das kryogene Kühlverfahren nach *Rozzi* verwendet zwei Kühlstrahlen mit sehr geringem Gesamtdurchsatz von lediglich 0,08 l/min. Dabei ist ein Strahl auf die Spanfläche und der zweite durch die Schneide auf das Werkstück gerichtet (siehe [70]).

Das Kühlen nach *Hong* ähnelt von der Zuführung des Mediums auf Span- und Freifläche dem Kühlen der Walter AG. Hier wird allerdings Kohlenstoffdioxid (CO₂) oder Flüssigstickstoff (LN₂) zugeführt, wodurch die gesamte Schneidenecke optimal gekühlt werden soll (siehe [71]). Die Zuführung zur Freifläche erfolgt dabei über Mikrodüsen. Die thermische Analyse eines ähnlichen Systems wird in [72] vorgestellt.

Beim System der *internen Zufuhr des Kühlmediums mit internen Wirkung im offenen Kreislauf* wird das Kühlmedium nicht unmittelbar zum Zerspanungsbereich befördert (Abbildung 27, Detail C). Das Kühlmedium wirkt lediglich im Werkzeughalter bzw. der Wendeschneidplatte und soll so dem Zerspanungsprozess die Wärme entziehen. Auf eine Schmierung während der Bearbeitung wird bei diesen Systemen verzichtet. Da die Abfuhr des Mediums in den Maschinenraum erfolgt, wird von einer offenen Wirkung gesprochen. Abbildung 30 zeigt die unterschiedlichen Systeme zu diesem Kühlsystem, die im Folgenden wieder näher beschrieben werden.



Abbildung 30: Variationen der internen Zufuhr mit interner Wirkung im offenen Kreislauf

Kryogenes Kühlen mit interner Wirkung wurde von Rozzi mittles *ICS (Indirect Cooling System) - Werkzeughalter* untersucht. Dabei wurde neben einer Wendeschneidplatte ein Werkzeughalter, bestehend aus einem Wärmetauscher und einer kryogenen Versorgungseinheit, verwendet. Die flüssigen oder gasförmigen Kühlmedien werden über eine Bohrung im Werkzeughalter zum Wärmetauscher transportiert und treten im Anschluss in den Maschinenraum aus (siehe [73]).

Jeffries und Marks platzierten unter der Wendeschneidplatte eine poröse Platte, die aus gesintertem Kupfer oder einem Metallgewebe bestehen kann und als Kühlmittelreservoir dienen soll. Durch die Kapillarwirkung soll das Kühlmittel an die Unterseite der Wendeschneidplatte transportiert werden. Als Kühlmittel wird eine Emulsion verwendet, da reines Wasser zu schlechteren Ergebnissen geführt hat. Die Emulsion wird im Anschluss in den Maschinenraum geleitet (siehe [74]).

Lagerberg verwendete ebenfalls ein poröses Medium unter einer dünnen Wendeschneidplatte, welches das Kühlmittel an die Unterseite der Wendeschneidplatte fördern soll. Das Kühlmedium tritt nach dem Durchlaufen des porösen Mediums durch eine kleine Öffnung unter der Wendeschneidplatte in den Maschinenraum aus (siehe [75]).

Beim Kühlen nach *Ber und Goldblatt* konnten bei der Verwendung von hohen Schnittgeschwindigkeiten und dünnen Schneidplatten besonders gute Ergebnisse erzielt werden. Dabei wird das Kühlmedium durch den Werkzeughalter direkt unter die Wendeschneidplatte befördert und fließt entlang einer Kupferfolie wieder in den Maschinenraum. Die Kupferfolie dient zur Verbesserung der Wärmeleitung und verhindert das Eindringen des Kühlmediums in die Spanbildungszone (siehe [74]).

Bei der *internen Zufuhr des Kühlmediums mit interner Wirkung im geschlossenen Kreislauf* (Abbildung 27, Detail D) wird das Kühlmedium zunächst zur Zerspanungsstelle befördert und entzieht dort dem Prozess die Wärme. An dieser Stelle verdampft es entweder oder wird im Anschluss auf die Anfangstemperatur gekühlt und wieder zur Zerspanungsstelle befördert. Der große Vorteil dieses System ist, dass das Kühlmedium nicht in den Maschinenraum befördert wird und sich dadurch Späne besser recyceln lassen. Die Kühlmedien können wiederverwendet werden und Maschinenbediener werden keinen gesundheitlichen Gefahren durch verunreinigte Kühlmedien ausgesetzt. Abbildung 31 zeigt die unterschiedlichen Systeme zu diesem Kühlsystem und im Folgenden werden diese näher beschrieben.

König und Kammermeier erarbeiteten ein Innenkühlsystem, welches zur Untersuchung von Hartstoffschichten diente. Die Wendeschneidplatte enthielt selbst die Kühlkanäle, was zu Problemen hinsichtlich der Zu- und Abflüsse und der Kühlkanalgeometrie führte. Die Zuführung der Innenkühlung wurde über die Befestigungsschraube bewerkstelligt, was wiederrum zu Problemen mir der Abdichtung führte (siehe [74]).

Auch beim System von *Rozzi* kommt ein Wärmetauscher unterhalb der Wendeschneidplatte zum Einsatz. Hierbei wird das Kühlmedium (CO₂ und LN₂) allerdings nicht wie bei dem zuvor gezeigten ICS (Indirect Cooling System) in den Maschinenraum abgegeben, sondern wird über eine Kühlmittelleitung wieder zurück in das Kühlmittelreservoir geleitet (siehe [76-77]).

Keramati gestaltete ein ähnliches Kühlverfahren wie Rozzi. Dabei wurden, neben dem Wärmetauscher unterhalb der Wendeschneidplatte, zusätzlich die Ein- und Auslasstemperaturen des Kühlmediums über Temperatursensoren gemessen, wodurch ein Live-Monitoring des Verschleißzustandes während der Bearbeitung gewährleistet werden soll (siehe [76]). Ein ähnliches System ohne Kühlmittelkammer unter der Wendeschneidplatte entwickelte Shu (siehe [78-81])



Abbildung 31: Variationen der internen Zufuhr mit interner Wirkung im geschlossenen Kreislauf

Kim und Lee entwickelten für die Sonderanwendung der Bearbeitung von Hochleistungskeramik eine geschlossene Innenkühlung. Diese Hochleistungskeramik wird dabei mittels Einsätzen aus polykristallinem Diamant (PKD) durchgeführt. Durch das entwickelte Kühlsystem konnte die Temperatur am PKD-Schneideneinsatz unterhalb der kritischen Zersetzungstemperatur von etwa 700°C gehalten werden. Das Kühlmedium (LN₂) wird unterhalb der Wendeschneidplatte im geschlossenen Kreislauf geführt (siehe [74]).

Das System von *Samir* zielt auf eine Beschleunigung des Kühlmediums (Wasser, Luft) durch sich verjüngende Kühlkanäle ab. Unter der Wendeschneidplatte befindet sich eine Trägerplatte, über die das Kühlmedium wieder im geschlossenen Kreislauf zurückgeführt wird. Dadurch soll es ermöglicht werden, dass sich das Kühlmedium durch die erhöhte Fließgeschwindigkeit nicht zu stark erwärmt und immer annähernd die selbe Temperatur aufweist (siehe [76] und [82]).

Endres verwendete Mikro-Kühlkanäle mit einem maximalen Querschnitt von 1 mm² und eine zweigeteilte Wendeschneidplatte. Der Kühlkanal befand sich bei diesem System direkt in der oberen Hälfte der Wendeschneidplatte und reichte dabei bis 0,5 mm an die Spanfläche heran, wodurch ein hervorragender Wärmeaustausch ermöglicht wurde (siehe [76] und [83]).

Das System von *Reznikov und Zhivoglyadov* besteht aus einem klassischen Wendeschneidplattenhalter, der mit einem Wärmetauscher in Form eines internen Rohrs versehen ist. Der Wärmeabtransport aus dem Zerspanungsbereich soll dabei über eine verdampfende Flüssigkeit unter der Wendeschneidplatte erfolgen, die an Kühlrippen am Ende des Rohres wieder kondensiert (siehe [74]).

4.3 Kombinierte Kühlschmierlösung

Zusammenfassend kann nun festgestellt werden, dass ein hohes Innovations- und Qualitätsniveau in der Kühlungs- und Kühlschmiertechnik vorhanden ist. Die vorgestellten Svsteme sind sehr vielversprechend hinsichtlich der Verschleißminimierung und der damit verbundenen Standzeitverlängerung. In einer Serienfertigung, bei der meist eine Überflutungskühlung oder eine Hochdruckkühlung im Einsatz ist, sind diese aber ohne Umbaumaßnahmen an Werkzeugmaschinen oder des Arbeitsraumes durch zusätzliche Anbauteile einer Reduzierung im Maschinenraum meist nicht umsetzbar. Dies wäre bei der Verwendung eines Fog Busters, eines Vortexrohres oder bei der Vorkühlung des Werkstückes oder des Spanes der Fall (siehe [65]). Des Weiteren müsste die riesige Menge an Kühlschmierstoff, die aktuell in Unternehmen zur Zerspanung eingesetzt wird, beim Umstieg auf eine Kühlung mittels MMKS, gasförmigen oder flüssigen kryogenen Medien nach Dudley, Rozzi, Hong oder beim Umstieg auf eine Feststoffschmierung zunächst als Sondermüll entsorgt werden (siehe [61-64], [69-70], [73] und [84]). Dies bedeutet wiederrum eine kostenintensive Beseitigung und Austausch des vorhandenen Kühlmediums.

Selbst bei einer Umsetzung würde das *Problem einer effektiven Spanabfuhr* aus dem Zerspanungsbereich innerhalb vieler dieser Systeme bestehen bleiben, die momentan von der Hochdruckkühlung übernommen wird und in der Serienfertigung ebenfalls von Bedeutung ist. Beispiele hierzu wären die Systeme mit porösen Unterlegsplatten von Lagerberg oder Jeffries und Marks, das System mit Kupferfolie von Ber und Goldblatt, das System mit Wärmetauscher von Rozzi oder das System mit Kühlrippen von Reznikov und Zhivoglyadov (siehe [74-77]).

Da das Ziel dieser Arbeit eine *kosteneffiziente Verminderung des Verschleißes* der Wendeschneidplatten bei der Bearbeitung des parallelen Werkstoffverbundes der Kurbelwellenbohrung ist, wurde aus den erwähnten Nachteilen eines Wechsels des Kühlschmiermediums eine effizientere Verwendung des vorhandenen Kühlschmierstoffes und dessen Kosten angestrebt.

Die Idee der Innenkühlung kann als durchaus erstrebenswert angesehen werden, da man das Kühlmedium näher zur Spanfläche leiten kann und dadurch die Wärme effektiver abgeführt werden sollte. Aus den beschriebenen Vorteilen der und Kühlschmiersysteme wurde verschiedenen Kühldaher ein hvbrides Kühlschmiersystem, welches die Wendeschneidplatte zusätzlich zur externen Kühlschmierung von innen mittels eines erodierten Kanals kühlt, entwickelt. Der vorhandene Kühlschmierstoff soll als Kühlmedium eingesetzt und der interne Kühlkanal so nahe als möglich an die Span- und Freifläche herangeführt werden. Das daraus entstehende System ist in dieser Form in der Literatur nicht zu finden, wodurch der auf Seite 45 in Abbildung 27 dargestellte Stand der Technik um ein Feld erweitert werden kann (Abbildung 32).



Abbildung 32: Einteilung des neu entwickelten Konzeptes der hybriden Kühlschmierung (rot umrandet) in den Stand der Technik

Die zweigeteilte Wendeschneidplatte, wie sie Endres benutzte, wird nicht verwendet, da man hierfür an zwei Stellen die Kontaktzonen abdichten müsste (siehe [76] und [83]). Das System der sich verjüngenden Kühlkanäle nach Samir ist allerdings ein guter Ansatz, um die Fließgeschwindigkeit und damit den Wärmeabtransport zu erhöhen und wird daher im entwickelten Kühlschmiersystem ebenfalls angewendet (siehe [76] und [82]). Außerdem soll sowohl am Einlass als auch am Auslass des Kühlmediums für die interne Kühlung ein Temperatursensor angebracht werden, um auch bei diesem System das Monitoring nach Keramati und Shu zu implementieren (siehe [76] und [82-85]). Zusätzlich sollen die Probleme hinsichtlich der Abdichtung der Zu- und Abflüsse, die bei König und Kammermeier auftraten (siehe [74]), durch interne Kühlkanäle im Werkzeughalter und nicht in der Befestigungsschraube, umgangen werden. In Abbildung 33 ist der Entwurf des hybriden Kühlschmiersystems dargestellt.



Abbildung 33: Entwurf des entwickelten hybriden Kühlschmiersystems

In der Serienfertigung soll dabei die Zufuhr des Kühlmediums, welches wie oben erwähnt der in großen Mengen vorhandene Kühlschmierstoff ist, intern über den

herkömmlichen Weg der Hauptspindel erfolgen. Unter Verwendung dieses hybriden Kühlschmiersystems wird eine effiziente Kühlung der Schneidenecke angestrebt, wodurch eine deutliche Reduzierung der tribochemisch bedingten Aufbauschneide erzielt werden soll.

4.3.1 Analytische Auslegung mittels Orthogonalschnitt

Die theoretische Schnittkraftberechnung geht auf Kienzle zurück und basiert darauf, dass die für einen Schnitt erforderliche Arbeit umso höher ist, je mehr Volumen pro Zeiteinheit zerspant werden muss.

Der Spanungsquerschnitt A (Abbildung 34) setzt sich aus der Schnitttiefe a_p und dem Vorschub f bzw. der Spanungsbreite b und der Spanungstiefe h zusammen (Formel 9).

$$A = a_p * f = b * h$$
 Formel 9

Die Spanungsbreite b und die Spanungstiefe h lassen sich dabei über den Einstellwinkel κ und der Schnitttiefe a_p bzw. dem Vorschub f berechnen (Formel 10 und Formel 11).

$$b = \frac{a_p}{\sin(\kappa)}$$
 Formel 10

$$h = f * sin(\kappa)$$
 Formel 11



Abbildung 34: Spanungsquerschnitt mit Durchmesser d, Schnitttiefe a_p, Vorschub f, Spanungsbreite b, Spanungstiefe h und Einstellwinkel κ

Mit dem Spanungsquerschnitt A folgt nach Kienzle mit k_c als spezifischer Schnittkraft die orthogonal wirkende Schnittkraft F_c (Formel 12).

$$F_c = k_c * A = k_c * b * h = k_c * a_p * f$$
 Formel 12

Der Wert k_c (Formel 13) ist die spezifische Schnittkraft und ist eine reine Rechengröße. Dieser ist von einer Reihe von Spanungsdaten abhängig, wie der zu bearbeitende Werkstoff, die Spanungstiefe h, die Schnittgeschwindigkeit v_c, der Spanwinkel γ , die Art des Schneidstoffes und die Form der Hauptschnittfläche des Werkstückes.

$$k_c = \frac{k_{c1.1}}{h^{m_c}}$$
 Formel 13

In Formel 13 beschreibt $k_{c1.1}$ den Hauptwert der Schnittkraft, der sich auf eine Spanungstiefe h und eine Spanungsbreite b von jeweils 1 mm bezieht und mc den Tangens des Steigungswinkels von log kc über log h. Weiters folgt durch Einsetzten von Formel 13 in Formel 12 und Umformen die Formel 14 (siehe [85]).

$$F_c = k_{c1.1} * b * h^{1-m_c}$$
 Formel 14

Die Werkstoffparameter $k_{c1.1}$ und m_c können in Tabellenwerken für verschiedene Werkstoffe gefunden werden. Um die vorherrschenden Spanungsbedingungen abbilden zu können, ist es außerdem ratsam, über Korrekturfaktoren Abweichungen von den Spanungsbedingungen des Versuches, bei dem die k_c - Werte entstanden sind, zu berücksichtigen (Tabelle 9).

Formel 15 stellt die endgültige Schnittkraftformel mit den Korrekturfaktoren aus Tabelle 9 dar.

$$F_c = k_{c1.1} b h^{1-m_c} K_v K_{\gamma} K_{ws} K_{wv} K_{ks} K_f$$
 Formel 15

Analog zur Berechnung der Schnittkraft kann die Vorschub- und Passivkraft (Formel 16 und Formel 17) berechnet werden. Die Hauptwerte für die Vorschub- und Passivkraft k_{f1.1} bzw. k_{p1.1} sowie jene für die Tangens der jeweiligen Steigungswinkel m_f und m_p können wiederum aus entsprechenden Tabellenwerken entnommen werden. Bei der hier durchgeführten Berechnung wurde auf die Verwendung von Korrekturfaktoren bei der Vorschub- und Passivkraft verzichtet, da eine Abschätzung der Werte ausreicht.

$$F_f = k_{f1.1} * b * h^{1-m_f}$$
 Formel 16

$$F_p = k_{p1.1} * b * h^{1-m_p}$$
 Formel 17

Tabelle 9: Korrekturfaktoren für Schnittkraftberechnung nach Kienzle in Anlehnung an [85]

Schnittgeschwindigkeits- korrekturfaktor K _v	$\begin{split} \mathrm{K_v} &= \frac{2,023}{\mathrm{v_c^{0,153}}} \text{für v_c} < 100 \text{m/min} \\ \mathrm{K_v} &= \frac{1,380}{\mathrm{v_c^{0,07}}} \text{für v_c} > 100 \text{m/min} \end{split}$
Spanwinkelkorrekturfaktor K_{γ}	K _γ = 1,09 − 0,015 • ∢° für Stahl K _γ = 1,03 − 0,015 • ∢° für Guss
Schneidstoffkorrekturfaktor K _{ws}	$K_{ws} = 1,05$ für HSS $K_{ws} = 1,0$ für HM $K_{ws} = 0,9 - 0,95$ für SK
Werkzeugverschleiß- korrekturfaktor K _{wv}	$\label{eq:Kwv} \begin{split} K_{wv} &= 1,3-1,5\\ K_{wv} &= 1 \text{ für arbeitsscharfe Schneide} \end{split}$
Kühlschmierstoffkorrekturfaktor K _{ks}	$\begin{split} K_{ks} &= 1 \text{ für trockene Bearbeitung} \\ K_{ks} &= 0,85 \text{ für nicht wassermischbare KSS} \\ K_{ks} &= 0,9 \text{ für Kühlschmieremulsion} \end{split}$
Werkstückformkorrekturfaktor K _f	${ m K_f}=1$ für Außendrehen ${ m K_f}=$ 1,2 für Innendrehen

Mit den aus der Serienfertigung vorgegebenen Prozessparametern für die Bearbeitung der Kurbelwellenbohrung (Tabelle 10) wird zunächst mit Formel 10 und Formel 11 die Spanungsbreite b und die Spanungstiefe h berechnet (Tabelle 11).

Tabelle 10: Prozessparameter

Drehzahl n (min ⁻¹)	520
Schnittgeschwindigkeit vc (m/min)	90
Vorschub f (mm/U)	0,146
Schnitttiefe a _p (mm)	0,135
Einstellwinkel κ (°)	75

Tabelle 11: Mit Formel 10, Formel 11 und Tabelle 10 berechnete Werte für die Spanungsbreite b und die Spanungstiefe h

Spanungsbreite b (mm)	0,139
Spanungstiefe h (mm)	0,141

In Tabelle 12 sind die mittels Tabelle 9 ermittelten Korrekturfaktoren aufgelistet.

Schnittgeschwindigkeitskorrekturfaktor K_{v}	1,016
Spanwinkelkorrekturfaktor K_{γ}	1,072 (EN GJS-600-3) 1,012 (EN AC-46200)
Schneidstoffkorrekturfaktor Kws	1
Werkzeugverschleißkorrekturfaktor K_{wv}	1
Kühlschmierstoffkorrekturfaktor K _{ks}	0,9
Werkstückformkorrekturfaktor Ke	1.2

Tabelle 12: Korrekturfaktoren für die analytische Berechnung

Mit Formel 15, Formel 16 und Formel 17 werden mit den Korrekturfaktoren, die in Tabelle 12 angeführt sind, den Werten für die spezifischen Kräfte und den zugehörigen Tangens der Steigungswinkel (Tabelle 13) die Kräfte berechnet.

Tabelle 13: Hauptwerte und Tangens der Steigungswinkel für EN AC-46200 und EN GJS-600-3 gemäß den Unterlagen vom Institut für Fertigungstechnik

	EN AC-46200	EN GJS-600-3
Hauptwert der Schnittkraft kc1.1 (N/mm²)	460	1480
Hauptwert der Vorschubkraft kf1.1 (N/mm ²)	152	290
Hauptwert der Passivkraft kp1.1 (N/mm²)	135	240
Tangens des Steigungswinkels m _c	0,27	0,17
Tangens des Steigungswinkels m _f	0,52	0,76
Tangens des Steigungswinkels m _p	0,3936	0,43

Die Ergebnisse der analytischen Zerspankraftberechnung sind in Tabelle 14 aufgelistet, die erhöhten Kräfte im Bereich des Graugusses (EN GJS-600-3) sind deutlich zu erkennen.

Tabelle 14: Ergebnisse der analytischen Zerspankraftberechnung

	EN AC-46200	EN GJS-600-3
Schnittkraft F_{c} (N)	18	44,9
Vorschubkraft F _f (N)	8,3	25,3
Passivkraft $F_{P}(N)$	5,7	11

Für die Auslegung der kombinierten Kühlschmierlösung sind neben den berechneten Schnitt-, Vorschub- und Passivkräften auch die vorherrschende Temperatur auf der

Spanfläche von Interesse. Dazu sind in der Literatur mehrere verschiedene Ansätze zu finden. In [86] wird beispielsweise eine Vorgangsweise gezeigt, bei der die maximale Temperatur T_{ce} schnell und auf einfachem Weg abzuschätzen ist (siehe Formel 18).

$$T_{ce} = f_{ce} \frac{F_c * v_c}{\alpha_{ce} * S_{ce}} + T_0$$
 Formel 18

In Formel 18 stellt f_{ce} den prozentuellen Anteil des Wärmestoms in das Werkzeug, F_c die Schnittkraft, v_c die Schnittgeschwindigkeit, α_{ce} den Wärmeübergangskoeffizienten, S_{ce} die Oberfläche eines gewählten Volumenelementes auf der Spanfläche und T₀ die Umgebungstemperatur dar. Für die in [86] verwendete Spanungstiefe h von 0,5 mm wurde ein Volumenelement mit der Oberfläche S_{ce} = dl•b verwendet. Für die Berechnung in [86] wurde die Spanungsbreite b gemäß den durchgeführten vergleichenden Versuchen mit 3,5 mm gewählt. Die Wahl der Länge dl des Volumenelementes, die das Ergebnis stark beeinflusst, sollte dabei so gewählt werden, dass eine realistische Mittelung der Temperatur gewährleistet wird.

Zur Berechnung der Spanflächentemperatur der in dieser Arbeit verwendeten Materialien (EN AC-46200 und EN GJS-600-3) wurden die in [86] gewählten Werte für f_{ce} (18%) und α_{ce} (10⁷ W/m²K) verwendet. Mit dem Wert für α_{ce} wurde demnach eine ideale Wärmeübertragung vorausgesetzt. Die Länge dI des Volumenelementes wurde in [86] bei einer Spanungstiefe h = 0,5 mm mit 70 µm gewählt. Mit demselben Verhältnis von dI:h (1:7,14) ergibt sich für die in dieser Arbeit verwendeten Spanungstiefe h (siehe Tabelle 11) eine Länge dI des Volumenelementes von 19 µm. Mit einer Umgebungstemperatur von 20°C, v_c aus Tabelle 10 und F_c aus Tabelle 14 ergibt sich somit mit Formel 18 eine *maximale Spanflächentemperatur im EN AC-46200 von 204,8*°C und im EN GJS-600-3 von 481,5°C.

Da bei der gezeigten Berechnung gemäß [86] bei einer Variation des Berechnungsvolumens signifikante Abweichungen auftreten und es sich daher lediglich um eine Abschätzung handelt, soll im Folgenden die *analytische Berechnung der Spanflächentemperatur* θ_{SP} gemäß [43] gezeigt werden (siehe Formel 19). Darin bedeutet θ_0 die Temperatur des Quellvolumens, F_{TY} die Tangentialkraft auf die Spanfläche, v_c die Schnittgeschwindigkeit, b_w den Wärmeeindringkoeffizienten, b die Spanungsbreite, KL die Kontaktlänge des Spanes auf der Spanfläche, Φ den Scherwinkel und y den Spanwinkel.

$$\theta_{SP} = \theta_0 + \frac{F_{T\gamma} * v_c}{b_W * b * KL} * \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} * \frac{2}{\sqrt{\pi}} * \sqrt{\frac{KL * \cos(\phi - \gamma)}{v_c * \sin \phi}} \quad \text{Formel 19}$$

Die *Temperatur des Quellvolumens* θ_0 , von dem aus Wärmeströme in die angrenzenden Körper (Werkzeug und Werkstück) fließen, kann gemäß [43] nach Formel 20 berechnet werden.

$$\theta_{0} = \frac{k_{c}}{c_{p} * \rho + \lambda * \frac{h'}{\delta * Q_{w}}}$$
Formel 20

Die in Formel 20 verwendete spezifische Schnittkraft k_c kann mit Formel 13, Tabelle 11 und Tabelle 13 berechnet werden. Die Wärmekapazitäten c_p, die Dichten p und die Wärmeleitfähigkeiten λ der jeweiligen Materialien können aus Tabelle 19 entnommen werden. Die Berechnung der Spandicke h´ erfolgt mit Formel 21 (siehe [45]) und der bekannten Formel der Spandickenstauchung λ_h . Die Zugfestigkeit R_m kann ebenfalls aus Tabelle 19 und die Spanungstiefe h wieder aus Tabelle 11 entnommen werden.

$$k_c \approx 2 * R_m * \lambda_h$$
 Formel 21

$$\rightarrow \lambda_h = \frac{k_c}{2 * R_m} = \frac{h'}{h} \rightarrow h' = \frac{k_c * h}{2 * R_m}$$

Die Stärke der erwärmten Schicht δ (Formel 20) ist in [43] für eine exemplarische Berechnung für Stahl C45N mit 0,1•h lediglich abgeschätzt worden. Diese Wahl wird als sehr kritisch bezeichnet, da sie das Ergebnis der Rechnung stark beeinflusst. Aus diesem Grund soll hier ein anderer Ansatz verfolgt werden. In [87] wird für die Eindringtiefe der Zusammenhang gemäß Formel 22 gezeigt. Die Eindringtiefe δ ist diejenige Tiefe, bei der die Temperaturschwankung auf 36,8% des Wertes der Oberflächentemperatur abgesunken ist. Bei 3• δ ist sie auf 5% der Oberflächentemperatur abgesunken, daher wird dieser Wert für die weitere Berechnung der Spanflächentemperatur verwendet.

$$\delta = \sqrt{\frac{\lambda * T}{\rho * c_p * \pi}}$$
 Formel 22

Die Eindringtiefe nach Formel 22 ist u.a. von der in Tabelle 19 angeführten Wärmeleitfähigkeit λ , der Dichte p und der Wärmekapazität c_p des jeweiligen Materials abhängig. Die Periodenlänge T wurde mit der Drehzahl n aus Tabelle 29 für eine Umdrehung mit ~0,115 s bzw. für die Dauer der Bearbeitung eines Materials mit ~0,058 s berechnet.

Die letzte Unbekannte für die Berechnung der Temperatur im Quellvolumen gemäß Formel 20 stellt das Zeitspanvolumen Q_w dar, das mit Formel 23 und den Werten für die Schnitttiefe a_p , dem Vorschub f und der Schnittgeschwindigkeit v_c aus Tabelle 10 berechnet werden kann.

$$Q_w = a_p * f * v_c$$
 Formel 23

Die *ermittelten Werte* für die Berechnung des Quellvolumens sind in Tabelle 15 angeführt, womit sich im EN AC-46200 eine Temperatur von 316,7 K und im EN GJS-600-3 eine Temperatur von 262,9 K ergibt.

Tabelle 15: Zahlenwerte für die Berechnung des Quellvolumens nach Formel 20

	EN AC-46200	EN GJS-600-3
spezifische Schnittkraft k₀ (N/mm2)	780,6	1060,8
Spandicke h´ (mm)	0,23	0,12
Eindringtiefe δ (mm)	2,8	1,2
Zeitspanvolumen Q _w (m ³ /s)		2,9•10 ⁻⁸

Für die Berechnung der Spanflächentemperatur nach Formel 19 muss im Folgenden die *Tangentialkraft auf die Spanfläche* $F_{T\gamma}$ eruiert werden. Dies kann sowohl grafisch über die Kräftegeometrie nach Ernst und Merchant (siehe Abbildung 35) als auch rechnerisch erfolgen. Grafisch ergibt sich dadurch im EN GJS-600-3-Bereich ein Wert von etwa 18 N, rechnerisch kann die Tangentialkraft auf die Spanfläche $F_{T\gamma}$ mit Formel 24 bestimmt werden (siehe [43]).



Abbildung 35: Kräftegeometrie beim Orthogonalschnitt nach Ernst und Merchant (siehe [43]) für den EN GJS-600-3-Bereich und Wärmeverteilung bei der Zerspanung (siehe [88])

$$F_{T\gamma} = \tau_{\phi} * b * h * \frac{\cos(\phi + \rho - \gamma) * \sin(\phi)}{\sin(\rho)}$$
 Formel 24

Dazu ist zunächst die Scherspannung To gemäß Formel 25 zu bestimmen.

$$\tau_{\phi} = \frac{F_z}{b*h} * \cos(\phi + \rho - \gamma) * \sin(\phi)$$
 Formel 25

Die Werte für die Spanungsbreite b und die Spanungstiefe h können aus Tabelle 11 entnommen werden. Die Zerspankraft F_z und der Reibwinkel ρ ist, wie in Abbildung 35 zu erkennen, über Formel 26 bzw. Formel 27 zu bestimmen. Der Spanwinkel γ kann Tabelle 21 entnommen werden.

$$F_z = \sqrt{F_c^2 + F_p^2} \qquad \qquad \text{Formel 26}$$

$$tan(\rho - \gamma) = \frac{F_p}{F_c}$$
 Formel 27

$$\rho = tan^{-1} \left(\frac{F_p}{F_c}\right) + \gamma$$

Der zugehörige Scherwinkel Φ wird gemäß [43] mit Formel 28 ermittelt.

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\rho}{2} + \frac{\gamma}{2}$$
 Formel 28

Die *ermittelten Werte* für die Berechnung der Tangentialkraft auf die Spanfläche $F_{T\gamma}$ sind in Tabelle 16 angeführt. Im EN AC-46200 ist dieser 5,1 N und im EN GJS-600-3 17,3 N (grafisch: 18 N).

Tabelle 16: Zahlenwerte für die Berechnung der Tangentialkraft auf die Spanfläche F_{TY} nach Formel 24

	EN AC-46200	EN GJS-600-3
Scherspannung τ _Φ (N/mm²)	336,3	898,7
Zerspankraft F _z (N)	18,9	46,2
Reibwinkel ρ (°)	26,6	22,8
Scherwinkel Φ (°)	36,2	38,1

Nach Ermittlung der Tangentialkraft auf die Spanfläche F_{TY} muss für die Berechnung der Spanflächentemperatur nach Formel 19 noch der *Wärmeeindringkoeffizient bw* (Formel 29) und die *Kontaktlänge KL* des Spanes auf der Spanfläche (Formel 30 gemäß [43]) ermittelt werden. Die benötigten Parameter sind in Tabelle 11, Tabelle 20 und Tabelle 25 angeführt.

$$b_w = \sqrt{\lambda * \rho * c_p}$$
 Formel 29

$$KL = 2,5 * h$$
 Formel 30

Mit Formel 29 und Formel 30 ergeben sich für den Wärmeeindringkoeffizient bw 16321,6 J/m²Ks und für die Kontaktlänge KL 0,35 mm. Mit der Spanungsbreite b aus Tabelle 11 und den gezeigten Zwischenergebnissen beträgt die *Spanflächentemperatur* θ_{SP} gemäß [43] (siehe Formel 19) im *EN AC-46200-Bereich 179,5* °C und im *EN GJS-600-3-Bereich 462,8* °C.

Mit den beiden Berechnungsvarianten der Temperatur an der Spanfläche wurden somit ähnliche Werte erzielt. Eine Gegenüberstellung ist Tabelle 17 zu entnehmen. Die erzielbare Temperatursenkung an der Spanfläche mit der Kombination aus externer Kühlung und Innenkühlung wird mittels Simulationen in Kapitel 4.3.2 berechnet.

Tabelle 17: Gegenüberstellung der Berechnung der Spanflächentemperatur gemäß [86] und [43]

	EN AC-46200	EN GJS-600-3
Temperatur (°C) mit Berechnung gemäß [86]	204,8	481,5
Temperatur (°C) mit Berechnung gemäß [43]	179,5	462,8

Die mechanische Leistung der Werkzeugmaschine wird bei der Zerspanung beinahe vollständig in Wärme umgewandelt. Dabei nehmen der Span, das Werkzeug, das Werkstück und die Umgebung die Wärme auf, die durch die plastische Verformung in der Scherzone und am Berührpunkt zwischen dem abfließenden Span und der Spanfläche des Werkzeuges entstehen (siehe [40]). Diese wird im Folgenden gemäß [88] zu 40-70% vom Span, zu 2-15% vom Werkstück und zu 2-10% vom Werkzeug aufgenommen (siehe Abbildung 35).

Mit den 2-10% an Wärme(strom), die vom Werkzeug aufgenommen werden, und der Formel für die *Schnittleistung* P_c (Formel 31), kann der in das Werkzeug eingebrachte Wärmestrom mit Formel 32 berechnet werden, wobei F_c die Schnittkraft und v_c die Schnittgeschwindigkeit ist. Mit der Annahme, dass die interne Kühlung einen wesentlich größeren Anteil der Temperatur an der Spanfläche abtransportiert, wird die externe Kühlung in dieser Berechnung vernachlässigt.
$$P_c = F_c * v_c$$
 Formel 31

$$P_{c_WZ} = \dot{Q}_{WZ} = 0.02 \div 0.1 * F_c * v_c$$
 Formel 32

Der Wärmestrom \dot{Q} kann nun in den 1. Hauptsatz der Thermodynamik für den Fall eines offenen, ruhenden Systems eingesetzt werden, bei dem die Änderung der inneren Energie $\frac{dU}{dt}$ der Summe aus der Wärmezufuhr \dot{Q} , der am System verrichteten Arbeit \dot{W}_t und der Enthalpiezufuhr $\dot{H}^{(m)}$ enspricht (siehe Formel 33). Dabei entspricht die Enthalpiezufuhr $\dot{H}^{(m)}$, unter der Annahme einer vollausgebildeten, laminaren Rohrströmung, dem Produkt aus dem Massenstrom m, der spezifischen Wärmekapazität c_p und der Temperaturänderung bzw. -differenz ΔT zwischen Ein- und Auslass des Kühlschmierstoffes beim internen Kühlkanal (siehe Formel 34).

$$\frac{dU}{dt} = \dot{W}_t + \dot{Q} + \dot{H}^{(m)}$$
 Formel 33

$$\dot{H}^{(m)} = \dot{m} * c_p * \Delta T$$
 Formel 34

Durch einsetzen der Formel 32 und Formel 34 in Formel 33 erhält man nach Umformen die *Temperaturänderung bzw. -differenz* ΔT zwischen Ein- und Auslass des Kühlschmierstoffes beim internen Kühlkanal in Abhängigkeit des Massenstroms m (Formel 35).

$$\Delta T = \frac{0.02 \div 0.1 * F_c * v_c}{\dot{m} * c_p}$$
 Formel 35

Die Werte der Variablen aus Formel 35 sind in Tabelle 18 aufgelistet, die jeweilige Schnittkraft F_c wurde aus Tabelle 14 entnommen. Für die spezifische Wärmekapazität c_P wurde diejenige von Wasser gewählt, da die Kühlschmieremulsion einen hohen Wasseranteil aufweist.

Tabelle 18: Parameter für die Berechnung der Temperaturdifferenz

	EN AC-46200	EN GJS-600-3
Schnittkraft F_c (N)	18	44,9
Schnittgeschwindigkeit v_c (m/s)		1,5
spezifische Wärmekapazität cp (J/kg K)		4190

Mithilfe von Formel 35 und den Parametern aus Tabelle 18 kann die Abhängigkeit der Temperaturänderung bzw. -differenz ΔT zwischen dem Ein- und Auslass des

Kühlschmierstoffes vom Massenstrom m in einem Graphen dargestellt werden (Abbildung 36).

Darin ist zu erkennen, dass die Abnahme der Temperaturänderung bzw. -differenz ΔT bis zu einem Massenstrom m von etwa 100 ml/min rapide abfällt und im Weiteren nur noch geringe Änderungen auftreten. So wird beispielweise durch eine Steigerung des Massenstromes m um 40 ml/min von 60 ml/min auf 100 ml/min beim Grauguss EN GJS-600-3 dieselbe Temperaturänderung ΔT von 0,5 °C erzielt, wie bei einer Steigerung des Massenstromes m um 400 ml/min von 100 ml/min auf 500 ml/min.

Das führt zum Gegeneffekt, dass das entwickelte System bei dieser parallelen Bearbeitung aus EN GJS-600-3 und EN AC-46200 bis maximal 500 ml/min (siehe Linie "10 % Pc ENGJS-600-3" in Abbildung 36) einen praktischen Nutzen hat und eine weitere des Massenstroms aufgrund möglichen Steigerung ṁ der geringen Temperaturänderung ΔΤ Auswirkung bzw. -differenz wenig hätte. Der Durchschnittswert über alle vier Linien in Abbildung 36, bei der das hybride Kühlschmiersystem ein Optimum aufweist, wurde mit 465 ml/min internen Durchfluss gewählt.



Abbildung 36: Abhängigkeit der Temperaturdifferenz ∆T zwischen Ein- und Auslass des Kühlschmierstoffes vom Massenstrom ṁ (Graph zu Formel 35)

Wie bereits erwähnt, ist in dieser Berechnung der Kühleffekt der externen Kühlschmierung nicht berücksichtigt worden. Die gesamte Wärme, die in das Werkzeug eingeleitet wird, wurde somit von der Innenkühlung abtransportiert. Da in der Realität auch die externe Kühlschmierung Wärme des Werkzeugs abführt, wird die

Temperaturdifferenz etwas niedriger liegen. Die zentrale Aussage dieses Graphen, dass sich die Steigerung des Durchflusses nur bis zu einem gewissen Maße als sinnvoll erweist, bleibt aber dennoch erhalten.

4.3.2 Simulationsbasierte Auslegung

Es sind mehrere Programmsysteme wie simufact der Firma FEMUTEC, AdvantEdge[™] von Thirdwave oder DEFORM[™] der Firma SFTC für Zerspanungssimulationen am Markt erhältlich (siehe [45]). Für diese Arbeit wurde *DEFORM[™] 10.2* verwendet, womit eine Reihe von Problemstellungen modelliert werden kann. Der Anwendungsbereich erstreckt sich über diverse Gebiete von Fertigungsprozessen wie Umformvorgänge, Wärmebehandlungen und umfasst auch die spanende Bearbeitung. DEFORM bietet diverse Assistenzsysteme zum Erstellen der Modelle an, wobei beim vorliegenden Problem der für Bohren, Drehen und Fräsen verwendet wurde. Die Materialdatenbank von DEFORM umfasst lediglich Standardmaterialien, wodurch es notwendig wurde, die benötigten Materialien (EN AC-46200 und EN GJS-600-3) mit den Parametern aus Tabelle 19 zu erstellen.

	EN AC-46200		EN GJS-600-	
Dichte δ (kg/m³)	[89]	2750	[90]	7800
Zugfestigkeit R _m (N/mm ²)	[89]	240	[90]	600
Elastizitätsmodul E (N/mm ²)	[89]	75000	[90]	174000
Wärmeleitfähigkeit λ (W/m K)	[91]	120	[90]	32,5
Wärmeausdehnungskoeffizient α (1/K)	[91]	21•10 ⁻⁶	[90]	12,5•10 ⁻⁶
Querkontraktionszahl v	[92]	0,32	[90]	0,275
spezifische Wärmekapazität cp (J/kg K)	[89]	880	[90]	515
Wärmeübergangskoeffizient α_h (kW/m ² K)	[93]	100	[93]	100
Emissivität ε	[94]	0,7	[93]	0,44

Tabelle 19: Simulationsparameter der Aluminiumlegierung EN AC-46200 und von Grauguss EN GJS-600-3

Die Vernetzung der Werkstücke wurde mit einer Elementgröße von 0,0146 mm gewählt, was 10% des Vorschubes entspricht. Das maximale Größenverhältnis des kleinsten und größten Elementes hat den Faktor 7.

Für das Substrat aus Wolframcarbid und die Beschichtung aus TiAIN des Werkzeuges wurden die Werkstoffparameter aus der Materialdatenbank entnommen bzw. sind vom Hersteller der Wendeschneidplatte (Fa. Kennametal) zur Verfügung gestellt worden. Die entsprechenden Zahlenwerte sind in Tabelle 20 angeführt.

Parallele Bearbeitung eines Werkstoffverbundes mittels hybriden Kühlschmiersystems Tabelle 20: Simulationsparameter von Wolframcarbid (WC) und TiAIN

	WC	TiAIN
Elastizitätsmodul E (N/mm ²)	650279	440000
Wärmeleitfähigkeit λ (W/m K)	70	10
Wärmeausdehnungskoeffizient α (1/K)	4,986•10 ⁻⁶	9,2•10 ⁻⁶
Querkontraktionszahl v	0,25	0,23
spezifische Wärmekapazität cp (J/kg K)	244,5	900
Emissivität ε	0	0,5

Die Wendeschneidplatte wurde mit 25000 Elementen und einem Größenverhältnis von 4 vernetzt. Außerdem wurde die Wendeschneidplatte auf die zu zerspanenden Materialien mit dem effektiven Spanwinkel von 9° des Serienwerkzeuges ausgerichtet. Mittels Remeshing kann dabei der Rechenaufwand geringgehalten werden, da die entsprechende Verfeinerung nur in den relevanten Bereichen durchgeführt und aktualisiert werden. In Abbildung 37 ist der Aufbau und Ablauf der DeForm Simulation dargestellt, in der das Remeshing des Werkstückes bzw. Spanes in der Vergrößerung zu erkennen ist.



Abbildung 37: Aufbau und Ablauf der DeForm-Simulation

Simuliert wurden jeweils ein Viertelkreis der Aluminiumlegierung EN AC-46200 und ein Viertelkreis des Graugusses EN GJS-600-3 mit den Prozessparametern, die in Tabelle 21 angeführt sind.

Schnittgeschwindigkeit v_c (m/min)	90
Schnitttiefe a_p (mm)	0,135
Vorschub f (mm/U)	0,146
Spanwinkel γ (°)	9

In Abbildung 38 sind die Ergebnisse der DeForm Simulation eines parallelen Werkstoffverbundes aus den Werkstoffen EN AC-46200 und EN GJS-600-3 dargestellt. Die durchschnittlichen Werte der Schnittkraft F_c , Vorschubkraft F_f und Passivkraft F_p sind in Tabelle 22 aufgelistet.



Abbildung 38: DeForm-Simulationsergebnisse von Schnitt-, Passiv- und Vorschubkraft Tabelle 22: Gemittelte Kräfte der DeForm-Simulation

	EN AC-46200	EN GJS-600-3
gemittelte Schnittkraft F_c (N)	21,1	54,6
gemittelte Vorschubkraft $F_{f}(N)$	5,2	8,4
gemittelte Passivkraft F_p (N)	4,7	8,1

Aufgrund der in Abbildung 38 gezeigten *geringen Schwankungen* der ermittelten Kräfte kann auf eine ausreichend fein gewählte Vernetzung von Werkstück und Werkzeug geschlossen werden. Gröbere Vernetzungen führen zu größeren Schwankungen in den Ergebnissen, da der Eingriff nicht ausreichend genau aufgelöst werden kann. Außerdem stimmen die simulierten Werte, bis auf die unterschiedlichen Vorschubkräfte im Grauguss EN GJS-600-3, sehr gut mit den analytisch ermittelten Werten überein. Eine Gegenüberstellung ist in Tabelle 23 angeführt.

	analytisch		simulativ		
	EN AC-46200	EN GJS-600-3	EN AC-46200	EN GJS-600-3	
Schnittk. F _c (N)	18	44,9	21,1	54,6	
Vorschubk. F _f (N)	8,3	25,3	5,2	8,4	
Passivk. $F_p(N)$	5,7	11	4,7	8,1	

Tabelle 23: Gegenüberstellung der analytischen und simulativen Kraftberechnung

Die Wendeschneidplatte darf durch das Einbringen eines internen Kühlkanals in ihrer Struktur nicht geschwächt werden. Für eine *maximale Wärmeabfuhr* ist es jedoch günstig, den Kühlkanal so nahe als möglich an die Schneidenecke bzw. den Spanungsbereich zu platzieren. Um eine optimale Positionierung des Kühlkanals zu gewährleisten, wurde diese schrittweise verändert, bis sich ähnliche Spannungs- und Verformungswerte wie bei der originalen Wendeschneidplatte ohne Kühlkanal einstellten. In Tabelle 24 und Abbildung 39 sind drei Varianten für die Kühlkanalposition dargestellt und der originalen Wendeschneidplatte ohne Kühlkanal gegenübergestellt. In Variante 1 ist der Kühlkanal am nächsten und in Variante 3 am weitesten von der Spanfläche, der Freifläche und der Schneidenecke entfernt. Variante 2 stellt eine Zwischenlösung dar.

Tabelle 24: Kühlkanalvariationen

	Minimaler Abstand des Kühlkanals zur…				
	Spanfläche (mm)	che (mm) Freifläche (mm) Schneidenecke (mr			
Variante 1	0,1	0,15	0,2		
Variante 2	0,3	0,35	0,6		
Variante 3	0,5	0,55	1		

Für eine statisch-mechanische Analyse mittels *Ansys 16.1* (siehe Abbildung 40) wurden im Anschluss die Spanungsquerschnitte der Wendeschneidplatte ohne Kühlkanal und der drei Kühlkanalvarianten mit der in DeForm ermittelten maximalen Schnitt- und Vorschubkräften (Tabelle 22), also diejenigen die im Grauguss auftreten, beaufschlagt. Die Unterseite der Wendeschneidplatte wurde als fixierte Lagerung definiert.



Abbildung 39: Verschiedene Positionierungen des Kühlkanals (Abstände siehe Tabelle 24)



Abbildung 40: Modellaufbau der statisch-mechanischen Analyse mit vernetzter Wendeschneidplatte, Kräften und Lagerung

Mit dem Modellaufbau aus Abbildung 40 wurden im Anschluss die *maximal auftretenden Spannungen und die maximale Verformung* ermittelt. Für die Vernetzung wurde eine adaptive Netzverfeinerung mit einem Konvergenzkriterium von 5% gewählt. Solange dieses Kriterium überschritten wird, verfeinert das Programm automatisch das Netz in den betroffenen Bereichen und startet die Berechnung neu. Dadurch werden mehrere Berechnungsschritte ausgeführt, bis sich eine maximale Differenz von 5% zum vorhergehenden Ergebnis ergibt. Wie bei der DeForm-Simulation bereits erwähnt, ist das Substrat aus Wolframcarbid hergestellt. Da auch in Ansys dieser Werkstoff nicht in der Materialdatenbank vorhanden ist, wurde dieser mit Parametern, die vom Hersteller (Fa. Kennametal) zur Verfügung gestellt wurden, zunächst erstellt. Die dünne Beschichtung wurde bei diesen Untersuchungen vernachlässigt. Die verwendeten Werkstoffparameter sind in Tabelle 25 angeführt.

	Wolframcarbid
Dichte ρ (kg/m ³)	15565
Elastizitätsmodul E (N/mm ²)	650279

Tabelle 25: Verwendete Werkstoffparameter für Wolframcarbid

Querkontraktionszahl v

Streckgrenze R_e (N/mm²)

Druckfestigkeit σ_{dB} (N/mm²)

Aufgrund der geringen Aussagekraft der grafischen Darstellungen der Simulationsergebnisse sind in Abbildung 41 lediglich die Druckspannungsverteilungen $\sigma_{max d}$ und die vektoriellen Darstellungen der Ergebnisse für die unterschiedlichen Verformungen fmax exemplarisch dargestellt. In Abbildung 41 (rechts) ist dabei u.a. die unterschiedliche Netzverfeinerung aufgrund des erwähnten Konvergenzkriterium von 5% zu erkennen. So musste beispielsweise in Variante 1 die Netzqualität der gesamten Wendeschneidplatte im Vergleich zur originalen Wendeschneidplatte deutlich erhöht werden, um die geforderte Qualität zu erreichen. Grundsätzlich ist bei allen vier Varianten eine deutlich höhere Netzfeinheit an der Schneidenecke im Vergleich zur restlichen Wendeschneidplatte zu erkennen. Dies ist ein Indiz für eine funktionierende Vernetzung und einen realitätsgetreuen Aufbau der Simulation, da in diesem Bereich die größten Spannungen und Verformungen zu erwarten waren.

0,25

530

5090

An dieser Stelle sei erwähnt, dass sich gerade bei diesem Belastungsfall grundsätzlich eine statisch-dynamische Simulation mit zeitlich variierenden Kräften anbieten würde. Dies wurde für die originale Wendeschneidplatte für die Dauer von 3,96 Sekunden (dies entspricht der Bearbeitungszeit eines Steges der Kurbelwellenbohrung) und für 19,8 Sekunden (5 Stege des Vierzylinder Motors) durchgeführt und lieferte annähernd dieselben Maximalergebnisse. Die Berechnungszeit überstieg allerdings die der statisch-dynamischen um ein Vielfaches, weshalb die hier gezeigte Vorgangsweise gewählt wurde.



Abbildung 41: Druckspannungsverteilungen $\sigma_{max d}$ und vektorielle Darstellung der Gesamtverformungen f_{max}

Die berechneten Spannungen und die Gesamtverformung sind in Abbildung 42 (mit logarithmischer Ordinate) grafisch dargestellt und in Tabelle 26 aufgelistet. Die Ergebnisse der Biegespannung $\sigma_{max y}$, der Biegespannung $\sigma_{max x}$ (X-Y Orientierung siehe Abbildung 40) und der Torsionsspannung $\tau_{T max}$ liegen alle - bis auf die Biegespannung $\sigma_{max x}$ von Variante 1 - unterhalb der in Tabelle 25 angeführten

Streckgrenze R_e (530 N/mm²). Die Druckspannung $\sigma_{max d}$ und Schubspannung $\tau_{Q max}$ liegen mit Variante 2, Variante 3 und dem Original unterhalb der erlaubten Druckfestigkeit σ_{db} (5090 N/mm²).



Abbildung 42: Übersicht über die maximalen Spannungen und der Verformung der verschiedenen Kühlkanalvarianten aus Tabelle 26

Tabelle 26: Übersicht über die maximalen Spannungen und die Verformung der verschiedenen Kühlkanalvarianten (V1...Variante 1, V2...Variante 2, V3...Variante 3, O...Original)

	V1	V2	V3	0
Druckspannung $\sigma_{max d}$ (N/mm ²)	7990	3770	3610	3480
Schubspannung TQ max (N/mm ²)	5380	2270	2220	2200
Biegespannung $\sigma_{max y}$ (N/mm ²)	375	371	271	235
Biegespannung $\sigma_{max x}$ (N/mm ²)	1042	242	241	161
Torsionsspannung TT max (N/mm ²)	355	141	138	92
Verformung f _{max} (m)	4,35•10 ⁻⁶	3,86•10 ⁻⁶	3,77•10 ⁻⁶	3,72•10 ⁻⁶

Das Ergebnis der Druckspannung $\sigma_{max d \text{ Original}}$ der original Wendeschneidplatte ohne Kühlkanal weist in der hier durchgeführten statisch-mechanischen Analyse eine ähnliche Größenordnung wie in Untersuchungen auf, die in [43], [74] und [95] durchgeführt wurden. In [95] wurde die *maximale Druckspannung* $\sigma_{max d}$ *analytisch* mit Formel 36 berechnet. Dies soll im Folgenden als Kontrolle der Simulationsergebnisse ebenfalls durchgeführt werden.

$$\sigma_{max\,d} = \frac{3 * F_N}{l_r * a_p * (1 - e^{-3})}$$
 Formel 36

 F_N stellt in Formel 36 die Normalkraft auf den Spanungsquerschnitt, I_r die Kontaktlänge des Spanes auf der Spanfläche und a_p die Schnitttiefe dar. Die Normalkraft auf den Spanungsquerschnitt F_N berechnet sich nach [95] mit Formel 37.

$$F_N = F_c * \cos \gamma - F_f * \sin \kappa + F_p * \cos \kappa * \sin \gamma$$
 Formel 37

Darin bedeuten wiederrum F_c, F_f und F_p die Schnitt-, Vorschub- und Passivkraft, γ den Spanwinkel und κ den Einstellwinkel. Die Werte für Formel 36 und Formel 37 sind für EN GJS-600-3 Tabelle 10, Tabelle 21 und Tabelle 22 zu entnehmen. Die Kontaktlänge I_r des Spanes auf der Spanfläche wurde bereits mit Formel 30 (Kontaktlänge KL) in Kapitel 4.3.1 ermittelt. Die Spanungstiefe h ist in Tabelle 11 angeführt. Mit Formel 36 errechnet sich die maximale Druckspannung $\sigma_{max d}$ nach [95] zu 3471,24 N/mm². Dieser Wert stimmt mit dem simulativ ermittelten Wert der maximalen Druckspannung für die originale Wendeschneidplatte ohne Kühlkanal von $\sigma_{max d} = 3480$ N/mm² (siehe Tabelle 26) überein und bestätigt somit die Simulationsergebnisse.

In Tabelle 27 sind die Abweichungen der Spannungs- und Verformungswerte der drei simulierten Kühlkanalpositionen von der originalen Wendeschneidplatte ohne Kühlkanal angeführt. Da Variante 1 signifikante Abweichungen zur originalen Wendeschneidplatte aufweist, wird diese nicht weiter untersucht.

Tabelle 27: Abweichung der maximalen Spannungen und der Verformungen der verschiedenen Kühlkanalvarianten zur originalen Wendeschneidplatte (V1...Variante 1, V2...Variante 2, V3...Variante 3)

	V1	V2	V3
Abweichung zur Druckspannung $\sigma_{max d \text{ Original}}$ (%)	129,60	8,33	3,74
Abweichung zur Schubspannung TQ max Original (%)	144,55	3,18	0,91
Abweichung zur Biegespannung $\sigma_{\text{max y Original}}$ (%)	59,57	57,87	15,32
Abweichung zur Biegespannung $\sigma_{\text{max x Original}}$ (%)	547,20	50,31	49,69
Abweichung zur Torsionsspannung TT max Original (%)	285,87	53,26	50,00
Abweichung zur Verformung f _{max Original} (%)	16,94	3,76	1,34

In Tabelle 28 sind die Abweichungen der verbleibenden Kühlkanalvarianten und der originalen Wendeschneidplatte zu der entsprechenden Druckfestigkeit σ_{dB} bzw. Streckgrenze R_e (Tabelle 25) zu sehen. In Abbildung 43 sind die ermittelten Abweichungen aus Tabelle 27 und Tabelle 28 der Kühlkanalvariante 2, der Kühlkanalvariante 3 und der original Wendeschneidplatte grafisch dargestellt.



Abbildung 43: Abweichungen der maximalen Spannungen und der Verformung zur Original - WSP aus Tabelle 27 und Abweichungen der maximalen Spannungen zur Druckfestigkeit σ_{dB} bzw. Streckgrenze R_e aus Tabelle 28

Tabelle 28: Abweichung der maximalen Spannungen zur Druckfestigkeit σ_{dB} bzw. Streckgrenze R_e der verbleibenden Kühlkanalvarianten zur originalen Wendeschneidplatte (V2...Variante 2, V3...Variante 3, O...Original)

Abweichung der	V2	V3	Ο
Druckspannung $\sigma_{max d}$ zur Druckfestigkeit σ_{dB} (%)	- 25,93	- 29,07	- 31,63
Schubspannung $\tau_{Q max}$ zur Druckfestigkeit σ_{dB} (%)	- 55,40	- 56,38	- 56,77
Biegespannung $\sigma_{max y}$ zur Streckgrenze R _e (%)	- 30,00	- 48,86	- 55,66
Biegespannung $\sigma_{max x}$ zur Streckgrenze R _e (%)	- 54,34	- 54,52	- 69,62
Torsionsspannung $\tau_{T max}$ zur Streckgrenze R _e (%)	- 73,39	- 73,96	- 82,64



Abbildung 44: Wendeschneidplatte mit Kühlkanal für die parallele Bearbeitung

Beide Kühlkanalvarianten (Variante 2 und Variante 3) liegen mit der maximalen Druckspannung $\sigma_{max d}$ und der maximalen Schubspannung $\tau_{Q max}$ unter der Druckfestigkeit σ_{dB} bzw. mit der maximalen Biegespannung $\sigma_{max y}$, der maximalen Biegespannung $\sigma_{max x}$ und der maximalen Torsionsspannung $\tau_{T max}$ unter der Streckgrenze Re. Da aber *Variante 3* im Bereich der maximalen Biegespannung $\sigma_{max y}$ bessere Werte erzielte und der originalen Wendeschneidplatte ohne Kühlkanal in allen Abweichungen sehr ähnlich ist, wurde die schrittweise Veränderung bzw. Erhöhung des Abstandes des Kühlkanals zur Spanfläche, Freifläche und Schneidenecke bei dieser Variante gestoppt, da so kein frühzeitiges Versagen aufgrund einer Schwächung der Struktur zu erwarten ist.

In Abbildung 44 ist die Lage der gewählten Kühlkanalposition (Variante 3) detailiert angeführt. Das spezielle Profil an der Unterseite dient der Positionierung der Wendeschneidplatte im Kühlkanal. Diese Ausführungsform der Fa. Kennamtal soll die Dauer und den Aufwand beim Einrichten in das Werkzeug verringern. Um den Einfluss der Innenkühlung mit Kühlkanalvariation 3 (Abbildung 44) auf die *Temperaturen während der Zerspanung* zu ermitteln, werden, wie in Kapitel 4.3.1 bereits erwähnt, Fluidsimulationen mit Ansys 16.1 durchgeführt. Die Geometrie inklusive den Fluidräumen ist in Abbildung 45 dargestellt. Da die Unterseite der Wendeschneidplatte mit dem speziellen Positionierungsprofil (Abbildung 44) eine relativ komplizierte Struktur ohne Einfluss auf das Kühlverhalten darstellt, wurde dieser Bereich durch eine vereinfachte Geometrie ersetzt und die Berechnungszeit damit verkürzt.



Abbildung 45: Modellaufbau für Fluidsimulation mit vernetzter Wendeschneidplatte und Fluidbereichen für externe und interne Kühlung

Im Bereich des Spanungsquerschnitts und der Innenkühlung wurde die Wendeschneidplatte feiner vernetzt, als dies in den anderen Bereichen des Modells der Fall war, da hier aufgrund der eingebrachten Wärme und der Innenkühlung große Temperaturgradienten zu erwarten waren. Der Fluidbereich für die externe Kühlung wurde auf der Werkstückseite oberhalb der Schneidenecke als Wand und im restlichen Bereich als Auslass definiert. Der Einlass für die externe Kühlung befindet sich in Abbildung 45 verdeckt auf der rechten Seite und wird bei den Simulationsresultaten erkennbar. Ein- und Auslass der internen Kühlung sind in Abbildung 45 unten sichtbar und sind wie die Schneidenecke feiner vernetzt.

Die entscheidenden Kriterien für die *Qualität der Vernetzung* ist zum einen die orthogonale Qualität, zu deren qualitativen Berechnung drei Vektoren herangezogen werden. Die Qualität der Flächenvektoren, der Vektoren vom Zellenmittelpunkt zur Zellfläche und der Vektoren zwischen den Mittelpunkten aneinander angrenzender Zellen, wird dabei mit Werten zwischen 0 und 1 angegeben, wobei größere Werte für eine bessere Qualität stehen [96]. Die Schiefe ist zum anderen ebenfalls ein wichtiges Qualitätsmerkmal für die Vernetzung und gibt an, wie sehr ein Element von der Idealform abweicht. Da idealerweise die Winkel innerhalb der Elemente gleich groß sind, hätte beispielsweise ein Rechteck eine bessere Qualität als eine Raute. Die Qualität, invers zur orthogonalen Qualität, hier umso besser ist, je kleiner der Wert ist [96]. Im Modellaufbau von Abbildung 45 konnten in diesen beiden Bereichen hervorragende Werte von 0,95 für die orthogonale Qualität und 0,05 für die Qualität der Schiefe erreicht werden.

Der Modellaufbau von Abbildung 45 wurde im Folgenden mit alternierenden Wärmestromdichten q (Formel 38) beaufschlagt, deren zeitliche Änderung der parallelen Bearbeitung des Werkstoffverbundes der Kurbelwellenbohrung entsprechen. Darin stellt \dot{Q}_{WZ} den in Formel 32 definierten Wärmestrom mit der Schnittkraft F_c und der Schnittgeschwindigkeit v_c und A den in Formel 9 definierten Spanungsquerschnitt mit der Schnitttiefe a_p und dem Vorschub f dar. Die entsprechenden Werte sind in Tabelle 29 angeführt.

$$q = \frac{\dot{Q}_{WZ}}{A} = \frac{0.02 \div 0.1 * F_c * v_c}{a_p * f}$$
 Formel 38

Drehzahl n (U/min)	520
Schnittgeschwindigkeit v _c (m/min)	90
Schnitttiefe a _p (mm)	0,135
Vorschub f (mm/U)	0,146

Mit den Werten aus Tabelle 29 und den simulativ ermittelten Schnittkräften für EN AC-46200 und EN GJS-600-3 aus Tabelle 22 ergeben sich mit der Formel 38 und einem Durchschnittswert von 6% Wärmeabgabe in das Werkzeug (siehe Abbildung

35), die Wärmeströme \dot{Q}_{WZ} und die Wärmestromdichten q im jeweiligen Material (siehe Tabelle 30).

Tabelle 30: Berechnete Wärmestromdichten q mit simulativen Schnittkraftwerten

	EN AC-46200	EN GJS-600-3
gemittelte Schnittkraft F_c (N)	21,1	54,6
Wärmestrom Q _{WZ} (W)	1,9	4,91
Wärmestromdichte q (W/m ²)	9,69•10 ⁷	2,51•10 ⁸

Diese Wärmestromdichten q wurden auf dem Spanungsquerschnitt mittels transienter Profil-Dateien alternierend appliziert. Mit der Drehzahl n aus Tabelle 29 wurde die Dauer für eine Umdrehung mit ~0,115 s bzw. die Dauer für die Bearbeitung eines für Simulation Materials mit ~0.058 S berechnet. Die die benötigten Wärmeleitfähigkeiten und Wärmekapazitäten des Substrates aus Wolframcarbid und der Beschichtung aus TiAIN sind vom Hersteller der Wendeschneidplatte (Fa. Kennametal) zur Verfügung gestellt worden und in Tabelle 31 angeführt.

Tabelle 31: Werkstoffparameter

Substrat (WC)		Beschichtung (TiAIN)		
Wärmeleitfähigkeit Wärmekapazität (W/mK) (J/kgK)		Wärmeleitfähigkeit (W/mK)	Wärmekapazität (J/kgK)	
	87°C → 213			
	177°C → 234			
	277°C → 247			
70	377°C → 259	10	200 – 500°C → 900	
	477°C → 264			
	577°C → 268			
	687°C → 276			

Zur Simulation der Strömung wurde das k-Ω-SST Modell verwendet. Die SST-Modelle (Shear Stress Transport - Modelle) eignen sich besonders zur Simulation von turbulenten Strömungen in Wandnähe. Aufgrund der kombinierten Simulation aus Strömung und Wärmeübertragung wurde im Anschluss der Solver mittels hybrider Initialisierung und einer Timestepgröße von 0,01 s gestartet.

Die Ergebnisse für die ersten sechs Umdrehungen mit *externer Kühlschmierung* sind in Abbildung 46 angeführt. Im oberen Teil ist die externe Kühlung und die Wärmeverteilung der maximalen Temperatur auf der Wendeschneidplatte dargestellt. Im Diagramm im unteren Bereich von Abbildung 46 ist die Durchschnittstemperatur auf dem Spanungsquerschnitt und die sich mit den Werten aus Tabelle 8, der universellen Gaskonstante R (8,3144 J/Kmol) und der Arrheniusgleichung (Formel 1) ergebende Reaktionsgeschwindigkeit angeführt. Der Temperaturverlauf entspricht in der Form experimentellen Untersuchungen mit unterbrochenem Schnitt [97] und stimmt mit den in Kapitel 4.3.1 (Tabelle 17) analytisch ermittelten Werten überein.



Abbildung 46: Simulation der parallelen Bearbeitung mit externer Kühlschmierung in ANSYS Fluent

In Abbildung 47 und Abbildung 48 sind die Ergebnisse der ersten sechs Umdrehungen mit *externer Kühlschmierung und interner Kühlung mit 240 ml/min bzw. 465 ml/min* internen Volumenstrom angeführt. Der Wert von 465 ml/min wurde deshalb gewählt, da das entwickelte System bei dieser parallelen Bearbeitung aus EN GJS-600-3 und EN AC-46200 gemäß Abbildung 36 bis zu diesem Wert noch einen praktischen Nutzen in Form einer möglichen Temperaturreduktion am Spanungsquerschnitt aufweist. Der Wert von 240 ml/min stellt etwa die Hälfte des Massenstroms dar.

Im oberen Teil der Abbildung 47 und Abbildung 48 ist jeweils die externe Kühlschmierung, die interne Kühlung und die Wärmeverteilung der maximalen Temperaturen auf der Wendeschneidplatte dargestellt. In den folgenden Diagrammen sind die Durchschnittstemperaturen der Spanungsquerschnitte und die sich daraus berechneten Reaktionsgeschwindigkeiten angeführt. Dabei zeigt sich eine Abflachung der Temperaturspitzen im EN GJS-600-3 – Bereich nach dem ersten Eingriff, die sich

auch in einer Reduzierung der Reaktionsgeschwindigkeiten widerspiegelt. Der Grund hierfür ist, dass die interne Kühlung erst nach der ersten Umdrehung offenbar die volle Kühlwirkung entfaltet. In den darunterliegenden Diagrammen sind die Temperaturdifferenzen des Kühlschmierstoffes zwischen dem Auslass der internen Kühlung und dem Einlass der internen Kühlung dargestellt. Wie zu erwarten war, ist diese Temperaturdifferenz bei einem höheren internen Durchfluss (Abbildung 48) geringer.



Abbildung 47: Simulation der parallelen Bearbeitung mit externer Kühlschmierung und interner Kühlung (240 ml/min) in ANSYS Fluent



Abbildung 48: Simulation der parallelen Bearbeitung mit externer Kühlschmierung und interner Kühlung (465 ml/min) in ANSYS Fluent

In Abbildung 49 und Abbildung 50 sind die Ergebnisse der externen Kühlschmierung, der externen Kühlschmierung und internen Kühlung mit 240 ml/min und der externen Kühlschmierung und internen Kühlung mit 465 ml/min aus Abbildung 46 bis Abbildung 48 zusammengefasst.



Parallele Bearbeitung eines Werkstoffverbundes mittels hybriden Kühlschmiersystems

Abbildung 49: Zusammenfassung (Al... EN AC-46200, GG... EN GJS-600-3)

Die oberen beiden Diagramme in Abbildung 49 zeigen die Reduktion der durchschnittlichen Temperatur am Spanungsquerschnitt von maximal 35 °C am Beginn der Bearbeitung des EN GJS-600-3 - Bereiches (in den Abbildungen mit GG gekennzeichnet). Es ist deutlich zu erkennen, dass sich die Temperatur auf der Spanfläche mit einer zusätzlichen internen Kühlung langsamer und weniger stark entwickelt. Angemerkt sei noch, dass im zweiten Diagramm die Temperaturspitzen in den positiven Temperaturbereich (bei ca. 0,13 s, 0,25 s, 0,37 s, 0,49 s, 0,61 s) aus der Größenwahl der Timesteps resultieren. Untersuchungen zeigten, dass diese Temperaturspitzen durch eine starke Verringerung der Timestepgröße eliminiert werden könnten. Da dadurch jedoch die Berechnungszeit stark zunimmt, wurde für diese Arbeit die gezeigte Vorgangsweise gewählt. Im vorletzten Diagramm der Abbildung 49 sind die maximalen Reaktionsgeschwindigkeiten resultierend aus den verschiedenen Durchschnittstemperaturen ersichtlich. Im EN AC-46200 - Bereich sind diese im Vergleich zum EN GJS-600-3 - Bereich jedoch verschwindend gering und liegen somit an der Nulllinie.

In Abbildung 50 ist mit der Erhöhung des internen Durchflusses ein stark verkleinerter Bereich des Wärmeeintrags und eine geringere Temperatur im Bereich der Schneidenecken zu erkennen. Außerdem ist ein deutlicher Unterschied in den Maximaltemperaturen der Spanfläche der jeweiligen Simulationen ersichtlich, die bei externer Kühlschmierung 550°C und mit zusätzlicher interner Kühlung (465 ml/min) 410°C beträgt.



Abbildung 50: Simulationsergebnisse der Wärmeverteilungen des hybriden Kühlschmiersystems nach sechs Rotationen im EN GJS-600-3 - Bereich

Aufgrund der sich langsamer und weniger stark entwickelten Temperatur am Spanungsquerschnitt mit zusätzlicher interner Kühlung, sind in Tabelle 32 mit den durchschnittlichen und maximalen Temperaturen der Spanfläche (siehe Abbildung 49 und Abbildung 50) die entsprechenden Reaktionsgeschwindigkeiten im EN GJS-600-3 angeführt. Die maximale Reaktionsgeschwindigkeit, die nur in einem kurzen Moment der Zerspanung am Ende des EN GJS-600-3 - Bereiches einsetzt, kann mit einem internen Volumenstrom von 465 ml/min um 24,5 % und die durchschnittliche Reaktionsgeschwindigkeit um 58,1 % reduziert werden.

Die Werte der Reaktionsgeschwindigkeiten aus Tabelle 32 bestätigen die analytische Berechnung der möglichen Temperaturreduktion aus Abbildung 36. So ist auch hier deutlich zu erkennen, dass eine weitere Steigerung des Massenstroms m aufgrund der geringen möglichen Temperaturänderung ΔT und somit der geringen Änderung der Reaktionsgeschwindigkeit nicht zielführend wäre. Das letzte Diagramm in Abbildung 49 bestätigt diese Aussage ebenfalls, da zwischen den beiden internen Kühlungsvarianten lediglich ein Unterschied von 0,03 °C bei der Temperaturdifferenz der internen Kühlung liegt. Klar zu erkennen ist der sich statisch einstellende Verlauf ab ca. 0,4 Sekunden Bearbeitungszeit, wodurch eine längere Berechnungszeit als die gewählten 0,73 Sekunden nicht notwendig erscheint.

Tabelle 32: Reaktionsgeschwindigkeiten k (a.u.) und Reduzierung der Reaktionsgeschwindigkeiten ∆k im Vergleich zur externen Kühlschmierung (extern… externe Kühlschmierung, intern 240…externe Kühlschmierung und interne Kühlung mit 240 ml/min, intern 465…externe Kühlschmierung und interne Kühlung mit 465 ml/min)

	k _{max}	Δk _{max} (%)	k Durchschnitt	$\Delta k_{Durchschnitt}$ (%)
extern	1,29•10 ⁻⁸		7,36•10 ⁻⁹	
intern 240	9,87•10 ⁻⁹	-23,8	3,17•10 ⁻⁹	-56,8
intern 465	9,78•10 ⁻⁹	-24,5	3,08•10 ⁻⁹	-58,1

5 Experimentelle Verifikation

Die sehr vielversprechenden analytischen als auch simulativen Ergebnisse aus den Kapiteln 4.3.1 und 4.3.2 legen eine experimentelle Verifikation des entwickelten hybriden Kühlschmiersystems nahe.

Für die experimentelle Untersuchung wurden daher auf einer DMG MORI CTX Gamma 1250 Innendrehversuche mit in der Automobilindustrie verwendeten Kühlschmierstoffen für parallele Werkstoffverbunde durchgeführt. Kapitel 5.1 zeigt zunächst die verwendeten technischen Geräte für die Auswertungen während und nach den Versuchen auf. Kapitel 5.2 zeigt im Folgenden die für die Innenkühlung umgearbeiteten Wendeschneidplatten und -halter, damit mit dem in Kapitel 4.3 entwickelten System Schnittversuche durchgeführt werden können.

Diese Versuche wurden mit den beiden Kühlschmierstoffen aus Kapitel 4.1.1 mit einem geringer und einem höher gealterten Kühlschmierstoff realisiert. Mit den Ergebnissen aus den realen Versuchen werden nach einem Zwischenresümee in Kapitel 5.4 adaptierte Simulationen in Kapitel 5.5 durchgeführt.

5.1 Mess- und Analysegeräte

Um die Ergebnisse der experimentellen Untersuchung miteinander vergleichen zu können, wurden verschiedene Analysen durchgeführt. Dabei kamen zur *Aufzeichnung der am Schneidkeil wirkenden Kräfte* ein Mehrkomponenten-Dynamometer (Typ 9129AA / Kistler) mit einem Mehrkanalladungsverstärker (Typ 5070A / Kistler) und einer Messkarte (National Instruments) zum Einsatz. Für *Temperaturmessungen* wurden Thermoelemente vom Typ K (TC) mit Durchmesser 0,5 mm verwendet. Die Analysen der Wendeschneidplatten im Anschluss an die Versuche wurde mittels Elektronenstrahlmikroanalyse (Gerät: Firma FEI, Quanta 200; Detektor: Octane Pro Silicon Drift Detektor (SDD)), optischer Vermessung (Alicona Infinite Focus) und Mikroskopaufnahmen (Keyence VW-9000) durchgeführt. Die verwendeten Geräte sollen im Anschluss detaillierter erläutert werden.

Zur Kraftmessung wurden Messsignale eines Mehrkomponeten-Dynamometers über einen Ladungsverstärker und ein Datenerfassungsgerät mittels LabView (Abtastfrequenz f = 25kHz, Tiefpassfilter mit Grenzfrequenz f_{Grenz} = 200Hz) aufgezeichnet (siehe Abbildung 51).



Abbildung 51: Prozessmesskette für die Kraftmessung

Der *Mehrkomponenten-Dynamometer* der Firma Kistler vom Typ 9129AA (siehe Abbildung 52 und Datenblatt im Anhang) verwendet den Piezoeffekt. Dieser besagt, dass bei einer Krafteinwirkung auf Piezokristalle im Kristallgitter negative gegen positive Gitterpunkte verschoben werden, so dass an den Kristalloberflächen

Ladungsunterschiede als Funktion der Kraft F gemessen werden können. Der piezoelektrische Kraftaufnehmer wandelt damit die auftretenden Kräfte in messbare Signale um. Messsysteme, welche auf diesem Prinzip beruhen, zeichnen sich durch eine hohe Steifigkeit aus. Zudem können auch hochfrequente Prozesse zuverlässig gemessen werden [40]. Diese Eigenschaften sind für die stark alternierenden Zerspanungskräfte während der parallelen Bearbeitung eines Werkstoffverbundes notwendig.



Abbildung 52: Mehrkomponenten-Dynanometer Typ 9129AA

Piezoelektrische Kraftaufnehmer erfordern *Ladungsverstärker* (siehe Abbildung 53, links und Datenblatt im Anhang) zur Verarbeitung der Messsignale. Sie sind hauptsächlich zur Messung dynamischer Vorgänge (f > 1Hz) geeignet, z.B. zur Aufnahme von pV-Diagrammen von Verbrennungsmotoren [85]. Zusätzlich wird ein *Datenerfassungsgerät* (Abbildung 53, rechts) verwendet, das per USB an einem Computer angeschlossen wird.



Abbildung 53: Ladungsverstärker (Kistler 5070A02100, links) und Multifunktions-Datenerfassungsgerät (National Instruments NI USB-6229, rechts)

An dieser Stelle sei noch angemerkt, dass der Piezoeffekt umkehrbar ist und nahezu unmittelbar nach Anlegen einer Spannung an einen Piezokristall eine schnelle gerichtete Verformung des Materials im µm-Bereich erfolgt. Diese Verformung wird

beispielsweise als Stellbewegung unter anderem bei Einspritzventilen von direkteinspritzenden Otto- und Dieselmotoren verwendet [38].

Zur Temperaturmessung wurden Messsignale eines Thermoelementes über eine Einschubkarte mit Chassis mittels LabView (Abtastfrequenz f = 5Hz) aufgezeichnet (siehe Abbildung 54).



Abbildung 54: Prozessmesskette für die Temperaturmessung

Die Temperaturdifferenz von *Thermoelementen* wird stets zwischen der Temperatur an der Verbindungsstelle der Thermodrähte und der Temperatur an den Verbindungsstellen (Klemmen) des Messgerätes gemessen. Mit der gemessenen Thermospannung, welche im Bereich einiger mV liegt, kann anhand der DIN EN 60584-1 und der Temperatur der Vergleichsstelle die Temperatur an der Verbindungsstelle (Messstelle) berechnet werden. Beispielsweise liefert das in dieser Arbeit verwendete Thermoelement (Typ-K, Anwendungsbereich von 0°C bis 1100°C) eine Thermospannung von 39µV bei einer Temperaturdifferenz von 1K. In Abbildung 55 ist die Verbindungsstelle (Messstelle) eines Thermoelements im aufgeschnitten Zustand dargestellt [98], das Datenblatt des verwendeten Thermoelementes ist im Anhang zu finden.



Abbildung 55: Thermoelement mit aufgeschnittener Verbindungsstelle (Messstelle)

Die Änderung der elektrischen Ladung aufgrund der Temperatureinwirkung nennt man Thermodiffusion. Diese ist auch für den Seebeck-Effekt, ein für die Wirkungsweise von Thermoelementen wesentlicher Effekt, verantwortlich. Liegt entlang eines Drahtes eine Temperaturdifferenz an, so stellt sich eine Ladungsverschiebung ein. Diese Ladungsverschiebung ist auf die höhere kinetische Energie der Ladungsträger am heißen Ende des Drahtes zurückzuführen, wodurch es zu einer Verarmung an Ladungsträgern in dieser Zone kommt [98]. Wird also ein elektrischer Leiter einem Temperaturgefälle ausgesetzt, so verschiebt sich die elektrische Ladung. Durch die Kombination von zwei unterschiedlichen Materialen kann so von der auftretenden Spannung auf die Temperatur geschlossen werden [99]. Zur Datenerfassung wurde eine *DAQ Einschubkarte* (National Instruments NI 92114) für Thermoelemente (Abbildung 56, links) mit einem entsprechenden DAQ-Chassis (National Instruments NI DAQ-9191, Abbildung 56, rechts) verwendet.



Abbildung 56: Einschubkarte (National Instruments NI 92114, links) und Chassis (National Instruments NI cDAQ-9191, rechts)

Im Anschluss an die Zerspanung wurden die relevanten Oberflächen der verwendeten Wendeschneidplatten mit einem *Auflichtmikroskop* der Fa. Keyence aufgenommen. Mit dem Keyence VW-9000 (Abbildung 57) ist es neben High-Speed-Aufnahmen auch möglich, das Gerät als Digitalmikroskop zu verwenden. Dadurch können Objekte mit starken Erhebungen und Vertiefungen mit der automatischen Z-Achseneinstellung tiefenscharf aufgenommen werden.



Abbildung 57: Keyence VW-9000 High-Speed-Digitalmikroskop

Zur Analyse des Wendeschneidplattenverschleißes kam ein *3D-Oberflächenmesssystem* der Firma Alicona zur Anwendung (Abbildung 58). Dieses auf dem Messprinzip der Fokus-Variation basierende System nutzt die geringe Schärfentiefe der Messoptik, um die Tiefeninformation einer Oberfläche zu extrahieren und in weiterer Folge eine 3D-Struktur zu erstellen. Unter fortlaufender Variation des Abstandes wird zwischen der Optik und dem Messobjekt die Änderung der Schärfe abhängig von der Topographie der Oberfläche relativ zum Abstand der Optik gemessen und eine dichte 3D-Repräsentation der Oberfläche erzeugt. Dieser Messdatensatz kann in weiterer Folge mittels geeigneten Messmodulen vermessen werden. Die Probe wird dabei mit moduliertem Licht beleuchtet. Dieses Licht wird in die Optik geleitet und über einen halbdurchlässigen Spiegel auf die Probe fokussiert, wodurch eine koaxiale Ausleuchtung entsteht. Trifft das Licht auf die Probe auf, wird es je nach Oberflächenbeschaffenheit reflektiert und über die Präzisionsoptik auf einen digitalen Sensor zur Aufnahme eines Bildes projiziert [100]. Aufgrund der kontinuierlichen Bewegung des Sensors entsteht eine Variation der Schärfe, deren Änderung in Folge gemessen wird. Ein Algorithmus filtert jene Pixel heraus, die in den Aufnahmen scharf erscheinen. Die Änderung, sprich Variation der Schärfewerte, wird zur Messung der jeweiligen 3D-Position herangezogen. Die scharfen Pixel werden unter Berücksichtigung der jeweiligen Aufnahmehöhe zu einer 3D-Struktur zusammengesetzt und vom Gerät ausgegeben. Gegenüber taktilen Messverfahren hat die Fokusvariation den Vorteil, völlig verschleißfrei zu sein.



Abbildung 58: Alicona Infinite Focus

Um die chemische Zusammensetzung der tribochemisch bedingten Aufbauschneide, der Beschichtungen und des Substrates zu eruieren, wurden Elekronenstrahlmikroanalysen (ESMA) durchgeführt. Die Funktionsweise eines Rasterelektronenmikroskops beruht auf der Abrasterung (linienförmiges Führen des Elektronenstrahls über die Probenoberfläche) einer Oberfläche mithilfe eines gebündelten Elektronenstrahls. Im Rasterelektronenmikroskop können, vorausgesetzt es sind entsprechende Detektoren vorhanden, Elektronenstrahlmikroanalysen durchgeführt werden, mit deren Hilfe die Zusammensetzung einer Probe zerstörungsfrei bestimmt werden kann [101].

Die Elektronenstrahlmikroanalyse (Gerät: Firma FEI, Quanta 200; Detektor: Octane Pro Silicon Drift Detektor (SDD), siehe Abbildung 59) dient zur zerstörungsfreien Analyse von Festkörperoberflächen mit lateraler Auflösung bis zu 1 μ m. Die Methode beruht auf der energiedispersiven Analyse (EDX) der von der Probe bei Beschuss mit einem Elektronenstrahl emittierten charakteristischen Röntgenstrahlung. Detektierbar sind Elemente ab Ordnungszahl 4 (Beryllium) und die relative Nachweisgrenze beträgt bei Elementen 0,01 Gew%, was einer absoluten Nachweisgrenze von 10 – 15 g entspricht. Vergleicht man mit bekannten Standards, ist die Quantifizierung der chemischen Zusammensetzung möglich, da sich das Signal der charakteristischen Röntgenlinien proportional zum Anteil des jeweiligen Elements verhält. Somit können parallel zum Oberflächenabbild die Elementverteilungen aufgenommen werden.

Die gewonnenen Informationen für die Elementverteilung stammen aus einer dünnen Oberflächenschicht. Auf die zu analysierende Stelle einer Probenoberfläche lenkt man einen genau fokussierten Elektronenstrahl und die von den Elektronen getroffene Fläche emittiert ein Röntgenspektrum, das wiederrum mit einem Röntgenspektrometer untersucht wird. Somit kann die chemische Zusammensetzung des von der Elektronensonde erfassten Untersuchungsvolumens bestimmt werden. An der Oberfläche der Probe werden die auftretenden Elektronen teilweise reflektiert, teilweise werden energieärmere Elektronen emittiert. Grundsätzlich kann zwischen der elastischen und der inelastischen Streuung der Elektronen im Material unterschieden werden. Unter der elastischen Streuung versteht man eine Ablenkung der Primärelektronen. Die kinetische Energie der Primärelektronen bleibt erhalten und sie können als Rückstreuelektronen aus dem Material austreten [102]. Bei der inelastischen Streuung übertragen die Primärelektronen einen Teil ihrer Energie auf unterschiedliche Atome der Probe. Der Prozess setzt sich fort, bis die Elektronen zum Stillstand kommen oder die Probe als Rückstreu- oder Sekundärelektronen verlassen. Diese Elektronen werden zur Helligkeitssteuerung der Bildröhre verwendet, wodurch man ein charakteristisches Bild der Oberfläche erhält. Das Abtasten und Analysieren eines größeren Bereiches der Probenfläche und nicht nur eines speziellen Bereiches wird als "Mapping" bezeichnet.



Abbildung 59: Elektronstrahlmikroskopie (Gerät: Firma FEI, Quanta 200; Detektor: Octane Pro Silicon Drift Detektor (SDD))

5.2 Versuchsaufbau

Für die Schnittversuche wurde ein Kühlkanal mit der Kühlkanalpositionsvariante 3 von Abbildung 44 aus Kapitel 4.3.2 in eine Wendeschneidplatte erodiert. Dazu wurde die *Negativform des Kühlkanals als Stempel* gefertigt (Abbildung 60). Aufgrund der nahen Positionierung des Kühlkanals zur Schneidenecke bzw. dem Spanungsbereich in der Wendeschneidplatte konnte der Erodierstempel nicht orthogonal zur Unterseite der Wendeschneidplatte positioniert werden. Daher wurde mit einer Erodieraufnahme (Abbildung 61) die Wendeschneidplatte so positioniert, dass der Kühlkanal in einer *konventionellen Senkerodiermaschine* gefertigt werden konnte.



Abbildung 60: Erodierstempel mit Negativform des Kühlkanals aus Abbildung 44



Abbildung 61: Erodieraufnahme zum korrekten Platzieren der Wendeschneidplatte, der Erodierstempel und die erodierte Wendeschneidplatte

Ein *Wendeschneidplattenhalter* für die Wendeschneidplatten mit dem speziellen Positionierungsprofil aus Abbildung 44 wurde mit Bohrungen (Ø 1mm) für die externe und interne Kühlung versehen (Abbildung 62). Über Schläuche (Ø 6mm) und Schlauchanschlüsse erfolgt die Kühlschmierstoffversorgung für die externe Kühlschmierung und die Zu- und Abfuhr des Kühlschmierstoffes für die interne Kühlung. Zur Abdichtung zwischen Wendeschneidplatte und -halter wurde in den Schnittversuchen ein Zweikomponetenkleber verwendet.



Abbildung 62: Werkzeughalter mit Bohrungen für Kühlschmierstoffeinlass und – auslass und montierter, erodierter Wendeschneidplatte aus Abbildung 44 und Abbildung 61

Für die experimentellen Schnittversuche wurde eine *DMG Mori CTX Gamma 1250 TC* (siehe Abbildung 63) verwendet. Die technischen Daten sind in Tabelle 33 angeführt.



Abbildung 63: DMG Mori CTX Gamma 1250 TC

Tabelle 33: Datenblatt zu DMG Mori CTX Gamma 12	50 TC
---	-------

Туре	DMG Mori CTX Gamma 1250 TC	
Umlauf- und Drehdurchmesser	700 mm und 530 mm	
Senkrecht- und Längsweg	± 200 mm und 1300 mm	
Ausbaustufe	Dreh-Frässpindel für Drehlänge 1250 mm	
Hauptspindel	Antriebsleistung: 34 kW, Drehzahl: 5000 min-1	
Vorschubantrieb Eilgang X/Y/Z	40/40/30 m/min	
Scheibenmagazin	36 Werkzeuge	
CNC-Steuerung	Siemens SINUMERIK 840D	
Anschlussleistung	110 kVA	
Baujahr	2009	

Versuchsaufbau wurde, wie in Abbildung 64 dem Der gezeigt, auf Bearbeitungszentrum montiert. In die Hauptspindel wurde ein Probenträger in das Dreibackenfutter der Maschine gespannt, in die wiederrum die Werkstoffproben mit vier Schrauben befestigt werden konnten. Diese Werkstoffproben bestanden aus zwei geometrisch identischen Quadern aus EN AC-46200 und EN GJS-600-3, die mit Werkstück zerspant wurden. Dieser stationärer Schneide bei rotierenden Versuchsaufbau ist somit invers zur parallelen Bearbeitung der Kurbelwellenbohrung eines modernen Kurbelwellengehäuses in der Serienfertigung, bei der mit rotierender Schneide das stationäre Werkstück zerspant wird. Im Werkzeugrevolver wurde der

Werkzeughalter aus Abbildung 62 und die erodierte Wendeschneidplatte mit Kühlkanalvariante 3 aus Abbildung 44 und Abbildung 61 über eine Halterung und eine Zwischenplatte mit dem Mehrkomponentendynamometer an der Maschine montiert. Die interne Kühlmittelzufuhr erfolgte über Schläuche, die am adaptierten Werkzeughalter mittels Schlauchanschlüssen befestigt wurden. In weiterer Folge gelangte der Kühlschmierstoff über die internen Bohrungen und dem erodierten Kühlkanal unter die Spanfläche der Wendeschneidplatte und von dort wieder über Austrittsbohrungen, dem Schlauchanschluss und einem Schlauch nach außen. Sowohl auf dem Einlass als auch auf dem Auslass der internen Kühlung wurden über Schlauchanschlüsse in T-Form Temperatursensoren im Abstand von etwa 30 mm von der Spanfläche entfernt angebracht. Mit diesen Temperatursensoren wurde die Einlass- und Auslasstemperatur des Kühlmittels gemessen. Außerdem befand sich vor dem Temperatursensor für die Einlasstemperatur eine Drossel, um den internen Kühlmittelstrom zu regulieren. Für die externe Kühlung wurde ebenfalls über einen Schlauch, einen Schlauchanschluss und eine Bohrung im Werkzeughalter der Kühlschmierstoff zugeführt.



Abbildung 64: Versuchsaufbau auf DMG Mori CTX Gamma 1250 TC (Anm.: Drossel für Regulierung des internen Kühlmittelstromes ist außerhalb des Bildbereiches)

Die Werkstoffproben aus EN AC-46200 und EN GJS-600-3 wurden im montierten Zustand im Bearbeitungszentrum auf einen Innendurchmesser von 50 mm vorbearbeitet. Mit den Prozessparametern aus Tabelle 34 wurde im Anschluss vom vorbearbeiteten Durchmesser auf 69,98 mm ausgedreht, um die Bearbeitung von 740 Lagerstegen nachzubilden. Dazu wurde nach 5 mm Vorschubweg die Bearbeitung unterbrochen, das Werkzeug zurückgezogen und anschließend wiederum 5 mm zerspant. Diese Vorgehensweise wurde gewählt, da im Kurbelwellengehäuse ebenfalls mehrere kurze Stege hintereinander bearbeitet werden.

Drehzahl n (min ⁻¹)	520
Ausgangsdurchmesser d _i (mm)	50
Enddurchmesser da (mm)	69,98
Schnittgeschwindigkeit vc (m/min)	90
Vorschub f (mm/U)	0,146
Schnitttiefe a _p (mm)	0,135
Schnittlänge s (mm)	5
Gesamtvorschubweg I _f (mm)	3700

Tabelle 34: Prozessparameter für experimentelle Schnittversuche

Die verwendeten Wendeschneidplatten der Fa. Kennametal entsprechen jener, welche in der industriellen Serienfertigung auch eingesetzt wird. Zusätzlich wurde Kühlkanalvariante 3 aus Abbildung 44 in die Platte erodiert. Die Eckdaten der Wendeschneidplatten sind in Tabelle 35 angeführt. Die gemessenen Werte wurden mittels Alicona-Infinite-Focus ermittelt und die vollständigen Ergebnisprotokolle sind dem Anhang zu entnehmen.

Tabelle 35: Eckdaten der Wendeschneidplatte

Туре	RIQ2059125/V
Substrat / Dicke der Platte (mm)	Wolframkarbid / 3,15
Beschichtung / Beschichtungsdicke (µm)	TiAIN / 5
Span-/ Frei-/ und Keilwinkel γ (°)	-2,8 / 23,2 / 69,5
Schneidkantenverrundung r (µm)	67,7

Hier ist zu berücksichtigen, dass die Wendeschneidplatte im Werkzeughalter aus Abbildung 62 mit einer Neigung von 12° angebracht wird. Es ergeben sich daher ein effektiver Freiwinkel α_{eff} von 11,3° und ein effektiver Spanwinkel γ_{eff} von 9,2°, die jeweils dem Serienwerkzeug entsprechen.

5.3 Schnittversuche mit hybridem Kühlschmiersystem

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der externen Kühlung mit unterschiedlich gealterten bzw. verunreinigten Kühlschmierstoffen aus Kapitel 4.1.1 detailliert analysiert. Mit den beiden Kühlschmierstoffen werden jeweils weitere Versuche mit einer für die interne Kühlung adaptierten Wendeschneidplatte und einem adaptierten Halter durchgeführt. Diese Ergebnisse wurden ebenfalls analysiert und den Ergebnissen mit externer Kühlung gegenübergestellt.

5.3.1 Versuche mit gering verunreinigtem Kühlschmierstoff

Zunächst wurden die Versuche mit dem geringer verunreinigten Kühlschmierstoff aus Kapitel 4.1.1 durchgeführt. Wie bereits erwähnt, wurde diese Kühlschmierstoffemulsion (AdditivET/Oemeta Hycut ET46 1:3,6, Tabelle 5) zuvor industriell eingesetzt, wodurch es sich um eine gealterte bzw. verunreinigte Emulsion handelt. Das dazugehörige Hochleistungsdünnschichtchromatogramm (HPTLC) ist in Kapitel 4.1.1, Abbildung 14 angeführt. Die Bearbeitungslinie, von welcher der Kühlschmierstoff entnommen wurde, ist dieselbe, die in Kapitel 2.2, Abbildung 10 (rechts) die größere tribochemisch bedingte Aufbauschneide verursachte.

Die Wendeschneidplatte des Versuches mit *externer Kühlschmierung* wurde, neben der in Kapitel 4.1.1 aus Abbildung 16 bereits gezeigten Mikroskop- und Alicona-Aufnahmen, weiter untersucht. In Abbildung 65 sind zunächst Aufnahmen mittels Primär- und Sekundärelektronen des Rasterelektronenmikroskops angeführt. Darin zeigten sich insbesondere in der Aufnahme mittels Sekundärelektronen die schichtweisen Ablagerungen der tribochemisch bedingten Aufbauschneide sehr deutlich. Die dadurch erzeugte Abweichung am Durchmesser beträgt 38 μ m und ist damit doppelt so hoch als die erlaubte Toleranz von 19 μ m.



Abbildung 65: Ergebnis der externen Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 1 (KSS 1) (links und rechts oben: ESM-Aufnahme mit Primär- und Sekundärelektronen, links und rechts unten: Mikroskop- und Alicona-Aufnahme aus Abbildung 16)



Abbildung 66: Elektronenstrahlmikroanalyse der tribochemischen Reaktionsprodukte

Die Ergebnisse des Mappings der Elektronenstrahlmikroanalyse der tribochemischen Reaktionsprodukte der externen Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 1 sind in Abbildung 66 angeführt. Neben einer Aufnahme mittels Primärelektronen und der Überlagerung aller vorkommenden Elemente sind die einzelnen Reaktionsprodukte Kohlenstoff (C), Silizium (Si), Eisen (Fe), Sauerstoff (O) und Aluminium (Al) angeführt. Auffällig ist die große Eisenablagerung auf der (nicht mehr erkennbaren) Schneidenecke. Das Mapping des Substrates und der Beschichtung der verwendeten Wendeschneidplatte wird in Abbildung 67 gezeigt. Die in Tabelle 35 erwähnte TiAIN - Beschichtung und das Substrat aus Wolfram ist klar ersichtlich.



Abbildung 67: Elektronenstrahlmikroanalyse von Substrat und Beschichtung

In Abbildung 68 sind die mittels der in Kapitel 5.1 gezeigten Prozessmesskette aufgezeichneten Schnitt-, Vorschub- und Passivkräfte am Anfang und am Ende der idealisierten Schnittversuche dargestellt. Die gemittelten Werte sind in Tabelle 36 angeführt. Daraus resultiert, dass die Werte über die gesamte Bearbeitung konstant geblieben sind. Dies führt zu der Vermutung, dass die tribochemisch bedingte Aufbauschneide aus Abbildung 65 - Abbildung 67 bereits am Anfang der Bearbeitung auftrat und sich daher frühzeitig ein Gleichgewichtszustand zwischen Neubildungsrate und Abtragsrate von Reaktionsprodukten ausgebildet hat.

Tabelle 36: Gemittelte Kräfte bei externer Kühlschmierung mit KSS 1(A...Versuchsanfang, E...Versuchsende)

	EN AC-46200	EN GJS-600-3
gemittelte Schnittkraft F_c (N) (A/E)	37 / 36	91 / 98
gemittelte Vorschubkraft F _f (N) (A/E)	9/9	28 / 31
gemittelte Passivkraft F_p (N) (A/E)	14 / 15	30 / 38


Abbildung 68: Kräfte am Anfang (oben) und am Ende (unten) der idealisierten Schnittversuche mit externer Kühlung mittels Kühlschmierstoff 1

Beim nächsten Versuch wurde zusätzlich zur externen Kühlschmierung noch intern gekühlt, indem Kühlschmierstoff 1 mit einem Volumenstrom von 240 ml/min durch den erodierten Kühlkanal geleitet wurde. Die Wendeschneidplatte dieses Versuchs wurde mittels Mikroskop- und Alicona-Aufnahmen sowie Elektronenstrahlmikroanalysen Sowohl die Abbildung dargestellten untersucht. in 69 Mikroskopund Aliconaaufnahmen als auch die Aufnahmen mittels Primär- und Sekundärelektronen des Rasterelektronenmikroskops zeigen dabei ein deutlich reduziertes Verschleißbild. Im Vergleich zur externen Kühlschmierung aus Abbildung 65 - Abbildung 67 ist die Schneidenecke hier deutlich zu erkennen, eine tribochemische Reaktion fand lediglich im geringen Ausmaß auf der Spanfläche statt. Daraus resultiert, dass keine Abweichung am Durchmesser erzeugt wird.





Abbildung 69: Ergebnis der externen Kühlschmierung und internen Kühlung (240 ml/min) mit Kühlschmierstoff 1 (KSS 1) (links und rechts oben: ESM-Aufnahme mit Primär- und Sekundärelektronen, links und rechts unten: Mikroskop- und Alicona-Aufnahme)

Abbildung 70 enthält das Mapping von Substrat und Beschichtung der verwendeten Wendeschneidplatte. Es ist wiederrum die in Tabelle 35 erwähnte TiAIN - Beschichtung und das Substrat aus Wolfram zu erkennen.



Abbildung 70: Elektronenstrahlmikroanalyse von Substrat und Beschichtung

Die Ergebnisse des Mappings der Elektronenstrahlmikroanalyse der tribochemischen Reaktionsprodukte der externen Kühlschmierung und internen Kühlung mit 240 ml/min

Volumenstrom mit Kühlschmierstoff 1 werden in Abbildung 71 gezeigt. Neben einer Aufnahme mittels Primärelektronen und der Überlagerung aller vorkommenden Elemente sind wieder die einzelnen Reaktionsprodukte Kohlenstoff (C), Silizium (Si), Eisen (Fe) und Sauerstoff (O) angeführt. Eine Ablagerung aus Aluminium (Al) und eine ähnliche Größenordnung aus Eisen (Fe), wie sie in Abbildung 66 dargestellt, konnten hier nicht eruiert werden.



Abbildung 71: Elektronenstrahlmikroanalyse der tribochemischen Reaktionsprodukte

In Abbildung 72 sind die aufgezeichneten Schnitt-, Vorschub- und Passivkräfte dargestellt. Die gemittelten Werte werden in Tabelle 37 beschrieben. Hier sticht besonders hervor, dass die Werte wieder über die gesamte Bearbeitung konstant, aber signifikant geringer als bei reiner externen Bearbeitung sind.



Abbildung 72: Kräfte am Anfang (oben) und am Ende (unten) der idealisierten Schnittversuche mit ex- und interner Kühlung (240ml/min) mit Kühlschmierstoff 1

Tabelle 37: Gemittelte Kräfte bei externer Kühlschmierung und interner Kühlung (240 ml/min) mit Kühlschmierstoff 1 (A...Versuchsanfang, E...Versuchsende)

	EN AC-46200	EN GJS-600-3
gemittelte Schnittkraft F_c (N) (A/E)	16 / 17	44 / 45
gemittelte Vorschubkraft F _f (N) (A/E)	14 / 14	35 / 35
gemittelte Passivkraft Fp (N) (A/E)	5/7	13 / 18

Abbildung 73 enthält die mittels der in Kapitel 5.1 gezeigten Prozessmesskette aufgezeichneten Ein- und Auslasstemperaturen der internen Kühlung.



Abbildung 73: Ein- und Auslasstemperatur bei interner Kühlung mit Kühlschmierstoff 1 (240 ml/min)

Die Temperatursprünge in Abbildung 73 bei 2200 Sekunden und 4900 Sekunden resultieren aus kurzzeitigen Maschinenstopps. Diese Unterbrechungen wurden zum einen dazu genützt, um Kraftmessungen vorzubereiten und zum anderen, um den Verschleißzustand der Wendeschneidplatte zu beobachten. Die Kraftmessungen zeigten ähnliche Werte wie in Abbildung 72. Die erhöhte Einlass- und dadurch auch Auslasstemperatur zu Beginn des Versuches resultiert aus dem Aufbau der Kühlschmierstoffversorgung der verwendeten Maschine. So wird zunächst der Kühlschmierstoff aus der Maschine verwendet und bei Bedarf Kühlschmierstoff aus einem zusätzlichen Tank nachgepumpt. Die Vermischung der unterschiedlich erwärmten Kühlschmierstoffe bewirkt die Temperaturschwankung bis etwa 1200 Sekunden Bearbeitungszeit. Im Anschluss ist ein konstanter Anstieg der Einlasstemperatur aufgrund der Erwärmung des Kühlschmierstoffes während der Bearbeitungsdauer zu erkennen. Die Temperaturdifferenz zwischen Ein- und Auslasstemperatur zeigt über die gesamte Bearbeitung eine durchschnittliche Abweichung von etwa 0,04°C.

5.3.2 Versuche mit höher verunreinigtem Kühlschmierstoff

Von derselben Bearbeitungslinie des Industriepartners wie bei den durchgeführten Versuchen in Kapitel 5.3.1 wurde 16 Monate später wieder dieselbe Kühlschmierstoffemulsion (AdditivET/Oemeta Hycut ET46 1:3,6, Tabelle 5) und abermals Versuche durchgeführt. dazugehörige entnommen Das Hochleistungsdünnschichtchromatogramm (HPTLC) dieser höher gealterten bzw. verunreinigten Kühlschmierstoffemulsion ist in Kapitel 4.1.1, Abbildung 15 angeführt. Bei der Bearbeitungslinie, aus der der Kühlschmierstoff entnommen wurde, handelt es sich um dieselbe, die in Kapitel 2.2, Abbildung 10 (rechts) die größere tribochemisch bedingte Aufbauschneide verursachte. Die Wendeschneidplatte für den Versuch mit externer Kühlschmierung ist in Abbildung 74 dargestellt und wurde, neben der in Kapitel 4.1.1, Abbildung 17 bereits dargestellten Mikroskop- und Alicona-Aufnahmen, ebenfalls mittels Elektronenstrahlmikroanalyse untersucht.



Abbildung 74: Ergebnis der externen Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 2 (KSS 2) (links und rechts oben: ESM-Aufnahme mit Primär- und Sekundärelektronen, links und rechts unten: Mikroskop- und Alicona-Aufnahme aus Abbildung 17)

In Abbildung 74 sind neben diesen Mikroskop- und Alicona-Aufnahmen wieder Aufnahmen mittels Primär- und Sekundärelektronen des Rasterelektronenmikroskops angeführt. Dabei zeigt sich, wie bereits erwähnt, eine deutlich größere tribochemisch bedingte Aufbauschneide als mit dem gering verunreinigten Kühlschmierstoff von Kapitel 5.3.1 mit einer externen Kühlschmierung. Die dadurch erzeugte Abweichung am Durchmesser beträgt 58 μ m und ist damit etwa dreimal so hoch als die erlaubte Toleranz von 19 μ m.

Abbildung 75 enthält das Mapping von Substrat und Beschichtung der verwendeten Wendeschneidplatte. Abermals erkennt man die in Tabelle 35 erwähnte TiAIN - Beschichtung und das Substrat aus Wolfram.



Abbildung 75: Elektronenstrahlmikroanalyse von Substrat und Beschichtung

Die Ergebnisse des Mappings der Elektronenstrahlmikroanalyse der tribochemischen Reaktionsprodukte der externen Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 2 werden in Abbildung 76 gezeigt. Neben einer Aufnahme mittels Primärelektronen und der Überlagerung aller vorkommenden Elemente sind wieder die einzelnen Reaktionsprodukte Kohlenstoff (C), Silizium (Si), Eisen (Fe), Sauerstoff (O) und Aluminium (Al) angeführt. Hierbei fällt der hohe Aluminiumgehalt der (nicht mehr erkennbaren) Schneidenecke auf. Die Ergebnisse des Mappings der Elektronenstrahlmikroanalyse der tribochemischen Reaktionsprodukte der externen Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 1 (Abbildung 66) zeigten in diesem Bereich hingegen einen großen Eisengehalt. Der Grund dafür könnte die Position der Wendeschneidplatte knapp vor dem Versuchsende sein. Befand sich die Schneide im EN GJS-600-3 – Bereich, könnte sich Eisen aus dem Grauguss auf der Spanfläche abgelagert haben (Abbildung 66) bzw. durch die Endposition der Schneide im Bereich des EN AC-46200 wiederum Aluminium (Abbildung 76).

In Abbildung 77 sind die mittels der in Kapitel 5.1 gezeigten Prozessmesskette aufgezeichneten Schnitt-, Vorschub- und Passivkräfte am Anfang und am Ende der Schnittversuche dargestellt. Die gemittelten Werte sind in Tabelle 38 angeführt. Wieder sind konstante Werte über die gesamte Bearbeitung zu erkennen, was auf die Entstehung einer tribochemisch bedingten Aufbauschneide und daher der Ausbildung eines Gleichgewichtszustands zwischen Neubildungsrate und Abtragsrate von Reaktionsprodukten bereits am Anfang der Bearbeitung rückschließen lässt.





Abbildung 76: Elektronenstrahlmikroanalyse der tribochemischen Reaktionsprodukte



Abbildung 77: Kräfte am Anfang (oben) und am Ende (unten) der idealisierten Schnittversuche mit externer Kühlung mittels Kühlschmierstoff 2

Tabelle 38: gemittelte Kräfte mit externer Kühlschmierung (KSS 2) (A...Versuchsanfang, E...Versuchsende)

	EN AC-46200	EN GJS-600-3
gemittelte Schnittkraft F_c (N) (A/E)	38 / 38	101 / 103
gemittelte Vorschubkraft F _f (N) (A/E)	6 / 10	27 / 28
gemittelte Passivkraft F_p (N) (A/E)	14 / 14	33 / 33

Bei dem nächsten Versuch wurde *zusätzlich zur externen Kühlschmierung intern gekühlt*, indem Kühlschmierstoff 2 mit einem *Volumenstrom von 240 ml/min* durch den erodierten Kühlkanal geleitet wurde. Die Wendeschneidplatte dieses Versuches wurde im Anschluss mittels Mikroskop- und Alicona-Aufnahmen und Elektronenstrahl-

mikroanalysen untersucht. In Abbildung 78 sind neben den Mikroskop- und Aliconaaufnahmen solche mittels Primär- und Sekundärelektronen des Rasterelektronenmikroskops angeführt. Dabei zeigt sich ein reduziertes Verschleißbild im Vergleich zu der externen Kühlschmierung aus Abbildung 74 bis Abbildung 76. Die dadurch erzeugte Abweichung am Durchmesser konnte zwar auf 24 µm halbiert werden, ist aber trotzdem außerhalb der erlaubten Toleranz von 19 µm. Außerdem ist ein kleiner Ausbruch an der Hauptschneide zu erkennen.



Abbildung 78: Ergebnis der externen Kühlschmierung und internen Kühlung (240 ml/min) mit Kühlschmierstoff 2 (KSS 2) (links und rechts oben: ESM-Aufnahme mit Primär- und Sekundärelektronen, links und rechts unten: Mikroskop- und Alicona-Aufnahme)

Das Mapping des Substrates und der Beschichtung der verwendeten Wendeschneidplatte ist in Abbildung 79 zu finden. Dabei ist wieder die in Tabelle 35 erwähnte TiAIN - Beschichtung und das Substrat aus Wolfram zu erkennen. Die Ergebnisse des Mappings der Elektronenstrahlmikroanalyse der tribochemischen Reaktionsprodukte der externen Kühlschmierung und internen Kühlung mit 240 ml/min Volumenstrom mit Kühlschmierstoff 2 sind in Abbildung 80 ersichtlich. Neben einer Aufnahme mittels Primärelektronen und der Überlagerung aller vorkommenden Elemente sind die einzelnen Reaktionsprodukte angeführt. Eine Ablagerung aus Aluminium (AI) wie in Abbildung 76 konnte hier nicht eruiert werden. Stattdessen hat sich hauptsächlich Eisen (Fe) abgelagert, was wiederrum auf die Position der Wendeschneidplatte knapp vor dem Versuchsende zurückzuführen sein könnte.







Abbildung 80: Elektronenstrahlmikroanalyse der tribochemischen Reaktionsprodukte

In Abbildung 81 sind die, mittels der in Kapitel 5.1 enthaltenen Prozessmesskette, aufgezeichneten Schnitt-, Vorschub- und Passivkräfte am Anfang und am Ende der Schnittversuche und in Tabelle 39 die gemittelten Werte angeführt.



Abbildung 81: Kräfte am Anfang (oben) und am Ende (unten) der idealisierten Schnittversuche mit ex- und interner Kühlung (240ml/min) mit Kühlschmierstoff 2

Tabelle 39: Kräfte bei externer Kühlschmierung und interner Kühlung (240 ml/min) mit Kühlschmierstoff 2 (A...Versuchsanfang, E...Versuchsende)

	EN AC-46200	EN GJS-600-3
gemittelte Schnittkraft F_c (N) (A/E)	36 / 35	106 / 105
gemittelte Vorschubkraft F _f (N) (A/E)	16 / 10	32 / 33
gemittelte Passivkraft F_{P} (N) (A/E)	18 / 17	38 / 44

Auch bei dieser Bearbeitung sind konstante Werte über die gesamte Bearbeitung zu erkennen, da sich offenbar die tribochemisch bedingte Aufbauschneide aus Abbildung 78 bis Abbildung 80 und somit ein Gleichgewichtszustand zwischen Neubildungsrate und Abtragsrate von Reaktionsprodukten erneut bereits am Anfang der Bearbeitung gebildet hat.

In Abbildung 82 sind die mittels der in Kapitel 5.1 gezeigten Prozessmesskette aufgezeichneten Ein- und Auslasstemperaturen und die daraus berechnete Temperaturdifferenz der internen Kühlung dargestellt.



Abbildung 82: Ein- und Auslasstemperatur bei interner Kühlung mit Kühlschmierstoff 2 (240 ml/min)

Im Durchschnitt ist diese Temperaturdifferenz zwischen Ein- und Auslasstemperatur über die gesamte Bearbeitung etwa 0,1°C. Die Temperatursprünge bei 950 Sekunden, 2900 Sekunden, 3300 Sekunden und 5000 Sekunden resultieren wie in Abbildung 73 aus kurzzeitigen Maschinenstopps. Diese wurden abermals für die Vorbereitung von Kraftmessungen und für Verschleißbegutachtungen genutzt. Die Kraftmessungen

zeigten ähnliche Werte wie in Abbildung 81. Die erhöhte Einlass- und dadurch auch Auslasstemperatur am Anfang des Versuches ist in Abbildung 82 etwas geringer ausgeprägt als in Abbildung 73, dennoch wieder deutlich zu erkennen. Die kleinere Ausprägung resultiert daher, dass die Maschine vor dem Versuch bereits im Einsatz war und die Kühlschmierstoffe aus den beiden Tanks offenbar weitgehend auf dasselbe Temperaturniveau vermischt wurden. Dies erklärt auch die höhere Temperatur zu Beginn des Versuches im Vergleich zu Abbildung 73. Im Versuchsverlauf ist wieder ein konstanter Anstieg der Einlasstemperatur aufgrund der Erwärmung des Kühlschmierstoffes während der Bearbeitungsdauer zu erkennen.

Um die Abweichung von 24 µm weiter zu verringern und somit auch den höher verunreinigten Kühlschmierstoff prozesssicher in der Serienfertigung verwenden zu können, wurde der interne Volumenstrom auf 465 ml/min erhöht. Dieser Durchflusswert stellt gemäß Kapitel 4.3.1 das Optimum des hybriden Kühlschmiersystems dar. Auch die Wendeschneidplatte dieses Versuches wurde mittels Mikroskop- und Alicona-Aufnahmen und Elektronenstrahlmikroanalysen untersucht. In Abbildung 83 sind neben den Mikroskop- und Alicona-Aufnahmen Primärund Sekundärelektronen zunächst Aufnahmen mittels des Rasterelektronenmikroskops angeführt.



Abbildung 83: Ergebnis der externen Kühlschmierung und internen Kühlung (465 ml/min) mit Kühlschmierstoff 2 (KSS 2) (links und rechts oben: ESM-Aufnahme mit Primär- und Sekundärelektronen, links und rechts unten: Mikroskop- und Alicona-Aufnahme)

In Abbildung 83 zeigt sich eine deutlich geringere tribochemisch bedingte Aufbauschniede im Vergleich zu der externen Kühlschmierung aus Abbildung 74 -Abbildung 76 und der Kombination aus der externen Kühlschmierung und der internen Kühlung mit 240 ml/min Volumenstrom mit Kühlschmierstoff 2 aus Abbildung 78 -Abbildung 80. Die Schneidenecke ist deutlich zu erkennen und eine tribochemische Reaktion fand nur im geringen Ausmaß auf der Spanfläche statt. Dadurch wird keine Abweichung am Durchmesser erzeugt. Die Ergebnisse des Mappings der Elektronenstrahlmikroanalyse der tribochemischen Reaktionsprodukte der externen Kühlschmierung und internen Kühlung mit 465 ml/min Volumenstrom mittels Kühlschmierstoff 2 sind in Abbildung 84 vorzufinden.



Abbildung 84: Elektronenstrahlmikroanalyse der tribochemischen Reaktionsprodukte

Neben einer Aufnahme mittels Primärelektronen und der Überlagerung aller vorkommenden Elemente erkennt man in Abbildung 84 wieder die einzelnen Reaktionsprodukte. Eine Ablagerung aus Aluminium (AI), wie in Abbildung 76, konnte hier ebenfalls wie in Abbildung 80 nicht eruiert werden. Stattdessen hat sich auch hier

hauptsächlich Eisen (Fe) abgelagert. Das Mapping des Substrates und der Beschichtung der verwendeten Wendeschneidplatte wird in Abbildung 85 gezeigt. In Abbildung 86 sind die Schnitt-, Vorschub- und Passivkraft ersichtlich.







Abbildung 86: Kräfte am Anfang (oben) und am Ende (unten) der idealisierten Schnittversuche mit ex- und interner Kühlung (480 ml/min) mittels Kühlschmierstoff 2 Die gemittelten Werte aus Abbildung 86 sind in Tabelle 40 angeführt. Auffällig ist die leicht sinkende Schnitt- und Vorschubkraft im Laufe des Versuches.

Tabelle 40: Kräfte bei externer Kühlschmierung und interner Kühlung (465 ml/min) mit Kühlschmierstoff 2 (A...Versuchsanfang, E...Versuchsende)

	EN AC-46200	EN GJS-600-3
gemittelte Schnittkraft F_c (N) (A/E)	15 / 16	64 / 44
gemittelte Vorschubkraft F _f (N) (A/E)	9 / 15	53 / 36
gemittelte Passivkraft F_p (N) (A/E)	5/6	15 / 16

In Abbildung 87 sind die aufgezeichneten Ein- und Auslasstemperaturen zu finden.



Abbildung 87: Ein- und Auslasstemperatur bei interner Kühlung mit Kühlschmierstoff 2 (465 ml/min)

Die Temperaturdifferenz zwischen Ein- und Auslasstemperatur beträgt im Durchschnitt etwa 0,05°C und ist damit etwa halb so groß wie bei den Versuchen mit 240 ml/min internen Durchfluss. Die Temperatursprünge bei 1750 Sekunden, 3200 Sekunden, Sekunden und 5750 Sekunden resultieren erneut aus kurzzeitigen 4950 Maschinenstopps für die Verschleißbegutachtung und für Vorbereitungen zu Kraftmessungen, die ähnliche Werte wie in Abbildung 81 lieferten. Die erhöhte Einlassund dadurch auch Auslasstemperatur zu Beginn des Versuches ist in Abbildung 87 wieder deutlich zu erkennen und etwas stärker ausgeprägt als in Abbildung 82. Da die Temperatur der Kühlschmierstoffe aus den beiden Kühlschmierstofftanks zu Versuchsbeginn in etwa jener aus Abbildung 73 entspricht, stimmen auch die beiden Temperaturschwankungen in ihrer Größe überein. Im Anschluss ist wieder ein Einlasstemperatur aufgrund konstanter Anstiea der der Erwärmung des Kühlschmierstoffes während der Bearbeitungsdauer zu erkennen.

5.4 Zwischenresümee

Aufgrund der Verwendung des in Kapitel 4.3 entwickelten hybriden Kühlschmiersystems war es möglich, die tribochemische Reaktion auf der Spanfläche unabhängig von der Kühlschmierstoffqualität stark zu reduzieren.

Die *Temperaturmessungen* am Auslass der internen Kühlung (Abbildung 73, Abbildung 82 und Abbildung 87) liegen, wenn auch nur geringfügig, über jener am Eintritt (siehe Tabelle 41). Mit zunehmender Dauer der Versuche stieg auch die Temperatur des Kühlschmierstoffes (Abbildung 73, Abbildung 82 und Abbildung 87). Dieser Effekt kann, wie bereits erwähnt, durch das Umwälzen und den Abtransport eines Teils der Prozesswärme durch den Kühlschmierstoff erklärt werden. Bei der Temperaturdifferenz zwischen Aus- und Einlasstemperatur kann allerdings bei allen Versuchen ein konstanter Verlauf beobachtet werden, wodurch die Steigerung der Kühlschmiermitteltemperatur keinen negativen Einfluss auf die Versuchsergebnisse hat.

Tabelle 41: Temperaturdifferenzen hinsichtlich unterschiedlicher Kühlschmierstoffqualitäten und internen Durchflüssen

	Temperatur- differenz ∆T
externe Kühlschmierung u. interne Kühlung (240 ml/min, KSS1)	0,04
externe Kühlschmierung u. interne Kühlung (240 ml/min, KSS2)	0,1
externe Kühlschmierung u. interne Kühlung (465 ml/min, KSS2)	0,05

In Abbildung 88 ist die relevante Detailansicht von Abbildung 36 dargestellt. Darin sind die analytisch ermittelten Verläufe der Temperaturdifferenzen bei 2% und 10% Schnittleistung für EN AC-46200 und EN GJS-600-3 aus Kapitel 4.3.1, die simulativ berechneten Werte aus Kapitel 4.3.2 und die aus den Schnittversuchen ermittelten Temperaturdifferenzen enthalten. Alle Werte liegen innerhalb des Bereiches der möglichen Temperaturdifferenz, der analytisch berechnet wurde. Die Lage an der untersten Linie der Versuchs- und Simulationsergebnisse ist darauf

zurückzuschließen, dass bei der analytischen Berechnung die externe Kühlung vernachlässigt wurde (siehe Kapitel 4.3.1).



Abbildung 88: Detailansicht von Abbildung 36 mit Simulationsergebnissen aus Abbildung 47 und Abbildung 48 sowie Versuchsergebnissen aus Abbildung 73, Abbildung 82 und Abbildung 87 bzw. Tabelle 41

In Abbildung 89 und Abbildung 90 ist eine Zusammenfassung der ESM-Aufnahmen und ESM-Analysen aus Kapitel 5.3.1 und Kapitel 5.3.2 zu sehen. Auffällig ist, dass bei dem geringer verunreinigten Kühlschmierstoff 1 eine interne Kühlung mit einem Volumenstrom von 240 ml/min bereits ausreicht, um den negativen Effekt der tribochemischen Reaktion stark zu vermindern. Mittels der zusätzlichen internen Kühlung konnten sich somit nur mehr kleinere Ablagerungen der tribochemischen Reaktionsprodukte auf der Spanfläche bilden (Abbildung 89 und Abbildung 90, oben). Unter Einsatz desselben internen Kühlschmiermittelstroms zeigte sich auch beim höher verunreinigten Kühlschmierstoff 2 eine Reduzierung der tribochemischen Reaktion. Die verursachte Abweichung reduzierte sich im selben Ausmaß von etwa 17 µm (Abbildung 89 und Abbildung 90, unten) wie mit der Verwendung des Kühlschmierstoffs 1, konnte allerdings aufgrund des größeren Ausgangsmaßes nicht vollkommen verhindert werden. Eine weitere Steigerung des internen Durchflusses auf 465 ml/min führte allerdings dazu, dass auch mit dem höher verunreinigten Kühlschmierstoff die tribochemische Reaktion auf ein Minimum reduziert werden konnte (Abbildung 89 und Abbildung 90, unten).



Abbildung 89: Gegenüberstellung (ESM-Aufnahmen mit Sekundärelektronen) der Zerspanungsergebnisse mit externer Kühlschmierung und externer Kühlschmierung mit interner Kühlung bei der Verwendung von unterschiedlichen Kühlschmierstoffen

Als Anmerkung sei an dieser Stelle noch erwähnt, dass in den detaillierten Abbildungen der Mappings aus Abbildung 66, Abbildung 71, Abbildung 76, Abbildung 80 und Abbildung 84 jeweils auch Sauerstoff zu erkennen ist. Damit wird die in Kapitel 2.2 beschriebene adsorptive Anlagerung von reaktionsfähigen Schmierstoffbestandteilen (Physisorption) bei Anwesenheit von Luftsauerstoff als einer der Teilschritte zur Auslösung einer tribochemischen Reaktion bestätigt. Der Luftsauerstoff ist in Abbildung 90 jedoch aufgrund der Überlagerung mit den weiteren Reaktionselementen Kohlenstoff (C), Silizium (Si) und Eisen (Fe) nicht sichtbar.



Abbildung 90: Gegenüberstellung (ESM-Analysen als Mapping dargestellt) der Zerspanungsergebnisse mit externer Kühlschmierung und externer Kühlschmierung mit interner Kühlung bei der Verwendung von unterschiedlichen Kühlschmierstoffen

Die Schnittkräfte (siehe Abbildung 68, Abbildung 72, Abbildung 77, Abbildung 81 und Abbildung 86) spiegeln die Ergebnisse aus Abbildung 89 und Abbildung 90 wider. Bei einer arbeitsscharfen Schneide bzw. sehr wenig tribochemischen Reaktionsprodukten auf der Spanfläche sind die Kräfte am Ende sowohl im Bereich des EN AC-46200 als auch im Bereich des EN GJS-600-3 mehr als halbiert im Vergleich zu der externen Kühlschmierung. Mit Kühlschmierstoff 2 blieb die scharfe Schneide erst bei einem internen Durchfluss von 465 ml/min erhalten. Innerhalb des oberen Bereichs der Abbildung 91 sind zur besseren Veranschaulichung die Mittelwerte der Schnittversuche tribochemisch mit und ohne bedingter Aufbauschneide zusammengefasst und der analytischen und simulativen Berechnung aus den Kapiteln 4.3.1 und 4.3.2 gegenübergestellt.



Abbildung 91: Gegenüberstellung der analytischen, simulativen und aus Schnittversuchen ermittelten Vorschubkräfte F_f, Passivkräfte F_p und Schnittkräfte F_c jeweils für EN AC-46200 (Al) und EN GJS-600-3 (GG)

In Abbildung 91 wurden die Anfangs- und Endwerte der Vorschubkräfte (Fr), Passivkräfte (Fp) und Schnittkräfte (Fc) aus der externen Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 1, der externen Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 2 und der

externen Kühlschmierung und internen Kühlung mit 240 ml/min mit Kühlschmierstoff 2 aus den Kapiteln 5.3.1 und 5.3.2 als Mittelwerte zusammengefasst und als Schnittversuche mit tribochemisch bedingter Aufbauschneide angeführt. Die Schnittversuche ohne tribochemisch bedingter Aufbauschneide (Abbildung 91, oben) sind die Mittelwerte der Anfangs- und Endwerte der externen Kühlschmierung und internen Kühlung mit 240 ml/min mit Kühlschmierstoff 1 und der externen Kühlschmierung und internen Kühlung mit 465 ml/min mit Kühlschmierstoff 2 aus den Kapiteln 5.3.1 und 5.3.2.

Der untere Bereich von Abbildung 91 enthält die Abweichungen der analytischen Ergebnisse, der simulativen Ergebnisse und der Ergebnisse der Schnittversuche mit tribochemisch bedingter Aufbauschneide zu den Ergebnisse der Schnittversuche ohne tribochemisch bedingter Aufbauschneide. Die Ergebnisse der Schnittversuche mit tribochemisch bedingter Aufbauschneide weichen bis auf die Vorschubkräfte (F_f) im EN AC-46200 (Al) und EN GJS-600-3 (GG) um mehr als 100% von denen mit arbeitsscharfer Schneide ab. Grundsätzlich sind die Vorschubkräfte (F_f) im EN AC-46200 (Al) und EN GJS-600-3 (GG) mit arbeitsscharfer Schneide am höchsten und werden weder analytisch noch simulativ richtig berechnet. Die analytische und simulative Berechnung der Passiv- und Schnittkräfte ist hingegen, bis auf die simulative Berechnung der Passivkraft im Bereich des EN GJS-600-3 (GG), in einem tolerierbaren Rahmen.

Die deutlich erhöhten Schnittkräfte bei der externen Kühlschmierung verursachen am Spanungsquerschnitt auch höhere Wärmestromdichten q (siehe Formel 38, Seite 77). Daher ist es notwendig, die im Kapitel 4.3.2 simulativ errechneten Werte für die Temperaturreduktion am Schneidkeil mit den realen Schnittkräften zu adaptieren und in Kapitel 5.5 nochmals simulativ zu berechnen. Dadurch soll die tatsächliche Temperaturreduktion unter Berücksichtigung der erhöhten Schnittkräfte durch die tribochemisch bedingte Aufbauschneide aufgezeigt werden.

5.5 Simulationsbasierte Analyse der Schnittversuche

In diesem Kapitel wird mit den Versuchsergebnissen des höher verunreinigten Kühlschmierstoffs 2 die Simulation der Temperaturreduktion auf der Spanfläche aus Kapitel 4.3.2 nochmals durchgeführt. Das Augenmerk wird dabei auf die externe Kühlschmierung und die Kombination aus externer Kühlschmierung und interner Kühlung mit einem Volumenstrom von 465 ml/min gelegt.

Die Adaptierung der Simulation ist notwendig, da durch die tribochemisch bedingten Aufbauschneiden die Zerspankräfte deutlich höher waren als bei den Simulationsergebnissen in Kapitel 4.3.2, die keinen Verschleiß berücksichtigten. Dabei wird derselbe Modellaufbau von Abbildung 45 (Seite 76) und dieselben Prozessparameter aus Tabelle 29 (Seite 77) verwendet. Die Wärmestromdichten werden in diesem Kapitel allerdings nicht wie in Tabelle 30 mit den simulativen Werten berechnet, sondern mit den gemittelten Werten der Schnittversuche aus Kapitel 5.3.2. Über den Wärmestrom \dot{Q}_{WZ} aus Formel 32 (Seite 63) werden auch hier mit Formel 38 (Seite 77) die Wärmestromdichten q berechnet. Die entsprechenden Werte für die externe Kühlschmierung sowie die externe Kühlschmierung und interne Kühlung (465 ml/min) mit dem höher verunreinigtem Kühlschmierstoff 2 sind in Tabelle 42 angeführt.

		EN AC-46200	EN GJS-600-3
	gemittelte Schnittkraft Fc (N)	38	102
externe Kühlschmierung	Wärmestrom Q _{WZ} (W)	3,4	9,2
Ŭ.	Wärmestromdichte q (W/m ²)	1,74•10 ⁸	4,68•10 ⁸
externe	gemittelte Schnittkraft Fc (N)	15,5	54
Kühlschmierung u. interne Kühlung	Wärmestrom Q _{WZ} (W)	1,4	4,9
(465 ml/min)	Wärmestromdichte q (W/m ²)	7,12•10 ⁷	2,48•10 ⁸

Tabelle 42: Gemittelte Schnittkräfte, Wärmeströme \dot{Q}_{WZ} und Wärmestromdichten q für die unterschiedlichen Kühlvarianten und Materialien

In Abbildung 92 und Abbildung 93 sind die Ergebnisse der ersten sechs Umdrehungen mit externer Kühlschmierung sowie mit externer Kühlschmierung und interner Kühlung mit 465 ml/min zusammengefasst, die mit den Werten aus Tabelle 42 simuliert wurden.

In Abbildung 92 sind die externen Kühlungen und die Wärmeverteilungen der maximalen Temperaturen auf den Wendeschneidplatten dargestellt. Im unteren Bereich der Abbildung ist noch die zusätzliche interne Kühlung ersichtlich, woraus ein stark verkleinerter Wärmeeintrag mit geringeren Temperaturen im Bereich der Schneidenecke resultiert.

Die *ersten beiden Diagramme* in *Abbildung 93* zeigen zum einen die durchschnittliche Temperatur auf der Spanfläche und zum anderen die Temperänderung auf der Spanfläche mit zusätzlicher interner Kühlung. Der Temperaturverlauf entspricht in der Form wieder den experimentellen Untersuchungen mit unterbrochenem Schnitt, die in [97] durchgeführt wurden und den Untersuchungen aus Kapitel 4.3.2. Die Durchschnittstemperaturen sind allerdings mit der externen Kühlschmierung ungleich höher als die Ergebnisse der Simulationen. Der Grund dafür ist die tribochemisch bedingte Aufbauschneide, wodurch die Kräfte gegenüber der Bearbeitung mit der zusätzlichen internen Kühlung (465 ml/min) und den simulativ ermittelten Zerspankräfte aus Kapitel 4.3.2 deutlich erhöht sind. Im Bereich von EN GJS-600-3 erreicht man durch die zusätzliche interne Kühlung mit 465 ml/min und die stark verminderte tribochemisch bedingte Aufbauschneide eine Temperaturreduktion von bis zu 370 °C.

Im vorletzten Diagramm in Abbildung 93 sind die Reaktionsgeschwindigkeiten aufgrund der verschiedenen Durchschnittstemperaturen zu erkennen, die sich mit den Werten aus Tabelle 8, der universellen Gaskonstante R (8,3144 J/Kmol) und der Arrheniusgleichung (Formel 1) berechnen. Diese sind bei der externen Kühlschmierung im EN AC-46200 im Vergleich zum EN GJS-600-3, wie in Kapitel 4.3.2 (Abbildung 49), verschwindend gering und liegen somit an der Nulllinie. Mit der Kombination aus externer Kühlschmierung und interner Kühlung (465 ml/min) liegen die Reaktionsgeschwindigkeiten sowohl im EN AC-46200 als auch im EN GJS-600-3 an der Nulllinie. In Tabelle 43 sind die maximalen und durchschnittlichen Reaktionsgeschwindigkeiten aus Abbildung 93 im EN GJS-600-3 - Bereich angeführt.

Mit einem internen Volumenstrom von 465 ml/min wurde die maximale als auch die durchschnittliche Reaktionsgeschwindigkeit um 99,99% reduziert und die tribochemisch bedingte Aufbauschneide somit stark vermindert.

Tabelle 43: Reaktionsgeschwindigkeit k und Änderung der Reaktionsgeschwindigkeit Δk im Vergleich zur externen Kühlschmierung (extern... externen Kühlschmierung, intern 465...externe Kühlschmierung und interne Kühlung mit 465 ml/min)

	k max	Δk _{max} (%)		$\Delta k_{Durchschitt}$ (%)
extern	1,45•10 ⁻¹		8,52•10 ⁻²	
Intern 465	9,15•10 ⁻⁸	-99,99	2,76•10 ⁻⁸	-99,99

Das *letzte Diagramm* in *Abbildung 93* zeigt den sich statisch einstellenden Verlauf der Temperaturdifferenz zwischen Aus- und Einlass der internen Kühlung ab ca. 0,4 Sekunden Bearbeitungszeit. Dadurch erscheint eine längere Berechnungszeit als die gewählten 0,73 Sekunden abermals nicht notwendig. Der Wert von 0,05 °C stimmt mit dem Ergebnis aus den realen Versuchen (Abbildung 87) überein.



Abbildung 92: Simulationsergebnisse der Wärmeverteilungen des hybriden Kühlschmiersystems It. Versuchsergebnissen



Abbildung 93: Simulationsergebnisse des hybriden Kühlschmiersystems It. Versuchsergebnissen (Al...EN AC-46200, GG... EN GJS-600-3)

In *Abbildung 94* ist die *relevante Detailansicht von Abbildung 36* dargestellt. Darin sind die analytisch ermittelten Verläufe der Temperaturdifferenzen bei 2% und 10% Schnittleistung für EN AC-46200 und EN GJS-600-3 aus Kapitel 4.3.1, die aus den Schnittversuchen ermittelten Temperaturdifferenzen und der simulativ berechnete Wert aus diesem Kapitel angeführt. Es zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung der Versuchsergebnisse mit dem Simulationsergebnis dieses Kapitels.



Abbildung 94: Detailansicht von Abbildung 36 mit Simulationsergebnis aus Abbildung 93 sowie Versuchsergebnissen aus Abbildung 73, Abbildung 82 und Abbildung 87 bzw. Tabelle 41

In Abbildung 95 ist der relevante Bereich des Arrheniusgraphen aus Abbildung 26 dargestellt. Darin ist der kritische Bereich für die Entstehung einer tribochemisch bedingten Aufbauschneide für die Bearbeitung eines Werkstoffverbundes bestehend aus EN AC-46200 und EN GJS-600-3 ersichtlich, der mittels DTA in Kapitel 4.1.2 festgelegt wurde. Außerdem sind die in diesem Kapitel simulativ ermittelten Durchschnittstemperaturen am Spanungsquerschnitt für die externe Kühlschmierung und die Kombination aus externer Kühlschmierung und interner Kühlung mit 465 ml/min internen Volumenstrom eingezeichnet.

Durch die zusätzliche interne Kühlung konnte die Temperatur an der Spanfläche dermaßen gesenkt werden, dass der kritische Bereich für die Entstehung einer tribochemischen Reaktion nicht mehr erreicht wird. Als Konsequenz bildete sich auch keine tribochemisch bedingte Ausbauschneide.



Abbildung 95: Detailansicht des Arrheniusgraphen aus Abbildung 26 mit Bereich der tribochemischen Reaktion gemäß DTA (siehe Kapitel 4.1.2) und den Durschnittstemperaturen an den Spanflächen (Abbildung 93)

6 Resümee und Ausblick

Die vorliegende Forschungsarbeit befasst sich mit der Bearbeitung eines parallelen Werkstoffverbundes am Beispiel der Kurbelwellenbohrung eines modernen Kurbelwellengehäuses. In der industriellen Produktion ist man bei dieser Bearbeitung mit einer tribochemisch bedingten Aufbauschneide konfrontiert, die nicht vollständig erforscht ist und die Einhaltung von engen Toleranzen in der Serienproduktion unmöglich macht. Durch das im Zuge dieser Forschungsarbeit entwickelte hybride Kühlschmiersystem konnte ein äußerst vielversprechender Ansatz für zukünftige Werkzeug- und Wendeschneidplattendesigns für die parallele Bearbeitung von Werkstoffverbunden aufgezeigt werden.

Als *Ziel* wurde die Entwicklung und experimentelle Verifikation einer effektiven Kühlung der Schneidenecke, die ohne Umbaumaßnahmen an gängigen Werkzeugmaschine in die Serienfertigung implementiert werden kann, definiert. Zunächst wurde aufgrund der wissenschaftlichen Problemstellung in Kapitel 2.2 und der Analyse in Kapitel 4.1 ein hybrides Kühlschmiersystem, welches eine Kombination aus externer Kühlschmierung und interner Kühlung darstellt, entwickelt (Kapitel 4.3). Dabei wird die entstehende Temperatur während der Zerspanung sowohl mit der externen Kühlschmierung als auch mit der internen Kühlung, die durch einen Kühlkanal in der Wendeschneidplatte ebenfalls mittels Kühlschmierstoff erfolgt, abgeführt. Dadurch sollte die tribochemisch bedingte Aufbauschneide, die von der Temperatur am Spanungsquerschnitt und von der Kühlschmierstoffqualität abhängt, reduziert und die Prozesssicherheit dadurch erhöht werden. Die Wirkungsweise des hybriden Kühlschmiersystems wurde anschließend innerhalb von Schnittversuchen experimentell verifiziert (siehe Kapitel 5.2).

Die Zielsetzung konnte durch die Kombination einer externen Kühlschmierung und einer zusätzlichen internen Kühlung durch die Wendeschneidplatte, welche die Temperatur an der Schneidenecke signifikant reduziert und unter einem kritischen Schwellwert hält, erreicht werden. Dadurch kann die Reaktionsgeschwindigkeit stark gesenkt und die Bildung einer tribochemisch bedingten Aufbauschneide minimiert werden.

negative Einfluss von unterschiedlich gealterten bzw. Der verunreinigten Kühlschmierstoffen konnte mit Hilfe der Erhöhung des Volumenstroms der internen Kühlung ebenfalls verhindert werden. Die Vermutung liegt nahe, dass das thermische Aufspalten (cracken) der Additive des Kühlschmierstoffes (TMP-Ester) und der langkettigen Alkane des zusätzlich eingebrachten Fremdöls mehr reaktiven Kohlenstoff für die Bildung einer tribochemisch bedingten Aufbauschneide zur Verfügung stellt und dadurch auch größere tribochemisch bedingte Aufbauschneiden verursacht werden. Da auch das thermische Aufspalten (cracken) erst ab einer gewissen Temperatur stattfindet, konnte mittels einer Erhöhung des internen Volumenstromes der selbstbeschleunigende Effekt der Aufbauschneidenbildung jedoch frühzeitig unterbunden werden. Die Selbstbeschleunigung ergibt sich daraus, dass eine schlechte Kühlschmierstoffqualität zur Bildung einer tribochemisch bedingten Aufbauschneide führt und die dadurch verursachten höheren Schnittkräfte aufgrund der nicht mehr arbeitsscharfen Schneide wiederrum höhere Temperaturen an der Spanfläche verursachen. Die höheren Temperaturen führen wiederrum zu einer Erhöhung der Reaktionsgeschwindigkeit und somit zu einer größeren tribochemisch

bedingten Aufbauschneide. Aufzeichnungen der Schnittkräfte belegen, dass die Reaktion aus Fe-Si-C bereits bei den ersten Bearbeitungen stattfindet und diese dabei in etwa der Dreistofflegierung CFe₈Si₂ mit 86,77% Eisen (Fe), 10,89% Silizium (Si) und 2,34% Kohlenstoff (C) entspricht. In *Tabelle 44* sind die durch diese tribochemisch bedingten Aufbauschneiden ermittelten *Abweichungen am Durchmesser* bei der externen Kühlschmierung und bei dem entwickelten hybriden Kühlschmiersystem mit unterschiedlichen Kühlschmierstoffen bzw. Fremdölanteilen gegenübergestellt.

Tabelle 44: Gegenüberstellung des Femdölanteils zur Kühlungsart und deren Auswirkungen auf die Größe der tribochemisch bedingten Abweichung am Durchmesser (KSS1...Kühlschmierstoff 1, KSS2...Kühlschmierstoff 2)

	Fremdölanteil (%)	
	KSS1: 1	KSS2: 2,5
Abweichung bei externer Kühlschmierung (µm)	38	58
Abweichung bei externer Kühlschmierung und interner Kühlung mit 240 ml/min internem Volumenstrom (µm)	0	24
Abweichung bei externer Kühlschmierung und interner Kühlung mit 465 ml/min internem Volumenstrom (µm)		0

Mit den Werten aus Tabelle 44 und linearisierten Zwischenbereichen kann schließlich Abbildung 96 erstellt werden.



Abbildung 96: Diagramm zu Tabelle 44 mit liniarisierten Zwischenbereichen (erlaubte Toleranz am Durchmesser: 19 μ m)

In Abbildung 96 ist die Wirkungsweise aus der externen Kühlschmierung und der internen Kühlung mit unterschiedlichem internen Durchfluss auf die tribochemisch bedingte Abweichung am Durchmesser mittels verschiedenartig verunreinigtem Kühlschmierstoff abzulesen. Die Verunreinigung des Kühlschmierstoffes wird dabei durch den Anteil des Fremdöles (Mineralöl) im Kühlschmierstoff definiert. Darin ist sehr gut zu erkennen, dass mit steigendem internen Durchfluss der nachteilige Effekt eines verunreinigten Kühlschmierstoffes stark minimiert werden kann.

Zur *Implementierung* des entwickelten und patentierten hybriden Kühlschmiersystems in die Serienfertigung (Abbildung 97) sind an der Werkzeugmaschine, wie durch die Zieldefinition vorgegeben, keinerlei Umbaumaßnahmen notwendig. Sowohl die externe Kühlschmierung als auch die interne Kühlung erfolgt mit dem vorhandenen Kühlschmierstoff und durch die interne Zuführung über die Hauptspindel der Maschine. *Somit wurde das Forschungsziel dieser Arbeit erreicht.*



Abbildung 97: Serienwerkzeug

Für die interne Kühlung sind jedoch zusätzliche Bohrungen am Werkzeug für den Zulauf und Ablauf der internen Kühlung nötig. Diese können ohne großen Aufwand bereits in der Fertigung des Werkzeuges berücksichtigt werden und beeinflussen aufgrund des geringen Durchmessers (ø 1mm) auch nicht die Stabilität des Werkzeuges. Das größere Problem ist im Kühlkanal der Wendeschneidplatte zu finden. Dieser sollte ebenfalls bereits in der Herstellung berücksichtigt werden, da eine gefertigte Wendeschneidplatte Einbringung mittels Erodieren in die aus Kostengründen nicht sinnvoll ist. Eine Berücksichtigung des Kühlkanals im Sinterrohling stellt hierbei die idealere Lösung dar. Außerdem sollte eine Abdichtung zwischen Wendeschneidplatte und Werkzeug bedacht werden, da der verwendete Zweikomponentenkleber ebenfalls nicht für eine Serienfertigung sinnvoll erscheint.

Das im Zuge dieser Arbeit entwickelte hybride Kühlschmiersystem zeigte eine starke Verringerung der tribochemisch bedingten Aufbauschneide. Neben der Kühlung des Spanungsbereiches kann in weiterer Folge in der Serienfertigung eine *zusätzliche Aufgabe der internen Kühlung* übernommen werden. Wie in dieser Arbeit aufgezeigt, geht die Bildung der tribochemisch bedingten Aufbauschneide mit einer Erhöhung der Schnittkraft und somit der Temperatur am Spanungsbereiches einher. Dadurch erhöht

sich auch die Temperaturdifferenz zwischen Aus- und Einlass der internen Kühlung. Es würde daher sinnvoll erscheinen, die interne Kühlung als (indirekte) Temperaturmessung des Spanungsquerschnittes und somit zur Verschleißüberwachung einzusetzen. Ähnliche Untersuchungen wurden bereits in [76] Berücksichtigung [78-79] durchgeführt. Mit der dieses zusätzlichen und Einsatzgebietes würde auch die Prozessüberwachung dieses Bearbeitungsschrittes ermöglicht und frühzeitig unnötig verursachte Kosten durch Ausschussteile vermieden werden.

Das *mögliche Einsatzgebiet* des entwickelten hybriden Kühlschmiersystems beschränkt sich dabei keinesfalls nur auf die Reduzierung bzw. Vermeidung einer tribochemischen Reaktion. Die Anwendung in der spanabhebenden Fertigung ist nicht limitiert. Der dargelegte Wissensbeitrag dieser Arbeit kann auch auf jede andere Bearbeitung übertragen werden, solange die Einbringung eines Kühlkanals in Werkzeughalter und in die Wendeschneidplatte möglich ist. Es könnte mitunter auch dort verwendet werden, wo hohe Temperaturen im Zerspanungsprozess eine effiziente Bearbeitung nicht zulassen. Das in dieser Arbeit gezeigte hybride Kühlschmiersystem wurde daher in [31] bei einem simultanen Werkstoffverbund und in [103] bei einem homogenen Material angewendet. Bei beiden Bearbeitungen konnte ein signifikant geringerer Werkzeugverschleiß festgestellt werden.

Eine *weitere Möglichkeit* ergibt sich bei der Bearbeitung von (homogenen) Bauteilen mit polykristallinem Diamant (PKD). Da die kritische Zersetzungstemperatur bei PKD bei etwa 700°C liegt, könnte über die zusätzliche interne Kühlung die Temperatur am Spanungsquerschnitt unter diesem Schwellwert gehalten werden. Dies erscheint deshalb als realistisch, da die signifikant höhere Wärmeleitfähigkeit des polykristallinen Diamanten im Vergleich zum in dieser Arbeit verwendeten Wolframcarbid die Wärme besser an das Kühlmedium abführt. Damit wäre etwa die wirtschaftliche Bearbeitung von Stahl mit PKD möglich. In [74] wurde ein System mit geschlossener LN₂ - Innenkühlung und PKD-Einsätzen für die Bearbeitung von Hochleistungskeramik bereits erfolgreich getestet.

Ohne Einsatz der externen Kühlung kann mit der internen Kühlung auch eine Trockenbearbeitung realisiert werden. Dies wurde in [104] für die parallele Bearbeitung des in dieser Arbeit verwendeten Werkstoffverbundes aus EN AC-46200 und EN GJS-600-3 untersucht, wobei eine Reduzierung der tribochemischen Reaktion an der Schneidenecke erzielt werden konnte. Im Bereich der Spanfläche über dem Kühlkanal fand aufgrund der internen Kühlung mittels Kühlschmierstoff keine Reaktion statt. Diese trat lediglich in einem, von der Schneidenecke aus gesehen, hinteren Bereich auf.

In *zukünftigen Forschungsarbeiten* wäre daher die Verwendung des entwickelten hybriden Kühlschmiersystems bei Bearbeitungen, innerhalb derer der Werkzeugverschleiß von hohen Temperaturen während der Zerspanung negativ beeinflusst wird, erstrebenswert. Der Einsatz von Schneidkörpern aus PKD in Kombination mit dem hybriden Kühlschmiersystem würde diesbezüglich für die Bearbeitung von Stahl, Gusseisen und Werkstoffverbunden mit diesen Materialien eine erwägenswerte Forschungsarbeit darstellen.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: BMW 7er Carbon Core mit CFK-, Aluminium- und Stahlbauteilen7
Abbildung 2: Werkstoffverbunde im Motorenbau am Beispiel des BMW N208
Abbildung 3: Ein- und Unterteilung der Verbunde in Anlehnung an [3-4]
Abbildung 4: Unterscheidung zwischen unechten und echten Hybriden
Abbildung 5: Serielle, simultane und parallele Bearbeitung von Werkstoffverbunden
Abbildung 6: Verschleißursache bei der parallelen Bearbeitung der Kurbelwellenbohrung eines modernen Kurbelwellengehäuses
Abbildung 7: Auszug aus den Zerspanungsergebnissen (AKennametal RIQ2059125/V, BKennametal RIQ2059125/V mit DLC-Beschichtung, CIscar IC 570, DSandvik MF1105)20
Abbildung 8: Bearbeitung von parallelen Werkstoffverbunden mit PCBN21
Abbildung 9: Kühlung mit geringem Kühlungseffekt der Schneidenecke
Abbildung 10: Tribochemische Reaktion mit unterschiedlichem Kühlschmierstoff23
Abbildung 11: Unterteilung der Kühlschmierstoffe nach DIN 5138528
Abbildung 12: Chromatographie in einer Säule zur Trennung der Komponenten A und B (oben) und dazugehöriges Chromatogramm (unten) in Anlehnung an [50]
Abbildung 13: Ablauf einer Dünnschichtchromatographie (DC, thin layer chromatography = TLC) und Hochleistungs-Dünnschichtchromatographie (high performance thin layer chromatography = HPTLC)
Abbildung 14: HPTLC einer Probe von Kühlschmierstoff 1 (rote Linie: pures Produkt, blaue Linie: verwendeter Kühlschmierstoff)
Abbildung 15: HPTLC einer Probe von Kühlschmierstoff 2 (rote Linie: pures Produkt, blaue Linie: verwendeter Kühlschmierstoff)
Abbildung 16: Mikroskop- und Aliconaaufnahme der externen Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 1 (KSS 1)
Abbildung 17: Mikroskop- und Aliconaaufnahme der externen Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 2 (KSS 2)
Abbildung 18: ESM-Aufnahmen mit Sekundärelektronen der (geschliffenen) Wendeschneidplatte von externer Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 1 von Abbildung 16

Abbildung 19: ESM-Aufnahmen mit Sekundärelektronen der (geschliffenen) Wendeschneidplatte von externer Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 2 von Abbildung 17
Abbildung 20: Phasendiagramme bei unterschiedlichen Temperaturen der Dreistofflegierung CFe ₈ Si ₂ nach [53] (Angaben in %)
Abbildung 21: DTA einer Fe-Si-C (85/10/5%) Zusammensetzung mit 1 K/min Aufheizrate Φ bei Umgebungsdruck
Abbildung 22: DTA einer Fe-Si-C (85/10/5%) Zusammensetzung mit 5 K/min Aufheizrate Φ bei Umgebungsdruck
Abbildung 23: DTA einer Fe-Si-C (85/10/5%) Zusammensetzung mit 10 K/min Aufheizrate Φ bei Umgebungsdruck
Abbildung 24: DTA einer Fe-Si-C (85/10/5%) Zusammensetzung mit 20 K/min Aufheizrate Φ bei Umgebungsdruck
Abbildung 25: Grafische Darstellung der Daten der Differenzthermoanalysen (DTA´s) zur Ermittlung von E _A /R nach [56] und [57]42
Abbildung 26: Arrheniusgraph zu grafisch und rechnerisch bestimmten Werten (a.u. = atomic units)
Abbildung 27: Übersicht über den Stand der Technik der Kühlmittelzufuhr und -wirkung 45
Abbildung 28: Variationen der externen Zufuhr mit externer Wirkung
Abbildung 29: Variationen der internen Zufuhr mit externer Wirkung
Abbildung 30: Variationen der internen Zufuhr mit interner Wirkung im offenen Kreislauf
Abbildung 31: Variationen der internen Zufuhr mit interner Wirkung im geschlossenen Kreislauf
Abbildung 32: Einteilung des neu entwickelten Konzeptes der hybriden Kühlschmierung (rot umrandet) in den Stand der Technik
Abbildung 33: Entwurf des entwickelten hybriden Kühlschmiersystems
Abbildung 34: Spanungsquerschnitt mit Durchmesser d, Schnitttiefe a_p , Vorschub f, Spanungsbreite b, Spanungstiefe h und Einstellwinkel κ
Abbildung 35: Kräftegeometrie beim Orthogonalschnitt nach Ernst und Merchant (siehe [43]) für den EN GJS-600-3-Bereich und Wärmeverteilung bei der Zerspanung (siehe [88])
Abbildung 36: Abböngigkoit der Temperaturdifferenz AT zwischen Ein und Auslass

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 37: Aufbau und Ablauf der DeForm-Simulation
Abbildung 38: DeForm-Simulationsergebnisse von Schnitt-, Passiv- und Vorschubkraft
Abbildung 39: Verschiedene Positionierungen des Kühlkanals (Abstände siehe Tabelle 24)
Abbildung 40: Modellaufbau der statisch-mechanischen Analyse mit vernetzter Wendeschneidplatte, Kräften und Lagerung
Abbildung 41: Druckspannungsverteilungen $\sigma_{max d}$ und vektorielle Darstellung der Gesamtverformungen f_{max}
Abbildung 42: Übersicht über die maximalen Spannungen und der Verformung der verschiedenen Kühlkanalvarianten aus Tabelle 26
Abbildung 43: Abweichungen der maximalen Spannungen und der Verformung zur Original - WSP aus Tabelle 27 und Abweichungen der maximalen Spannungen zur Druckfestigkeit σ_{dB} bzw. Streckgrenze R _e aus Tabelle 28
Abbildung 44: Wendeschneidplatte mit Kühlkanal für die parallele Bearbeitung75
Abbildung 45: Modellaufbau für Fluidsimulation mit vernetzter Wendeschneidplatte und Fluidbereichen für externe und interne Kühlung
Abbildung 46: Simulation der parallelen Bearbeitung mit externer Kühlschmierung in ANSYS Fluent
Abbildung 47: Simulation der parallelen Bearbeitung mit externer Kühlschmierung und interner Kühlung (240 ml/min) in ANSYS Fluent80
Abbildung 48: Simulation der parallelen Bearbeitung mit externer Kühlschmierung und interner Kühlung (465 ml/min) in ANSYS Fluent
Abbildung 49: Zusammenfassung (Al EN AC-46200, GG EN GJS-600-3)82
Abbildung 50: Simulationsergebnisse der Wärmeverteilungen des hybriden Kühlschmiersystems nach sechs Rotationen im EN GJS-600-3 - Bereich
Abbildung 51: Prozessmesskette für die Kraftmessung
Abbildung 52: Mehrkomponenten-Dynanometer Typ 9129AA86
Abbildung 53: Ladungsverstärker (Kistler 5070A02100, links) und Multifunktions- Datenerfassungsgerät (National Instruments NI USB-6229, rechts)
Abbildung 54: Prozessmesskette für die Temperaturmessung
Abbildung 55: Thermoelement mit aufgeschnittener Verbindungsstelle (Messstelle)87
Abbildung 56: Einschubkarte (National Instruments NI 92114, links) und Chassis (National Instruments NI cDAQ-9191, rechts)

Abbildung 57: Keyence VW-9000 High-Speed-Digitalmikroskop
Abbildung 58: Alicona Infinite Focus
Abbildung 59: Elektronstrahlmikroskopie (Gerät: Firma FEI, Quanta 200; Detektor: Octane Pro Silicon Drift Detektor (SDD))
Abbildung 60: Erodierstempel mit Negativform des Kühlkanals aus Abbildung 44 91
Abbildung 61: Erodieraufnahme zum korrekten Platzieren der Wendeschneidplatte, der Erodierstempel und die erodierte Wendeschneidplatte
Abbildung 62: Werkzeughalter mit Bohrungen für Kühlschmierstoffeinlass und – auslass und montierter, erodierter Wendeschneidplatte aus Abbildung 44 und Abbildung 61
Abbildung 63: DMG Mori CTX Gamma 1250 TC 93
Abbildung 64: Versuchsaufbau auf DMG Mori CTX Gamma 1250 TC (Drossel für Regulierung des internen Kühlmittelstromes außerhalb des Bildbereiches)
Abbildung 65: Ergebnis der externen Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 1 (KSS 1) (links und rechts oben: ESM-Aufnahme mit Primär- und Sekundärelektronen, links und rechts unten: Mikroskop- und Alicona-Aufnahme aus Abbildung 16)
Abbildung 66: Elektronenstrahlmikroanalyse der tribochemischen Reaktionsprodukte
Abbildung 67: Elektronenstrahlmikroanalyse von Substrat und Beschichtung98
Abbildung 68: Kräfte am Anfang (oben) und am Ende (unten) der idealisierten Schnittversuche mit externer Kühlung mittels Kühlschmierstoff 1
Abbildung 69: Ergebnis der externen Kühlschmierung und internen Kühlung (240 ml/min) mit Kühlschmierstoff 1 (KSS 1) (links und rechts oben: ESM-Aufnahme mit Primär- und Sekundärelektronen, links und rechts unten: Mikroskop- und Alicona-Aufnahme)
Abbildung 70: Elektronenstrahlmikroanalyse von Substrat und Beschichtung 100
Abbildung 71: Elektronenstrahlmikroanalyse der tribochemischen Reaktionsprodukte
Abbildung 72: Kräfte am Anfang (oben) und am Ende (unten) der idealisierten Schnittversuche mit ex- und interner Kühlung (240ml/min) mit Kühlschmierstoff 1 102
Abbildung 73: Ein- und Auslasstemperatur bei interner Kühlung mit Kühlschmierstoff 1 (240 ml/min)
Abbildung 74: Ergebnis der externen Kühlschmierung mit Kühlschmierstoff 2 (KSS 2) (links und rechts oben: ESM-Aufnahme mit Primär- und Sekundärelektronen, links und rechts unten: Mikroskop- und Alicona-Aufnahme aus Abbildung 17)
Abbildungsverzeichnis

Abbildung 75: Elektronenstrahlmikroanalyse von Substrat und Beschichtung105

Abbildung 77: Kräfte am Anfang (oben) und am Ende (unten) der idealisierten Schnittversuche mit externer Kühlung mittels Kühlschmierstoff 2......107

Abbildung 79: Elektronenstrahlmikroanalyse von Substrat und Beschichtung109

Abbildung 81: Kräfte am Anfang (oben) und am Ende (unten) der idealisierten Schnittversuche mit ex- und interner Kühlung (240ml/min) mit Kühlschmierstoff 2.110

Abbildung 85: Elektronenstrahlmikroanalyse von Substrat und Beschichtung114

Abbildung 86: Kräfte am Anfang (oben) und am Ende (unten) der idealisierten Schnittversuche mit ex- und interner Kühlung (480 ml/min) mittels Kühlschmierstoff 2

Abbildung 88: Detailansicht von Abbildung 36 mit Simulationsergebnissen aus Abbildung 47 und Abbildung 48 sowie Versuchsergebnissen aus Abbildung 73, Abbildung 82 und Abbildung 87 bzw. Tabelle 41......117

Abbildung 90: Gegenüberstellung (ESM-Analysen als Mapping dargestellt) der Zerspanungsergebnisse mit externer Kühlschmierung und externer Kühlschmierung mit interner Kühlung bei der Verwendung von unterschiedlichen Kühlschmierstoffen
Abbildung 91: Gegenüberstellung der analytischen, simulativen und aus Schnittversuchen ermittelten Vorschubkräfte Ff, Passivkräfte Fp und Schnittkräfte Fc jeweils für EN AC-46200 (AI) und EN GJS-600-3 (GG)
Abbildung 92: Simulationsergebnisse der Wärmeverteilungen des hybriden Kühlschmiersystems It. Versuchsergebnissen
Abbildung 93: Simulationsergebnisse des hybriden Kühlschmiersystems It. Versuchsergebnissen (AIEN AC-46200, GG EN GJS-600-3) 124
Abbildung 94: Detailansicht von Abbildung 36 mit Simulationsergebnis aus Abbildung 93 sowie Versuchsergebnissen aus Abbildung 73, Abbildung 82 und Abbildung 87 bzw. Tabelle 41
Abbildung 95: Detailansicht des Arrheniusgraphen aus Abbildung 26 mit Bereich der tribochemischen Reaktion gemäß DTA (siehe Kapitel 4.1.2) und den Durschnittstemperaturen an den Spanflächen (Abbildung 93)
Abbildung 96: Diagramm zu Tabelle 44 mit liniarisierten Zwischenbereichen (erlaubte Toleranz am Durchmesser: 19 μm)
Abbildung 97: Serienwerkzeug 129

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Meilensteine des Projektes "Mix-Cut"1
Tabelle 2: Auszug zu den verwendeten Wendeschneidplatten
Tabelle 3: Eckdaten der Wendeschneidplatten aus polykristallinem kubischen Bornitrit
Tabelle 4: Gegenüberstellung der Eigenschaften von nichtwassermischbaren und wassergemischten Kühlschmierstoffe in Anlehnung an [40]
Tabelle 5: Auszug aus dem Sicherheitsdatenblatt gemäß 1907/2006/EG, Artikel 31 und 453/2010/EG
Tabelle 6: Durchschnittliche Elementverteilung in der tribochemisch bedingtenAufbauschneide
Tabelle 7: Ergebnisse zu den DTA unter Umgebungsdruck
Tabelle 8: Übersicht von Aktivierungsenergie E_A und präexponentiellen Faktor A_p 43
Tabelle 9: Korrekturfaktoren für Schnittkraftberechnung nach Kienzle in Anlehnung an [85]
Tabelle 10: Prozessparameter
Tabelle 11: Mit Formel 10, Formel 11 und Tabelle 10 berechnete Werte für dieSpanungsbreite b und die Spanungstiefe h
Tabelle 11: Mit Formel 10, Formel 11 und Tabelle 10 berechnete Werte für die Spanungsbreite b und die Spanungstiefe h
Tabelle 11: Mit Formel 10, Formel 11 und Tabelle 10 berechnete Werte für die Spanungsbreite b und die Spanungstiefe h
Tabelle 11: Mit Formel 10, Formel 11 und Tabelle 10 berechnete Werte für die Spanungsbreite b und die Spanungstiefe h
Tabelle 11: Mit Formel 10, Formel 11 und Tabelle 10 berechnete Werte für die Spanungsbreite b und die Spanungstiefe h
Tabelle 11: Mit Formel 10, Formel 11 und Tabelle 10 berechnete Werte für die Spanungsbreite b und die Spanungstiefe h
Tabelle 11: Mit Formel 10, Formel 11 und Tabelle 10 berechnete Werte für die Spanungsbreite b und die Spanungstiefe h
Tabelle 11: Mit Formel 10, Formel 11 und Tabelle 10 berechnete Werte für die Spanungsbreite b und die Spanungstiefe h
Tabelle 11: Mit Formel 10, Formel 11 und Tabelle 10 berechnete Werte für die Spanungsbreite b und die Spanungstiefe h

Tabelle 21: Prozessparameter für DeForm Simulationen
Tabelle 22: Gemittelte Kräfte der DeForm-Simulation
Tabelle 23: Gegenüberstellung der analytischen und simulativen Kraftberechnung. 68
Tabelle 24: Kühlkanalvariationen
Tabelle 25: Verwendete Werkstoffparameter für Wolframcarbid
Tabelle 26: Übersicht über die maximalen Spannungen und die Verformung der verschiedenen Kühlkanalvarianten (V1Variante 1, V2Variante 2, V3Variante 3, OOriginal)
Tabelle 27: Abweichung der maximalen Spannungen und der Verformungen der verschiedenen Kühlkanalvarianten zur originalen Wendeschneidplatte (V1Variante 1, V2Variante 2, V3Variante 3)
Tabelle 28: Abweichung der maximalen Spannungen zur Druckfestigkeit σ_{dB} bzw. Streckgrenze R _e der verbleibenden Kühlkanalvarianten zur originalen Wendeschneidplatte (V2Variante 2, V3Variante 3, OOriginal)
Tabelle 29: Prozessparameter
Tabelle 30: Berechnete Wärmestromdichten q mit simulativen Schnittkraftwerten 78
Tabelle 31: Werkstoffparameter
Tabelle 32: Reaktionsgeschwindigkeiten k (a.u.) und Reduzierung der Reaktions- geschwindigkeiten Δk im Vergleich zur externen Kühlschmierung (extern externe Kühlschmierung, intern 240externe Kühlschmierung und interne Kühlung mit 240 ml/min, intern 465externe Kühlschmierung und interne Kühlung mit 465 ml/min). 84
Tabelle 33: Datenblatt zu DMG Mori CTX Gamma 1250 TC
Tabelle 34: Prozessparameter für experimentelle Schnittversuche
Tabelle 35: Eckdaten der Wendeschneidplatte
Tabelle36:GemittelteKräftebeiexternerKühlschmierungmitKSS1(AVersuchsanfang, EVersuchsende)
Tabelle 37: Gemittelte Kräfte bei externer Kühlschmierung und interner Kühlung (240 ml/min) mit Kühlschmierstoff 1 (AVersuchsanfang, EVersuchsende) 102
Tabelle38:gemittelteKräftemitexternerKühlschmierung(KSS 2)(AVersuchsanfang, EVersuchsende)107
Tabelle 39: Kräfte bei externer Kühlschmierung und interner Kühlung (240 ml/min) mit Kühlschmierstoff 2 (AVersuchsanfang, EVersuchsende)
Tabelle 40: Kräfte bei externer Kühlschmierung und interner Kühlung (465 ml/min) mit Kühlschmierstoff 2 (AVersuchsanfang, EVersuchsende)

Tabelle	41:	Temperaturdifferenzen	hinsichtlich	unterschiedlicher
Kühlschmie	erstoffqu	alitäten und internen Durchflü	issen	

Formelverzeichnis

Formel 1: Arrheniusgleichung	9
Formel 2: Zusammenhang zwischen exponentiellen Quotienten $-E_A/R$ und de Temperatur am Reaktionsende T_m	۶r 2
Formel 3: Geradengleichung	2
Formel 4: Kissingergleichung4	3
Formel 5: Kissingergleichung mit 1 K/min Aufheizraten Φ	3
Formel 6: präexponentieller Faktor Ap aus Kissingergleichung	3
Formel 7: Kissingergleichung mit 20 K/min Aufheizraten Φ	3
Formel 8: Aktivierungsenergie E _A	3
Formel 9: Berechnung des Spanungsquerschnitts A 5-	4
Formel 10: Berechnung der Spanungsbreite b 54	4
Formel 11: Berechnung der Spanungstiefe h 5-	4
Formel 12: Berechnung der Schnittkraft Fc mit spezifischer Schnittkraft kc 5	5
Formel 13: Berechnung der spezifischen Schnittkraft kc	5
Formel 14: Berechnung der Schnittkraft Fc mit dem Hauptwert der Schnittkraft kc1.1 5	5
Formel 15: Berechnung der Schnittkraft F_c mit dem Hauptwert der Schnittkraft $k_{c1.1}$ un Korrekturfaktoren	d 5
Formel 16: Berechnung der Vorschubkraft F _f 5	5
Formel 17: Berechnung der Passivkraft Fp5	5
Formel 18: maximale Temperatur während der Zerspanung nach [86] 56	8
Formel 19: maximale Temperatur während der Zerspanung nach [43] 50	8
Formel 20: Temperatur des Quellvolumen nach [43]5	9
Formel 21: spezifische Schnittkraft nach [45]5	9
Formel 22: Eindringtiefe nach [87]5	9
Formel 23: Zeitspanvolumen	9
Formel 24: Tangentialkraft zur Spanfläche 6	1
Formel 25: Scherspannung	1

Formel 26: Zerspankraft	61
Formel 27: Reibwinkel ρ	61
Formel 28: Scherwinkel Φ	61
Formel 29: Wärmeeindringkoeffizient bw	62
Formel 30: Kontaktlänge KL des Spanes	62
Formel 31: Schnittleistung Pc	63
Formel 32: eingebrachter Wärmestrom in das Werkzeug	63
Formel 33: 1. Hauptsatz der Thermodynamik für den Fall eines offenen, ruhe Systems	nden 63
Formel 34: Enthalpiezufuhr	63
Formel 35: Temperaturänderung ΔT	63
Formel 36: maximale Druckspannung $\sigma_{max d}$	73
Formel 37: Normalkraft auf den Spanungsquerschnitt F_N	73
Formel 38: Wärmestromdichte q	77

Literaturverzeichnis

- [1] Roos, E.; Maile, K.: *Werkstoffkunde für Ingenieure: Grundlagen, Anwendung, Prüfung*: Springer-Verlag, 2014; ISBN 9780874216561
- [2] Oberschelp, C.: Hybride Leichtbaustrukturen für den Karosseriebau gusswerkstofforientierte Anwendungsuntersuchungen für das Druckgießen: Gießerei-Institut der RWTH Aachen, 2012; ISBN 9783981387285
- [3] Ilschner, B.; Singer, R.F.: *Werkstoffwissenschaften und Fertigungstechnik*. Bd. 5 : Springer-Verlag, 2009; ISBN 9788578110796
- Boehnke, D.: Qualitätsorientierte Zerspanung von Parallelverbunden im kontinuierlichen Schnitt: PZH Produktionstechnisches Zentrum GmbH, 2007; ISBN 978-3939026600
- [5] Teti, R: *Machining of Composite Materials*. In: CIRP Annals Manufacturing Technology (2007), Nr. 2, S. 611–634; ISBN 0007-8506
- [6] Friedrich, H. E.: *Leichtbau in der Fahrzeugtechnik*: Springer-Verlag, 2013; ISBN 978-3-8348-1467-8
- [7] Leuchs, M.; Mühlratzer, A.: CVI-Verfahren zur Herstellung faserverstärkter Keramik – Herstellung, Eigenschaften, Anwendungen. In: Keramische Verbundwerkstoffe, WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA (2003), S. 288; ISBN 3-527-30529-7
- [8] Bejjani, R.; Balazinski, M.: Machinability and Chip Formation of Titanium Metal Matrix Composites. In: IJAMS - International Journal of Advanced Manufaturing Systems Bd. 13 (2011), Nr. 1
- [9] Bejjani, R.; Shi, B.; Attia, H.; Balazinski, M.: Laser assisted turning of Titanium Metal Matrix Composite. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology Bd. 60 (2011), Nr. 1, S. 61–64; ISBN 0007-8506
- [10] Che, D.; Saxena, I.; Han, P.; Guo, P.; Ehmann, K. F.: Machining of Carbon Fiber Reinforced Plastics/Polymers: A Literature Review. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering Bd. 136 (2014), Nr. 3, S. 34001; ISBN 1087-1357
- [11] Rahman, M; Ramakrishna, S; Prakash, J.R.S; Tan, D.C.G: Machinability study of carbon fiber reinforced composite. In: Journal of Materials Processing Technology Bd. 89–90 (1999), S. 292–297; ISBN 0924-0136
- [12] Maegawa, S.; Morikawa, Y.; Hayakawa, S.; Itoigawa, F.; Nakamura, T.: A Novel Cutting Concept of CFRP Composites for Extending the Life of Tool. In: Key Engineering Materials Bd. 656–657 (2015), S. 198–203; ISBN 9783038354956
- [13] Sadek, A; Meshreki, M; Attia, M H: Characterization and optimization of orbital drilling of woven carbon fiber reinforced epoxy laminates. In: CIRP Annals -Manufacturing Technology Bd. 61 (2012), Nr. 1, S. 123–126; ISBN 0007-8506
- [14] Hocheng, H.; Tsao, C. C.; Liu, C. S.; Chen, H. a.: Reducing drilling-induced delamination in composite tube by magnetic colloid back-up. In: CIRP Annals -Manufacturing Technology Bd. 63 (2014), Nr. 1, S. 85–88
- [15] Franke, V.: Drilling of long fiber reinforced thermoplastics Influence of the cutting edge on the machining results. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology Bd. 60 (2011), Nr. 1, S. 65–68

- [16] Hosokawa, A.; Hirose, N.; Ueda, T.; Furumoto, T.: *High-quality machining of CFRP with high helix end mill*. In: CIRP Annals Manufacturing Technology Bd. 63 (2014), Nr. 1, S. 89–92
- [17] Nobre, J.P.; Stiffel, J.-H.; Nau, a.; Outeiro, J.C.; Batista, a.C.; Van Paepegem, W.; Scholtes, B.: Induced drilling strains in glass fibre reinforced epoxy composites. In: CIRP Annals Manufacturing Technology Bd. 62 (2013), Nr. 1, S. 87–90
- [18] Iskandar, Y.; Tendolkar, a.; Attia, M. H.; Hendrick, P.; Damir, a.; Diakodimitris, C.: Flow visualization and characterization for optimized MQL machining of composites. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology Bd. 63 (2014), Nr. 1, S. 77–80
- [19] Choi, J; Min, S; Dornfeld, D: *Finite Element Modeling of Burr Formation in Drilling of a Multi-Layered Material.* In: Consortium on Deburring and Edge Finishing, Laboratory for Manufacturing and Sustainability, UC Berkeley (2004)
- [20] Huber, C. O.: Numerical Simulations of Metal Matrix Composites Tribological Behavior and Finite Strain Response on Different Length Scales, Dissertation, Technische Universität Wien (Institut für Leichtbau und Struktur–Biomechanik), 2008
- [21] Dandekar, C. R.; Shin, Y. C.: Modeling of machining of composite materials: A review. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture Bd. 57, Elsevier (2012), S. 102–121; ISBN 0890-6955
- [22] Perry, N.; Bernard, a.; Laroche, F.; Pompidou, S.: Improving design for recycling - Application to composites. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology Bd. 61 (2012), Nr. 1, S. 151–154; ISBN 0007-8506
- [23] Greven, E.; Magin, W.: *Werkstoffkunde und Werkstoffprüfung für technische Berufe*. 18. Aufl. : Handwerk und Technik, 2015; ISBN 978-3582022110
- [24] Ramulu, M.; Branson, T.; Kim, D.: A study on the drilling of composite and titanium stacks. In: Composite Structures Bd. 54 (2001), Nr. 1, S. 67–77; ISBN 0263-8223
- [25] Brinksmeier, E.; Janssen, R.: Drilling of Multi-Layer Composite Materials consisting of Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP), Titanium and Aluminum Alloys. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology Bd. 51 (2002), Nr. 1, S. 87– 90; ISBN 0007-8506
- [26] Brinksmeier, E.; Fangmann, S.; Rentsch, R.: Drilling of composites and resulting surface integrity. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology Bd. 60 (2011), Nr. 1, S. 57–60; ISBN 0007-8506
- [27] Denkena, B.; Boehnke, D.; Dege, J. H.: *Helical milling of CFRP-titanium layer compounds*. In: CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology Bd. 1 (2008), Nr. 2, S. 64–69; ISBN 1755-5817
- [28] Pecat, O.; Brinksmeier, E.: Tool wear analyses in low frequency vibration assisted drilling of CFRP/Ti6Al4V stack material. In: Procedia CIRP Bd. 14, Elsevier B.V. (2014), S. 142–147; ISBN 2212-8271
- [29] Pecat, Oliver; Brinksmeier, Ekkard: Low damage drilling of CFRP/titanium compound materials for fastening. In: Procedia CIRP Bd. 13, Elsevier B.V. (2014), S. 1–7

- [30] Vijayaraghavan, A; Dornfeld, D.: Challenges in Modeling Machining of Multilayer Materials. In: Consortium on Deburring and Edge Finishing, Laboratory for Manufacturing and Sustainability, UC Berkeley (2005)
- [31] Bleicher, F; Brier, J; Siller, A: Simultaneous machining of a material combination with an internal and external cooled cutting insert. In: Procedia CIRP: 7th HPC 2016 – CIRP Conference on High Performance Cutting Bd. 46 (2016), S. 15–18
- [32] Denkena, B; León, L; Lucas, A; Meyer, R: Thermomechanical tool load in the machining of spheroidal cast iron - Aluminium compounds. In: International Journal of Machining and Machinability of Materials Bd. 10 (2011), Nr. 1–2, S. 1– 17
- [33] Denkena, B; Boehnke, D; Dege, J; Hajibeik, N: Beeinflussbarkeit der Bauteilgestalt durch Prozessstellgrößen beim Außenlängsdrehen von AlSi9Cu3
 - GJS400 Parallelverbunden. In: Materialwissenschaften und Werkstofftechnik Bd. 39 (2008), Nr. 9, S. 604–609
- [34] Tönshoff, H K; Denkena, B; Friemuth, T; Boehnke, D: Spanende Bearbeitung von Werkstücken in Mischbauweise. In: wt Werkstattstechnik online Bd. 92 (2002), S. 273–277
- [35] Denkena, B.; Köhler, J.; Hasselberg, E.: Modeling of workpiece shape deviations in face milling of parallel workpiece compounds. In: Procedia CIRP Bd. 8, Elsevier B.V. (2013), S. 176–181; ISBN 2212-8271
- [36] Denkena, B.; Hasselberg, E.: Influence of the Cutting Tool Compliance on the Workpiece Surface Shape in Face Milling of Workpiece Compounds. In: Procedia CIRP Bd. 31, Elsevier B.V. (2015), S. 7–12
- [37] Denkena, B.; Boehnke, D.; Dziewiecki, P.: Tool behavior at alternating thermomechanical loads during milling of compounds out of aluminum and spheroidal cast iron. In: Production Engineering Bd. 2 (2008), Nr. 4, S. 351–356
- [38] Bauer, H.; Dietsche, K.; Jäger, T.: *Kraftfahrtechnisches Taschenbuch*: Vieweg+Teubner Verlag, 2003; ISBN 978-3-528-23876-6
- [39] Denkena, B; Reichstein, M; Boehnke, D: Prozessauslegung für die Zerspanung von Zylinderkurbelgehäusen in Aluminium-Grauguss-Mischbauweise: Universität Hannover, Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen, 2005
- [40] Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren : Springer - Verlag, 2008; ISBN 978-3-540-35834-3
- [41] Pahl, G.; Beitz, W.: Konstruktionslehre, 2004; ISBN 3-540-22048-8
- [42] Sommer, K.; Heinz, R.; Schöfer, J.: Verschleiß metallischer Werkstoffe. Wiesbaden : Vieweg+ Teubner, 2010; ISBN 978-3-8351-0126-5
- [43] Denkena, B.; Tönshoff, H. K.: *Spanen: Grundlagen* : Springer Verlag, 2011; ISBN 978-3-642-19771-0
- [44] Spur, Günter: Handbuch Spanen und Abtragen: Carl Hanser Verlag, 2014; ISBN 978-3-446-42826-3
- [45] Paucksch, E.; Holsten, S.; Linß, M.; Tikal, F.: Zerspantechnik: Prozesse, Werkzeuge, Technologien. 12. Aufl. : Springer - Verlag, 2008; ISBN 978-3-8348-0279-8

- [46] Siller, A.; Pollak, C.; Steininger, A.; Bleicher, F.; Jochum, N.: Interdependence of the Coolant Quality and the Formation of a Tribochemical Reaction in the Processing of Parallel Composite Materials in Continuous Cutting. In: Danubia-Adria Symposium Bd. 31 (2014)
- [47] Jochum, N.; Baumgart, C.: Angepasste Kühlschmierstofflösungen für schwer zerspanbare Werkstoffe. In: Wiener Produktionstechnik Kongress (Tagungsband) Bd. 2 (2014), S. 111–120
- [48] Elenz, A.: Innovationen in der Werkzeugtechnik Intelligente Kühlschmierstoffstrategien. In: Wiener Produktionstechnik Kongress (Tagungsband) Bd. 2 (2014), S. 57–74; ISBN 978-3-903015-00-5
- [49] Brenner, K.: Tools for dynamic face milling at depth of cuts up to 3mm. / Coolant driven HSC spindle up to 40,000 min-1. In: Wiener Produktionstechnik Kongress, Vortrag (2016)
- [50] Schmid, T.: *Analytische Chemie (für Biol. / Pharm. Wiss.)*: Skriptum zur Vorlseung an der ETH Zürich, 2011
- [51] Müller, A.: Strategien für das Screening und die Identifizierung organischer Spurenstoffe in Wasser mittels HPLC-QTOF-MS, Dissertation, Universität Leuphana Lüneburg, Fakultät Nachhaltigkeit (Institut für Umweltchemie), 2012
- [52] Murrenhoff, Hubertus: Umweltverträgliche Tribosysteme: Springer, 2010; ISBN 978-3-642-04996-5
- [53] Villars, P.; Prince, A.; Okamoto, H.: *Handbook of Ternary Alloy Phase Diagrams* (10 Volume Set): ASM International, 1995; ISBN 978-0-87170-525-9
- [54] Makos, M.: *Reaktionskinetik 2: Arrhenius-Gleichung und Theorie des Übergangszustandes*, Skriptum zur Vorlesung an der Universität Mainz, 2009
- [55] Schießl, C.: *Thermische Analyse Möglichkeiten zur Untersuchung von dentalen Kunststoffen*, Dissertation, Universität Regensburg, 2009
- [56] Kissinger, H. E.: Variation of Peak Temperature With Heating Rate in Differential Thermal Analysis. In: Journal of Research of the National Bureau of Standards Bd. 57 (1956), Nr. 4, S. 217–221
- [57] Kissinger, H. E.: Reaction Kinetics in Differential Thermal Analysis. In: Analytical chemistry Bd. 29 (1957), Nr. 11, S. 1702–1706
- [58] Rantuch, P.; Nagypál, B.: Investigation of activation energy of polypropylene composite thermooxidation by model-free methods. In: European Journal of Environmental and Safety Sciences Bd. 2 (2014), Nr. 1, S. 12–18
- [59] Siller, A.; Steininger, A.; Bleicher, F.: Heat Dissipation in Turning Operations by Means of Internal Cooling. In: Procedia Engineering Bd. 100 (2015), S. 1116– 1123
- V.: Sukaylo, Numerische Simulation bedingten [60] der thermisch Werkstückabweichungen unterschiedlichen beim Drehen mit Kühlschmiermethoden, Dissertation, Otto-von-der-Guericke-Universität Magdeburg, Fakultät für Maschinenbau, 2003
- [61] Liu, J.; Chou, Y.: On temperatures and tool wear in machining hypereutectic AI – Si alloys with vortex-tube cooling. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture Bd. 47 (2007), S. 635–645

- [62] Suresh, N.; Reddy, K.; Nouari, M.; Yang, M.: Development of electrostatic solid lubrication system for improvement in machining process performance. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture Bd. 50, Elsevier (2010), Nr. 9, S. 789–797
- [63] Nageswara, R. D.; Vamsi, K. P.: Performance Profiling of Boric Acid as Lubricant in Machining. In: ABCM (2008), Nr. 3, S. 239–244
- [64] Suresh Kumar Reddy, N.; Venkateswara Rao, P.: Experimental investigation to study the effect of solid lubricants on cutting forces and surface quality in end milling. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture Bd. 46 (2006), S. 189–198
- [65] Yildiz, Y.; Nalbant, M.: A review of cryogenic cooling in machining processes. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture Bd. 48 (2008), Nr. 9, S. 947–964
- [66] Zurecki, Z.; Swan, R.; Snyder, B.; Frey, J.; Jewell, P.; Ghosh, R.; Taylor, J.: Apparatus and method for machining with cryogenically cooled oxide-containing ceramic cutting tools. Patent Nr. 7,252,024 B2, USA, 2007
- [67] Katahira, K.; Ohmori, H.; Takesue, S.; Komotori, J.; Yamazaki, K.: Effect of atmospheric-pressure plasma jet on polycrystalline diamond micro-milling of silicon carbide. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology Bd. 64, CIRP Annals (2015), Nr. 1, S. 129–132
- [68] Schaal, S.: *Doppelt gekühlt halten Platten länger*. In: Industrieanzeiger 29.15 (2015)
- [69] Dudley, G.: Machine Tool having internally routed cryogenic fluid for cooling interface between cutting edge of tool and workpiece. Patent Nr. 3,971,114, USA, 1976
- [70] Rozzi, J.; Sanders, J.; Passow, C.; Day, M.; Archibald, E.: Indirect Cooling Of A Rotary Cutting Tool. Patent Nr.: US 2010/0272529 A1, USA, 2010
- [71] Hong, S. Y.: Cryogenic Machining. Patent Nr.: 5,901,623, USA, 1999
- [72] Kesriklioglu, S.; Pfefferkorn, F. E.: *Thermal Analysis of Cryogenic Machining*. In: The Proceedings of MTTRF 2014 Annual Meeting (2014)
- [73] Rozzi, J.; Sanders, J.; Chen, W.: The Experimental and Theoretical Evaluation of an Indirect Cooling System for Machining. In: Journal of Heat Transfer Bd. 133 (2011), Nr. 3, S. 1–10
- [74] Frost, T.: Drehen mit geschlossenem Innenkühlsystem : Dissertation, Technische Universität Berlin, Fakultät V - Verkehrs- und Maschinensysteme, 2008
- [75] Lagerber, S.: Chip forming cutting insert with internal cooling: Patent Nr.: 6,053,669, USA, 2000
- [76] Komanis, A.; Pikurs, G.; Muiznieks, G.; Kravalis, K.; Gutakovskis, V.: Design of internally cooled tools for dry cutting. In: Proceedings of the 9th International Conference of DAAAM Baltic Industrial Engineering (2014), S. 109–114
- [77] Rozzi, C.; Chen, W.; Archibald, E.: *Indirect Cooling Of A Cutting Tool* : Patent Nr.: US 8,061,241 B2, USA, 2011

- [78] Shu, S.; Cheng, K.; Ding, H.; Chen, S.: An Innovative Method to Measure the Cutting Temperature in Process by Using an Internally Cooled Smart Cutting Tool. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering Bd. 135 (2013), Nr. 6, S. 61018
- [79] Shu, S.; Ding, H.; Chen, S.; Cheng, K.: Thermal design and analysis of an internally cooled smart cutting tool and its implementation perspectives. In: Materials Science Forum Bd. 770 (2013), S. 120–125
- [80] Shu, S.; Ding, H.; Chen, S.; Cheng, K.: FEM-Based design and analysis of a smart cutting tool with internal cooling for cutting temperature measurement and control. In: Applied Mechanics and Materials Bd. 217–219 (2012), S. 1874–1879
- [81] Shu, S.; Chen, S.; Cheng, K.: Investigation of a novel green internal cooling in turning application. In: International Conference on Electronic & Mechanical Engineering and Information Technology (2011), S. 1156–1159; ISBN 9781612840888
- [82] Billatos, S.: Apparatus for enviromentally safe cooling of cutting tools : Patent Nr.: 5,799,553, USA, 1998
- [83] Endres, W.: Cutting tool insert having internal Microduct For Coolant : Internationale Patent Nr.: WO 200/14099 A1, 2008
- [84] Hong, S. Y.: Cryogenic Machining. Patent Nr.: 5, 901,623, USA, 1999
- [85] Grote, K. H.; Feldhusen, J.: *Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau.* 22. Aufl. : Springer-Verlag; ISBN 978-3-540-49714-1
- [86] Abouridouane, Mustapha; Klocke, Fritz; Döbbeler, Benjamin: Analytical temperature prediction for cutting steel. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology Bd. 65 (2016), S. 77–80
- [87] Zürcher, Christoph; Frank, Thomas: *Bauphysik* : vdf Hochschulverlag AG an der ETH Zürich, 2004
- [88] Michna, J.: Numerische und experimentelle Untersuchung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen und Modellierung des thermomechanischen Lastkollektivs beim Bohren von 42CrMo4: Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Fakultät für Maschinenbau, Institut für Produktionstechnik, 2014
- [89] Hesse, W.: *Aluminium-Schlüssel.* 12. Aufl. : Beuth Verlag GmbH, 2014; ISBN 978-3-410-26872-7
- [90] Gießereiwesen Gusseisen mit Kugelgraphit; Deutsche Fassung EN 1563:2011, DIN EN 1563:2012-03 (2012)
- [91] Aluminium und Aluminiumlegierungen Gussstücke Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften; Deutsche Fassung EN 1706:2010, DIN EN 1706:2013-12 (2013)
- [92] Bhandari, V. B.: *Machine Design Data Book* : McGraw Hill Education (India) Pvt Ltd, 2014; ISBN 9789351342847
- [93] Iqbal, S.; Mativenga, P.; Sheikh, M.: An investigative study of the interface heat transfer coefficient for FE-modelling of high speed machining. In: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture Bd. 222 (2008), Nr. 11, S. 1405–1416

- [94] Mehra, D.; Rakhecha, K.; Gupta, S.: Comparison of mechanical properties and calculation of cutting force between uncoated tungsten carbide, TiN & TiAIN coated tip tungsten carbide with the help of lathe tool dynamometer. In: International Journal of Advanced Information Science and Technology (IJAIST) Bd. 13 (2013), Nr. 13
- [95] Stahl, J. E.: *Metal Cutting Theories and Models*: Seco Tools AB, 2012; ISBN 978-91-637-1336-1
- [96] Amecke-Mönnighoff, S.: *CFD-Simulation der Wärmeübertragung in einer durchströmten Holzpelletschüttung*, Diplomarbeit, Ruhr Universität Bochum, Fakultät für Maschinenbau, 2013
- [97] Stephenson, D. A.; Ali, A: *Tool temperatures in interrupted metal cutting*. In: Journal of Engineering for Industry Bd. 114 (1992), Nr. 2, S. 127–136
- [98] Hesse, S.; Schnell, G.: Sensoren für die Prozess- und Fabrikautomation. Bd. 4 : Vieweg+Teubner, 2009; ISBN 978-3-8348-0471-6
- [99] Pelster, R.; Pieper, R.; Hüttl, I.: *Thermospannungen viel genutzt und fast immer falsch erklärt!*. In: Physik und Didaktik in Schule und Hochschule (2005), S. 10–22
- [100] Krenn, A.: *Mehr Scharfblick mit Fokus-Variation: Optisches Verfahren für reproduierbare Nanometer-Genauigkeit.* Bd. 1. München : Carl Hanser Verlag, 2007
- [101] Reingruber, H.: Rasterelektronenmikroskopie: Vorbereitungsunterlagen zur Praktikumsübung. Graz : Forschungsinstitut für Elektronenmikroskopie (FELMI), 2010
- [102] Künecke, U.: Charakterisierung von Inhomogenitäten an CIGSSe Solarzellenabsorbern im Rasterelektronenmikroskop, Dissertation, Friedrich-Alexander Universität Erlangen, Technische Fakultät, 2014
- [103] Bleicher, F.; Finkeldei, D.; Siller, A.: Machining of difficult to cut materials. In: DAAAM International Symposium on Intelligent Manufacturing and Automation Bd. 27 (2016)
- [104] Bleicher, F.; Pollak, C.; Siller, A.: Precision machining of aluminum and cast iron material combination with a long overhanging boring tool. In: The Proceedings of MTTRF 2015 Annual Meeting (2015)

Anhang und Lebenslauf

Analysebericht von Kühlschmierstoff 1

Blaser Swisslube AG CH-3415 Hasle-Rüegsau • Tel. +41 34 460 01 01 • Fax +41 34 460 03 00 • www.blaser.com



Seite 1 von 1

Untersuchungsbericht Nr.: 14K254131

Kunde:	TU - Wien, Research TUb Herr Dipl. Ing. Anton Siller A - 1220 Wien	Vertretung:	
Produkt: Art. Nr.: Bemerkungen:	AdditivET/HycutET46 1:3.6 - Probe 2 G1 - Zentralanlage Oemeta	Probenart: Probeneingang:	Spezialuntersuchungen 11.08.2014
Anlage: Anlagenummer: pH-Wert vor Ort:	- - Volumen [m³]: -	Entnahmedatum: Befüllt seit:	01.07 . 2014 -

Grund für Probenahme:

Befund:

HPTLC: Die Probe entspricht nicht der Referenz, es wird eine Hydrolyse des TMP-Esters festgestellt. Die Probe enthält geringe Mengen Fremdöl (Mineralöl). Die polaren Anteile der Emulsion haben sich angereichert, dies ist ein Hinweis auf eine leichte Instabilität.

Empfehlung:

Untersuchung	Resultat	Einheit	Norm / Methode
Konzentration Refraktometer *	15.8	%	FE.120.PA
pH-Wert	8.7	-	FE.141.PA
Farbe	braun	-	FE.106.PA
Geruch Probe	normal	-	FE.117.PA
Oelabscheidung	6	g/100g	-
Mittlere Teilchengrösse d(0.5)	8.428	μm	FE.388.PA
Emulsionszustand	grobdispers	-	FE.268.PA
Korrosionstest (GG25 DIN 51360)	0	-	FE.143.PA
Spez. Leitfähigkeit	7.8	mS/cm	FE.384.PA
Gesamthärte °dH	120	°dH	FE.356.PA
Chlorid	255	mg/l	FE.355.PA
Sulfat	681	mg/l	FE.355.PA
Nitrit	69	mg/l	FE.355.PA
Nitrat	233	mg/l	FE.355.PA
Gesamtkeimzahl	60	KBE/ml	-
Leitkeim	40	KBE/ml	-
Andere Bakterien	20	KBE/ml	-
Hefen	0	KBE/ml	-
Pilze	0	KBE/ml	-

* Ablesewert Refraktometer multipliziert mit Faktor. (Faktor siehe technisches Datenblatt (PIDS))



Kundendienst-Email: customer-service@blaser.com

fertiggestellt am: 15.08.2014 / Benjamin Denier

Analysebericht von Kühlschmierstoff 2



ANALYTIK BERICHT

Projekt:	Fremdölbestimmung in Hycut ET 46			
Auftraggeber:	Anton Siller TU Wien	Auftragsdatum:	25.02.2016	
Projekt-Nr.:	-	UB-Nr.:	-	
Verfasser:	SIGA	Berichtsdatum:	08.04.2016	
Auftrag:	Bestimmung des Fremdöleintr	ags in KSS-Emulsion	Hycut ET 46	
Vorgehen:	Mit der eingesandten Referenzemulsion wurde eine Standardaddition von Hyspin ZZ46 hergestellt. Diese wurde mit Lösungsmittel verdünnt und mittels HPTLC-Universalmethode analysiert. Die Auswertung erfolgte über die Interpolation des Ölgehaltes anhand einer 3-Punktkalibration. Beurteilt wurde nur der Fremdölanteil.			
Durchführung:	Je 10mg, 20mg, 50mg Hyspin ZZ 46 ad 10mL Referenzemulsion, gelöst in 100mL IPA/Hexan 3:1. Die Referenz- bzw. Gebrauchtemulsion wurde jeweils 10x mit IPA/Hexan 3:1 verdünnt.			
Ergebnis:	Der Fremdölgehalt an Hyspi 46 beträgt 2.5% (+/- 0.25% g Emulsion.	n ZZ 46 in der Gebra eschätzt) bezogen a	uchtemulsion Hycut ET uf die erhaltene	



Datenblatt Dynamometer

Kraft

KISTLER

measure. analyze. innovate.

Mehrkomponenten-Dynamometer

Тур 9129АА

Mehrkomponenten-Dynamometer zum Messen der drei Komponenten des resultierenden Kraftvektors, sowie der drei Komponenten des resultierenden Momentvektors.

-10 ... 10 kN, Deckplatte 90x105 mm

- Kleine Bauhöhe
- Grosser Messbereich
- Kleiner Temperaturfehler
- Für Zerspankraftmessungen
- Für allgemeine Mehrkomponenten-Kraftmessungen

Beschreibung

Das Dynamometer besteht aus vier 3-Komponenten-Kraftsensoren, die unter hoher Vorspannung zwischen der Deckplatte und den beiden seitlichen Grundplatten eingebaut sind.

Durch den speziellen Einbau der Sensoren wird ein kleiner Temperaturfehler erreicht. Die Kraftsensoren enthalten je drei Kristallringe, wovon der eine auf Druck in y-Richtung und die beiden andern auf Schub in x- bzw. z-Richtung empfindlich sind. Die Kräfte werden praktisch weglos gemessen. Die Ausgänge der vier eingebauten Kraftsensoren sind an die 9-polige Flanschdose geführt. Es sind Mehrkomponenten-Kraft-Momentmessungen möglich.

Die vier Sensoren sind masseisoliert eingebaut. Damit werden Erdschleifenprobleme weitgehend vermieden.

Das Dynamometer ist korrosionsbeständig und gegen das Eindringen von Kühlschmierstoff geschützt. Zusammen mit dem Anschlusskabel Typ 1687B... oder Typ 1677A... ist das Dynamometer gemäss Schutzart IP67 dicht.

Mehrkomponenten-Dynamometer aus Quarz messen einfach, direkt und sehr genau.

Anwendungsbeispiele

- Zerspankraftmessung
- Mehrkomponenten-Kraftmessung
- Kraftmessung bei engen Platzverhältnissen
- Messung der drei Schnittkräfte F_c, F_f, F_p beim Aussen- und Innendrehen mit Drehmaschinen mit Werkzeugrevolver (siehe Datenblatt zu Typ 9129A...)



Technische Daten

Max. zulässiger Messbereich	F _x , F _y , F _z	kN	-10 10
(Kraftangriffspunkt an	Mx, My, Mz	N·m	-500 500
Deckplattenoberfläche)			
Kalibrierter Messbereich			
100 %	Fx, Fy, Fz	kN	0 10
Kalibrierter Teilmessbereich			
10 %	F _x , F _y , F _z	kN	0 1
Kalibrierter Teilmessbereich			
1 %	F _x , F _y , F _z	kN	0 0,1
Überlast	F _x , F _y , F _z	%	20
Ansprechschwelle		N	<0,01
Empfindlichkeit nominal	F _x	pC/N	≈–8
	Fy	pC/N	≈–4,1
	Fz	pC/N	≈–8
Linearität, alle Bereiche	F _x , F _y , F _z	±%FSO	≤±0,3
Hysterese, alle Bereiche	F _x , F _y , F _z	%FSO	≤0,3
Übersprechen	$F_z\toF_x,F_y$	%	≤±2
	$F_x \leftrightarrow F_y$	%	≤±2
	$F_x,F_y\to F_z$	%	≤±2
Steifheit	C _x , C _z	N/µm	≈1 000
	Су	N/µm	≈4 000
Eigenfrequenz	f _n (x)	kHz	≈3,5
(Typ 9129AA montiert	f _n (y)	kHz	≈4,5
auf steifer Unterlage)	f _n (z)	kHz	≈3,5
Betriebstemperaturbereich		°C	0 70
Kapazität	F _x , F _{y,} F _z	pF	≈180
Isolationswiderstand		Ω	>1013
Masseisolation		Ω	>108
Schutzart EN60529			IP67
Gewicht Dynamometer		kg	3,2
Deckplatte		kg	2,0
Aufspannfläche		mm	90x105
Anschluss		Fi	scher-Flansch
			9-pol. neg.

Seite 1/5

Die Informationen entsprechen dem aktuellen Wissensstand. Kistler behält sich technische Änderungen vor. Die Haftung für Folgeschäden aus der Anwendung von Kistler-Produkten ist ausgeschlossen. ©2009 ... 2012, Kistler Gruppe, Eulachstrasse 22, 8408 Winterthur, Schweiz Tel. +4152 224 11 11, Fax +4152 224 14 14, info@kistler.com, www.kistler.com Kistler ist eine eingetragene Marke der Kistler Holding AG.

Datenblatt Ladungsverstärker

Messen & Analysieren



Mehrkanal-Ladungsverstärker

für Mehrkomponenten-Kraftmessung

Dieses Gerät eignet sich insbesondere für die Mehrkomponenten-Kraft-Momentmessung mit piezoelektrischen Dynamometern oder Messplattformen. Piezoelektrische Kraft-Sensoren geben eine elektrische Ladung ab, welche sich proportional zu der auf den Sensor einwirkenden Last verändert. Der Ladungsverstärker wandelt die elektrische Ladung in eine proportionale Spannung um.

- 4-Kanal-Ausführung für Zerspankraftmessungen
- 8-Kanal-Ausführung für Mehrkomponenten-Kraft-Momentmessung
- 8-Kanal-Ausführung optional mit analogem 6-Komponenten-Summier-Rechner
- Menügeführte Bedienung wie Typ 5015A...
- Direkte Signalauswertung
- Geeignet für Datenerfassungssoftware DynoWare Typ
 2825A-02

Beschreibung

Den Typ 5070A... gibt es als 4-Kanal- oder 8-Kanal-Ausführung. Als Option gibt es die 8-Kanal-Ausführung auch mit einem analogen 6-Komponenten-Summier-Rechner. Mit diesem Summier-Rechner können bei Kistler Mehrkomponenten-Dynamometern die resultierende Kraft sowie die drei Komponenten des resultierenden Momenten-Vektors im real time mode berechnet werden. Dynamometer-spezifische Werte, die für die Momentenberechnung benötigt werden, können direkt am Gerät eingestellt werden.

Auf der grafikfähigen Flüssigkristallanzeige sind alle Einstellungen sowie die Momentan-, Minimum- und Maximumwerte eines Ladungsverstärker-Kanals ersichtlich. Wahlweise können die verschiedenen Kanäle zur Anzeige gebracht werden. Mit dem universellen Druck- und Drehknopf wird über verschiedene Menüs das Gerät eingestellt. Sämtliche Funktionen können aber auch extern über RS-232C (Option IEEE-488) kontrolliert werden.

Anwendung

Das 4-Kanal Gerät eignet sich besonders für die Zerspankraftmessung mit Kistler Dynamometern und der Datenerfassungssoftware DynoWare Typ 2825A-02. Das 8-Kanal Gerät ist geeignet für die 6-Komponenten-Kraft-Momentmessung im Bereich Labor, Forschung und Entwicklung. Zum Beispiel Radkraftmessung am Reifenprüfstand, Rückstosskraftmessungen an Triebwerken, Überwachung der Kräfte und Momente bei Rüttelversuchen etc.

Die Informationen entsprechen dem aktuellen Wissensstand. Kistler behält sich technische Änderungen vor. Die Haftung für Folgeschäden aus der Anwendung von Kistler-Produkten ist ausgeschlossen.



Typ 5070A...

Technische Daten

Ladungsverstärker

Anzahl Messkanäle		4
Option		8
Steckertyp		BNC neg.
Option		Fischer 9 pol. neg.
Messbereich FS	pC	±200 200 000
Option	pC	±600 600 000
Fehler (0 50 °C) typ./max.	%	<±0,3/<±1
Drift, Messart DC (Long) bei 25 °C, max. relative Luftfeuchtigkeit r.F. von 60 % (nicht kondensierend)	pC/s	<±0,05 (typ. < ±0,03)
bei 25 °C, max. relative Luftfeuchtigkeit r.F. von 70 % (nicht kondensierend)	pC/s	typ. <±0,05
bei 50 °C, max. relative Luftfeuchtigkeit r.F. von 50 % (nicht kondensierend)	pC/s	<±0,2
Frequenzbereich (20 Vpp)	kHz	≈0 >45

Spannungsausgang

Steckertyp		D-Sub 15f
Ausgangsspannung	V	±10
Ausgangsstrom	mA	<±2
Ausgangswiderstand	Ω	10
Reset-Measure Sprung	pC	<±2
Nullpunktfehler (Reset)	mV	<±10
Ausgangsstörsignal	mVpp	<10
(0,1 Hz 1 MHz)		

Seite1.8

©2010 ... 2014, Kistler Gruppe, Eulachstrasse 22, 8408 Winterthur, Schweiz Tel. +4152 224 11 11, Fax +4152 224 14 14, info@kistler.com, www.kistler.com Kistler ist eine eingetragene Marke der Kistler Holding AG.

Datenblatt Thermoelement

Bezeichnung: 12-K-150-118-0,5-2I-JP2L-SM B50-KX

Hersteller: TC Mess- und Regeltechnik GmbH

Miniatur-Mantel-Thermoelement mit Übergangshülse



größere Ansicht

robusten Miniatur-Mantel-Thermoelemente ideal für anspruchsvolle Präzisionstemperaturmessungen. Der Einsatz reicht von Laboranwendungen bis hin zu industriellen Messungen, bei denen schnelle Temperaturwechsel erfasst werden müssen. Die Fühler haben eine elektrisch isolierte Messspitze um Erdungskurzschlüsse zu vermeiden und können zur Anpassung an die jeweilige Messstelle gebogen werden, ohne dabei die thermischen Eigenschaften zu verändern. Die 2m langen PFA-Anschlussleitungel sind in einer Übergangshülse aus Edelstahl mit hitzebeständigem Epoxydharz vergossen. Eine Auswahl an Klemmverschraubungen sowie Thermo- und Ausgleichsleitungen finden Sie ebenfalls bei TC Direct.

Mit ihren kurzen Antwortzeiten und dem geringen Verdrängungsvolumen eignen sich diese

- Kürzeste Antwortzeiten, geringe Abmessungen und kleinstes Verdrängungsvolumen
- Thermoelemente Typ K, T, J oder N lieferbar (0,25mm und 0,75mm nur Typ K)
- Mantelrohrdurchmesser: 0,25mm, 0,5mm oder 0,75mm
- Verschiedene Mantelrohrlängen verfügbar
- Mantelrohrwerkstoff: Typ K, T oder J 1.4541 Edelstahl (0,75mm Inconel 600® / 1.4841 Edelstahl), Typ N - Nicrobell D
- Betriebstemperatur: -100°C bis 800°C
- Elektrisch isolierte Messstelle
- Anschlussleitungen: 2m mit PFA-Isolierhülle
- Übergangshülse mit hitzebeständigem Epoxydharz vergossen, temperaturbeständig bis 85°C

Folgende Typen stehen zur Verfügung:

Typ K

Typ T

• Typ J

Typ N

Aliconaauswertung der verwendeten Wendeschneidplatte

Institut für Fertigungstechnik und Hochleistungslasertechnik Karlsplatz 13/311, A-1040 Wien



IF-EdgeMasterModule Measurement Report Schneidkantenmessung

ReferenceType: Anzahl der extrahierten Profile: Kantenprofiltyp: Datum der Messung: Prüfer: / Typenname: Standard Curved Edge 10x 20 Keine Fase 14.07.2014 16:35:57 Chocholous / KENNA_1_neu

Name	Wert	[u]	Beschreibung
r	67.7251	μm	Mittlerer Radius der Durchschnittskante
α	23.2849	۰	Freiwinkel
β	69.5402	۰	Keilwinkel
Y	-2.8250	•	Spanwinkel
Sa	114.8456	μm	Dist. Apex zum Ende der Freiflächenrundheit (früher: a)
Sγ	114.7413	μm	Dist. Apex zum Ende der Spanflächenrundheit (früher: b)
к	0.9991		Symmetrie der Schneidkante
Δr	58.9323	μm	Min. Dist. der Kante zum Apex (früher: S)
Ecq	0.4445	μm	Formabweichung des Kreises (RMS)



Measurement performed by Alicona IF-EdgeMasterModule, 14.07.2014 16:35:57

Lebenslauf

Persönliche Daten

- Name: Anton Siller
- Geburtsdatum: 28. Juli 1983
- Geburtsort: Kuchl
- Nationalität: Österreich

Ausbildung

- Seit 03/2013 als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Fertigungstechnik in der Abteilung Technologie der TU Wien tätig.
- Ab 09/2004 Studium an der Technischen Universität Wien (TU Wien), Studienrichtung Maschinenbau mit dem Schwerpunkt Konstruktion und Werkstofftechnik; Ende 2012 Studienabschluss mit ausgezeichnetem Erfolg; Diplomarbeit zum Thema "Wertanalyse" im Bereich Schienenfahrzeuge am Institut für höhere Konstruktionswissenschaften der TU Wien.
- Ab 09/1997 HTBLA Hallein für Maschinenbau mit Fachrichtung Wirtschaftsingenieurwesen; 2002 Abschluss mit ausgezeichnetem Erfolg

Beschäftigungsverhältnisse

- Während des Studiums Praktika bei Fa. Bosch in der Konstruktionsabteilung und Fertigung sowieso bei der Fa. M-real in der Fertigung von Fichtensulfitzellstoff und erneuerbarer Energie.
- Von 2003 bis 2004 als Qualitätssachbearbeiter bei der Fa. Bosch in Hallein tätig. Aufgabenbereiche waren dabei u.a. technische Kundenbetreuung und internes auditieren der Einspritzpumpen für Großdieselprodukte der Firmen Wärtsilä und GE.
- Von 2002 bis 2003 beim österreichischen Bundesheer als Funker in St. Johann/Pongau.
- Während der HTL-Zeit Absolvierung von Praktika bei der Fa. Bosch in der Qualitätsabteilung, Fertigung und im Feinmessraum sowie bei Fa. HSG-Schattauer als CAD Planer.