ROBERT BECKENLECHNER

Bohrbearbeitung von Stahl und CFK unter Einsatz von Minimalmengen-Trockenschmierung auf Basis von Graphit



IPA

STUTTGARTER BEITRÄGE ZUR PRODUKTIONSFORSCHUNG BAND 110

Herausgeber:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Bauernhansl

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Kai Peter Birke

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Marco Huber

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Kfm. Alexander Sauer

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. mult. Alexander Verl

Univ.-Prof. a. D. Dr.-Ing. Prof. E.h. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. mult. Engelbert Westkämper

Robert Beckenlechner

Bohrbearbeitung von Stahl und CFK unter Einsatz von Minimalmengen-Trockenschmierung auf Basis von Graphit

Kontaktadresse:

Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung IPA, Stuttgart Nobelstraße 12, 70569 Stuttgart Telefon 07 11/9 70-11 01 info@ipa.fraunhofer.de; www.ipa.fraunhofer.de

STUTTGARTER BEITRÄGE ZUR PRODUKTIONSFORSCHUNG

Herausgeber: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Bauernhansl^{1,2} Univ.-Prof. Dr.-Ing. Kai Peter Birke^{1,4} Univ.-Prof. Dr.-Ing. Marco Huber^{1,2} Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Kfm. Alexander Sauer^{1,5} Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. mult. Alexander Verl³ Univ.-Prof. a. D. Dr.-Ing. Prof. E.h. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. mult. Engelbert Westkämper^{1,2}

¹Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung IPA, Stuttgart
 ²Institut für Industrielle Fertigung und Fabrikbetrieb (IFF) der Universität Stuttgart
 ³Institut für Steuerungstechnik der Werkzeugmaschinen und Fertigungseinrichtungen (ISW) der Universität Stuttgart
 ⁴Institut für Photovoltaik (IPV) der Universität Stuttgart
 ⁵Institut für Energieeffizienz in der Produktion (EEP) der Universität Stuttgart

Titelbild: © LuckyStep – Adobe Stock

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über www.dnb.de abrufbar. ISSN: 2195-2892 ISBN (Print): 978-3-8396-1633-8

D 93

Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss., 2020

Druck: Mediendienstleistungen des Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB, Stuttgart Für den Druck des Buches wurde chlor- und säurefreies Papier verwendet.

© by FRAUNHOFER VERLAG, 2020

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB Postfach 80 04 69, 70504 Stuttgart Nobelstraße 12, 70569 Stuttgart Telefon 07 11 9 70-25 00 Telefax 07 11 9 70-25 08 E-Mail verlag@fraunhofer.de URL http://verlag.fraunhofer.de

Alle Rechte vorbehalten

Dieses Werk ist einschließlich aller seiner Teile urheberrechtlich geschützt. Jede Verwertung, die über die engen Grenzen des Urheberrechtsgesetzes hinausgeht, ist ohne schriftliche Zustimmung des Verlages unzulässig und strafbar. Dies gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen sowie die Speicherung in elektronischen Systemen.

Die Wiedergabe von Warenbezeichnungen und Handelsnamen in diesem Buch berechtigt nicht zu der Annahme, dass solche Bezeichnungen im Sinne der Warenzeichen- und Markenschutz-Gesetzgebung als frei zu betrachten wären und deshalb von jedermann benutzt werden dürften. Soweit in diesem Werk direkt oder indirekt auf Gesetze, Vorschriften oder Richtlinien (z.B. DIN, VDI) Bezug genommen oder aus ihnen zitiert worden ist, kann der Verlag keine Gewähr für Richtigkeit, Vollständigkeit oder Aktualität übernehmen.

Bohrbearbeitung von Stahl und CFK unter Einsatz von Minimalmengen-Trockenschmierung auf Basis von Graphit

Von der Fakultät Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik der Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.) genehmigte Abhandlung

> Vorgelegt von Robert Beckenlechner aus Augsburg

| Hauptberichter: | UnivProf. DrIng. Thomas Bauernhansl |
|-----------------|---|
| Mitberichter: | UnivProf. DrIng. Hans-Christian Möhring |

Tag der mündlichen Prüfung: 6. Februar 2020

Institut für Industrielle Fertigung und Fabrikbetrieb der Universität Stuttgart 2020

Vorwort des Autors

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung IPA. Dem Leiter des Instituts, Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas Bauernhansl danke ich herzlich für die gute Betreuung und die Übernahme des Hauptberichts. Herrn Prof. Dr.-Ing. Hans-Christian Möhring, dem Leiter des Instituts für Werkzeugmaschinen (IfW) der Universität Stuttgart, danke ich für das Interesse an der Thematik und die Übernahme des Mitberichts. Gleichzeitig möchte ich Herrn Dr.-Ing. Marco Schneider für die abteilungsinterne Betreuung und kritische Durchsicht meiner Arbeit herzlichen Dank aussprechen. Ebenso danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Fritz Klocke, Frau Birgit Spaeth, Herrn Philipp Esch und Herrn Harro Knispel für die kritische Durchsicht meiner Arbeit.

Weiterhin möchte ich mich bei allen Mitarbeitern des Fraunhofer IPA, des IfW und Instituts für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart bedanken, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Besonders Herrn Dr.-Ing. Karlheinz Pulli, Dr. Sc. techn. Michael Storchak, Herrn Michael Reichersdörfer, Herrn Christoph Wörz und Herrn Markus Singer. Ich danke auch all meinen studentischen Mitarbeitern, allen voran Frau Barbara Iglisch, Herrn Pulkit Rana und Herrn Zhenhao Tang.

Ich möchte mich besonders bei meiner Familie und meinen Freunden bedanken, die mir vollstes Verständnis während dieser Zeit entgegengebracht haben, vor allem bei Yvette.

Kurzzusammenfassung

Das primäre Ziel dieser Arbeit ist es, den Schmiereffekt eines neuartigen Kühlschmierverfahrens auf Basis von Graphit für die Bohrbearbeitung von Stahl und kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK) zu untersuchen. Sekundäres Ziel ist die Bereitstellung einer Methode zur systematischen Bestimmung des sich im Bohrprozess einstellenden Reibungskoeffizienten mit Schmierstoffeinsatz.

Anhand von Sprühtests werden das Prozessfenster der aufgebauten Trockenschmieranlage ermittelt sowie signifikante Faktoren auf die ausströmenden Schmierstoffmengen identifiziert. Zum Nachweis des die Schmiereffekts werden der Bohrerverschleiß und Zerspankraftkomponenten während realer Bohrversuche betrachtet. Die in dieser Arbeit vorgestellte Methode basiert auf der Kombination tribologischer Modellversuche, FEM-Bohrsimulationen und experimentellen Bohrversuchen.

Mit steigendem Luftvolumenstrom nimmt der Graphitmassenstrom annähernd linear zu. Dabei kann mit kugelförmigem Graphitpulver ein deutlich höherer Graphitmassenstrom als mit plättchenförmigem erzielt werden. Die Zugabe von Siliziumdioxid als Antiagglomerat hat einen negativen Effekt auf den Graphitausstoß. Während beim Bohren von CFK keine eindeutige Schmierwirkung mit Graphiteinsatz erkannt wird, kann diese bei Stahl anhand signifikant geringerer Schnittkräfte und deutlich geringerem Bohrerverschleiß nachgewiesen werden. Eine H₂O-Anreicherung der Leitungsdruckluft hat im untersuchten Prozessfenster keinen Einfluss auf die Schmierwirkung des Graphits. Die Methode zur Bestimmung des realen Reibungskoeffizienten während des Bohrprozesses funktioniert im Beispiel des vorgestellten Trockenschmierverfahrens gut.

Short summary

The primary objective of this work is to investigate the lubricating effect of a new graphite-based cooling lubrication process for drilling steel and carbon fiber reinforced plastic (CFRP). As a secondary objective, a method for the systematic determination of the friction coefficient with lubricant use during the drilling process is provided.

Spraying tests are used to determine the process window of the built dry lubrication system and to identify significant factors on the outflowing lubricant quantities. To verify the lubricating effect, drill wear and cutting force components are considered during real drilling tests. The presented method of this work is based on the combination of tribological model experiments, FEM drilling simulations and experimental drilling tests.

As the air volume flow increases, the graphite mass flow increases approximately linearly. With spherical graphite powder, a significantly higher graphite mass flow can be achieved than with platelet-shaped graphite powder. Adding silicon dioxide as an anti-agglomerate has a negative effect on the graphite output. While no clear lubricating effect with graphite use is recognized when drilling CFRP, this can be proven with steel on the basis of significantly lower cutting forces as well as much lower drill wear. A H₂O-enrichment of the compressed line air has shown no influence on the lubricating effect of graphite. The method for determining the real coefficient of friction during the drilling process was successfully applicated in the example of the presented dry lubrication method.

Inhalt

| Vo | rwort | des Au | Itors | |
|--|--------|----------|---|-----|
| Ku | rzzus | ammer | nfassung | IV |
| Sh | ort sı | ummary | , | V |
| Inh | nalt | | | VI |
| Fo | rmelz | eichen | und Abkürzungen | IX |
| Ab | bildur | ngsverz | eichnis | XV |
| Та | beller | nverzeio | chnis | XXI |
| 1 | Einle | eitung | | 1 |
| | 1.1 | Ausga | ngssituation und Problemstellung | 1 |
| | 1.2 | Zielset | zung und Forschungsfragen | 3 |
| | 1.3 | Vorgeł | nensweise | 5 |
| | 1.4 | Wisser | nschaftstheorie | 6 |
| | | 1.4.1 | Wissenschaftstheoretische Positionierung | 6 |
| | | 1.4.2 | Forschungskonzeption | 8 |
| 2 | Stan | d der V | Vissenschaft und Technik | 9 |
| 2.1 Grundlagen der spanenden Bohrbearbeitung | | | 9 | |
| | | 2.1.1 | Verfahrensbeschreibung | 9 |
| | | 2.1.2 | Geometrische und kinematische Größen | 10 |
| | | 2.1.3 | Verschleiß am Bohrwerkzeug | 17 |
| | | 2.1.4 | Simulation des Bohrprozesses | 21 |
| | 2.2 | Kohler | nstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) | 24 |
| | | 2.2.1 | Werkstoffgrundlagen | 24 |
| | | 2.2.2 | Spanende Bohrbearbeitung von CFK | 25 |
| | 2.3 | Stahlle | gierungen | 26 |
| | | 2.3.1 | Werkstoffgrundlagen | 26 |
| | | 2.3.2 | Spanende Bohrbearbeitung von Stahllegierungen | 27 |
| | 2.4 | Kühlsc | hmierstrategien in der spanenden Bearbeitung | |
| | | 2.4.1 | Konventionelle Kühlschmierstrategien | 28 |
| | | 2.4.2 | Trockenschmierstoffe in der spanenden Bearbeitung | 35 |
| | | | | |

| | | 2.4.3 | Vergleichende Einordnung betrachteter Kühlschmierstrategien | 44 |
|---|------|---------|--|----|
| | 2.5 | Grund | llagen der Fluidisierung | 47 |
| | | 2.5.1 | Definition Fluidisierung | 47 |
| | | 2.5.2 | Arten von Wirbelschichten | 47 |
| | | 2.5.3 | Bestimmung des minimal benötigten Luftvolumenstroms | 49 |
| | 2.6 | Grund | llagen der statistischen Auswertung | 50 |
| | | 2.6.1 | Haupteffekte | 50 |
| | | 2.6.2 | Wechselwirkungseffekte | 51 |
| | | 2.6.3 | Signifikanztest | 51 |
| 3 | Exp | eriment | telle und simulative Randbedingungen | 56 |
| | 3.1 | Masch | ninen- und Analysetechnik | 56 |
| | | 3.1.1 | Versuchsmaschine | 56 |
| | | 3.1.2 | Werkstückeinspannung | 56 |
| | | 3.1.3 | Spülluftaggregat | 57 |
| | | 3.1.4 | Fluidisieranlage | 58 |
| | | 3.1.5 | Streifenziehanlage | 61 |
| | | 3.1.6 | Messtechnik | 63 |
| | 3.2 | Versu | chswerkzeuge und -werkstoffe | 65 |
| | | 3.2.1 | Versuchswerkzeuge | 65 |
| | | 3.2.2 | Versuchswerkstoffe | 66 |
| | | 3.2.3 | Verwendete Graphitpulver | 67 |
| | | 3.2.4 | Verwendetes Antiagglomerat | 69 |
| | 3.3 | Simula | ationswerkzeuge | 70 |
| | | 3.3.1 | FEM-Simulationssoftware | 70 |
| | | 3.3.2 | FEM-Vernetzungssoftware | 70 |
| | 3.4 | Versu | chsplanung und -durchführung | 71 |
| | | 3.4.1 | Grundlagenversuche Fluidisieranlage | 71 |
| | | 3.4.2 | Streifenziehversuche an Stahl C 45 | 72 |
| | | 3.4.3 | Untersuchungen zum Bohren von Stahl | 74 |
| | | 3.4.4 | Untersuchungen zum Bohren von CFK | 76 |
| 4 | Erge | ebnisse | zur Untersuchung der Fluidisieranlage | 78 |

| | 4.1 | Einflus | s des Luftvolumenstroms auf die relative Luftfeuchtigkeit | 78 |
|---|-------|----------|--|-----|
| | 4.2 | Sprühv | versuche zum Graphitmassenstrom | 79 |
| | | 4.2.1 | Einfluss der Graphitpulverform | 79 |
| | | 4.2.2 | Einfluss des Luftvolumenstroms | 31 |
| | | 4.2.3 | Einfluss des Antiagglomerats Siliziumdioxid (SiO ₂) | 34 |
| | | 4.2.4 | Einfluss der H ₂ O-Druckluftanreicherung | 37 |
| | 4.3 | Statisti | ische Auswertung der Sprühversuche | 90 |
| | | 4.3.1 | Signifikanztest | 90 |
| | | 4.3.2 | Auswirkung der höchsten signifikanten Wechselwirkung | 91 |
| | 4.4 | Ermittl | ung des Prozessfensters der Fluidisieranlage | 92 |
| 5 | Simu | ulation | des Bohrprozesses | 96 |
| | 5.1 | FE-Mo | dellierung des Bohrprozesses | 96 |
| | | 5.1.1 | Modellaufbau | 96 |
| | | 5.1.2 | Ergebnisse der tribologischen Modellversuche10 | 01 |
| | | 5.1.3 | Ergebnisse und Verifikation der FEM-Simulation10 |)4 |
| | | 5.1.4 | Weiterführende FEM-Simulationen10 |)7 |
| 6 | Erge | bnisse | der experimentellen Bohrversuche17 | 13 |
| 6.1 Experimentelle Bohrversuche mit Stahl | | | mentelle Bohrversuche mit Stahl1 | 13 |
| | | 6.1.1 | Einfluss der Kühlschmiervariante auf die Zerspankräfte 1 | 13 |
| | | 6.1.2 | Einfluss der Kühlschmiervariante auf den Werkzeugverschleiß1 ⁻ | 18 |
| | | 6.1.3 | Ermittlung des realen Reibungskoeffizienten von Graphit12 | 25 |
| | | 6.1.4 | Einfluss des Verschleißzustands auf die Schnittkraft13 | 32 |
| | 6.2 | Experi | mentelle Bohrversuche mit CFK | 38 |
| | | 6.2.1 | Einfluss der Kühlschmiervariante auf die Zerspankräfte13 | 38 |
| | | 6.2.2 | Einfluss der Kühlschmiervariante auf den Werkzeugverschleiß14 | 41 |
| 7 | Zusa | amment | fassung14 | 45 |
| Lite | eratu | rverzeio | chnisX> | KII |

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen

| Kurzzeichen | Einheit | Bedeutung |
|------------------------|---------|---|
| α | Grad | Freiwinkel |
| α | - | Signifikanzniveau |
| β | Grad | Keilwinkel |
| γ | Grad | Spanwinkel |
| γ_f | Grad | Seitenspanwinkel |
| δ | g/h | wahre Differenz |
| ε | - | Porosität |
| ε | - | plastische Vergleichsdehnung |
| $\Delta \varepsilon$ | - | inkrementelle Dehnung |
| ε^{f}_{JC} | - | Vergleichsbruchdehnung nach Johnson und Cook |
| \mathcal{E}_L | - | Porosität am Lockerungspunkt |
| ε [*] | - | plastische Verformungsgeschwindigkeit |
| μ | - | Reibungskoeffizient |
| $\Delta \mu$ | - | Intervall zur Variation eines Reibungskoeffizienten |
| $\mu_{geschmiert}$ | - | Reibungskoeffizient mit (Voll-)schmierung |
| μ_{OG} | - | obere Grenze eines Reibungskoeffizienten |
| μ_{real} | - | real einstellender Reibungskoeffizient |
| μ_{UG} | - | untere Grenze eines Reibungskoeffizienten |
| $\mu_{ungeschmiert}$ | - | Reibungskoeffizient ohne Schmiermittel |
| $ u_g$ | m²/s | kinematische Viskosität eines Gases |
| σ | Grad | Spitzenwinkel |
| $ ho_g$ | kg/m³ | Dichte eines Gases |

| Kurzzeichen | Einheit | Bedeutung |
|-----------------------|---------|---|
| $ ho_s$ | kg/m³ | Dichte eines Feststoffs |
| σ_y | MPa | Vergleichsspannung |
| ϕ | - | relative Luftfeuchtigkeit |
| a_n | - | Multiplikationskoeffizient aus Tabellenwerk |
| a_P | 1/m | volumenspezifische Partikeloberfläche |
| b | μm | Freiflächenrückgang |
| <i>b</i> ² | (g/h)² | erwartete Varianz einer Stichprobe bei |
| | | Normalverteilung |
| d_{Bohrer} | mm | Bohrerdurchmesser |
| \overline{d}_X | g/h | Effekt eines Faktors x |
| f | mm | Vorschub |
| f | - | Freiheitsgrad |
| g | m/s² | Erdbeschleunigung |
| h | mm | Abstand Kraftangriffspunkt von Bohrerachse |
| h_{Kegel} | mm | Kegelhöhe |
| i | - | fortlaufender Zahlenwert |
| k | - | Anzahl der Faktoren |
| m | - | Anzahl der Faktorstufenkombinationen |
| m | - | thermischer Erweichungsexponent |
| m_D | g | absolute Wasserdampfmasse |
| m_D^* | g/m³ | spezifische Wasserdampfmasse |
| \dot{m}_D | g/h | Dampfmassenstrom |
| n | - | Anzahl von Wiederholungen |
| n | - | Anzahl der Einstellungsstufen je Faktor |
| n | - | Kaltverfestigungsexponent |
| n | - | Anzahl Bohrungen |

| Kurzzeichen | Einheit | Bedeutung |
|-----------------------|---------|---|
| p_D | N/m² | Partialdruck |
| p_N | MPa | Flächenpressung |
| p_s | N/m² | Sättigungsdampfdruck |
| r_c | mm | wirksamer Hebelarm |
| r _{Bohrer} | mm | Bohrerradius |
| r_{eta} | μm | Schneidenradius |
| r _{Kegel} | mm | Kegelradius |
| <i>s</i> ² | (g/h)² | Mittelwert Einzelvarianten je |
| | | Faktorstufenkombination |
| $S_{\overline{d}}$ | g/h | Schätzwert der Standardabweichung eines Effekts |
| S _{Kegel} | mm | Seitenhöhe eines Kegels |
| v _c | m/min | Schnittgeschwindigkeit |
| x | g/h | Stichprobenwert |
| x | μm | Schneidenhöhe in x-Richtung |
| x | - | Bruchteil einer Kegelmantelfläche |
| \bar{x} | g/h | Stichprobenmittelwert |
| у | g/h | sortierter Stichprobenwert |
| \overline{y}_i | g/h | Mittelwert Einzelversuche je |
| | | Faktorstufenkombination |
| Ζ | μm | Schneidenhöhe in z-Richtung |
| Α | - | Spanfläche |
| Α | m³ | Rohr-Querschnittsfläche |
| Α | MPa | Fließspannung |
| Α | % | Bruchdehnung |
| $A_{Bohrerspitze}$ | mm² | Oberfläche einer Bohrerspitze |

| Kurzzeichen | Einheit | Bedeutung |
|-------------------|-------------------|--|
| A _{eff.} | mm ² | effektiv angenommene Kontaktfläche einer |
| | | Bohrerspitze |
| $A_{Kegelmantel}$ | mm² | Kegelmantelfläche |
| В | - | Freifläche |
| В | MPa | Kaltverfestigungsmodul |
| С | - | Dehnungsrate |
| С | - | Konstante |
| D | - | Schadensparameter |
| F | Ν | Zerspankraft |
| F _c | Ν | Schnittkraft (tangential) |
| ΔF_c | Ν | Differenzschnittkraft |
| F _{cog} | Ν | obere Grenze einer Schnittkraft |
| $F_{c_{UG}}$ | Ν | untere Grenze einer Schnittkraft |
| F_N | Ν | Normalkraft |
| F_p | Ν | Passivkraft (radial) |
| F_R | Ν | Reibkraft |
| F_Z | Ν | Ziehkraft |
| F_z | Ν | Vorschubkraft |
| M_z | Nmm | Bohrmoment |
| Ν | - | Gesamtzahl der Einzelversuche |
| R_a | μm | arithmetischer Mittenrauwert |
| R_D | N/(kg*K) | Gaskonstante von Wasserdampf |
| R_m | N/mm² | Zugfestigkeit |
| $R_{p0,2}$ | N/mm ² | Streckgrenze |
| S _d | μm | Partikelgrößendurchmesser |

| Kurzzeichen | Einheit | Bedeutung |
|--------------------|---------|--|
| S_x^2 | (g/h)² | reale Stichprobenvarianz |
| Т | К | Absoluttemperatur |
| T_L | К | Lufttemperatur |
| T_m | К | Schmelztemperatur |
| T_r | К | Raumtemperatur |
| T^* | - | homologe Temperatur |
| VB | μm | Verschleißmarkenbreite |
| VB _{max} | μm | maximale Verschleißmarkenbreite |
| V _{ges.} | m³ | Volumen Gas-Schüttgut-Gemisch |
| V_L | m³ | Luftvolumen |
| V_s | m³ | Volumen Schüttgutpartikel |
| \dot{V}_L | m³/h | Gas-Luft-Volumenstrom |
| W | - | Testgröße des Shapiro-Wilk-Tests auf |
| | | Normalverteilung |
| W _{krit.} | - | kritische Grenze bei Shapiro-Wilk-Test |

Abkürzungen

| Kurzzeichen | Bedeutung |
|-------------|--|
| С | Kohlenstoff/Graphit |
| CFK | kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff |
| CFRP | carbon fiber reinforced plastic (englisch) |
| EP | Epoxid |
| FE | Finite Elemente |
| FEM | Finite Elemente Methode |
| FVK | faserverstärkter Kunststoff |

| Bedeutung |
|--|
| glasfaserverstärkter Kunststoff |
| kugelförmig |
| Kühlschmierstoff |
| Minimalmengenkühlung |
| Minimalmengenkühlschmierung |
| Minimalmengenschmierung |
| Minimalmengen-Trockenschmierung |
| Mindermengenschmierung |
| obere Grenze |
| plättchenförmig |
| polykristalliner Diamant |
| Standard for the exchange of product model data (englisch) |
| Stereolithography (englisch) |
| untere Grenze |
| Vollhartmetall |
| Wechselwirkung |
| |

Abbildungsverzeichnis

| Abbildung 1-1: | Erkenntnistheoretische Grundpositionen | 7 |
|-----------------|--|-----|
| Abbildung 2-1: | Geometrie eines Wendelbohrers | 10 |
| Abbildung 2-2: | Veränderung der Schneidenwinkel mit dem Abstand zur | |
| | Bohrerachse | 12 |
| Abbildung 2-3: | Kraftkomponenten am Wendelbohrer | 16 |
| Abbildung 2-4: | Verschleißformen an den Hauptschneiden eines | |
| | Wendelbohrers | 19 |
| Abbildung 2-5: | Einflussfaktoren auf den Werkzeugverschleiß beim Bohren | 121 |
| Abbildung 2-6: | Optimierungspunkte der Zerspansimulation | 22 |
| Abbildung 2-7: | Zuführarten von MMS-Systemen | 31 |
| Abbildung 2-8: | Zuführarten der kryogenen Kühlung | 34 |
| Abbildung 2-9: | Graphitförderung mittels Fülltrichter | 39 |
| Abbildung 2-10: | Pulverförderung mittels T-Rohrstück | 40 |
| Abbildung 2-11: | Mindestkonzentrationen für explosionsfähige Graphit-Luft- | |
| | Gemische in Abhängigkeit der Graphitpartikelgröße bei | |
| | Atmosphärendruck | 43 |
| Abbildung 2-12: | Charakteristische Wirbelschichten in Abhängigkeit des | |
| | einströmenden Fluidmediums und -volumenstroms | 48 |
| Abbildung 3-1: | Werkstückeinspannung für runde Stahlproben und | |
| | rechteckige CFK-Proben | 57 |
| Abbildung 3-2: | Grundfließbild Fluidisieranlage | 58 |
| Abbildung 3-3: | Realbild der Fluidisieranlage ohne H ₂ O-Anreicherung | 59 |
| Abbildung 3-4: | Prinzipielle und reale Darstellung des H ₂ O- | |
| | Anreicherungssystems | 61 |
| Abbildung 3-5: | Streifenziehanlage ohne Umlenkung | 62 |

| Abbildung 3-6: | Messposition und Ermittlung der Verschleißmessgrößen am | |
|-----------------|---|---|
| | Bohrwerkzeug 63 | } |
| Abbildung 3-7: | Durchflussmesser vom Typ red-y compact regulator GCR | |
| | der Firma vögtlin | ; |
| Abbildung 3-8: | REM-Aufnahme von kugelförmigem und plättchenförmigem | |
| | Graphitpulver 68 | } |
| Abbildung 3-9: | Partikelgrößenverteilung von kugelförmigem (k) und | |
| | plättchenförmigem (p) Graphit nach eigenen Messungen. 69 |) |
| Abbildung 3-10: | Messstellen zur Oberflächencharakterisierung der Ziehbacke | |
| | und des Bohrwerkzeugs zur Bearbeitung von C 45, jeweils | |
| | Neuzustände | } |
| Abbildung 3-11: | Schematischer Verlauf der Schnittkraft in Abhängigkeit des | |
| | Luftvolumenstroms | ; |
| Abbildung 4-1: | Relative Luftfeuchtigkeit in Abhängigkeit des | |
| | Luftvolumenstroms mit und ohne H ₂ O-Anreicherung 78 | } |
| Abbildung 4-2: | Graphitmassenverläufe bei Variation der Graphitpartikelform | |
| | bei einem Luftvolumenstrom von 2,0 m ³ /h 80 |) |
| Abbildung 4-3: | Graphitmassenverläufe bei Variation des Luftvolumenstroms | |
| | mit plättchenförmigem (p) Graphit 81 | |
| Abbildung 4-4: | Graphitmassenverläufe bei Variation des Luftvolumenstroms | |
| | mit kugelförmigem (k) Graphit 83 | } |
| Abbildung 4-5: | Graphitmassenverläufe mit und ohne Antiagglomerat bei | |
| | plättchenförmigem (p) Graphit 84 | ŀ |
| Abbildung 4-6: | REM-Aufnahmen der p-Graphit-SiO ₂ -Mischung; | |
| | Massenverhältnis 2:10085 |) |
| Abbildung 4-7: | Graphitmassenverläufe mit und ohne Antiagglomerat bei | |
| | kugelförmigem (k) Graphit 86 | ; |

| Abbildung 4-8: | REM-Aufnahmen der k-Graphit-SiO ₂ -Mischung; |
|-----------------|--|
| | Massenverhältnis 2:100 |
| Abbildung 4-9: | Graphitmassenverläufe mit und ohne H ₂ O-Anreicherung bei |
| | plättchenförmigem (p) Graphit 88 |
| Abbildung 4-10: | Graphitmassenverläufe mit und ohne H2O-Anreicherung bei |
| | kugelförmigem (k) Graphit 89 |
| Abbildung 4-11: | Graphische Darstellung des Signifikanztests |
| Abbildung 4-12: | Graphische Darstellung der signifikanten 3-Faktor- |
| | Wechselwirkung auf die Zielgröße Graphitmassenstrom in |
| | g/h; Faktor "H ₂ O-Anreicherung" auf gemittelter Stufe |
| | berücksichtigt |
| Abbildung 4-13: | Mittlerer Graphitmassenstrom in Abhängigkeit des |
| | Luftvolumenstroms und der H_2O -Anreicherung |
| Abbildung 5-1: | Geometrie und Netzstruktur des Werkstücks, Draufsicht und |
| | Schnittdarstellung |
| Abbildung 5-2: | Vernetztes CAD-Modell des Bohrwerkzeugs 100 |
| Abbildung 5-3: | Reibungs-Zeit-Diagramm bei Gleitreibung für die |
| | Werkstückpaarung Stahl-Hartmetall 102 |
| Abbildung 5-4: | Reibungskoeffizient der Stahl-Hartmetall-Paarung in |
| | Abhängigkeit des Anpressdrucks; Mittelwerte aus jeweils drei |
| | Einzelmessungen 103 |
| Abbildung 5-5: | Einteilung einer Durchgangsbohrung in Phasen |
| | (Momentaufnahmen aus 3D-FEM-Simulation) 104 |
| Abbildung 5-6: | Vergleich des simulativ und experimentell ermittelten |
| | Vorschubkraftverlaufs beim Bohren von Stahl C 45 105 |
| Abbildung 5-7: | Vergleich des simulativ und experimentell ermittelten |
| | Bohrmomentverlaufs beim Bohren von Stahl C 45 106 |

| Abbildung 5-8: | Simulativ bestimmter Vorschubkraftverlauf in Abhängigkeit |
|-----------------|---|
| | des Reibungskoeffizienten 108 |
| Abbildung 5-9: | Simulativ bestimmte Vorschubkraft in Abhängigkeit des |
| | Reibungskoeffizienten 109 |
| Abbildung 5-10: | Simulativ bestimmter Bohrmomentverlauf in Abhängigkeit |
| | des Reibungskoeffizienten 110 |
| Abbildung 5-11: | Simulativ bestimmtes Bohrmoment in Abhängigkeit des |
| | Reibungskoeffizienten während der Vollbohrphase 111 |
| Abbildung 6-1: | Mittlere Vorschubkraft in Abhängigkeit der |
| | Kühlschmiermethode und des Luftvolumenstroms beim |
| | Bohren von Stahl C 45 114 |
| Abbildung 6-2: | Mittlere Schnittkraft in Abhängigkeit der Kühlschmiermethode |
| | und des Luftvolumenstroms beim Bohren von Stahl C 45 115 |
| Abbildung 6-3: | 2D-Schnitt- und 3D-Höhendarstellung einer Hauptschneide |
| | im Neuzustand und nach 800 Bohrungen; Werkzeugtyp: |
| | Stahlbohrer 119 |
| Abbildung 6-4: | Entwicklung der mittleren Verschleißmarkenbreite in |
| | Abhängigkeit der Bohrungsanzahl und Kühlschmiermethode |
| | beim Luftvolumenstrom von 2,0 m ³ /h; Werkzeugtyp: |
| | Stahlbohrer 120 |
| Abbildung 6-5: | Exemplarische Darstellung der Verschleißzustände nach 0, |
| | 80 und 800 Bohrungen in Stahl C 45; Kühlschmiermethode: |
| | Druckluft (2,0 m ³ /h) mit Graphit (22,6 g/h) 121 |
| Abbildung 6-6: | Entwicklung der mittleren Verschleißmarkenbreite in |
| | Abhängigkeit der Bohrungsanzahl und Kühlschmiermethode |
| | beim Luftvolumenstrom von 4,4 m ³ /h; Werkzeugtyp: |
| | Stahlbohrer 122 |

| Abbildung 6-7: | Entwicklung der mittleren Verschleißmarkenbreite in |
|-----------------|---|
| | Abhängigkeit der Bohrungsanzahl und Kühlschmiermethode |
| | beim Luftvolumenstrom von 6,4 m ³ /h; Werkzeugtyp: |
| | Stahlbohrer 123 |
| Abbildung 6-8: | Mittlere Schnittkraft in Abhängigkeit des Luftvolumenstroms |
| | mit und ohne Graphit beim Bohren von Stahl C 45 126 |
| Abbildung 6-9: | Stichversuch zur Bestimmung der Sättigungsschnittkraft in |
| | Abhängigkeit des Luftvolumenstroms mit und ohne Graphit |
| | beim Bohren von Stahl C 45 127 |
| Abbildung 6-10: | Gesamtfläche der Bohrerspitze aus CAD-Programm im |
| | Verhältnis zur analytisch berechneten Kegelmantelfläche; |
| | Werkzeugtyp: Stahlbohrer 128 |
| Abbildung 6-11: | Geometrische Beziehungen als Grundlage zur Berechnung |
| | der effektiven Kontaktfläche 129 |
| Abbildung 6-12: | Bestimmung des während der Vollbohrphase in Stahl C 45 |
| | resultierenden Reibungskoeffizienten von Graphit durch den |
| | Vergleich von experimentell und simulativ bestimmter |
| | Schnittkraft; Werkzeugtyp: Stahlbohrer |
| Abbildung 6-13: | Vorgehen der Volumenrückführung 133 |
| Abbildung 6-14: | Vernetztes CAD-Modell eines verschlissenen |
| | Bohrwerkzeugs (nach 800 Bohrungen in C 45); |
| | Kühlschmiermethode: Druckluft (6,4 m ³ /h) mit Graphit |
| | (56,4 g/h) 135 |
| Abbildung 6-15: | Einfluss des Verschleißzustands auf die Schnittkraft 137 |
| Abbildung 6-16: | Mittlere Vorschubkraft in Abhängigkeit der |
| | Kühlschmiermethode und des Luftvolumenstroms beim |
| | Bohren von CFK |

| Abbildung 6-17: Mittlere Schnittkraft in Abhängigkeit der Kühlschmiermethode |
|--|
| und des Luftvolumenstroms beim Bohren von CFK 140 |
| Abbildung 6-18: 2D-Schnitt- und 3D-Höhendarstellung einer Hauptschneide |
| im Neuzustand und nach 800 Bohrungen; Werkzeugtyp: |
| CFK-Bohrer 141 |
| Abbildung 6-19: Entwicklung des mittleren Schneidenradius in Abhängigkeit |
| der Bohrungsanzahl und Kühlschmiermethode; |
| Werkzeugtyp: CFK-Bohrer142 |
| Abbildung 6-20: Entwicklung der mittleren Verschleißmarkenbreite in |
| Abhängigkeit der Bohrungsanzahl und Kühlschmiermethode; |
| Werkzeugtyp: CFK-Bohrer143 |

Tabellenverzeichnis

| Tabelle 2-1: | Eigenschaften gebräuchlicher Trockenschmierstoffe auf |
|---------------|--|
| | Schichtgitterbasis |
| Tabelle 2-2: | Technologischer Vergleich betrachteter Kühlschmierstrategien |
| | bezogen auf die Bohrbearbeitung von Stahl und CFK mit |
| | interner Kühlmittelzufuhr 45 |
| Tabelle 2-3: | Auszug der t-Werte zur Bestimmung des zweiseitigen |
| | Vertrauensbereichs |
| Tabelle 3-1: | CNC-Bearbeitungszentrum Homag Typ PROFI BMG |
| | <i>611/40/15/F/R</i> |
| Tabelle 3-2: | Spülluftaggregat Atemag Typ Function Line F-10037 58 |
| Tabelle 3-3: | Spezifikationen der eingesetzten Bohrwerkzeuge |
| Tabelle 3-4: | Legierungsbestandteile C 45 (in %) 66 |
| Tabelle 3-5: | Physikalische Eigenschaften des CFK-Versuchswerkstoffs 67 |
| Tabelle 3-6: | Technische Eigenschaften der untersuchten Graphitpulver 68 |
| Tabelle 3-7: | Technische Eigenschaften des eingesetzten Antiagglomerats 70 |
| Tabelle 3-8: | Faktoren und Faktorstufen für die erste Sprühversuchsreihe. 71 |
| Tabelle 3-9: | Faktoren und Faktorstufen für die erste Untersuchung beim |
| | Bohren von Stahl |
| Tabelle 3-10: | Faktoren und Faktorstufen für die erste Untersuchung beim |
| | Bohren von CFK |
| Tabelle 4-1: | Dampfmassenstrom in Abhängigkeit des Luftvolumenstroms |
| | und der relativen Luftfeuchtigkeit |
| Tabelle 5-1: | Mechanische Eigenschaften des verwendeten Stahls C 45 99 |
| Tabelle 5-2: | Johnson Cook - Materialkonstanten für Stahl C 45 99 |
| Tabelle 5-3: | Johnson Cook - Schadenskonstanten für Stahl C 45 99 |
| Tabelle 5-4: | Werkstoffkennwerte des verwendeten Hartmetalls 101 |

1 Einleitung

1.1 Ausgangssituation und Problemstellung

Im Automobilbau werden Fahrzeugstrukturen vermehrt in Mischbauweise hergestellt, wie beispielsweise durch die Kombination von Stahl und kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK). (**McKinsey & Company 2012**, S. 21) Das Ziel ist es, den Energieverbrauch und damit die CO₂-Emissionen durch ein optimiertes Fahrzeuggewicht zu minimieren. (**Bauernhansl 2016**, S. 5)

Bauteile aus CFK müssen, trotz endkonturnaher Herstellung, am Ende des Ur- und Umformprozesses trennend bearbeitet werden. In der Regel fallen dabei Bohr- und Fräsoperationen (Rummenhöller 1996, S. 131); (Fleischer et al. 2018, S. 612) an, die mehrheitlich spanend erfolgen. (Biermann et al. 2008, S. 38) Das Zerspanungsverhalten von faserverstärkten Kunststoffen (FVKs) wird hauptsächlich durch die im Verbund verwendete Faserart bestimmt. Der polymere Matrixwerkstoff wirkt sich auf die Prozessführung aus und limitiert durch seine geringe Temperaturbeständigkeit die erreichbare Zerspanleistung. Weiterhin besitzt er eine geringe Temperaturleitfähigkeit, wodurch die in den Werkstoff eingeleitete Prozesswärme kaum aus der Bearbeitungszone abtransportiert werden kann – weder auf Seiten des Werkstücks noch über die erzeugten Späne. Infolge dessen können sowohl als Verbrennungen am Bauteil auch Werkzeugschädigungen durch thermische Belastung auftreten. Im Gegensatz zum Matrixwerkstoff weisen die eingebetteten Glas- und vor allem Kohlenstofffasern eine hohe Härte auf und führen bei der spanenden Bearbeitung zu starkem abrasiven Verschleiß am Werkzeug. (Mitschang 2014, S. 509–513)

Eine Methode, den Werkzeugverschleiß in der CFK-Zerspanung zu reduzieren, ist die Verwendung von flüssigen Kühlschmierstoffen (KSS), wie sie in der Metallzerspanung eingesetzt werden. Chemische Wechselwirkungen zwischen KSS und CFK können jedoch nicht ausgeschlossen werden. Dies liegt an den zahlreichen Arten von Matrizes, Fasern, Härtern, Schlichten, Kühlmitteln und deren nahezu unbegrenzten Kombinationsmöglichkeiten. Weiterhin kann es zu feuchtigkeitsbedingten Anschwellungen von bearbeiteten Kanten des Verbunds kommen. (Schneider et al. 2012, S. 23) Feuchtigkeit wirkt sich auch auf die mechanischen Eigenschaften des CFK aus. So wird eine duroplastische Matrix weicher und infolgedessen die Faser-Matrix-Haftung geschwächt. Als Resultat nimmt die Bruchzähigkeit des CFK ab. (Selzer et al. 1995, S. 338)

Eine weitere Variante von Kühlschmierkonzepten ist der Einsatz von reiner Druckluft. Diese erzeugt bereits eine kühlende Wirkung, wie sie von Fröhlich beim Fräsen von Werkzeugstahl nachgewiesen werden konnte. So nahm die Prozesstemperatur eines extern gekühlten Fräsers mit steigendem Luftvolumenstrom ab. Dies wird einerseits auf eine verbesserte Konvektion bei hohen Luftvolumenströmen zurückgeführt, andererseits findet bei steigendem Luftdruck ein Übergang von laminarer zu turbulenter Strömung statt, was ebenfalls zu stärkeren Kühleffekten führt. (**Fröhlich 2010**, S. 106)

Auch beim innengekühlten Bohren zur Stahlbearbeitung lässt sich ein erheblicher Wärmeanteil mit Hilfe von Druckluft abführen. Im Vergleich zur reinen Trockenbearbeitung konnte *Hänle* die Prozesstemperatur an der Bohrerspitze um 54 % reduzieren (von 431 °C auf 196 °C). Unter der Beimengung von Öltröpfchen (30 ml/h) zum Luftvolumenstrom konnte die Temperatur weiter auf 145 °C gesenkt werden, was einer 26 %igen Verbesserung zur reinen Druckluftkühlung entspricht. Da die geringe Ölmenge nicht bedeutend zur Kühlung des Bearbeitungsprozesses beitragen

2

kann, wird daraus geschlossen, dass die Öltröpfchen in Kombination mit Druckluft eine deutliche Schmierwirkung erzeugt haben. (**Hänle 2010**, S. 147) Neben der Kühlung ist für die Zerspanung von CFK eine Schmierung zwingend notwendig, um den Werkzeugverschleiß zu reduzieren. Daher muss zwischen dem Schneidstoff und den abrasiven Verstärkungsfasern eine schmierende Zwischenschicht erzeugt werden, die eine direkte Berührung verhindert oder zumindest reduziert. (**Boese 1986**, S. 144) Aus den konträren Anforderungen der CFK-Zerspanung ergibt sich die Notwendigkeit, ein flüssigkeitsfreies Kühlverfahren mit Schmierwirkung zu entwickeln.

In der vorliegenden Arbeit wird daher ein neuartiges Minimalmengen-Trockenschmierverfahren (MMTS) vorgestellt, das geringste Graphitpulvermengen mit Hilfe von Druckluft als Fördermedium an die Wirkstelle zwischen Werkzeug und Werkstück transportiert. Auch bei der Zerspanung von Metallen, wie beispielsweise Stählen, wäre das MMTS eine ökologisch verträgliche Alternative zur derzeit konventionell eingesetzten Minimalmengenschmierung (MMS) auf Ölbasis.

1.2 Zielsetzung und Forschungsfragen

Aus dem Stand der Technik (Kapitel 2.4.2) geht hervor, dass sich der Einsatz von pulverförmigen Trockenschmierstoffen in der Zerspanung mit definierter Schneide bisher auf Fräs- und Drehverfahren beschränkt. Über die Anwendung bei Bohrverfahren sind dem Autor keine Veröffentlichungen bekannt. Weiterhin wurden nur Stähle zerspant, weshalb die Eignung dieses Trockenschmierverfahrens für weitere Werkstoffe noch unklar ist. Die Zuführung der Trockenschmierpulver war stets extern erfolgt. Dabei konnte der geförderte Massenstrom der Trockenschmierpulver mittels Druckluftverfahren nach *Rao* (**Rao et al. 2008**, S. 107–111) im Vergleich zum Schüttverfahren nach *Reddy* (**Reddy et al. 2006**, S. 189–198) deutlich

reduziert werden. Eine interne Zuführung mit Hilfe von Druckluft könnte zu noch geringeren Schmiermittel- sowie Druckluftverbräuchen führen, da die Schmierpartikel effizienter in die Bearbeitungszone geleitet würden.

Aufbauend auf den Erkenntnissen, dass Graphit die Fräs- und Drehbearbeitung von Stahl hinsichtlich der Schnittkraft und des Freiflächenverschleißes der Werkzeuge positiv beeinflussen kann, soll nun ein Trockenschmierverfahren auf Basis von Graphit für die Bohrbearbeitung von Stahl und CFK untersucht werden. Graphit wird deshalb betrachtet, da er – wie die Fasern des CFK – aus nahezu 100 % Kohlenstoff besteht. Chemische Unverträglichkeiten zwischen Stahl und Graphit bzw. CFK und Graphit sind daher nicht zu erwarten.

Die Reibungseigenschaften von Graphit sind, wie im Stand der Technik (Kapitel 2.4.2) beschrieben, stark abhängig von den Druckverhältnissen in der Reibungszone. Da sich die Kontaktfläche der Bohrer-Werkstück-Paarung nicht exakt bestimmen lässt, kann kein Rückschluss auf die Kontaktdrücke an den Bohrerschneiden getroffen werden. Folglich lässt sich der real einstellende Reibungskoeffizient des geschmierten Bohrprozesses nicht rein experimentell ermitteln.

Aus der Zielsetzung dieser Arbeit resultiert die Gesamtforschungsfrage:

• "Kann mit einem Trockenschmierverfahren auf Basis von Graphit die Wirtschaftlichkeit beim Durchgangsbohren von Stahl und CFK gesteigert werden?"

Daraus lassen sich folgende Teilforschungsfragen ableiten:

• "Welche Einflussfaktoren auf das Förderverhalten des Graphitpulvers als Trockenschmierstoff gibt es und wie stark sind diese?"

- "Welche Effekte haben die Einflussfaktoren auf die Zerspankräfte und das Verschleißverhalten der eingesetzten Bohrwerkzeuge?"
- "Kann der reale Reibungskoeffizient zwischen Bohrerschneide und Werkstück mit Schmierung methodisch-systematisch bestimmt werden?"

Nur durch die Beantwortung dieser Forschungsfragen kann es gelingen, ein exaktes Prozessverständnis des Minimalmengen-Trockenschmierverfahrens beim Bohren von Stahl und CFK zu schaffen.

1.3 Vorgehensweise

Damit der Transport geringer Graphitmassen- sowie Luftvolumenströme prozesssicher erfolgt, muss die Aufbereitung, Förderung und Dosierung des Graphitpulvers entsprechend konzeptioniert werden. Hierzu soll zunächst eine prototypische Fluidisieranlage aufgebaut werden, die den Schmierstoff durch eine interne Werkzeugzuführung in die Bearbeitungszone leitet. Anhand von Sprühtests sollen das Prozessfenster der Fluidisieranlage ermittelt sowie signifikante Einflussfaktoren auf die ausströmenden Schmierstoffmengen identifiziert werden. Darüber hinaus wird die Versuchsapparatur um eine H₂O-Anreicherung des Graphits erzielen kann. Diese These leitet sich aus dem Wissen ab, dass Graphit durch Einlagerung von Fremdatomen bzw. -molekülen einen besseren Schmiereffekt hervorruft als im Vakuum bzw. bei trockener Luft. (**Habig et al. 2015**, S. 428)

Parallel wird eine Methode entwickelt, mit der der reale Reibungskoeffizient unter Einsatz eines eingesetzten Schmierstoffs im Bohrprozess systematisch bestimmt werden kann. Dabei basiert die Methode auf der Kombination tribologischer Modellversuche und FEM-Bohrsimulationen mit experimentellen Bohrversuchen. Am Beispiel des in dieser Arbeit vorgestellten Minimalmengen-Trockenschmierverfahrens wird diese Methode angewandt. Als Werkstoff wird Stahl C 45 betrachtet, da hierfür bereits verlässliche Materialmodelle in der Literatur vorliegen. Der Schmiereffekt von Graphit wird anhand von experimentellen Bohrversuchen am Werkstoff Stahl sowie CFK untersucht. Einerseits erfolgt dies durch den Vergleich der Vorschub- und Schnittkraft in Abhängigkeit der gewählten Faktorstufenkombinationen. Andererseits wird die Verschleißentwicklung an den Hauptschneiden der eingesetzten Wendelbohrer je Faktorstufenkombination als Bewertungskriterium herangezogen.

1.4 Wissenschaftstheorie

1.4.1 Wissenschaftstheoretische Positionierung

Die wissenschaftstheoretische Positionierung dieser Arbeit wird nach *Popper* und *Brinkmann* vorgenommen. (**Popper et al. 2005**, S. 36); (**Brinkmann 1997**, S. 10) Nach *Töpfer* lassen sich vier erkenntnistheoretische Grundpositionen unterscheiden, wie in Abbildung 1-1 beschrieben.



Abbildung 1-1: Erkenntnistheoretische Grundpositionen nach (**Töpfer 2010**, S. 108)

Da die vorliegende Arbeit den Annahmen des wissenschaftlichen Realismus folgt, wird näher auf diese Position eingegangen. Der wissenschaftliche Realismus akzeptiert sowohl eine objektive, vom Menschen unabhängige, als auch eine subjektiv wahrgenommene Realität. (**Töpfer 2010**, S. 128) So wird nach *Zoglauer* die reale Existenz von unbeobachteten theoretischen Basiseinheiten angenommen. Gleichzeitig lässt sich der Erfolg wissenschaftlicher Theorien empirisch überprüfen. (**Zoglauer 1993**, S. 600) Dabei sind positive Überprüfungen nicht mit endgültiger Sicherheit, sondern mit zunehmender Wahrscheinlichkeit verifizierbar. Somit wird kein Anspruch auf eine räumlich und zeitlich unbegrenzte absolute Wahrheit erhoben. (**McMullin 1984**, S. 26) Der wissenschaftliche Fortschritt kann durch die Falsifikation von Hypothesen, jedoch auch durch ihre Bestätigung erfolgen. (**Töpfer 2010**, S. 130)

1.4.2 Forschungskonzeption

die Für hier durchgeführten Forschungsarbeiten wurden zunächst physikalische Gesetzmäßigkeiten wie das Coulombsche Reibungsgesetz und die Schmierfähigkeit von Graphit in atmosphärischer Umgebung als gegeben angenommen. Darauf aufbauend wird überprüft, unter welchen Einsatzbedingungen die Gesetzmäßigkeiten in Bezug auf das vorgestellte Trockenschmierverfahren gelten. Zur Prüfung der Gesetzmäßigkeiten werden unabhängige Messgrößen (Schneidenradius, Verschleißmarkenbreite sowie Vorschub- und Schnittkraft) als Indizes zum Nachweis des Schmiereffekts von Graphit eingeführt. Die Hypothese lautet: "Das eingesetzte Trockenschmierverfahren auf Basis von Graphit zeigt eine verschleißund zerspankraftsenkende Wirkung bei der Bohrbearbeitung von Stahl und CFK". Diese Hypothese wird durch empirische Überprüfung untersucht. Die Gültigkeit wird auf den jeweiligen Betrachtungsbereich, hier auf die Werkstoffe Stahl und CFK, bezogen und nicht verallgemeinert.

Trotz eines sprödbrüchigen Spanbildungsverhaltens von CFK, im Vergleich zu Stahl, wird dieser Werkstoff mitbetrachtet. Während beim Bohren von Stahl ein annähernd kontinuierlich abfließender Span erzeugt werden kann, sind es bei CFK pulverartige Späne. Anstatt einen kontinuierlichen Schmierfilm zwischen Bohrerschneide und Werkstück zu erzeugen, wird beim CFK somit die These verfolgt, dass das Graphit zu einer Abschwächung der abrasiven Wirkung des CFK-Staubs in der Kontaktzone führen kann. Somit könnte das zwischen Bohrerschneide und CFK entstehende Gemisch aus Graphit-CFK-Pulver eine geringere Reibung bewirken als ohne Graphit.

2 Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 Grundlagen der spanenden Bohrbearbeitung

2.1.1 Verfahrensbeschreibung

Bohren ist nach DIN 8589-2 ein spanabhebendes Verfahren, bei dem die Drehachse des Werkzeugs mit der Achse der erzeugten Innenfläche übereinstimmt. Dazu führt das Werkzeug eine kreisförmige Schnittbewegung aus, wobei der Vorschub entlang der Drehachse erfolgt. Die Untersuchungen der vorliegenden Arbeit beziehen sich auf das "Bohren ins Volle mit symmetrisch angeordneten Schneiden" als einem Teilverfahren des Bohrens.

(Norm DIN 8589-2, S. 3)

Im Vergleich zum Drehen weist das Bohren einige Besonderheiten auf, die nachstehend erläutert werden. Die zur Drehachse hin auf null sinkende Schnittgeschwindigkeit verhindert ein Schneiden in dieser Zone, was zunehmende Kräfte und Momente bewirkt. Weiterhin müssen die erzeugten Späne aus der Bohrung entfernt werden. Je tiefer die Bohrung wird, desto länger der Transportweg und desto problematischer die Spanabfuhr. Steigende Bohrtiefen verhindern auch eine optimale Zuführung flüssiger KSS. Dieses Problem lässt sich mit einer werkzeuginternen KSS-Zuführung lösen. (**Denkena et al. 2011**, S. 9)

Der Begriff "Wendelbohrer" leitet sich von seinen wendelförmig eingebrachten Drallnuten ab. In der Literatur werden alternativ auch die Bezeichnungen "Drallbohrer" und "Spiralbohrer" verwendet. Es ist das am häufigsten verwendete Bohrwerkzeug in der Praxis. (**Biermann 2014**, S. 311); (**Paucksch et al. 2008**, S. 135); (**Häuser 1979a**, S. 41) Diese Bezeichnung gilt für Bohrungstiefen bis zum fünffachen des verwendeten Durchmessers des Wendelbohrers. (**Tönshoff et al. 2014**, S. 52); (**Fritz et al.**, S. 319) Der Grund für die hervorragende Stellung dieses Bohrertyps liegt u.a. an seiner universellen Einsatzfähigkeit, bedingt durch zahlreiche konstruktive Gestaltungsmöglichkeiten. (**Hoff 1986**, S. 1) Zum Bohren ins Volle wird meist ein zweischneidiger Wendelbohrer verwendet. (**Denkena et al. 2011**, S. 10)

2.1.2 Geometrische und kinematische Größen

Bohrergeometrie

Über die Bohrergeometrie wird die Anzahl und Lage der Schneiden, der Spannuten sowie der zugehörigen Winkel definiert. In Abhängigkeit des Werkstückwerkstoffs, dem Werkzeugschneidstoff und den Schnittbedingungen werden unterschiedliche Bohrergeometrien verwendet. Da in der vorliegenden Arbeit ausschließlich Bohrer mit symmetrisch angeordneten Schneiden eingesetzt werden, erfolgt die Beschreibung der Bohrergeometrie anhand eines Wendelbohrers mit Kegelmantelanschliff nach DIN 6581. (**Norm DIN 6581**, S. 4–5) In Abbildung 2-1 sind die wichtigsten Begriffe dieser Bohrergeometrie aufgeführt.



Abbildung 2-1: Geometrie eines Wendelbohrers nach DIN 6581

Die Hauptschneide ist der Teil des Schneidkeils, der durch eine Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeug die Späne erzeugt. Der Wendelbohrer verfügt über zwei Hauptschneiden, die sich jeweils über die Schnittstelle zwischen Hauptfrei- und Spanfläche bilden. Am meist gekrümmten Übergang zwischen diesen Flächen wird der Schneidenradius r_{β} angegeben. (**Klocke et al. 2008**, S. 43)

Der Winkel, den die Span- und Freifläche einschließen, wird als Keilwinkel β bezeichnet. Er beeinflusst die thermische und mechanische Belastbarkeit der Schneide. Mit zunehmendem Keilwinkel wird die Schneide stabiler. (**Paucksch et al. 2008**, S. 7–8)

Die Freifläche ist der erzeugten Schnittfläche zugewandt und bildet mit der Werkzeugschneidenebene den sogenannten Freiwinkel α . Er sorgt dafür, dass zwischen dem Werkstück und Werkzeug ein Freiraum entsteht, der die Reibung mindert. (**Paucksch et al. 2008**, S. 7–8) Je kleiner der Freiwinkel an der Hauptschneide wird, desto höher wird der Verschleiß an der Freifläche. (**Klocke et al. 2014**, S. 76)

Auf der Spanfläche läuft der Span ab. Der Spanwinkel γ befindet sich zwischen der Spanfläche und der senkrecht zur Werkzeugschneidenebene verlaufenden Werkzeugbezugsebene. Er bildet sich durch die Steigung und Form der Spannuten und wird zur Spezifikation über den Seitenspanwinkel γ_f angegeben. (**Klocke et al. 2008**, S. 454–455)

Im Vergleich zum Freiwinkel α kann der Spanwinkel γ positiv oder negativ sein. Ein positiver Spanwinkel verursacht geringere Schnitt- und Vorschubkräfte sowie bessere Oberflächen am Werkstück. Weiterhin wird der Spanablauf dadurch begünstigt. Negative Spanwinkel verformen den ablaufenden Span stärker und verursachen dadurch höhere Schnitt- und Vorschubkräfte. Gleichzeitig steigern negative Spanwinkel die Stabilität der Schneide, sodass sie höheren Temperatur- und Schnittkraftbelastungen standhält. (**Klocke et al. 2014**, S. 76)
In Abhängigkeit vom radialen Abstand zur Bohrerachse ändern sich die Winkel an der Hauptschneide, wie Abbildung 2-2 verdeutlicht.





Der Spanwinkel γ entspricht an der Schneidenecke etwa dem Seitenspanwinkel γ_f . In Richtung der Bohrerachse nimmt dieser linear ab und weist im Bereich der Querschneide teils negative Werte auf. Der Freiwinkel hingegen steigt von der Schneidenecke zur Bohrerachse stetig an. (**Tikal et al. 2003**, S. 26–27) Der zur Schneidenecke hin spitzer werdende Schneidkeil wird in Verbindung mit den dort maximal auftretenden Schnittgeschwindigkeiten daher enorm beansprucht.

Die Querschneide verbindet die beiden Hauptschneiden miteinander. Sie schneidet den Werkstoff aufgrund ihres negativen Spanwinkels kaum, sondern verformt ihn plastisch und drängt ihn in Richtung der Hauptschneiden. (**Klocke et al. 2008**, S. 454–455)

Der Spitzenwinkel σ eines Wendelbohrers mit Kegelmantelanschliff beträgt standardmäßig 118°. Kleinere Spitzenwinkel (z.B. 90°) zentrieren den Bohrer besser und belasten die Hauptschneiden durch deren größere Länge weniger. Er wird vor allem dann verwendet, wenn Ausbrüche am Bohrungsaustritt des Werkstücks vermieden werden sollen. Größere Spitzenwinkel (z.B. 130°) verringern das Drehmoment und sorgen für einen besseren Späneabtransport in den Spannuten. Durch die geringere Zentrierwirkung besteht jedoch die Gefahr, zu große Bohrungsdurchmesser zu generieren. (**Paucksch et al. 2008**, S. 138)

Als meist verbreiteter Spitzenanschliff wird der Kegelmantelanschliff verwendet. Die Bezeichnung leitet sich durch die dabei entstehende Form der Freifläche ab. Die Vorteile dieser Anschliffart sind eine einfache Herstellung und hohe Stabilität gegenüber mechanischen Beanspruchungen. Als Nachteil ist eine geringe Selbstzentrierung zu nennen, die zu Form- und Lagefehlern führen kann. (Klocke et al. 2008, S. 457) Da der Spanwinkel im Bereich der Bohrerachse teils negative Werte aufweist, (vgl. Abbildung 2-2) wird das Werkstück dort eher gequetscht als geschnitten. (Tikal et al. 2003, S. 30) Neben dem Kegelmantelanschliff gibt es je nach Bearbeitungsaufgabe zahlreiche Sonderanschliffe, die zum Teil in DIN 1412 genormt sind. (Norm DIN 1412, S. 2) Bei Wendelbohrern aus Hartmetall wird oftmals der nicht genormte Vierflächenanschliff verwendet (Klocke et al. 2008, S. 459) Er weist an den Freiflächen jeweils zwei eben geschliffene Flächen auf und wird bevorzugt an Bohrern mit einem Durchmesser von 5 mm – 18 mm angebracht. Die abgewinkelten Hauptschneiden zentrieren den Bohrer besser, was zu höheren Maßgenauigkeiten der Bohrungsdurchmesser führt. Weiterhin begünstigen die abgeschrägten Freiflächenteile den Spanaustritt aus der Bohrung. Als Nachteil des Vierflächenanschliffs ist ein vermehrter Schleifaufwand im Vergleich zum Kegelmantelanschliff zu nennen. (**Häuser 1979b**, S. 41–48)

Die Nebenschneide ist nach DIN 6581 immer der erzeugten Innenfläche der Bohrung zugewandt. (**Norm DIN 6581**, S. 2) Am Bohrer verlaufen zwei Nebenschneiden wendelförmig entlang der Mantelfläche. Sie beginnen jeweils an der Schneidenecke der Hauptschneiden und setzen sich bis zum Beginn des Bohrerschafts fort. Einerseits begrenzen sie die Spannuten, andererseits bilden sie auf ihrer Rückseite eine Führungsphase aus, die zur Führung des Werkzeugs innerhalb der Bohrung dient. (**Paucksch et al. 2008**, S. 138)

Kontaktfläche beim Bohren

Da in der vorliegenden Arbeit der sich real einstellende Reibungskoeffizient im geschmierten Bohrprozess ermittelt werden soll, ist die Kenntnis über die genauen Kontaktdrücke an den Bohrerschneiden notwendig.

Die Kontaktfläche eines Schneidkeils setzt sich aus den im Eingriff befindlichen Span- und Freiflächen von Haupt- und Nebenschneide zusammen. Durch experimentelle Messungen bzw. analytische Berechnungen lassen sich zwar Zerspankräfte bestimmen, jedoch keine direkten Aussagen zu den resultierenden Oberflächenkräften am Schneidkeil machen.

(Ziebeil 1996, S. 1); (Denkena et al. 2011, S. 138–139)

In analytischen Modellen zur Berechnung der Kontaktfläche wird stets der orthogonale Zerspanprozess vorausgesetzt. (**Thomason 1974**, S. 418–424); (**Oxley 1962**, S. 129–135); (**Gad et al. 1992**, S. 485–501) *Ziebeil* verglich die vorhandenen Modelle unter identischen Schnittwertannahmen. Dabei stellte er teilweise erhebliche Abweichungen der berechneten Kontaktlängen fest. (**Ziebeil 1996**, S. 20–21)

Für den Bohrprozess lassen sich experimentelle Untersuchungen zur Kontaktflächenbestimmung in der Literatur finden. So hat Köhler die Kontaktfläche vereinfacht mit der Abriebfläche auf der Spanfläche der Hauptschneiden angenommen. Für die Bestimmung der Kontaktfläche wurde zuvor eine Chromschicht auf die Werkzeuge aufgebracht, deren Abriebfläche nach jeweils einer Bohrung in Stahl Ck 45 lichtmikroskopisch erfasst wurde. Die Kontaktflächenausprägung zeigte eine Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit, dem Vorschub und der Schneidengeometrie. Je höher der Vorschub, desto größer ist die Kontaktfläche. Im Gegensatz zur Vorschubsteigerung bewirkt eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit eine leichte Reduzierung der Kontaktfläche. Unabhängig von den Schnittwerten trat der größte Abrieb im mittleren Hauptschneidenbereich auf der Spanfläche auf. (Koehler 2004, S. 50-106) Die von Köhler beschriebenen Zusammenhänge decken sich mit den Untersuchungen von Bach. (Bach et al. 2004, S. 31)

Als Fazit zur Kontaktflächenbestimmung beim Bohren kann gesagt werden, dass bisher nicht über eine exakte Bestimmung berichtet wurde. Die Untersuchungen berücksichtigen nicht alle im Eingriff befindlichen Span- und Freiflächen der Haupt- und Nebenschneide eines Bohrers. Somit lassen sich auch keine genauen Aussagen zu den resultierenden Kontaktdrücken am Bohrwerkzeug machen.

Zerspankräfte beim Bohren

Die Zerspankraft *F* ist nach DIN 6584 diejenige Gesamtkraft, die beim Zerspanvorgang von einem Schneidkeil auf das Werkstück wirkt. Beim zweischneidigen Wendelbohrer kann sie in die orthogonal zueinander liegenden Komponenten Vorschubkraft F_z (axial), Passivkraft F_p (radial) und

Schnittkraft F_c (tangential) zerlegt werden, siehe Abbildung 2-3. (**Norm DIN 6584**, S. 1–7)



F_c: Schnittkraft

 F_z : Vorschubkraft

 F_p : Passivkraft

d: Bohrerdurchmesser

h: Abstand Kraftangriffspunkt von Bohrerachse

Abbildung 2-3: Kraftkomponenten am Wendelbohrer nach DIN 6584 und (**Spur 1960**, S. 7)

Die senkrecht zur Arbeitsebene gerichtete Passivkraft F_p erhält ihre Bezeichnung daher, dass sie keinen Beitrag zur Zerspanung leistet. Bei symmetrisch angeordneten Bohrerschneiden heben sich die Passivkräfte F_{p1} und F_{p2} theoretisch auf. (**Paucksch et al. 2008**, S. 146) In der Realität kann sich jedoch eine resultierende Passivkraft F_p ergeben, die z.B. durch unexakte Werkzeuganschliffe hervorgerufen wird. Folglich wird der Bohrer auf Biegung beansprucht, was zu vergrößerten Bohrungsdurchmessern führen kann. (**Klocke et al. 2008**, S. 461) Die Schnittkraft F_c kann messtechnisch nicht direkt erfasst, jedoch über das gemessene Bohrmoment M_z und einen wirksamen Hebelarm r_c wie folgt berechnet werden: (**Denkena et al. 2011**, S. 77)

$$F_c = \frac{2 \cdot M_Z}{r_c} \tag{2.1}$$

Der wirksame Hebelarm r_c wird in wissenschaftlichen Untersuchungen zwischen $0.3 \cdot r_{Bohrer}$ und $0.64 \cdot r_{Bohrer}$ angegeben, wobei r_{Bohrer} der Bohrerradius ist. Zur Vereinfachung wird der Kraftangriffspunkt oftmals an der Schneidenmitte angenommen, sodass folgende Annahme gilt: (**Paucksch et al. 2008**, S. 146)

$$r_c = 0.5 \cdot r_{Bohrer} \tag{2.2}$$

Die axialen Vorschubkräfte F_{z1} bis F_{zn} lassen sich entlang der Haupt- und Querschneide zu einer resultierenden Vorschubkraft F_z zusammenfassen. Sie lässt sich messtechnisch direkt erfassen und wird vor allem von der Werkstofffestigkeit, dem Spanwinkel und der Schneidenschärfe beeinflusst. (**Paucksch et al. 2008**, S. 147–149)

2.1.3 Verschleiß am Bohrwerkzeug

Verschleiß ist nach *Czichos* ein fortschreitender Materialabtrag aus der Oberfläche eines festen Grundkörpers, der durch eine kontaktierende Relativbewegung mit einem festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörper zustande kommt. (**Czichos 2015**, S. 127) In der Fertigungstechnik zählt er zu den Hauptursachen ausfallender Werkzeuge, neben mechanischer oder thermischer Überbeanspruchung. (**Groche 2015**, S. 589)

Werkzeugverschleiß kommt durch Verformungs-, Trenn- und Reibvorgänge während der Zerspanung zustande, die ein komplexes Belastungskollektiv auf den Schneidstoff erzeugen. Dieses setzt sich aus hohen Druckspannungen, Schnittgeschwindigkeiten und Temperaturen zusammen. (Klocke et al. 2008, S. 75)

Als Folge des Werkzeugverschleißes steigen die Zerspankraftkomponenten an. Grund hierfür ist ein höherer Verformungsgrad des Werkstücks, der durch abgestumpfte Schneiden beim Trennen verursacht wird. Je stumpfer diese werden, desto größer wird auch ihre Reibfläche mit dem Werkstück. Infolge der stärkeren Temperaturentwicklung an der Schneide, kann es zu Schädigungen am Werkstück kommen. Verschleiß beeinträchtigt auch die Maß- und Toleranzhaltigkeit sowie nachfolgende Bohrbearbeitungen, beispielsweise das Reiben oder Aufbohren. (**Paucksch et al. 2008**, S. 148–149)

Die Beständigkeit eines Zerspanwerkzeugs gegenüber Verschleiß kann über die Standzeit definiert werden. Das ist die Zeit, die ein kontinuierlich zerspanendes Werkzeug arbeitet, bevor es eine vorher festgelegte Verschleißmessgröße und dadurch sein Einsatzende erreicht. (**Groche 2015**, S. 591) Befindet sich das Bohrwerkzeug nicht kontinuierlich im Einsatz, wird die Beständigkeit über den Standweg angegeben. Dieser setzt sich aus der Summe aller eingebrachten Bohrungstiefen zusammen, die ein Bohrer bis zum Erreichen der festgelegten Verschleißmessgröße schafft. (**Paucksch et al. 2008**, S. 150)

Die chemisch und physikalisch ablaufenden Prozesse beim Verschleißvorgang nennt man Verschleißmechanismen. Bei Zerspanwerkzeugen sind dies die vier Mechanismen: Abrasion, Adhäsion, Oberflächenzerrüttung und Tribooxidation. Sie treten häufig kombiniert auf und überlagern sich daher gegenseitig. Sie sind für die Verschleißformen an der Werkzeugschneide verantwortlich. (**Groche 2015**, S. 589); (**Fritz et al.**, S. 302–303)

Beim Wendelbohrer setzt sich der Verschleiß hauptsächlich aus den in Abbildung 2-4 dargestellten Verschleißformen zusammen.



Abbildung 2-4: Verschleißformen an den Hauptschneiden eines Wendelbohrers nach (**Kendall 1989**, S. 37–48)

Da die Trennarbeit in erster Linie von den beiden Hauptschneiden ausgeht, treten hier verstärkt Verschleißerscheinungen auf. Die Querschneiden hingegen "quetschen" die Späne durch ihre negativen Spanwinkel ab. An den Fasenschneiden wird das Werkstück nur im Bereich der Hauptschneidenecken bis zur halben Höhe des Vorschubweges pro Umdrehung getrennt. Sie sind daher hauptsächlich für das Führen des Bohrwerkzeugs innerhalb der Bohrung verantwortlich. (**Ernst 1978**, S. 17)

Der Freiflächenverschleiß ist die wichtigste Verschleißform, da er zu erhöhten Zerspankräften und -momenten bis hin zum Bruch des Bohrwerkzeugs führt. als Hierfür ist die Abrasion Verschleißmechanismus verantwortlich. (Tönshoff et al. 2014, S. 53) die besonders im Bereich der Schneidenecke auftritt. auf den Hauptschneiden Dies liegt an den maximalen Schnittgeschwindigkeiten im Bereich des Außendurchmessers. (Klocke et al. 2008, S. 460) Da die erzeugten Schnittflächen des Werkstücks an der Freifläche vorbeigleiten, bildet sich dort eine Markierung aus. Ihre Ausbreitung in Schnittrichtung wird als Verschleißmarkenbreite *VB* bezeichnet, vgl. Abbildung 2-4.

Der Spanflächenverschleiß generiert eine ähnliche Verschleißmarke wie der Freiflächenverschleiß. (**Paucksch et al. 2008**, S. 49) Bei Wendelbohrern gleiten die Späne, von den Hauptschneiden ausgehend, entlang den Drallnuten aus der Bohrung heraus. Die dabei erzeugte Reibung führt zum Werkstoffabtrag auf der Spanfläche der Hauptschneiden. (**Ernst 1978**, S. 14) Schneidenverschleiß kommt durch die Überlagerung des Frei- und Spanflächenverschleißes zustande. Er setzt sich aus der Verrundung und dem Versatz der Schneide zusammen. Dabei kann während des Bohrprozesses die Schneidenverrundung zeitweise umgekehrt werden. Dies liegt an kurzzeitigen Selbstschärfungseffekten durch die Überlagerung von Frei- und Spanflächenverschleiß. Sobald der Schneidenversatz eintritt, steigt die Schneidenverrundung wieder an. (**Ernst 1978**, S. 16–17)

Kolkverschleiß bildet sich erst zum Ende des Bohrer-Standwegs auf der Spanfläche aus. In der Praxis dient er als Bestätigung, dass die Schnittparameter gut bestimmt wurden. (**Paucksch et al. 2008**, S. 148) Da diese Verschleißform, im Gegensatz zu den vorangestellten Verschleißformen, nicht ab dem ersten Werkstück-Werkzeug-Kontakt auftritt, ist sie weniger als quantitative Verschleißmessgröße in Abhängigkeit des Bohrer-Vorschubwegs geeignet.

Der Werkzeugverschleiß beim Bohren ist von mehreren Einflussfaktoren abhängig, wie in Abbildung 2-5 im Überblick dargestellt.



Abbildung 2-5: Einflussfaktoren auf den Werkzeugverschleiß beim Bohren nach (Denkena et al. 2011, S. 149)

Da die o.g. Einflussfaktoren nahezu unbegrenzt variiert werden können, ergeben sich dementsprechend viele Faktorstufenkombinationen. Die Wahl geeigneter Stufen je Einflussfaktor muss stets im Zusammenspiel aller prozessrelevanten Einflussfaktoren erfolgen. Eine pauschale Aussage über den Effekt eines Einflussfaktors auf den Bohrerverschleiß ist nicht zielführend, da es je nach Faktorstufenkombination zu unterschiedlichen Wechselwirkungen zwischen den Einflussfaktoren kommen kann, die sich verschleißmindernd oder -fördernd auf das Bohrwerkzeug auswirken.

2.1.4 Simulation des Bohrprozesses

FEM-Simulation

Ein Ansatz, Zerspanungsvorgänge abzubilden, bietet die Finite-Elemente Methode (FEM). Sie wurde ursprünglich für die Strukturmechanik entwickelt und lässt sich heutzutage in vielen weiteren Anwendungsgebieten einsetzen, darunter auch in der Zerspanungstechnologie. (**Söhner et al.**, S. 1–13) Das Ziel dieser Simulationen ist es, zerspanungstechnische Vorgänge mit Hilfe von Rechnern zu diskretisieren. Hierdurch soll die Anzahl realer Zerspanungsversuche minimiert werden, da diese zeit- und kostenintensiv sind. (**Söhner 2003**, S. 1–2) Mit vorhandenen Simulationsmodellen können Bearbeitungsprozesse hinsichtlich mehrerer Punkte optimiert werden, siehe Abbildung 2-6.



Abbildung 2-6: Optimierungspunkte der Zerspansimulation nach (Söhner 2003, S. 2)

Der Fokus der vorliegenden Arbeit bezieht sich auf die Simulation der Zerspankräfte am Bohrwerkzeug.

Die meisten Zerspanungsprozesse werden als zweidimensionale FE-Modelle abgebildet. Diese können folglich nur für die Analyse von orthogonalen Schnitten, wie beim Drehen eingesetzt werden. Der Bohrprozess weist jedoch unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten in Abhängigkeit vom Radius auf, weshalb kein ebener Verformungszustand angenommen werden kann. Daher sollte dieser Prozess dreidimensional abgebildet werden. 3D-Zerspansimulationen erfordern einen hohen Rechenaufwand. Werkstück und Werkzeug müssen als Volumenkörper modelliert und mit finiten Elementen diskretisiert werden. Um eine hohe Genauigkeit der Simulationsergebnisse zu erzielen, sollte die Vernetzungsdichte im Bereich hoher plastischer Verformungen hoch sein. (**Klocke et al. 2006**, S. 266) In der vorliegenden Arbeit wird daher das Netz im Bereich der unmittelbaren Kontaktzone im Werkstück verfeinert.

Der Bohrprozess wird von zahlreichen Faktoren beeinflusst, darunter auch von der Kühlschmierstrategie. In der Literatur existieren bereits Ansätze zur Berücksichtigung von Schmiereffekten in FE-Simulationen. So untersuchte Muhammad innerhalb eines thermomechanischen FE-Bohrmodells für AISI 1010 Stahl die Zerspankräfte in Abhängigkeit von den Schmierbedingungen. Diese wurden durch veränderte Reibungskoeffizienten als Kontaktbedingung zwischen Werkzeug und Werkstück berücksichtigt. Für den ungeschmierten Reibungskoeffizient $\mu_{ungeschmiert} = 0.5$ wurde ein definiert. Fall Der geschmierte Fall wurde mit $\mu_{geschmiert} = 0,0$ angenommen, was einer Die Simulationsergebnisse Vollschmierung entsprechen sollte. haben gezeigt, dass die resultierenden Zerspankräfte beim geschmierten Fall deutlich geringere Werte annehmen als beim ungeschmierten Fall. So konnte die Vorschubkraft im Mittel um 20 % - 30 % und das Bohrmoment um 25 % -35 % gesenkt werden. (Muhammad et al., S. 1-6) Yu berücksichtigte den Schmiereffekt von Wasser beim Drehen von Stahl C 45 innerhalb eines 3D-FE-Modells in der Software DEFORM. Auch hier dienten veränderte Reibungskoeffizienten zur Untersuchung des Schmiereffekts zwischen trockener und nasser Bearbeitung. (Yu 2014, S. 132–137)

Diese Ansätze bieten sich für den Vergleich zwischen einem trockenen und einem geschmierten Zerspanprozess an, unter der Annahme von Reibungskoeffizienten. Eine Bestimmung des realen Reibungskoeffizienten zwischen Werkzeug und Werkstück mit Schmierstoffeinsatz ist damit nicht möglich.

23

2.2 Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK)

2.2.1 Werkstoffgrundlagen

Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) zählen zu den faserverstärkten Kunststoffen (FVK), welche eine Untergruppe der Verbundwerkstoffe darstellen (Witten 2014, S. 33) Diese bestehen aus Kurz- (I≈0,1 mm -1 mm), Lang- (I \approx 1 mm – 50 mm) oder Endlosfasern (I > 50 mm; I/d $\rightarrow \infty$), die in einer duro- oder thermoplastischen Matrix eingebettet sind. (Schürmann 2007, S. 138); (Klocke et al. 2008, S. 364) Innerhalb dieser Verbundkonstruktion werden mechanische Lasten durch die Fasern aufgenommen. Die Matrix wiederum stützt und fixiert die Fasern in der festgelegten Position. Kohlenstofffasern (C-Fasern) sind sowohl thermisch als auch elektrisch leitfähig und zeichnen sich durch hohe Festigkeiten und Steifigkeiten aus. Ihre hervorragenden Ermüdungsfestigkeiten bieten CFK-Bauteilen einen bedeutenden Vorteil im Vergleich zu Aluminium. Aufgrund der geringen Bruchdehnung besitzt die C-Faser ein sprödes Bruchverhalten, was für manche Anwendungen unerwünscht ist. Vor der Imprägnierung mit Reaktionsharz werden die Fasern häufig zu textilen Halbzeugen, wie Geweben oder Gelegen verarbeitet. Als Matrixmaterial kommen bei hochbeanspruchten Verbundbauteilen meist Epoxidharze (EP-Harze) zum Einsatz. Dabei handelt es sich um ein duroplastisches Reaktionsharz, das sich durch sehr gute Kleb- und Haftungseigenschaften auszeichnet. Im Vergleich zu anderen Reaktionsharzen tritt während der Aushärtung nur ein geringer Schwund auf, weshalb sie sich zur Herstellung maßgenauer Bauteile eignen. (Schürmann 2007, S. 13–127)

2.2.2 Spanende Bohrbearbeitung von CFK

Werkzeuganforderungen

Trotz endkonturnaher Fertigung werden Bauteile aus FVK in der Regel nachbearbeitet, damit diese ihre Funktion und finale Gestalt erhalten. (**Klocke et al. 2008**, S. 364) Notwendige Bohrungen werden dabei überwiegend spanend eingebracht. (**Biermann et al. 2008**, S. 38)

Die Werkzeuganforderungen ergeben sich primär durch die verwendete Faserart. C-Fasern weisen im Vergleich zum Matrixwerkstoff eine hohe Härte auf. Dies führt zu einem starken abrasiven Verschleiß am Bohrwerkzeug, weshalb die verwendeten Schneidstoffe sowohl eine hohe Härte als auch eine hohe Zähigkeit aufweisen sollten. Unbeschichtete Hartmetalle, diamantbeschichtete Hartmetalle und polykristalliner Diamant (PKD) eignen sich als Schneidstoffe. Für eine exakte Fasertrennung sind scharfe Schneiden erforderlich, die sich durch kleine Schneidenradien am Bohrwerkzeug auszeichnen. Neben geringen Schneidenradien ist eine hohe Oberflächengüte an der Span- und Freifläche erforderlich, um Spananhaftungen zu vermeiden und die Reibung zu minimieren. Die Makrogeometrie von CFK-Bohrern entspricht aufgrund der sprödbrüchigen C-Fasern etwa der für die Metallbearbeitung eingesetzten Standardbohrern. (Mitschang 2014, S. 509-517) Die Schärfe und Oberflächengüte der Schneide beeinflusst sowohl die Verschleißentwicklung als auch die Bearbeitungsqualität am CFK. (**Rummenhöller 1996**, S. 133)

Werkzeugverschleiß

Die Hauptverschleißform beim Bohren von CFK ist die Schneidenverrundung. (Wang et al. 2014, S. 275) Im Gegensatz zur Metallzerspanung tritt beim sprödbrüchigen CFK keine Materialstauchung vor der Schneide auf, vielmehr

gleiten neu gebildete Werkstückoberfläche und Span mit eingebetteten abrasiven C-Fasern unter Druck am Schneidkeil ab, was zu einer schnellen Verrundung der Schneide führt. (Wang et al. 2013, S. 135) So belegt Faraz am Beispiel der Bohrbearbeitung, dass mit steigendem Schneidenradius sowohl die Prozesskräfte als auch die Delaminationsausprägung am CFK zunimmt. (Faraz 2011, S. 130) Pfeifroth identifizierte neben der Schneidenverrundung auch den Freiflächenverschleiß als zweite dominierende Verschleißform beim Bohren von CFK. Die Ausprägung dieser Verschleißformen und der daraus resultierenden Bearbeitungskräfte nahmen in Abhängigkeit der Bohrungsanzahl zu. (Pfeifroth 2014, S. 126) Darüber hinaus wird der Werkzeugverschleiß durch steigende Schneidentemperaturen am Bohrer begünstigt. Diese erreichen, in Abhängigkeit der Bearbeitungsparameter, Werte zwischen 200 °C - 350 °C. Je höher die Temperatur an der Bohrerschneide, desto geringer wird jedoch die Vorschubkraft, was an einer Erweichung der Kunststoffmatrix liegt. (Weinert et al. 2004, S. 688)

2.3 Stahllegierungen

2.3.1 Werkstoffgrundlagen

Stähle sind Eisen-Kohlenstoff-Legierungen, deren Kohlenstoffgehalt unter 2,06 % liegt. Derzeit sind ca. 2500 verschiedene Stahlsorten in der Praxis verfügbar. (Weissbach et al. 2015, S. 111) DIN EN 10027-1 unterscheidet dabei unlegierte und legierte Stähle, was vom mittlerem Gehalt eines enthaltenen Legierungselementes abhängt. Liegt der Gehalt unterhalb von 5 %, handelt es sich um einen unlegierten Stahl. Ab 5 % spricht man von legiertem Stahl. (Norm DIN EN 10027-1, S. 21–22) Durch Legierungen können die technologischen Eigenschaften des Grundmetalls wie dessen Härte, Streckgrenze und Festigkeit beeinflusst werden. (Klein 2011, S. 39)

Kohlenstoff gilt als bedeutendstes Legierungselement, da es schon bei kleinen Mengen eine starke Festigkeitserhöhung von Eisen bewirkt. Gleichzeitig nimmt die Härtbarkeit von Stahl mit dem Kohlenstoffanteil zu, was jedoch seine Umformbarkeit reduziert. (Weissbach et al. 2015, S. 115) Neben der Legierungsart und -menge können die Eigenschaften von Stahl durch thermische Behandlungen eingestellt werden. (Evertz 2013, S. 207)

2.3.2 Spanende Bohrbearbeitung von Stahllegierungen

Werkzeuganforderungen

Die Zerspanbarkeit von Stahl wird maßgeblich von seinen Legierungsbestandteilen wie auch den durchgeführten Wärmebehandlungen beeinflusst. Grundsätzlich bleibt der Zerspanprozess von hochfesten Stählen vergleichbar zu un- oder niedriglegierten Stählen. (Schneider et al. 2012, S. 16) Beim Trockenbohren von Stahl treten maximale Temperaturen von 500 °C -600 °C an der Bohrerschneide auf. Der Schneidstoff muss daher eine hohe Warmhärte und Warmverschleißfestigkeit aufweisen. Gleichzeitig sollte dieser ausreichend zäh sein, um eine hohe Prozesssicherheit zu gewähren. Hartmetalle verfügen über diese Eigenschaften und eignen sich daher als Schneidstoff. (Eisenblätter 2000, S. 150) Diamantbeschichtungen sind eher ungeeignet, da diese bei den auftretenden Schneidentemperaturen dazu neigen, Kohlenstoff an das im Stahl enthaltende Eisen abzugeben. (Paucksch et al. 2008, S. 67); (Fritz et al., S. 301); (Groche 2015, S. 603) Standardbohrer für die Stahlbearbeitung verfügen über einen Spitzenwinkel von 118°. (Klocke et al. 2008, S. 456) Hoff verglich verschiedene Anschliffformen von Wendelbohrern beim Bohren von Vergütungsstahl 41Cr4V. Der Kreuzanschliff erzielte dabei die größte Standlänge. Bei dieser Anschliffform wird die axiale Belastung durch verkürzte Querschneiden reduziert, wodurch der Werkstoff nahe der Bohrermitte weniger verformt wird. (**Hoff 1986**, S. 83–84)

Werkzeugverschleiß

Die Hauptverschleißformen beim Bohren von Ck 45 sind nach Adams der Schneidecken-, Frei- und Spanflächenverschleiß. (Adams 1996, S. 36) Hoff untersuchte den Einfluss der Bearbeitungsparameter (Schnittgeschwindigkeit $v_c = 35 \text{ m/min} - 50 \text{ m/min}$ und Vorschub f = 0,1 mm - 0,4 mm) auf die max. Verschleißmarkenbreite VB_{max} beim Bohren von Stahl Ck 45N. Sowohl steigende Schnittgeschwindigkeiten als auch Vorschübe führten zu einer schnelleren Entwicklung der max. Verschleißmarkenbreite VB_{max} . Dies wird mit höheren Schnitttemperaturen und einer steigenden Belastung an den Bohrerhauptschneiden begründet. (Hoff 1986, S. 70–73)

Kötter verglich die Entstehung des Freiflächenverschleißes zwischen verrundeten und nicht verrundeten Hauptschneiden beim Bohren von Stahl Ck 45. Beim nicht verrundeten Wendelbohrer trat der durch Adhäsion erzeugte Freiflächenverschleiß deutlich früher ein, als beim verrundeten Werkzeug. Als Gründe hierfür wurden eine günstigere Spanbildung, höhere Kantenstabilität sowie ein niedrigeres mechanisches Belastungsprofil der verrundeten Schneiden genannt. (**Kötter 2006**, S. 93)

2.4 Kühlschmierstrategien in der spanenden Bearbeitung

2.4.1 Konventionelle Kühlschmierstrategien

Trockenbearbeitung

Durch die in Verbindung mit Kühlschmierstoffen (KSS) steigenden Kosten wird die Trockenbearbeitung seit Ende der 1980er Jahre zunehmend betrachtet. (**Paucksch et al. 2008**, S. 83) Der Großteil der Kosten entfällt bei

KSS auf die Entsorgung. Hinsichtlich der Arbeitsplatz- und Umweltbelastung müssen KSS ebenfalls kritisch hinterfragt werden. So können beim Einsatz von KSS gesundheitsschädliche Dämpfe und Gase aus dem Arbeitsraum austreten. (**Denkena et al. 2011**, S. 387–388)

Durch den Verzicht auf KSS bleiben jedoch auch seine primären Funktionen Kühlen, Schmieren und Spülen aus, was zu höheren Temperaturen in der Bearbeitungszone führt. (Klocke et al. 2008, S. 256) Im Vergleich zu Verfahren wie Fräsen und Längsdrehen ist beim Bohren eine Kühlung und infolge vielzahliger Reibflächen und Schmierung dadurch bedingten Temperaturen besonders wichtig. Hier kommt es zu Reibvorgängen, die neben der eigentlichen Zerspanung auftreten. Nahe der Bohrermitte wird Werkstückmaterial vom Querschneidenbereich in Richtung der äußeren Hauptschneiden verdrängt, statt zerspant. Dies liegt an der zur Bohrermitte gegen null konvergierenden Schnittgeschwindigkeit. Weiterhin tritt Reibung an den Führungsleisten des Bohrers auf. (Neugebauer et al. 2013, S. 172) Darüber hinaus kann die schlechte Spanabfuhr beim Trockenbohren von Metallen zu eingeklemmten oder verschweißten Spänen in der Spannut führen. Diese verursachen eine schlechtere Bohrungsqualität bis hin zum Werkzeugbruch. (Klocke et al. 2008, S. 257) Auch beim Bohren von CFK sich eine Trockenbearbeitung nachteilig auf den Bohrprozess kann auswirken. So kann es, aufgrund der geringen Temperaturleitfähigkeit der Kunststoffmatrix, sowohl zu thermischen Schäden am Werkstück als auch am Werkzeug kommen. (Mitschang 2014, S. 510)

Minimalmengenkühlschmierung (MMKS)

Bei der MMKS werden geringste Mengen an Kühl- und/oder Schmiermedien in die Zerspanstelle zugeführt. Meist finden Kühl-/Schmiermedien wie Öle, Emulsionen, Wasser oder Luft Einsatz. Die Zuführung kann ohne oder mit

einem Transportmedium wie z.B. Druckluft erfolgen. Klocke unterteilt die MMKS in Abhängigkeit des Mediums in die zwei Gruppen Minimalmengenkühlung (MMK) und Minimalmengenschmierung (MMS). (Klocke et al. 2008, S. 250-269) Pauksch nimmt eine weitere Unterscheidung der schmierstoffverwendenden Gruppe in Abhängigkeit des Schmierstoffstroms vor. Dabei spricht er bei Volumenströmen < 50 ml/h von der MMS und \geq 1 l/min von der Mindermengenschmierung (MS), bezogen auf geometrisch bestimmte Werkzeugschneiden. (Paucksch et al. 2008, S. 82) Nach DIN 69090-2 können, abweichend von der typischen MMS-Obergrenze von 50 ml/h, in Ausnahmefällen auch Schmierstoffströme bis zu 150 ml/h notwendig sein. (Norm DIN 69090-2, S. 6) In der Literatur wird von Sättigungseffekten beim Einsatz von MMS berichtet, ab der die resultierenden Zerspankräfte nicht weiter abnehmen. So hat Bhowmick eine Sättigungsölmenge von 10 ml/h beim Bohren von Magnesium mit interner Zuführung identifiziert, ab der kein signifikanter Unterschied der gemessenen Bohrmomente im Vergleich zu 20 ml/h und 30 ml/h festgestellt wurde. (Bhowmick et al. 2010, S. 447–448) Dieser Effekt konnte auch beim Drehen von Stahl mit externer Zuführung nachgewiesen werden. (Ji et al. 2014, S. 2443–2451)

Die im Gegensatz MMS bei Anwendern eher unbekannte zur Minimalmengenkühlung (MMK) kann bei einer Trockenbearbeitung dazu beitragen, thermische Probleme am Bauteil sowie am Werkzeug zu lösen. (Klocke et al. 2008, S. 251) Die kühlende Wirkung von intern zugeführter Druckluft beim Bohren von Stahl wurde bereits nachgewiesen. (Hänle 2010, S. 147) Beim Bohren von CFK dient Druckluft in erster Linie dazu, Werkzeugoberflächen während der Bearbeitung frei von Stäuben zu halten, indem diese weitestgehend aus der Zerspanzone abgeführt werden. Bei interner Druckluftzuführung ist dieses Verfahren besonders effektiv. (Schneider et al.

innere MMS-Zuführung

2012, S. 25) So kann mit Druckluft, neben dem Kühleffekt, eine ungewünschte Mehrfachzerspanung von CFK-Stäuben vermieden werden.

Nach DIN 69090-2 kann das Medium bei MMS-Systemen intern mittels einer Drehdurchführung durch die Spindel oder extern in die Bearbeitungszone geleitet werden. Erfolgt die Mischung des Öl-Luft-Aerosols in einem von der Werkzeugmaschine getrennten MMS-Gerät, spricht man vom 1-kanaligen MMS-System. Findet der Transport von Schmierstoff und Luft über zwei getrennte Kanäle in Richtung des Werkzeugs statt, so handelt es sich um ein 2-kanaliges MMS-System. (**Norm DIN 69090-2**, S. 6) In Abbildung 2-7 sind die systemseitigen Zuführarten der MMS zusammenfassend dargestellt.

äußere MMS-Zuführung



Abbildung 2-7: Zuführarten von MMS-Systemen nach DIN 69090-2 und (Klocke et al. 2008, S. 253)

Bei 1-kanaligen die Schmierstoffmenge MMS-Systemen ist vom Luftvolumenstrom abhängig. Im Gegensatz dazu ermöglicht das 2-kanalige System eine direkte Dosierung der Schmierstoffmenge, unabhängig vom Luftvolumenstrom. Durch die interne Zuführung kann das Kühl- bzw. Schmiermedium näher an die Zerspanzone transportiert werden, was höhere Schnittaeschwindiakeiten und einen verbesserten Spanabtransport ermöglicht. (Neugebauer et al. 2013, S. 172) Weiterhin werden, im Gegensatz zur externen Zuführung, Positionierfehler der Düsen vermieden. (Klocke et al. 2008, S. 253)

Je nach Hersteller gibt es unterschiedliche Angaben zum Mindest- und Maximaleingangsdruck für Standard-MMS-Systeme. So können diese ab einem Mindestdruck von 4 bar – 6 bar und einem Maximaldruck von 7 bar – 10 bar betrieben werden. (microjet 2018, S. 4); (TKM 2005, S. 1); (SKF 2009, S. 25); (Werucon 2010, S. 2); (bielomatik 2014, S. 9); (Accu-Lube 2014, S. 10–13); (Rother 2016, S. 14); (Lubrix 2017, S. 1)

Wack wies bereits einen verschleißmindernden Effekt beim Bohren von CFK unter Einsatz von MMS im Vergleich zur Trockenbearbeitung auf. In seinen Versuchen kamen unbeschichtete Vollhartmetallbohrer zum Einsatz. Auf den Späneabtransport wirkte sich das MMS jedoch nachteilig aus. Hier kam es zu Verklebungen der Spannut und infolgedessen zu stärkeren Kraft- und Momentschwankungen an der Bohrerspitze, die in vermehrten Schwingungen an der Schneide resultierten. (**Wack 2009**, S. 29)

Überflutungskühlung

Kühlschmierstoffe lassen sich nach DIN 51385 in zwei Gruppen mit entsprechenden Untergruppen unterteilen: (**Norm DIN 51385**, S. 4)

- 1. nichtwassermischbare KSS
- 2. wassermischbare KSS
 - 2.1 emulgierbare
 - 2.2 wasserlösliche

Nichtwassermischbare KSS sind Öle mit Viskositäten zwischen 2 m²/s – 45 m²/s bei 40 °C. Je niedriger die Viskosität des Öls, desto besser kann es die Wärme aus dem Prozess abführen. Allerdings nimmt mit sinkender Viskosität die Ölnebel- und Öldampfbildung zu, wodurch arbeitsplatz-

bezogene Luftgrenzwerte überschritten und die Brandgefahr erhöht werden kann. Wassermischbare KSS werden überwiegend als Emulsionen eingesetzt. Bei diesen KSS stehen ein guter Korrosionsschutz, gutes Freispülverhalten und eine geringe Schaumbildung – auch bei hohen KSS-Drücken - im Vordergrund. Generell zeigen niedrigviskose KSS ein gutes Spülverhalten und lassen die darin enthaltenen Späne bzw. Abriebe schnell sedimentieren und daher leichter filtern. Aus diesen Gründen wird der Einsatz von niedrigviskosen KSS bei modernen Fertigungsverfahren bevorzugt. Der Filtrationsgrad des KSS wirkt sich auf den Werkzeugverschleiß sowie die Oberflächengüte des Bauteils aus. Während bei Ölen bis Partikelgrößen von wenigen Mikrometer filtriert werden kann, würden bei Emulsionen unterhalb von 20 µm bereits Öltröpfchen aus dem KSS herausgefiltert werden. (Klaue 2014, S. 109–110) Die eingesetzte KSS-Menge kann durch eine interne Zuführung durch das Bohrwerkzeug, im Vergleich zur externen Überflutung, reduziert werden (**Klocke et al. 2008**, S. 249)

Selzer hatte die Auswirkungen von KSS auf die mechanischen Eigenschaften von CFK untersucht. So nahm der Werkstoff die Feuchtigkeit aus dem KSS auf, die zu einer Erweichung der Epoxid-Matrix führte. Folglich wurde die Faser-Matrix-Haftung geschwächt und die Bruchzähigkeit des CFK gesenkt. (**Selzer et al. 1995**, S. 338)

<u>Kryogenkühlung</u>

Bei dieser Kühlschmierart wird flüssiges Gas in die Zerspanstelle eingeleitet und verdampft, wodurch sich die Schneidentemperaturen senken lassen. (**Schneider et al. 2012**, S. 24–25) Das Verfahren eignet sich besonders für Werkstoffe, die eine geringe Wärmeleitfähigkeit besitzen, da diese nur wenig Prozesswärme über Späne abführen können. (**Willrett 2012**, S. 53) Es gibt drei Zuführarten, die in Abbildung 2-8 dargestellt sind.



Abbildung 2-8: Zuführarten der kryogenen Kühlung nach (Willrett 2012, S. 54)

Die höchste Fluidmenge wird beim kryogenen Überfluten benötigt, da bereits ein Großteil des flüssigen Gases verdampft, bevor die Zerspanstelle erreicht wird. Deutlich weniger Fluid wird durch die zielgerichtete Kühlung verbraucht. Noch weiter lassen sich die Fluidmengen mit Hilfe einer internen Zuführung reduzieren. Diese Zuführart ist jedoch mit konventionellen MMS-Werkzeugen nicht anwendbar, da eine Kavität zwischen Werkzeuggrundkörper und Schneide fehlt. Mit Hilfe der in Abbildung 2-8 gezeigten Kavität kann das Fluid bereits zwischen Werkzeugsubstrat und -schneide verdampfen. Somit tritt das kühlende Gas exakt in der Werkstück-Werkzeug-Kontaktzone aus, wodurch die Werkzeugschneide optimal gekühlt wird. Ein Vorteil dieses Verfahrens sind die sauberen und trockenen Bauteile sowie deren geringer Weiterhin keine Reinigungsaufwand. entstehen Aufbereitungsund Entsorgungskosten des Schmierstoffs. Da keine gesundheitsschädlichen Gase verwendet werden, ist dieses Verfahren mit einer geringen Umweltbelastung verbunden. Als Nachteil muss genannt werden, dass es bei falscher Dosierung zu Kälteschocks der Werkzeuge kommt, die zum Bruch führen können, was in erster Linie bei der überflutenden Zuführung auftreten kann. Durch die Kühlung der Umgebungsluft setzt sich das ausfallende Wasser als Eisschnee auf dem Werkzeug ab. (Willrett 2012, S. 53–55) Hierdurch kann Feuchtigkeit in die Prozesszone gelangen.

Heisel kam zu dem Schluss, dass der Werkzeugverschleiß beim Bohren von CFK mit interner kryogener Kühlung höher als bei der Trockenbearbeitung ist. Als Ursache wurden Abplatzungen der Werkzeugbeschichtung infolge von thermischen Spannungen und eine temperaturbedingte Matrixverfestigung angeführt. (**Heisel et al. 2014**, S. 2–9)

2.4.2 Trockenschmierstoffe in der spanenden Bearbeitung

Konventionelle Einsatzbereiche von Trockenschmierstoffen

Trockenschmierstoffe, auch Festschmierstoffe genannt, besitzen aufgrund ihrer Struktur die Fähigkeit, zwei aufeinander gleitende Körper zu trennen. Dies setzt die Reibung und den Verschleiß herab. (**Paucksch et al. 2008**, S. 76) Häufig kommen sie dort zum Einsatz, wo aus wartungstechnischen, umwelttechnischen oder gesundheitlichen Gründen keine Öl- bzw. Fettschmierung möglich ist oder deren Temperatureinsatzbereich unter- oder überschritten wird. (**Habig et al. 2015**, S. 428) Dabei lassen sich Trockenschmierstoffe in folgende Gruppen einteilen (**Wäsche et al. 1989**, S. 8); (**Habig et al. 2015**, S. 428):

- Verbindungen mit Schichtgitterstruktur, z.B. Molybdänsulfid, Graphit
- oxidische und fluoridische Verbindungen, z.B. Bleioxid, Zinkoxid
- Weichmetalle, z.B. Blei, Zinn
- Polymere, z.B. Polytetrafluorethylen, Polyimid

Da der Fokus dieser Arbeit auf Graphit liegt, wird im Folgenden näher auf die Verbindungen mit Schichtgitterstruktur eingegangen.

Sie bestehen in ihrer Kristallstruktur aus Atomen, die in lamellaren Schichten übereinander aufgebaut sind. Dieser Aufbau ermöglicht es diesen Stoffen, hohe Druckbelastungen senkrecht zur Schichtgitterstruktur aufzunehmen. Weiterhin lassen sich die Schichten leicht in Gleitrichtung zur Lamelle verschieben, was eine Schmierwirkung hervorruft. Dabei existieren zwischen den Lamellen molekulare Kräfte, die eine Anhaftung der Lamellen auch bei relativen Schichtverschiebungen ermöglichen. So kommt es im Idealfall zu keinen Schichttrennungen oder abgeblätterten Schichtpartikeln im Einsatz. Je niedriger die Haftung zwischen den Schichtlamellen und je größer das Kraftaufnahmevermögen in senkrechter Schichtrichtung ist, desto geringer sind die Reibungs- und Verschleißraten dieses Trockenschmierstoffs. (**Paucksch et al. 2008**, S. 36–77) Der tribologische Trenneffekt dieser Trockenschmierstoffe ist somit auf deren Schichtgitterstruktur zurückzuführen.

Molybdänsulfid (MoS₂) und Graphit (C) gehören zu den bedeutendsten Vertretern dieser Gruppe von Trockenschmierstoffen. (**Habig et al. 2015**, S. 428) Sie weisen zwar eine ähnliche Kristallstruktur auf, (**Klocke et al. 2008**, S. 172) besitzen jedoch unterschiedliche Eigenschaften, wie Tabelle 2-1 zeigt.

Tabelle 2-1: Eigenschaften gebräuchlicher Trockenschmierstoffe aufSchichtgitterbasis nach (**Schul 1997**, S. 18)

| Eigenschaft | MoS ₂ | Graphit |
|---|------------------|-----------------|
| Dichte bei 20 °C (g/cm ³) | 4,7–4,8 | 2,2 |
| Wärmeleitfähigkeit | schlecht | gut |
| Reibwert im Vakuum oder trockener Luft | 0,01/0,1 | ≥ 0,6 |
| Reibwert in Normalatmosphäre bei 20 °C | 0,06/0,3 | 0,04/0,1 |
| Einsatztemperatur in Normalatmosphäre in °C | -180/300 | -20/550 |
| Einsatztemperatur im Vakuum in °C | -180/500 | - |
| Reaktionsprodukt (an Normalatmosphäre) | MoO ₃ | CO ₂ |

Graphit ist im Vergleich zu MoS₂ bis zu Temperaturen von 550 °C stabil und oxidiert bei höheren Temperaturen zu reinem Kohlenstoffdioxid (CO₂). Dieses ist ein natürlicher Bestandteil der Umgebungsluft und bei gering vorliegenden Mengen nicht gesundheitsschädlich. Dagegen lässt sich MoS₂ bei niedrigen Temperaturen bis -180 °C einsetzen. Bei hochrein vorliegendem Graphit, wie beispielsweise im Vakuum oder trockener Luft, liegen die Reibwerte deutlich über denen bei MoS₂. Dies liegt an den höheren molekularen Kräften zwischen den Gleitebenen des Graphits im Vergleich zu MoS₂.

Unter normalatmosphärischen Bedingungen reduzieren sich die Reibwerte von Graphit im Vergleich zum Vakuum und trockener Luft. Der Grund hierfür sind Wassermoleküle, die sich aus der Luft in das Schichtgitter des Graphits einlagern und somit die Scherkräfte zwischen den hexagonalen Gleitebenen herabsenken. Man spricht von der Interkalationsfähigkeit des Graphits. Dabei können neben Wassermolekülen auch andere Fremdatome eingelagert werden. (**Habig et al. 2015**, S. 428) Im Gegensatz zu Graphit, der zur Sicherstellung seiner guten Schmierwirkung Fremdatome wie beispielsweise H₂O benötigt, weisen hochreine Schmierschichten aus MoS₂ die geringsten Reibwerte auf. Daher wird es vor allem im Vakuum eingesetzt, in denen keine Fremdatome die Schmierwirkung des MoS₂ herabsenken. (**Birkhofer et al. 2012**, S. 41)

Patente

Die Bedeutung von Trockenschmierstoffen in der spanenden Bearbeitung wird bereits durch die hierzu vorliegenden Patente bestätigt. So stellt die Offenlegungsschrift DE 2139829 A1 eine Anordnung für die Trockenschmierung von rotierenden spanenden Werkzeugen dar. Hierbei wird ein Trockenschmierkörper an rotierende Werkzeuge, insbesondere Schleifscheiben, angelegt. Über einen Antrieb kann dieser, entsprechend seiner

Abnutzung, zum Werkzeug gefördert und so eine konstante Schmiermittelzufuhr in der Bearbeitungszone sichergestellt werden. (Offenlegungsschrift DE 2139829 A1 1973, S. 1-20) Im Patent US 6669747 B2 hingegen, wird eine kontinuierliche und gleichmäßige Schmierung erreicht, indem der als Beschichtung aufgebrachte Trockenschmierstoff bereits in die Schleifscheiben integriert wird. (Patentschrift US 6669747 B2 2003, S. 1-7) Das Patent IN 06023CH2013 A beschreibt Bohrwerkzeuge, die integrierte Trockenschmierstoffreservoirs besitzen. Hierzu sind interne Kanäle in die Bohrer eingebracht, die vor der Bohrbearbeitung mit Trockenschmierstoff gefüllt werden können. Dabei verlaufen die Hauptkanäle in Achsrichtung, während die Nebenkanäle davon abzweigen und im Bereich der Spannuten an der Bohrerspitze austreten. Durch die Kapillarwirkung haftet der Schmierstoff in den Kanälen und befindet sich infolge der Gravitation stets an der Bohrerspitze. Mit der beim Bohren entstehenden Prozesswärme wird der Trockenschmierstoff an den Kanalausgängen aufgeschmolzen. Folglich treten die geschmolzenen Feststoffpartikel aus und bilden einen Schmierfilm auf den Spannuten des Bohrwerkzeugs. (Patentschrift IN 06023CH2013 A **2013**, S. 1–27)

Einsatz von pulverförmigen Trockenschmierstoffen bei der spanenden Bearbeitung mit geometrisch bestimmten Schneiden

Für die spanende Bearbeitung von Stahl C 45 existieren bereits Veröffentlichungen, in denen über die Eignung von Trockenschmierstoffen als Schmiermittel berichtet wird. So untersuchten *Reddy* und *Rao* (**Reddy et al. 2006**, S. 189–198) Graphit und MoS₂ bei der Fräsbearbeitung von Stahl C 45. Abbildung 2-9 zeigt den verwendeten Versuchsaufbau.



Abbildung 2-9: Graphitförderung mittels Fülltrichter nach (Reddy et al. 2006, S. 191)

Von einem Fülltricher aus wurden die pulverförmigen Trockenschmierstoffe (durchschnittliche Partikelgröße: 2 µm) mithilfe motorisierter Schaufeln durch eine Bodenöffnung befördert. Über einen darunterliegenden Kanal gelangte das Pulver zum Werkstück. Um einen kontinuierlichen Pulverfluss zu erreichen, befand sich eine Vibrationseinheit auf dem Fülltrichter. Mit dem Ziel, möglichst geringe Schnitt- und Normalkräfte zu generieren, wurde ein Sättigungsvolumenstrom von 3 g/s für beide verwendeten Pulver ermittelt. Im konventionellen Nassbearbeitung (Überflutungskühlung) Vergleich zur konnten mit beiden Trockenschmierstoffen geringere Schnittkräfte erzielt werden. Diese nahm durchschnittlich um 20 % mit Graphit und 28 % mit MoS₂ im Vergleich zur Nassbearbeitung ab. Die signifikante Schnittkraftreduktion wurde auf die Ausbildung eines dünnen Schmierfilms zwischen Werkzeug und Werkstück zurückgeführt. Im Rahmen der Untersuchung konnte kein nennenswerter Werkzeugverschleiß festgestellt werden, weder bei den nass noch mit Trockenschmierstoff eingesetzten Fräswerkzeugen. (**Reddy et al. 2006**, S. 189–198)

39

Auch bei der drehenden Bearbeitung von Stahl C 45 wurde die Wirkung von Trockenschmierstoffen erforscht. (**Rao et al. 2008**, S. 107–111) Dabei kamen Graphit und Borsäure mit durchschnittlichen Partikelgrößen von 50 μ m, 100 μ m, 150 μ m und 200 μ m zum Einsatz. Die pulverförmigen Trockenschmierstoffe gelangten mit Hilfe von Druckluft (max. Eingangsdruck 2,94 Bar) in die Bearbeitungszone. In Abbildung 2-10 ist das Prinzip dieser Pulverförderung dargestellt.



Abbildung 2-10: Pulverförderung mittels T-Rohrstück (Rao et al. 2008, S. 109)

Experimentell erwiesen sich Partikelgrößen von 50 um bei einer Schmierstoffzufuhr von 2 g/min – 3 g/min hinsichtlich der Bearbeitungskräfte und des Werkzeugverschleißes als optimal. Beide verwendeten Trockenschmierstoffe konnten so die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück signifikant im Vergleich zur Trocken- und Nassbearbeitung (Überflutungskühlung) senken. Dies wurde anhand von Messungen der Schnittkraft sowie des Freiflächenverschleißes während einer Bearbeitungszeit von 25 min nachgewiesen. Das annähernd identische Schnittkraftniveau der Trockenund Nassbearbeitung konnte durch das Trockenschmierverfahren mit Borsäure um 15 % und mit Graphit um ca. 12,5 % reduziert werden. Gleichzeitig nahm der mittlere Freiflächenverschleiß mit Borsäure um ca. 18 % und mit Graphit um ca. 12 % gegenüber den annähernd identischen Werten der Trocken- und Nassbearbeitung ab. (**Rao et al. 2008**, S. 107–111) Als Vergleichsgrößen wurden die Werte bei einer Bearbeitungszeit von 25 min herangezogen.

Eignung von Graphit als Trockenschmierstoff für die Bohrbearbeitung von Stahl und CFK

Graphit besteht – wie auch die Fasern des CFK – aus nahezu reinem Kohlenstoff. Daher sind keine chemischen Reaktionen zwischen Graphit und CFK zu erwarten. Aufgrund seiner bis 550 °C hohen Temperaturbeständigkeit eignet sich Graphit auch für die beim Bohren von Stahl entstehenden Prozesstemperaturen, vgl. (Hänle 2010, S. 147). Dabei nimmt der Reibungskoeffizient einer Stahl-Graphit-Paarung besonders geringe Werte zwischen 0,1–0,2 an. Selbst im Falle einer Oxidation des Graphits, bleiben keine abrasiven Oxidationsprodukte zurück. Weiterhin besitzt Graphit eine hohe Druckfestigkeit, die mit steigender Temperatur weiter zunimmt. (Paucksch et al. 2008, S. 77) Somit bleibt es als Schmierstoff auch bei hohen Zerspankräften und -temperaturen stabil.

In der Literatur ist die Schmierwirkung von graphitartigen Phasen im Werkstückwerkstoff bereits bekannt. So gilt Grauguss als leicht zerspanbar, da seine Graphiteinschlüsse als Festschmierstoff wirken. (Weissbach et al. 2015, S. 265); (Neugebauer et al. 2013, S. 179); (Klocke et al. 2008, S. 307) Auch bei Aluminium weisen Verstärkungsphasen aus Graphitpartikel gute tribologische Eigenschaften auf. Die Verstärkungsphasen aus Graphit dienen als Trockenschmierstoff während des Gleitvorgangs, wodurch das Aluminium einen selbstschmierenden Effekt hervorruft. (Omrani et al. 2016, S. 342) Graphit wird, neben dem Einsatz für elektrische Kontaktbürsten, überwiegend zur Reibungsreduktion in Metall- und Polymermatrizes

eingebacht, was zur Bildung eines selbstschmierenden Verbundwerkstoffs führt. (Scharf et al. 2013, S. 517) Auch als Füllstoff in glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) reduziert Graphit den Reibungskoeffizienten und den Verschleißabtrag des Werkstoffs. (Suresha et al. 2007, S. 2472–2480) Graphit wird weiterhin als Deckschicht auf Bohrwerkzeuge aufgebracht, um dort als Festschmierstoff zu fungieren. Hierzu kann das Graphit in Kombination mit Wolframcarbid (WC) als Multilayer-Schichtsystem abgeschieden werden, das aus mehreren Lagen Graphit und WC besteht. Diese Schichten verringern durch ihre Schmierwirkung die Reibung zwischen Span und Werkzeug, was zu einem besseren Spanabtransport beiträgt. Dabei handelt es sich um eine Verlustschmierung, die nur bis zum Abtrag der Schmierschicht das Verschleißverhalten der Werkzeuge beeinflusst. (Klocke et al. 2008, S. 172–173)

Explosionspotenzial von Graphitpulver

Graphit-Luft-Gemische können unter bestimmten Bedingungen explodieren. Dabei hängt die Explosionsneigung des Gemisches stark von der Staubkonzentration und der Partikelgröße ab, siehe Abbildung 2-11.





Bleibt die Graphitkonzentration unter 70 g/m³, kommt es zu keiner Explosion. Dabei nimmt die erforderliche Mindestkonzentration annähernd linear zur Partikelgröße zu.

Schon bei einer Graphitkonzentration von 10 mg/m³ wäre das Graphit-Luft-Gemisch dicht genug, um die Sicht einzuschränken. Im Fertigungsumfeld liegen die Konzentrationen in der Regel unterhalb von 10 mg/m³, sofern eine Absaugvorrichtung benutzt wird. (**Mercer 2012**, S. 1) Eine Graphitkonzentration von 70.000 mg/m³ stellt daher einen extrem hohen Wert dar, der beim Einsatz einer effektiven Absaugvorrichtung unwahrscheinlich ist.

Je feiner die Partikel, desto höher sind die entstehenden Spitzendrücke infolge einer Explosion. So reagieren kleine Partikel (4 µm Durchmesser) in nahezu stöchiometrischen Verhältnissen am stärksten. Das Gemisch kann jedoch nur explodieren, wenn eine Zündquelle vorhanden ist. Die er-

forderliche Zündenergie nimmt ebenfalls mit geringer werdender Partikelgröße ab und beginnt bei 1 kJ – 2 kJ für 4 μ m-Partikel. (**Breitung 2010**, S. 44)

Oftmals enthalten Sicherheitsdatenblätter der jeweiligen Hersteller Informationen über die Brenneigenschaften ihrer Graphitprodukte. Darin sollte im Abschnitt über mögliche Gefahren des Graphits auch seine Brenn- und Entflammbarkeit beurteilt sein. (Mercer 2012, S. 4) Im Sicherheitsdatenblatt des Herstellers Thielmann Graphite wird darauf hingewiesen, dass das Graphitprodukt brennbar sei. Konkret kann es zu einem sogenannten Glimmbrand kommen, bei dem sich das Graphitpulver nach kurzem Anbrennen rasch von selbst wieder löscht. (Thielmann 2015, S. 3) Weitere Angaben zum Brand- und Explosionsschutz dieses Graphits sind darin nicht genannt. Der Hersteller Poco Graphite bewertet dagegen die Brenn- und Explosionsfähigkeit seines synthetischen Graphits kritischer. So kann es zu brennbaren Staubkonzentrationen kommen, wenn das Graphit stauberzeugenden Tätigkeiten wie z.B. Bohren, Schleifen, Fräsen ausgesetzt ist. Staubexplosionen können jedoch nur auftreten, wenn sich eine ausreichende Konzentration in der Luft bildet und zusätzlich eine Zündquelle in der Nähe befindet. (Poco 2011, S. 2–3)

2.4.3 Vergleichende Einordnung betrachteter Kühlschmierstrategien

In den vorangegangenen Abschnitten wurden verschiedene Kühlschmierstrategien vorgestellt und deren Eignung für die Zerspanung von Stahl und CFK analysiert. Diese werden nachfolgend einem technologischen Vergleich unterzogen, der sich an den Aufgaben von Kühlschmierstoffen nach *Weinert* (**Weinert 1999**, S. 33) orientiert. *Dix* (**Dix 2013**, S. 58) hatte bereits einen Vergleich der Überflutungskühlung, MMS, Trockenbearbeitung und Kryogenkühlung durchgeführt, der werkstoff- und verfahrensunabhängig erfolgte. Der technologische Vergleich der vorliegenden Arbeit bezieht sich daher auf die Bohrbearbeitung von Stahl und CFK mit unterschiedlichen Kühlschmierstrategien. Hierzu wurden die Erkenntnisse der durchgeführten Literaturrecherche angewandt. Neben den allgemeinen Aufgaben von Kühlschmierstoffen nach *Weinert* (Weinert 1999, S. 33) enthält Tabelle 2-2 auch CFK-spezifische Anforderungen als Bewertungskriterien.

Tabelle 2-2: Technologischer Vergleich betrachteter Kühlschmierstrategien

 bezogen auf die Bohrbearbeitung von Stahl und CFK mit interner Kühlmittelzufuhr

| Aufgaben/ | | | | | | |
|--|----------|------------------|-----------|-----------|-----------|-------------|
| Anforderungen an | trocken | kryogen | Druckluft | MMS | MMTS | Überflutung |
| Kühlschmierstrategien | | | | | | |
| Kühleffekt | keine | sehr gut | gut | gut | gut | sehr gut |
| Schmiereffekt | keine | kaum | keine | sehr gut | sehr gut | gut |
| Späneabtransport | keine | kaum | teilweise | gut | teilweise | gut |
| Staubbindung | keine | keine | keine | keine | keine | gut |
| Reinigungswirkung | keine | keine | keine | kaum | keine | teilweise |
| Korrosionsschutz | keine | keine | keine | teilweise | keine | teilweise |
| Austrag von | | | | | | |
| Maschinenschmier- | keine | keine | keine | keine | keine | gut |
| stoffen | | | | | | |
| chemische | | | | | | |
| Verträglichkeit mit | sehr gut | sehr gut | sehr gut | teilweise | sehr gut | teilweise |
| Epoxid-Matrix | | | | | | |
| chemische | | | | | | |
| Verträglichkeit mit | sehr gut | sehr gut | sehr gut | teilweise | sehr gut | teilweise |
| C-Faser | | | | | | |
| Vermeidung von | oobr gut | toilwoico | oobr aut | koum | oobr aut | koino |
| Feuchtigkeit | | ii gut tellweise | sem yut | nauiii | sem gut | |
| Skala: sebr gut – gut – teilweise – kaum – keine | | | | | | |

Skala: sehr gut – gut – teilweise – kaum – keine

Die trockene Bohrbearbeitung bietet weder einen Kühl- noch Schmiereffekt, wodurch das Werkzeug maximalen Reibungskräften und Prozesstemperaturen ausgesetzt ist. Chemische Wechselwirkungen sowie eine mögliche Feuchtigkeitsaufnahme des CFK können jedoch ausgeschlossen werden.

Im Vergleich zum Trockenverfahren erzielt die kryogene Kühlung einen deutlichen Kühleffekt und eine leicht schmierende Wirkung. Die Schmierung kommt durch geschmolzene Eiskristalle zustande, die einen Wasserfilm zwischen Schneide und Werkstück bilden. Im Gegensatz zum Stahl, kann dieser Wasserfilm vom CFK aufgenommen und zum Quellen des Materials führen.

Reine Druckluft weist einen guten Kühleffekt auf und trägt dazu bei, dass Späne aus der Prozesszone entlang der Wendelnut abtransportiert werden. Insbesondere kleinere Stahlspäne und CFK-Staub lassen sich hervorragend aus der Prozesszone herausspülen. Wie beim Trockenverfahren sind keine chemischen Wechselwirkungen sowie eine Feuchtigkeitsaufnahme des CFK zu erwarten. Ein notwendiger Schmiereffekt bleibt jedoch aus.

Der Kühleffekt mit MMS ist ähnlich gut wie mit reiner Druckluft. Zusätzlich wird ein Schmiermedium (meist Öl) eingesetzt. Dieses ruft einen guten Schmiereffekt in der Prozesszone hervor. Da es sich um ein flüssiges Schmiermedium handelt, besteht sowohl die Gefahr der Feuchtigkeitsaufnahme als auch chemischer Reaktionen mit dem CFK.

Die in dieser Arbeit vorgestellte Minimalmengen-Trockenschmierung vereint die Vorteile des Druckluft- und MMS-Verfahrens. Dabei wird durch den Ersatz des flüssigen Schmiermediums mit Trockenschmierstoff eine mögliche Feuchtigkeitsaufnahme des CFK ausgeschlossen. Gleichzeitig kann die chemische Verträglichkeit des verwendeten Graphitpulvers mit Stahl und CFK gewährleistet werden.

Als Vergleich zu den bisher schmierstoffreduzierten Verfahren wird die klassische Überflutungskühlung auf Basis wassermischbarer KSS hinzugezogen. Sie erreicht bei interner Zuführung den größten Kühleffekt aller

betrachteten Kühlschmierstrategien, was an den hohen Durchsatzmengen des KSS sowie der hohen spezifischen Wärmekapazität des darin enthaltenen Wassers liegt. Damit ist das CFK auch einer maximal feuchten Umgebung ausgesetzt, wodurch es schneller aufquellen kann. Um die Verträglichkeit zwischen KSS und CFK sicherzustellen sind experimentelle Versuche notwendig, da meist nicht alle Inhaltsstoffe eines KSS bekannt sind.

2.5 Grundlagen der Fluidisierung

2.5.1 Definition Fluidisierung

Die Fluidisierung bezeichnet das Verhalten eines Pulvers, das entgegen der Schwerkraft mit einem Fluid (Gas oder Flüssigkeit) durchströmt wird. Durch die Aufwirbelung der zuvor ruhenden Feststoffschüttung kommt es zur Ausbildung einer Wirbelschicht, innerhalb dieser die Pulverpartikel vom Fluid in Schwebe gehalten werden. (**Bohnet 2014**, S. N33) Dabei vergrößert sich das Volumen des Pulver-Fluid-Gemisches, wodurch es ein ähnliches mechanisches Verhalten zeigt, wie das reine Fluid. (**Pietschmann 2013**, S. 33) Damit ein Pulver fluidisiert werden kann, muss ein minimaler Fluidvolumenstrom bzw. eine minimale Fluidgeschwindigkeit überschritten werden. (**Kraume 2012**, S. 483)

2.5.2 Arten von Wirbelschichten

Die verschiedenen Wirbelschichten lassen sich in Abhängigkeit des einströmenden Fluidmediums und -volumenstroms nach Abbildung 2-12 unterscheiden.




Liegt der Fluidvolumenstrom unterhalb des sogenannten Lockerungspunktes, findet keine Fluidisierung statt, sodass die Schüttung als Festbett vorliegt (Fall a). Homogene Wirbelschichten (Fall b und c) treten ein, wenn eine Flüssigkeit als Fluidisiermedium verwendet wird. Bei der Verwendung von Gasen entstehen ab einem bestimmten Volumenstrom annähend feststofffreie Gasblasen (Fall d: inhomogene Wirbelschicht). Die Größe der Blasen nimmt mit steigender Höhe zu. Stoßende Wirbelschichten (Fall e) treten vor allem bei geringen Apparaturdurchmessern auf. Hierbei wachsen die Gasblasen mit zunehmender Steighöhe unter Umständen bis zum Durchmesser des Querschnitts an. Diese Gaskolben führen zu einer stoßartigen Anhebung und Absenkung des Feststoffs. Ab einem bestimmten Volumenstrom entsteht die turbulente Wirbelschicht (Fall f), bei der nicht mehr zwischen Wirbelschicht und partikelfreiem Gasraum unterschieden werden kann. Weiterhin nimmt die Partikelkonzentration mit steigender Höhe ab. Nur einem idealisierten monodispersen die bei System wäre

Partikelkonzentration über die gesamte Apparaturhöhe konstant. Anstatt Gasblasen entstehen jetzt turbulente Feststoffballen, die unterschiedlich große und geformte Hohlräume zwischen sich erzeugen. Mit steigendem Volumenstrom kommt es auch zu einem wachsenden Partikelmassenstrom aus der Apparatur. Allgemein kann der Fluidisierzustand über das Lückenvolumen, der sogenannten Porosität ε wie folgt charakterisiert werden:

$$\varepsilon = \frac{V_{ges.} - V_s}{V_{ges.}} \tag{2.3}$$

mit

 ε = Porosität

Vges. = Volumen des Gas-Schüttgut-Gemisches

V_s = Volumen Schüttgutpartikel

Dabei ist $V_{ges.}$ das je nach Fluidvolumenstrom erzeugte Volumen der Wirbelschicht. (**Kraume 2012**, S. 484–485) Für das in dieser Arbeit zu fluidisierende Graphitpulver wird ein möglichst homogener Partikelmassenstrom und eine hohe Feststoffbeladung ($\varepsilon \rightarrow 0$) angestrebt. Hierzu wird die Versuchsapparatur mit einer Vibrationseinheit unterstützt, wodurch die Ausbildung stoßender Luftschichten vermieden werden soll.

2.5.3 Bestimmung des minimal benötigten Luftvolumenstroms

Ein exakt definierter Luftvolumenstrom, ab dem die Fluidisierung einsetzt, tritt nur bei sehr schmalen Partikelgrößenverteilungen auf. In der Realität treten daher unscharfe Übergänge zwischen Festbett und Wirbelschicht auf. Dabei werden kleinere Partikel bereits bei Luftvolumenströmen fluidisiert, bei denen größere noch statisch sind. Für den idealisierten Fall lässt sich der Lockerungs-Luftvolumenstrom \dot{V}_L nach *Kraume* (**Kraume 2012**, S. 486) wie folgt berechnen:

$$\dot{V}_{L} = \left[7,14(1-\varepsilon_{L})\nu_{g} \cdot a_{P} \cdot \left[\sqrt{1+0,067\frac{\varepsilon_{L}^{3}}{(1-\varepsilon_{L})^{2}} \cdot \frac{(\rho_{s}-\rho_{g})\cdot g}{\rho_{g}\nu_{g}^{2}} \cdot \frac{1}{a_{P}^{3}}} - 1\right]\right] \cdot A$$
(2.4)

mit

 ε_L = Porosität am Lockerungspunkt

 v_g = kinematische Viskosität des Gases

 a_P = volumenspezifische Partikeloberfläche

 ρ_s = Dichte des Feststoffs

 ρ_g = Dichte des Gases

g = Erdbeschleunigung

A = Rohrquerschnittsfläche

Zur Berechnung des Lockerungsgasvolumenstroms \dot{V}_L müssen neben den physikalischen Gas- und Feststoffwerten auch die Porosität ε_L am Lockerungspunkt sowie die volumenspezifische Partikeloberfläche a_P bekannt sein.

Da die exakte Bestimmung der volumenspezifischen Partikeloberfläche a_P in der Praxis nicht möglich ist, wird eine direkte Messung des Lockerungsgasvolumenstroms \dot{V}_L der idealisierten Berechnung vorgezogen. (**Kraume 2012**, S. 487)

2.6 Grundlagen der statistischen Auswertung

2.6.1 Haupteffekte

Der Haupteffekt eines Faktors gibt an, wie stark sich die Mittelwerte der Versuchsergebnisse beim Wechsel der Faktorstufe von "-" (1. Stufe) nach "+" (2. Stufe) geändert haben. (**Siebertz et al. 2010**, S. 12) Dies gilt für vollfaktorielle Versuchspläne mit beliebig vielen Faktoren auf jeweils zwei Stufen. Der Effekt \overline{d} des Faktors *X* wird aus der Differenz der beiden

Stufenmittelwerte "-" und "+" gebildet und lässt sich nach (**Kleppmann 2016**, S. 115) wie folgt berechnen:

$$\overline{d}_{X} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} (\overline{y}_{i}^{(+)} - \overline{y}_{i}^{(-)}) = \frac{2}{m} \sum_{i=1}^{m} (Vorzeichen \cdot \overline{y}_{i})$$
(2.5)

mit

m = Anzahl der Faktorstufenkombinationen

n = Anzahl der Einstellungen je Faktorstufe = m/2

 $\bar{y}_i^{(+)}$ = Mittelwert der Einzelversuche je Faktorstufenkombination auf Stufe "+"

 $\bar{y}_i^{(-)}$ = Mittelwert der Einzelversuche je Faktorstufenkombination auf Stufe "-"

 \overline{y}_i = Mittelwert der Einzelversuche je Faktorstufenkombination

2.6.2 Wechselwirkungseffekte

Eine Wechselwirkung (WW) liegt vor, wenn der Effekt eines Faktors vom Wert (Einstellung) eines anderen Faktors abhängt. In diesem Fall spricht man von einer Zwei-Faktor-Wechselwirkung (2FWW). Daneben gibt es auch 3FWW und mehr. Die Berechnung eines WW-Effekts erfolgt analog zur Ermittlung des Haupteffekts aus der Differenz der Stufenmittelwerte. (**Kleppmann 2016**, S. 333); (**Siebertz et al. 2010**, S. 15)

2.6.3 Signifikanztest

Auswerteformalismus

Grundsätzlich ist ein Effekt dann signifikant, wenn er aus dem Bereich der Zufallsstreuung herausragt. Bei zweistufigen Faktoren kann die Signifikanz durch den Vergleich des Effekts mit der Breite des Vertrauensbereichs bewertet werden. Der Vertrauensbereich beinhaltet den tatsächlichen Wert auf einem festgelegten Vertrauensniveau (1 - Signifikanzniveau α) z.B. 95 %, 99 %, und 99,9 %. Die Breite des Vertrauensbereichs nimmt mit sinkendem Signifikanzniveau α , größerer Zufallsstreuung und kleinerem Versuchs-

umfang (Gesamtzahl der Einzelversuche) N zu. (**Kleppmann 2016**, S. 77–332) Zunächst wird der Mittelwert der Einzelvarianzen je Faktorstufenkombination m gebildet, die als Schätzwert für die Varianz der Einzelwerte dient:

$$s^2 = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^{m} s_i^2 \tag{2.6}$$

Da jeder Effekt aus der Differenz zweier Stufenmittelwerte aus N/2Einzelergebnissen berechnet wird, kann die Standardabweichung eines Effekts als Schätzwert angegeben werden:

$$s_{\overline{d}} = \sqrt{\frac{4}{N}s^2} \tag{2.7}$$

Der Schätzwert $s_{\overline{d}}$ ist umso kleiner, je größer der Versuchsumfang N und damit die Anzahl der Einzelwerte für seine Berechnung ist. Nachdem die Anzahl der Mittelwerte aller Faktorstufenkombinationen m vom Versuchsumfang N abgezogen wurden, erhält man die verbleibenden Einzelwerte zur Berechnung des Schätzwertes $s_{\overline{d}}$, die als Freiheitsgrad f bezeichnet werden:

$$f = N - m \tag{2.8}$$

Daher wird der Schätzwert der Standardabweichung $s_{\overline{a}}$ für die Berechnung des Vertrauensbereichs mit einem sogenannten t-Wert multipliziert, der diesen Zusammenhang berücksichtigt. In Tabelle 2-3 sind die äquivalenten t-Werte je Freiheitsgrad und Vertrauensniveau dargestellt.

Tabelle 2-3: Auszug der t-Werte zur Bestimmung des zweiseitigen

| Freiheitsgrad f | t-Werte für Vertrauensniveau | | | |
|-----------------|------------------------------|--------|---------|--|
| | 95 % | 99 % | 99,9 % | |
| 1 | 12,710 | 63,660 | 636,620 | |
| 2 | 4,303 | 9,925 | 31,600 | |
| 10 | 2,228 | 3,169 | 4,587 | |
| 100 | 1,984 | 2,626 | 3,390 | |
| 1000 | 1,962 | 2,581 | 3,300 | |
| 8 | 1,960 | 2,576 | 3,291 | |

Vertrauensbereichs nach (Kleppmann 2016, S. 79)

Liegt der Freiheitsgrad *f* zwischen zwei Werten aus Tabelle 2-3, wird der entsprechende t-Wert linear interpoliert. Anschließend lässt sich der zweiseitige Vertrauensbereich für die wahre Differenz δ wie folgt berechnen:

 $\bar{d} - t \cdot s_{\bar{d}} \le \delta \le \bar{d} + t \cdot s_{\bar{d}} \tag{2.9}$

Übersteigt ein Effekt \bar{d} den zweiseitigen Vertrauensbereich, ist dieser signifikant. Der Vertrauensbereich besitzt beide Vorzeichen, da auch der Effekt \bar{d} positv oder negativ sein kann.

Voraussetzungen zur Berechnung des Vertrauensbereichs

Damit die Versuchsstreuung einer bestimmten Faktorstufenkombination abgeschätzt werden kann, sind Wiederholungen notwendig. Dabei muss es handeln, sich um "echte" Wiederholungen bei denen die Faktorstufenkombinationen jeweils neu eingestellt werden. Eine "unechte" Wiederholung bei unveränderten Einstellungen würde nur die Streuung des Messsystems, nicht jedoch des Gesamtsystems beschreiben. (Siebertz et al. 2010, S. 90–92) Neben dieser Grundvoraussetzung müssen zwei weitere Bedingungen zur Berechnung des Vertrauensbereichs erfüllt sein: Die Einzelmesswerte aller Gruppen müssen "repräsentativ" und "normalverteilt" vorliegen. Die Repräsentativität ist die wichtigste Bedingung, die bereits bei der Versuchsplanung beachtet werden muss. Dahingegen wird die Normalverteilung erst nach der Versuchsdurchführung überprüft. (**Kleppmann 2016**, S. 91–92)

Um möglichst repräsentative Messwerte zu erhalten, sollte die Reihenfolge der Einzelversuche zufällig (randomisiert) erfolgen. Nach Kleppmann kann es im Laufe einer Versuchsreihe zu Systemänderungen (Trend) kommen, die bei einer sequentiellen Versuchsreihenfolge meist zu verfälschten Ergebnissen führt. Mit Hilfe einer Randomisierung wird diese Trendbildung neutralisiert. Weiterhin sollten die Ausgangsmaterialien aus jeweils einer Charge stammen, da sonst nicht eindeutig unterschieden werden kann, ob ein signifikanter Unterschied infolge der Faktorenstufenänderung oder durch unterschiedliche Materialchargen verursacht wurde. In der Regel liegen Messwerte normalverteilt vor, wobei es auch Ausnahmen geben kann. Zur quantitativen Überprüfung der Normalverteilung dienen mathematische Tests, die in vielen Softwareprogrammen implementiert sind. Für eine große Anzahl von Wiederholungen (Stichprobenumfang) n bietet sich der Kolmogorof-Smirnof und der X²-Test an. Der Shapiro-Wilk-Test eignet sich sowohl für kleine als auch große Stichprobenumfänge n. (Kleppmann 2016, S. 73–331) Da dieser in der vorliegenden Arbeit zum Einsatz kommt, wird sein mathematisches Prinzip nachfolgend erläutert.

Der Shapiro-Wilk-Test eignet sich bereits für Stichprobenumfänge ab drei Wiederholungen. Hierzu werden zunächst zwei Hypothesen aufgestellt:

- H₀: Die Stichprobe entspricht einer Normalverteilung
- H₁: Die Stichprobe entspricht keiner Normalverteilung

Im nächsten Schritt wird die Testgröße W berechnet:

$$W = \frac{b^2}{{S_x}^2}$$
(2.10)

mit

 b^2 = erwartete Varianz der Stichprobe bei Normalverteilung

$$S_x^2$$
 = reale Stichprobenvarianz = $\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2$

 $n = \text{Stichprobenumfang}; x_i = \text{Stichprobenwert}; \bar{x} = \text{Stichprobenmittelwert}$

Zur Berechnung der erwarteten Varianz b^2 , werden die Stichprobenwerte zunächst aufsteigend sortiert. Anschließend werden die paarweisen Differenzen des größten und kleinsten, zweitgrößten und zweitkleinsten Wert, usw. gebildet. Bei gerader Stichprobenanzahl werden alle Stichprobenwerte einbezogen, bei ungerader Anzahl wird der Median nicht berücksichtigt. Nun werden die paarweisen Differenzen jeweils mit den von *Shapiro* und *Wilk* vorgegebenen Koeffizienten multipliziert, aufsummiert und zuletzt quadriert:

$$b^{2} = \left(\sum_{i=1}^{k} a_{n-i+1} (y_{n-i+1} - y_{i})\right)^{2}$$
(2.11)

mit

k = n/2 falls n gerade bzw. k = (n - 1)/2 falls n ungerade

 a_{n-i+1} = Multiplikationskoeffizient aus Tabellenwerk

 y_i = aufsteigend sortierter Stichprobenwert

 y_{n-i+1} = absteigend sortierter Stichprobenwert

Die Testgröße *W* kann Werte zwischen null und eins annehmen. Je näher der Wert bei eins liegt, desto eher gilt die Nullhypothese und umgekehrt. Die kritischen Grenzen $W_{krit.}$ sind abhängig von der Stichprobengröße und dem gewählten Signifikanzniveau. Diese können den Tabellen von *Shapiro* und *Wilk* entnommen werden. Falls *W* < $W_{krit.}$, wird die Nullhypothese verworfen. (**Shapiro et al. 1965**, S. 591–611)

3 Experimentelle und simulative Randbedingungen

3.1 Maschinen- und Analysetechnik

3.1.1 Versuchsmaschine

Die Zerspanversuche werden auf einem prototypischen Bearbeitungszentrum aus der Baureihe *Typ PROFI BMG 611/40/15/F/R* der Firma Homag durchgeführt. Es handelt sich um ein für die CFK-Bearbeitung aufgerüstetes Holzbearbeitungszentrum, das durch zusätzliche Dichtungs- und Schutzeinrichtungen gegen das Eindringen von CFK-Partikeln geschützt ist. Das CNC-gesteuerte Bearbeitungszentrum in Fahrportalbauweise verfügt über eine zweiseitig gelagerte 5-Achs-Spindel und einen 18-fach Tellerwechsler für Werkzeuge und Aggregate mit HSK 63F. Weitere Daten sind Tabelle 3-1 zu entnehmen.

| | Arbeitsbereich: | Х | 4175 mm |
|-----|----------------------|---------|-----------|
| | | Υ | 1900 mm |
| | | Ζ | 500 mm |
| 7 | maximale | X, Y | 80 m/min |
| | Achsgeschwindigkeit: | Z | 25 m/min |
| | | А | 180 °/sec |
| | | С | 200 °/sec |
| | Spindelleistung: | 14,5 kV | V |
| | | (S1 10 | 0 % ED) |
| ▼ Y | Drehmoment: | 14,5 Ni | m |
| | | (S1 10 | 0 % ED) |
| A | Drehzahl: | 24000 | 1/min |
| | | | |

 Tabelle 3-1: CNC-Bearbeitungszentrum Homag Typ
 PROFI BMG 611/40/15/F/R

3.1.2 Werkstückeinspannung

In Abbildung 3-1 ist die Werkstückeinspannung für die Bohrversuche dieser Arbeit dargestellt.



Abbildung 3-1: Werkstückeinspannung für runde Stahlproben (links) und rechteckige CFK-Proben (rechts)

Die Werkstückproben werden mit Hilfe von Niederhaltern auf der Bohrvorrichtung fixiert. Unterhalb der Vorrichtung befindet sich ein Vier-Komponenten-Dynamometer, das auf einer 50 mm dicken Stahlgrundplatte verschraubt ist. Diese fest mit dem Maschinentisch verbundene Grundplatte dient zur Schwingungsdämpfung während des Bohrprozesses. Neben Verschleißversuchen wird die Bohrvorrichtung auch zur Kraft- und Momentmessung eingesetzt, wie in Kapitel 3.1.6 näher beschrieben wird.

3.1.3 Spülluftaggregat

Spülluft dient dazu, Werkzeuge und Werkstücke zu kühlen sowie entstehende Späne aus der Bearbeitungszone zu entfernen. Durch die Anbringung von Spülluftaggregaten an die Spindel von CNC-Bearbeitungszentren können diese nachträglich für die werkzeuginterne Druckluftkühlung nachgerüstet werden. In der vorliegenden Arbeit werden neben reinen Druckluftströmen auch graphitpartikelhaltige Druckluftströme durch das Werkzeug transportiert. Hierfür wird ein Prototyp der Firma ATEMAG AG verwendet, dessen Lagerdichtungen für den Graphiteinsatz ausgelegt wurden. Tabelle 3-2 zeigt das verwendete Aggregat sowie die wichtigsten technischen Eigenschaften.

| Tabelle | 3-2: | Spülluftaggregat | Atemag | Тур | Function | Line F | -10037 |
|---------|------|------------------|--------|-----|----------|--------|--------|
| | | 1 33 3 | | | | | |

| | Produktbezeichnung: | Wechselaggregat |
|--|-----------------------------------|------------------|
| | maximale Antriebsdrehzahl: | 12000 1/min |
| | maximale Ausgangsdrehzahl: | 12000 1/min |
| | Übersetzungsverhältnis <i>i</i> : | 1:1 |
| | maximales Drehmoment Mt: | 10 Nm |
| | Spindelschnittstelle: | HSK 63F |
| | Werkzeugaufnahme: | Spannzange ER 16 |

3.1.4 Fluidisieranlage

Die mit Druckluft in die Werkzeuge einzubringenden Graphitpartikel müssen vereinzelt vorliegen, denn ein agglomerierter Zustand kann zu einer Blockierung des Zuführkanals durch das Werkzeug führen und damit die angestrebte Schmierung unterbinden. Daher wurde eine Fluidisieranlage aufgebaut, die mit Hilfe von Vibrationen zu einer homogenen Graphit-Luftmischung führen sollte. In Abbildung 3-2 ist das Grundfließbild der Fluidisieranlage dargestellt.



Abbildung 3-2: Grundfließbild Fluidisieranlage

Funktionsprinzip

Zunächst wird die aus der Leitung zugeführte Druckluft (≥ 6 bar) mittels einer Steuereinheit auf den gewünschten Volumenstrom eingestellt. In der vorliegenden Arbeit kommt ein Durchflussregler zum Einsatz, der innerhalb des Sollwertbereichs von 0,1 m³/h – 4,4 m³/h einen konstanten Volumenstrom regeln kann. Für Luftvolumenströme über 4,4 m³/h kann die Leitungsdruckluft ohne Regelung verwendet werden. Anschließend gelangt die Druckluft direkt bzw. über ein H₂O-Anreicherungssystem in den Fluidisierbehälter. Dieser Behälter wird durch einen Sinterboden in zwei Bereiche geteilt. Im unteren Bereich wird die Druckluft eingeleitet und auf den gesamten Querschnitt verteilt. Das auf dem Sinterboden liegende Graphitpulver wird von der einströmenden Luft aufgewirbelt und im oberen Bereich des Behälters fluidisiert. Eine pneumatische Vibrationseinheit am Boden des Fluidisierbehälters unterstützt diesen Vorgang. Damit der vibrierende Fluidisierbehälter frei schwingen kann, ist dieser mit Federn an einem Gestell befestigt. Abbildung 3-3 zeigt den realen Aufbau der Fluidisieranlage sowie weitere Ausrüstung zur Messung der Graphitmassenströme.



- 1: Steuereinheit
- 2: Durchflussregler
- 3: Feinwaage
- 4: Fluidisierbehälter
- 5: Auffangbehälter
- 6: Pneumatikvibrator
- 7: Einhausung

Abbildung 3-3: Realbild der Fluidisieranlage ohne H₂O-Anreicherung

Messprinzip

Zur Messung des Graphitmassenstroms gelangt das fluidisierte Graphitpulver durch das Werkzeug in einen zylindrischen Auffangbehälter, der sich in einer Einhausung befindet. An der Stirnseite des Auffangbehälters ist ein Sinterboden mit einer Porengröße von 10 µm eingepasst, der über eine zentrische Bohrung gemäß dem Schaftdurchmesser des Werkzeugs verfügt. Dadurch kann die Druckluft entweichen, während das Graphitpulver größtenteils im Auffangbehälter verbleibt. Um den resultierenden Graphitmassenstrom am Werkzeugaustritt zu ermitteln, wird das Gestell mit Fluidisierbehälter auf einer Feinwaage vom Typ SR 64001 der Firma METTLER TOLEDO positioniert. Diese verfügt über einen Datenanschluss zur Ausgabe der Messwerte über ein RS 232-Protokoll an einen Messrechner. Mit Hilfe der Software RS232 DATALOGGER der Firma Eltia Software lässt sich die Anzahl der Messwerte pro Sekunde einstellen. In der vorliegenden Arbeit wird ein Messwert pro Sekunde über die gesamte Messdauer von 1800 s ausgegeben. Für die Zerspanversuche wird das Graphit-Luft-Gemisch zu dem an der Maschinenspindel angebrachten Spülluftaggregat geleitet. Von dort gelangt das fluidisierte Pulver durch die Kühlkanäle des Werkzeugs zur Bearbeitungsstelle.

H₂O-Anreicherungssystem

Ein Verbesserungsansatz dieser Schmiertechnologie ist die Anreicherung des Luftvolumenstroms mit H₂O-Molekülen. Hierzu wird die Leitungsdruckluft über poröse Steine durch ein Wasserbad geleitet, bevor sie in den Fluidisierbehälter einströmt. Abbildung 3-4 zeigt den prinzipiellen und realen Aufbau des H₂O-Anreicherungssystems.



Abbildung 3-4: Prinzipielle und reale Darstellung des H₂O-Anreicherungssystems

Durch die Steine vergrößert sich die Oberfläche des Luftvolumenstroms, wodurch die Druckluft effektiver mit H₂O-Molekülen angereichert werden kann. Zur Prüfung der Funktionsfähigkeit werden Messungen der Luftfeuchtigkeit im Bereich der in dieser Arbeit eingesetzten Luftvolumenströme durchgeführt. Hierzu werden jeweils 30 Messungen je Luftvolumenstrom mit und ohne H₂O-Anreicherung innerhalb der Messdauer von 30 min aufgezeichnet.

3.1.5 Streifenziehanlage

Für die Ermittlung von Reibungskoeffizienten wird eine Streifenziehanlage ohne Umlenkung der Blechstreifen eingesetzt, siehe Abbildung 3-5.



Abbildung 3-5: Streifenziehanlage ohne Umlenkung nach (Liewald et al. 2006, S. 2)

Es handelt sich um eine Eigenentwicklung des Instituts für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart. Die Anlage ist so aufgebaut, dass der auf einem Schlitten befestigte Blechstreifen mit konstanter Geschwindigkeit unter der Ziehbacke durchgezogen wird. Dabei beträgt die maximale Ziehgeschwindigkeit 100 mm/min. Ein Hydraulikzylinder erzeugt eine Normalkraft F_N , die über die Ziehbacke auf den Blechstreifen übertragen wird. Die Flächenpressung p_N kann über die Auflagefläche der Ziehbacke eingestellt werden. Zur Sicherstellung konstanter Versuchsbedingungen wird das Belastungskollektiv (Normalkraft, Bewegungsrichtung, Ziehgeschwindigkeit und Ziehweg) rechnerunterstützt gesteuert und überwacht. Entgegengesetzt zur Ziehkraft F_Z wird die Reibkraft F_R mit Hilfe von Kraftsensoren aufgezeichnet. Der Reibungskoeffizient nach Coulomb μ ergibt sich aus dem Quotienten F_R/F_N .

3.1.6 Messtechnik

Verschleißmessung

Zur quantitativen Verschleißerfassung wird ein Streifenlichtmikroskop der Firma GFMesstechnik GmbH aus der Baureihe *Micro CAD* eingesetzt. Das Messprinzip basiert auf der digitalen Streifenlichtprojektion. Hierbei werden Lichtstreifen unter einem Triangulationswinkel auf die Oberfläche der Werkzeugschneide projiziert. Aus dem mit einer Digitalkamera erfassten Abbild wird aus der Lage der Streifen sowie den Grauwerten der einzelnen Bildpunkte ein Höhenbild der Schneide berechnet. Anschließend lässt sich die Schneidenverrundung durch das dazugehörige Softwareprogramm ODSAD 6.0 automatisiert auswerten. Basierend auf den Messdaten kann die Verschleißmarkenbreite VB auf der Freifläche mit Hilfe der trigonometrischen Winkelfunktionen berechnet werden. In Abbildung 3-6 sind die Messpositionen am Bohrwerkzeug sowie die Ermittlung der beiden Verschleißmessgrößen anhand einer Schneide dargestellt.



Abbildung 3-6: Messposition (rot) und Ermittlung der Verschleißmessgrößen am Bohrwerkzeug

Pro Verschleißmessung werden beide Hauptschneiden erfasst und zu einer Messgröße gemittelt. Der Messbereich pro Hauptschneide ist 1,0 mm breit und besteht aus insgesamt 100 Messschnitten. Daraus resultiert ein Schnitt-

abstand von 0,01 mm entlang einer Schneide. Die Messposition befindet sich jeweils in der Mitte der sekundären Hauptschneiden, wodurch der Verschleiß im Bereich von 5,7 mm – 6,7 mm des Bohrerdurchmessers erfasst werden kann.

Kraftmessung

Zur Messung der Zerspankräfte wird ein Vierkomponenten-Dynamometer vom Typ 9272 der Firma Kistler GmbH eingesetzt, welches auf Basis des piezoelektrischen Effekts arbeitet. Abhängigkeit der In auftretenden Zerspankräfte verschieben sich die Ladungsschwerpunkte im Piezokristall. Die für jede Koordinatenrichtung resultierenden Ladungen werden über einen Verteiler an einen Ladungsverstärker der Firma Kistler vom Typ 5070 übertragen. Dieser wandelt die Ladungssignale in Ausgangsspannungen um, die proportional zu den auftretenden Kräften sind. Über eine Messkarte der Firma National Instruments vom Typ NI-USB 6212 BNC werden die Ausgangsspannungen von einem Messrechner mit Hilfe eines LabVIEW-Messprogramms erfasst und anschließend ausgewertet. Für die exakte Messung der Vorschubkraft und des Bohrmoments muss die Bohrerachse stets auf der Mittelpunktachse der Messplattform liegen. Hierzu dienen streifenförmige Werkstücke der Maße 130 mm x 50 mm, die in der Werkstückeinspannung (vgl. Kapitel 3.1.2) nach jeder Bohrung verschoben werden.

Luftvolumenstrommessung

Einerseits dient die Luftvolumenstrommessung zur Verifizierung der am Bohrwerkzeug austretenden Luftvolumenströme mit dem in Kapitel 3.1.4 eingesetzten Durchflussregler. Andererseits werden damit auch Luftvolumenströme bestimmt, die ohne Durchflussregler am Werkzeugaustritt resultieren. Zur Messung wird ein ungeschliffener Rohling des Bohrwerkzeugs vor den in Abbildung 3-7 gezeigten Durchflussmesser eingebracht.



Abbildung 3-7: Durchflussmesser vom Typ *red-y compact regulator GCR* der Firma vögtlin

Der Durchflussmesser kann bei einem Arbeitsdruck von 0,2 bar – 11,0 bar betrieben werden und deckt einen Messbereich von 0 m³/h – 27 m³/h ab. Im vorliegenden Messbereich dieser Arbeit (< 12 m³/h) weist das Gerät eine Absolutgenauigkeit von \pm 2 % vom Endwert auf.

3.2 Versuchswerkzeuge und -werkstoffe

3.2.1 Versuchswerkzeuge

Die Spezifikationen der eingesetzten Versuchswerkzeuge sind in Tabelle 3-3 aufgelistet.

| Anwendung | Stahl C 45 | CFK | |
|----------------------------|-------------------------|-------------------|--|
| Ausspitzungsform | Kreuzanschliff | | |
| Werkzeugmaterial | Vollhartmetall KX40, p | oliert | |
| Beschichtung | keine | | |
| Gesamtlänge | 65,6 mm | | |
| Bohrdurchmesser | 8,0 mm | | |
| Seitenspanwinkel | 30° | | |
| Schneidenradius Neuzustand | ca. 3 μm – 5 μm | | |
| Kühlkanäle | 2 Stück; gedrallt; Durc | hmesser = 1,25 mm | |
| Spitzenwinkel | 120° | 90° | |
| reale Abbildung | | | |

| Tabelle 3-3: S | pezifikationen | der | eingesetzten | Bohrwerkzeuge |
|----------------|----------------|-----|--------------|---------------|
| | | | | U U U |

3.2.2 Versuchswerkstoffe

<u>Stahl</u>

Für die Bohrversuche der vorliegenden Arbeit wird Stahl C 45 (Bezeichnung nach Euro-Norm) eingesetzt. Dabei handelt es sich um einen Stahl für Teile im allgemeinen Maschinenbau, welcher sich durch eine sehr gute Zerspanbarkeit auszeichnet. Er wurde auch in den Untersuchungen von *Reddy* und *Rao* zur Eignung von Trockenschmierstoffen in der spanenden Bearbeitung eingesetzt. (**Reddy et al. 2006**, S. 189–198); (**Rao et al. 2008**, S. 107–111) Die Dicke der hier verwendeten Stahlplatten beträgt 8,0 mm. Tabelle 3-4 zeigt die Legierungsbestandteile des verwendeten Stahls.

| С | Si | Мо | Mn | Р | S | Cr | Ni |
|-------|--------|--------|-------|---------|--------|--------|--------|
| 0,42– | < 0,40 | < 0,10 | 0,50— | < 0,045 | <0,045 | < 0,40 | < 0,40 |
| 0,50 | | | 0,80 | | | | |

 Tabelle 3-4:
 Legierungsbestandteile C 45 (in %)

<u>CFK</u>

Als Versuchswerkstoff für die Bohr- und Fräsversuche werden multidirektionale CFK-Platten mit einer Dicke von 8,0 mm verwendet. Der symmetrische Lagenaufbau besteht aus unidirektionalen Gelegen in alternierender 0°/90°-Anordnung. Für die Decklagen werden Gewebe in Köperbindung eingesetzt. Die Fasern des Typs *Sigrafil C30 T050* sind in einer Epoxidharzmatrix vom Typ *FT1091* eingebettet. In Tabelle 3-5 sind die wichtigsten physikalischen Verbundeigenschaften dargestellt.

Tabelle 3-5: Physikalische Eigenschaften des CFK-Versuchswerkstoffs

| Dichte (bei 20 °C) | 1,51 g/cm ³ |
|------------------------------------|------------------------|
| Faservolumenanteil | 65 % |
| Glasübergangstemperatur Epoxidharz | 111 °C |

3.2.3 Verwendete Graphitpulver

Zur Ermittlung des Förderverhaltens werden zwei Graphitpulversorten untersucht. Diese unterscheiden sich vorwiegend in der Partikelform, sodass ein kugelförmiges (k) und ein plättchenförmiges (p) Graphitpulver eingesetzt werden. Mit Hilfe von REM-Aufnahmen lässt sich der geometrische Unterschied beider Partikelformen erkennen, siehe Abbildung 3-8.



Abbildung 3-8: REM-Aufnahme von kugelförmigem (links) und plättchenförmigem (rechts) Graphitpulver

Weiterhin ist anzumerken, dass das k-Graphit deutlich weniger agglomeriert erscheint als das p-Graphit. Vermutlich liegt dies an der glatteren und geringeren Kontaktfläche der kugelförmigen Partikel im Vergleich zu den plättchenförmigen. Die wichtigsten technischen Eigenschaften der untersuchten Graphitpulver sind in Tabelle 3-6 zusammengefasst.

| Eigenschaft | kugelförmiges (k) Graphit | plättchenförmiges (p) Graphit |
|-------------------------------|---------------------------|-------------------------------|
| Herkunft | natürlich | synthetisch |
| Kohlenstoffgehalt | ≥ 99,9 % | ≥ 99,0 % |
| Feuchte | ≤ 0,5 % | ≤ 0,5 % |
| Teilchengröße D ₁₀ | 13 µm | 4 μm |
| Teilchengröße D ₅₀ | 22 µm | 15 μm |
| Teilchengröße D ₉₀ | 34 μm | 37 μm |

Tabelle 3-6: Technische Eigenschaften der untersuchten Graphitpulver

Die Teilchengrößen D_{10} , D_{50} und D_{90} geben den prozentualen Anteil (10 %, 50 % und 90 %) der Partikel an, die kleiner sind als der angegebene Durchmesserwert. Diese Werte wurden durch eigene Messungen mit Hilfe eines Laserdiffraktometers am Fraunhofer IPA ermittelt. In Abbildung 3-9 sind



die gemessenen Partikelgrößenverteilungen beider Graphitpulver grafisch gegenübergestellt.



Das kugelförmige Graphitpulver weist eine schmälere Partikelgrößenverteilung auf als das plättchenförmige. Da der Anteil gleicher Partikelgrößen beim kugelförmigen Graphit höher liegt, ist es homogener als das plättchenförmige. Je homogener die Partikel vorliegen, desto gleichmäßiger ist das physikalische Verhalten des Pulvers.

3.2.4 Verwendetes Antiagglomerat

Antiagglomerate sind feine Partikel, die auszurüstende Pulverteilchen umhüllen und so voneinander trennen. Für die Versuche der vorliegenden Arbeit wird Siliziumdioxid SiO₂ vom Typ *Aerosil ® R805* der Firma Evonik Industries eingesetzt. Es handelt sich um eine hydrophobe Kieselsäure, deren Partikel auf Flüssigkeitsfilmen schwimmen und so auch feuchte Pulverteilchen voneinander trennen kann. Kieselsäure gilt als ökologisch

verträglich und kommt in gelöster Form auch im Grundwasser vor. In Tabelle 3-7 sind die wichtigsten technischen Eigenschaften des eingesetzten Antiagglomerats aufgeführt.

| Tabelle 3-7: Tech | nische Eigenschaften | des eingesetzten | Antiagglomerats | SiO ₂ |
|-------------------|----------------------|------------------|-----------------|------------------|
|-------------------|----------------------|------------------|-----------------|------------------|

| Herkunft | synthetisch |
|------------------------------|---------------------|
| Siliziumdioxidgehalt | ≥ 99,8 % |
| Teilchenspektrum | 7 nm – 40 nm |
| spezifische Oberfläche (BET) | 125 m²/g – 175 m²/g |

In der vorliegenden Arbeit werden 2 Gew.-% (bezogen auf das Gesamtgewicht) den untersuchten Graphitpulvern beigemischt.

3.3 Simulationswerkzeuge

3.3.1 FEM-Simulationssoftware

Der dreidimensionale Bohrprozess wird mit der Software *LS-DYNA* abgebildet. Es handelt sich um eine universelle multiphysikalische Simulationssoftware der Firma Livermore Software Technology Corporation (LSTC) zur nichtlinearen transienten FE-Analyse, welche die Methode der expliziten Zeitintegration verwendet. CAD-Modelle lassen sich direkt in den Pre-Processor von *LS-DYNA* importieren, ohne weitere Anpassungen. Nachdem ein CAD-Modell importiert wurde, kann das FEM-Modell aufgebaut werden. Neben der Generierung des Netzes beinhaltet dies auch die Definition von Lasten, Randbedingungen und Materialeigenschaften.

3.3.2 FEM-Vernetzungssoftware

Für die Netzgenerierung wird die FEM-Analysesoftware *HyperMesh* der Firma Altair eingesetzt. Im Gegensatz zum integrierten Vernetzungstool von *LS-DYNA*, lassen sich damit auch komplexere Volumenmodelle vernetzen, was auf die Anforderungen der vorliegenden Arbeit zutrifft.

3.4 Versuchsplanung und -durchführung

3.4.1 Grundlagenversuche Fluidisieranlage

Diese Versuche sollen signifikante Faktoren auf den Graphitmassenstrom am Werkzeugaustritt sowie das Prozessfenster der Fluidisieranlage bestimmen. Nur durch eine prozesssichere Graphitförderung lassen sich unterschiedliche Faktorstufen für die späteren Zerspanversuche einstellen. Als Zielgröße wird daher der durchschnittliche Graphitmassenstrom je Faktorstufenkombination betrachtet. Für die erste Versuchsreihe werden der Luftvolumenstrom, die Graphitpartikelform, das Antiagglomerat SiO₂ sowie die H₂O-Anreicherung als Faktoren mit entsprechenden Faktorstufen gemäß Tabelle 3-8 untersucht.

| Tabelle 3-8: Faktoren und Faktorstufen für | ir die erste Sprühversuchsreihe |
|--|---------------------------------|
|--|---------------------------------|

| Faktor | Einstellung | |
|---------------------------------|-----------------------|-------------|
| | | F |
| Luftvolumenstrom | 1,0 m ³ /h | 2,0 m³/h |
| Graphitpartikelform | plättchenförmig | kugelförmig |
| Antiagglomerat SiO ₂ | ohne | mit |
| H ₂ O-Anreicherung | ohne | mit |

Vor jedem Versuchsdurchlauf wird der Fluidisierbehälter mit 250 g Pulver befüllt. Das Antiagglomerat SiO₂ wird dabei zuvor in einem Massenverhältnis von 2 zu 100 mit dem Graphitpulver vermischt. Die H₂O-Anreicherung erfolgt jeweils mit 0,25 Litern Wasser im H₂O-Behälter. Pro Faktorstufenkombination wird der Graphitmassenstrom über die Messdauer von 1800 s aufgezeichnet. Aus der gemessenen Gewichtsabnahme wird nach Versuchsende der Graphitmassenstrom berechnet. Nach jedem Versuchsdurchlauf wird das Werkzeug sowie alle Pneumatikschläuche mit Druckluft gereinigt, um mögliche Graphitablagerungen zu entfernen. Neben einer randomisierten Versuchsreihenfolge wird jede Faktorstufenkombination drei Mal wiederholt, um evtl. Ausreißer detektieren zu können. Insgesamt ergeben sich daraus 48 Versuchsdurchläufe.

Aufbauend auf den Erkenntnissen der ersten Versuchsreihe finden weitere Sprühversuche statt, die das Prozessfenster der Fluidisieranlage bestimmen sollen. Ausgangspunkt ist diejenige Faktorstufenkombination aus der ersten Versuchsreihe, die hinsichtlich des Graphitmassenstroms ein Maximum erzielt hat.

Anschließend wird der Luftvolumenstrom schrittweise bis zum maximalen Betriebsbereich des eingesetzten Druckluftminderers von 4,4 m³/h erhöht. Darüber hinaus finden Referenzversuche ohne Druckluftminderer statt. Hierzu wird die aus der Leitung mit 6 bar entnommene Druckluft direkt in die Fluidisieranlage geleitet, was einem gemessenen Austrittsvolumenstrom am Bohrwerkzeug von 6,4 m³/h entspricht.

3.4.2 Streifenziehversuche an Stahl C 45

Das Ziel dieser Versuche ist es, den Reibungskoeffizienten zwischen Werkstück und Werkzeug als Eingangsgröße für die spätere FE-Modellbildung des Bohrprozesses zu bestimmen.

Die Ziehbacke besteht aus Vollhartmetall, das von der Zusammensetzung und der Oberflächenbeschaffenheit dem eingesetzten Bohrwerkzeug dieser Arbeit entspricht. Abbildung 3-10 zeigt die Messstellen zur Charakterisierung der Oberflächenbeschaffenheit der Ziehbacke und des Bohrwerkzeugs für Stahl.



Abbildung 3-10: Messstellen (rot-weiß gekennzeichnet) zur Oberflächencharakterisierung der Ziehbacke (oben) und des Bohrwerkzeugs zur Bearbeitung von C 45 (unten), jeweils Neuzustände

Die Ziehbacke verfügt über eine Reibfläche von 600 mm², die einen arithmetischen Mittenrauwert $R_a = 0,4 \,\mu$ m, identisch zur Spanfläche des Bohrwerkzeugs, aufweist. Die Abmessungen der aus Stahl C 45 bestehenden Ziehstreifen betragen (I x b x h) 350 mm x 50 mm x 8 mm. Pro Faktorstufenkombination wird jeweils ein Ziehstreifen verwendet. Die Reibfläche der Ziehstreifen wird nicht mechanisch vorbehandelt, da der Stahl aus derselben Charge stammt. Vor dem Versuch werden die Oberflächen der Ziehstreifen mit Ethanol gereinigt und bei Zimmertemperatur für 30 Minuten getrocknet. Alle Versuche finden bei einer konstanten Ziehgeschwindigkeit von 100 mm/s über den Ziehweg von 220 mm statt. Die Anpressdrücke werden zwischen fünf Stufen (1 MPa – 5 MPa) variiert. Da die Ziehbacke einem Verschleiß unterliegt, finden die Versuche in zufälliger Reihenfolge statt. Weiterhin wird jede Faktorstufenkombination drei Mal wiederholt. Insgesamt ergeben sich somit 30 Versuchsdurchläufe.

3.4.3 Untersuchungen zum Bohren von Stahl

Das Ziel dieser Untersuchungen ist es, den Schmiereffekt von Graphit beim Bohren von Stahl experimentell zu ermitteln. Weiterhin wird überprüft, wie sich eine H₂O-Druckluftanreicherung auf den Schmiereffekt des Graphits auswirkt.

Als Zielgröße der experimentellen Bohrversuche wird der Verschleiß an den Hauptschneiden der Bohrwerkzeuge betrachtet. Für die simulative Bestimmung des Schmiereffekts dienen die zuvor experimentell bestimmten Zerspankraftkomponenten als Vergleichsgrößen.

In der ersten Versuchsreihe beschränkt sich die Faktorenauswahl auf die Kühlschmiermethode, die H₂O-Anreicherung sowie den Luftvolumenstrom. Die Schnittgeschwindigkeit v_c sowie der Vorschub f bleiben konstant. In Tabelle 3-9 sind die genannten Faktoren mit entsprechenden Faktorstufen aufgeführt.

Tabelle 3-9: Faktoren und Faktorstufen für die erste Untersuchung beim Bohrenvon Stahl

| Faktor | Einstellung | |
|-------------------------------|-------------|-----------------------|
| | - | + |
| Kühlschmiermethode | Druckluft | Druckluft mit Graphit |
| H ₂ O-Anreicherung | ohne | mit |
| Luftvolumenstrom | 2,0 m³/h | 4,4 m³/h |
| Schnittgeschwindigkeit v_c | 90 m/min | 90 m/min |
| Vorschub f | 0,10 mm | 0,10 mm |

Der vollfaktorielle Versuchsplan besteht aus acht Faktorstufenkombinationen. Zusätzlich wird ein Referenzversuch "trocken" durchgeführt, um den Einfluss der Druckluft auf die Zielgrößen mitzubetrachten.

Für die Bestimmung des realen Reibungskoeffizienten beim Bohren mit Graphitschmierung wird in Kapitel 5.1.1 bis 5.1.3 zunächst eine 3D-FEM- Bohrsimulation aufgebaut und verifiziert. Darin wird der Reibungskoeffizient für die ungeschmierte Hartmetall-Stahl-Paarung aus den Streifenziehversuchen dieser Arbeit als Randbedingung berücksichtigt. Anschließend werden die Simulationsergebnisse zur Vorschubkraft F_Z und zum Bohrmoment M_Z experimentell verifiziert.

Parallel finden in Kapitel 6.1.3 weiterführende Bohrexperimente zur Bestimmung der Sättigungsschmiermenge von Graphit statt. Hierzu werden die Luftvolumenströme der druckluftbetriebenen Kühlschmiermethoden ohne und mit Graphit solange erhöht, bis die gemessenen Zerspankraftkomponenten nicht weiter abnehmen.

Die Differenz der Zerspankräfte mit und ohne Graphitschmierung können somit zum Nachweis des Schmiereffekts von Graphit dienen. Am Beispiel der Schnittkraft sind die möglichen Verläufe in Abhängigkeit vom Luftvolumenstrom schematisch dargestellt, woraus sich die Differenzschnittkraft ΔF_c bilden lässt, siehe Abbildung 3-11.



Abbildung 3-11: Schematischer Verlauf der Schnittkraft in Abhängigkeit des Luftvolumenstroms

Im nächsten Schritt werden in Kapitel 5.1.4 die Reibungskoeffizienten innerhalb der 3D-FEM-Bohrsimulation, ausgehend vom ungeschmierten Zustand, absteigend als Randbedingungen variiert. Die berechneten Zerspankräfte aus der Simulation berücksichtigen nur den Effekt des Graphits, nicht jedoch den der Druckluft. Daher müssen diese Werte unter Umständen mit einem Offset korrigiert werden, um einen Vergleich mit den experimentell gemessenen Zerspankraftkomponenten zuzulassen.

Abschließend werden in Kapitel 6.1.3 die aus dem Experiment bestimmten Grenzen des 95 %-Vertrauensintervalls für die Vorschub- bzw. Schnittkraft in die simulativ gewonnenen Korrelationsfunktionen der Zerspankräfte in Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten eingesetzt. Durch diesen iterativen Ansatz kann der Reibungskoeffizient für den Fall der Graphit-Vollschmierung beim Bohren von Stahl C 45 angenähert werden.

3.4.4 Untersuchungen zum Bohren von CFK

Aufbauend auf den Ergebnissen zum Bohren von Stahl wird das vorgestellte Trockenschmierverfahren für den Werkstoff CFK untersucht. Analog zur ersten Versuchsreihe beim Bohren von Stahl setzt sich die Auswahl der betrachteten Faktoren und Faktorstufen gemäß Tabelle 3-10 zusammen.

Tabelle 3-10: Faktoren und Faktorstufen für die erste Untersuchung beim Bohrenvon CFK

| Faktor | Einstellung | |
|-------------------------------|---------------|-----------------------|
| | - | + |
| Kühlschmiermethode | Druckluft | Druckluft mit Graphit |
| H ₂ O-Anreicherung | ohne bzw. mit | ohne bzw. mit |
| Luftvolumenstrom | 2,0 m³/h | 4,4 m³/h |
| Schnittgeschwindigkeit v_c | 150 m/min | 150 m/min |
| Vorschub f | 0,06 mm | 0,06 mm |

Die gewählte Faktorstufe der H₂O-Anreicherung orientiert sich daran, ob dieser Faktor bei der Stahlbearbeitung einen positiven Effekt auf die Zielgrößen bewirkt hat. Die Schnittgeschwindigkeit v_c sowie der Vorschub fbasieren auf den Empfehlungen des Bohrwerkzeugherstellers für die Trockenbearbeitung. Insgesamt beinhaltet der vollfaktorielle Versuchsplan vier Faktorstufenkombinationen, der um einen Referenzversuch "trocken" ergänzt wird.

4 Ergebnisse zur Untersuchung der Fluidisieranlage

Das Hauptziel dieses Kapitels ist es, reproduzierbare Einstellungen für den Betrieb der Fludisieranlage zu ermitteln, sodass diese für Zerspanversuche eingesetzt werden kann. Zunächst wird die Tauglichkeit des H₂O-Anreicherungssystems in Kapitel 4.1 untersucht. Anschließend werden die Ergebnisse der Sprühversuche in den Kapiteln 4.2 bis 4.4 beschrieben.

4.1 Einfluss des Luftvolumenstroms auf die relative Luftfeuchtigkeit

Damit der in Kapitel 3.1.4 gezeigte Versuchsaufbau in Kombination mit der Fluidisieranlage betrieben werden kann, muss zunächst seine Tauglichkeit nachgewiesen werden. Hierzu wird die relative Luftfeuchtigkeit in Abhängigkeit des Luftvolumenstroms mit und ohne H₂O-Anreicherung gemessen. Die Mittelwerte der relativen Luftfeuchtigkeit sind in Abbildung 4-1 dargestellt.



Abbildung 4-1: Relative Luftfeuchtigkeit in Abhängigkeit des Luftvolumenstroms mit und ohne H₂O-Anreicherung

Die mittlere relative Luftfeuchtigkeit reiner Leitungsdruckluft nimmt, unabhängig vom Luftvolumenstrom, Werte zwischen 9 % und 10 % an. Mit H₂O-Anreichung wird die Luftfeuchtigkeit signifikant im Vergleich zur reinen Leitungsdruckluft erhöht, was anhand der deutlich höheren Stufenmittelwerte und fehlenden Überlappung der 95 %-Vertrauensintervalle erkennbar ist. Je geringer der Luftvolumenstrom, desto höher ist die relative Luftfeuchtigkeit. Der Grund hierfür liegt in der geringeren Strömungsgeschwindigkeit der Luft, wodurch die erzeugten Luftblasen mehr Zeit für die H₂O-Absorption haben als bei höheren Strömungsgeschwindigkeiten. In Abhängigkeit vom Luftvolumenstrom werden daher relative Luftfeuchtigkeitswerte zwischen 61 % und 93 % erreicht. Damit ist die Tauglichkeit des Versuchsaufbaus aus Kapitel 3.1.4 nachgewiesen.

4.2 Sprühversuche zum Graphitmassenstrom

Der folgende Abschnitt beschreibt die Sprühversuche an der aufgebauten Fludisieranlage. Das Ziel dieser Versuche ist es, reproduzierbare Einstellungen für die Förderung des Graphitpulvers zu bestimmen. Als Zielgröße wird der durchschnittliche Graphitmassenstrom am Werkzeugaustritt betrachtet.

Je höher die Linearität der Graphitmassenverläufe, desto prozesssicherer ist die gewählte Einstellung für die späteren Zerspanversuche. Ein weiteres Kriterium für die Prozesssicherheit ist die Streubreite der Einzelversuche, welche für die statistische Auswertung in Kapitel 4.3 näher betrachtet wird.

4.2.1 Einfluss der Graphitpulverform

Zur Bestimmung eines geeigneten Graphitpulvers für die Fluidisieranlage werden ein plättchenförmiges (p) und ein kugelförmiges (k) Graphitpulver untersucht. Diese werden anhand der resultierenden Massenströme am Werkzeugaustritt gegenübergestellt. Für den Luftvolumenstrom von 2,0 m³/h zeigt Abbildung 4-2 die Verläufe der gemessenen Graphitmassen.



Abbildung 4-2: Graphitmassenverläufe bei Variation der Graphitpartikelform bei einem Luftvolumenstrom von 2,0 m³/h

Der Graphitausstoß in Abhängigkeit von der Zeit ist sowohl für die Einzelversuche als auch für die gemittelten Werte dargestellt. Für die Berechnung der Mittelwerte werden stets drei Messpunkte der Einzelversuche pro Sekunde verwendet. Die Variation der Graphitpulverform zeigt einen großen Einfluss auf den resultierenden Graphitmassenstrom. Das kugelförmige (k) Graphit führt zu deutlich höheren Massenströmen im Vergleich zum plättchenförmigen (p). Dies liegt vermutlich an der aerodynamischen Form der Partikel. Beide Graphitsorten zeigen eine annähernd lineare Massenzunahme. Als Schmiermedium für die Fluidisieranlage eignet sich das kugelförmige Graphit besser, da beim untersuchten Luftvolumenstrom von 2,0 m³/h ein etwa 6-fach höherer Massenstrom resultiert. So liegt der gemittelte Massenstrom beim kugelförmigen Graphit bei 22,6 g/h.

4.2.2 Einfluss des Luftvolumenstroms

Im Folgenden wird der Einfluss des Luftvolumenstroms auf den Graphitmassenstrom am Werkzeugaustritt untersucht. Als Ziel wird ein maximaler Graphitmassenstrom bei möglichst geringem Luftvolumenstrom angestrebt, sodass der Druckluftverbrauch aus Effizienzgründen gering bleibt.

Plättchenförmiges (p) Graphit

In Abbildung 4-3 sind die Massenverläufe für das plättchenförmige (p) Graphit dargestellt.



Abbildung 4-3: Graphitmassenverläufe bei Variation des Luftvolumenstroms mit plättchenförmigem (p) Graphit

Bei niedrigem Luftvolumenstrom (1,0 m³/h) treten deutlich stärkere Massenschwankungen im Vergleich zu hohem Luftvolumenstrom (2,0 m³/h) auf. Dies erkennt man sowohl am breiteren Streubereich als auch an den häufigeren Ausschlägen der Einzelversuche, den sogenannten Pulverspuckern. Der Begriff "Pulverspucker" stammt aus der Pulverlackapplikation und bezeichnet plötzlich erhöhte Ausstoßmengen an Lackpartikeln, die zu lokalen Lacküberschüssen auf zu beschichtenden Oberflächen führen können. Pulverspucker entstehen durch zeitlich abgelagerte Pulveragglomerate im Förderschlauch, die sich plötzlich lösen. (**Pulli 2006**, S. 95)

Bezogen auf die vorliegende Trockenschmieranlage verläuft die Graphitförderung dadurch inhomogen und verliert an Prozessstabilität. Gleichzeitig steigt die Gefahr, dass die Kühlkanalbohrungen des Werkzeugs infolge des plötzlichen Massenstromanstiegs zugesetzt werden. Für den untersuchten Betrachtungsraum gilt: Je höher der Luftvolumenstrom, desto unwahrscheinlicher treten Pulverspucker auf. Der Graphitausstoß pro Zeit liegt bei hohem Luftvolumenstrom im Mittel um ca. 80 % oberhalb des geringen Luftvolumenstroms. Die prozesssichere Förderung des p-Graphit wird daher erst ab einem Luftvolumenstrom von 2,0 m³/h erreicht, es stellt sich ein Massenstrom von 3,5 g/h ein.

Kugelförmiges (k) Graphit

Analog zur Betrachtung des plättchenförmigen (p) Graphits sind die Graphitmassenverläufe für das kugelförmige (k) Graphit dargestellt, wie in Abbildung 4-4 zu sehen.



Abbildung 4-4: Graphitmassenverläufe bei Variation des Luftvolumenstroms mit kugelförmigem (k) Graphit

Die Variation des Luftvolumenstroms wirkt sich deutlich auf den Massenstrom des kugelförmigen (k) Graphits aus. Während bei einem Luftvolumenstrom von 2,0 m³/h ein annähernd linearer Graphitmassenverlauf entsteht, zeigt sich bei einem Luftvolumenstrom von 1,0 m³/h kein Massenzuwachs. Dies kann einerseits daran liegen, dass die gegenseitige Haftung der kugelförmigen Partikel vor der Fluidisierung stärker als bei den plättchenförmigen ist. Andererseits kann der Grund hierfür in der mittleren Teilchengröße D₅₀ (μ m) des k-Graphits liegen, die mit 22 μ m um etwa 7 μ m oberhalb des p-Graphits liegt. Je größer und daher schwerer die Partikel sind, desto mehr Energie benötigen sie für Ihre Fluidisierung.

Sowohl das p- als auch das k-Graphit lassen sich erst ab dem Luftvolumenstrom von 2,0 m³/h prozesssicher fördern. Daher werden die nachfolgenden Ergebnisse für den Luftvolumenstrom von 2,0 m³/h betrachtet.
4.2.3 Einfluss des Antiagglomerats Siliziumdioxid (SiO₂)

Nachfolgend wird untersucht, welchen Einfluss die Zugabe von 2 Gew.-% SiO₂ zum Graphitpulver auf den Massenstrom am Werkzeugaustritt ausübt. Zwar stellt SiO₂ einen Fremdstoff im Graphitpulver dar, er kann jedoch zu einer prozesssicheren und/oder höheren Graphitförderung führen.

Plättchenförmiges (p) Graphit

Der Einfluss des Antiagglomerats SiO₂ auf die Massenströme des plättchenförmigen (p) Graphits sind in Abbildung 4-5 dargestellt.





Die Zugabe von 2 Gew.-% SiO₂ zum plättchenförmigen (p) Graphit beeinflusst den resultierenden Massenstrom. So werden mit dem Antiagglomerat im Mittel knapp 30 % mehr Graphit gefördert als ohne. Gleichzeitig nimmt die Streubreite der Einzelsuche mit SiO₂ etwas ab, was auf eine stabilere Graphitförderung hindeutet. Das SiO₂ hat vermutlich einen antiagglomerierenden Effekt auf das Graphitpulver bewirkt. Abbildung 4-6 zeigt REM-Aufnahmen der im Massenverhältnis 2 : 100 zusammengesetzten p-Graphit/ SiO₂-Mischung.



Abbildung 4-6: REM-Aufnahmen der p-Graphit-SiO₂-Mischung; Massenverhältnis 2 : 100

Abbildung 4-6 zeigt, dass sich das SiO₂ nur geringfügig um die Graphitpartikel legt. Der Großteil des SiO₂ hat sich zu separaten Agglomeraten angesammelt, anstatt sich gleichmäßig auf die Graphitpartikel zu verteilen. Trotz einer relativ rauen Oberfläche der plättchenförmigen Graphitpartikel, konnten nur vereinzelt SiO₂-Partikel daran haften. Trotz der leicht höheren und prozesssicheren Massenverläufe mit SiO₂ bleibt die Ausstoßmenge pro Zeit verhältnismäßig gering. Die Verwendung zeigt keine Vorteile. Für die Untersuchungen in Kapitel 5 und Kapitel 6 wird daher kein SiO₂ eingesetzt.

Kugelförmiges (k) Graphit

Abbildung 4-7 zeigt den Einfluss des Antiagglomerats SiO₂ auf die Massenströme des kugelförmigen (k) Graphits.



Abbildung 4-7: Graphitmassenverläufe mit und ohne Antiagglomerat bei kugelförmigem (k) Graphit

Bei kugelförmigem (k) Graphit wirkt sich das beigemischte SiO₂ stärker auf die Massenströme aus als beim plättchenförmigen (p). Mit Antiagglomerat beträgt der mittlere Massenstrom 9,85 g/h und liegt damit deutlich unterhalb des reinen Graphitpulvers mit 22,56 g/h. Die Streubreite der Einzelversuche hat sich durch die Zugabe des SiO₂ leicht reduziert. Die Gründe für den negativen Effekt des SiO₂ auf den Massenstrom des kugelförmigen (k) Graphits werden anhand von REM-Aufnahmen sichtbar, siehe Abbildung 4-8.



Abbildung 4-8: REM-Aufnahmen der k-Graphit-SiO₂-Mischung; Massenverhältnis 2 : 100

Im Gegensatz zur Graphit-SiO₂-Mischung in Abbildung 4-6 können keine separat vorliegenden SiO₂-Agglomerate beobachtet werden. Auf den Bildern ist zu erkennen, dass sich das SiO₂ sehr gleichmäßig auf der Oberfläche der Graphitpartikel verteilt und anhaftet. Die geringeren Graphitmassenströme mit SiO₂ in Abbildung 4-7 werden daher mit der gestiegenen Masse der Gesamt-partikel (Graphit + SiO₂) begründet.

Zusammenfassend zeigen die Untersuchungen, dass sich das Antiagglomerat SiO₂ nur geringfügig positiv (bei p-Graphit) bzw. stark negativ (bei k-Graphit) auf die Massenströme auswirkt. Daher wird der Einsatz des Antiagglomerats für die weiteren Untersuchungen ausgeschlossen.

4.2.4 Einfluss der H₂O-Druckluftanreicherung

Als Bedingung, dass die H₂O-Druckluftanreicherung für die späteren Zerspanversuche eingesetzt wird, darf diese keinen signifikanten Effekt auf den Graphitmassenstrom haben. Nur so lässt sich prüfen, ob die H₂O-Anreicherung den Schmiereffekt von Graphit beeinflusst. Die Tauglichkeit des in Kapitel 3.1.4 gezeigten Versuchsaufbaus zur H₂O-Druckluftanreicherung wurde bereits in Kapitel 4.1 nachwiesen, sodass dieser an die Fluidisieranlage angebunden werden kann. Im Folgenden wird der Einfluss der H₂O-Druckluftanreicherung auf den resultierenden Graphitmassenstrom am Werkzeugaustritt untersucht.

Plättchenförmiges (p) Graphit

Die Messwerte in Abbildung 4-9 zeigen den Einfluss der H₂O-Anreicherung des plättchenförmigen (p-) Graphits auf den Massenstrom.



Abbildung 4-9: Graphitmassenverläufe mit und ohne H₂O-Anreicherung bei plättchenförmigem (p) Graphit

Die mittlere Ausstoßmenge pro Zeit hat sich durch die H₂O-Anreicherung um ca. 20 % von 3,53 g/h auf 2,84 g/h reduziert. Ein Grund hierfür könnte eine leichte Agglomeratbildung infolge der höheren Luftfeuchtigkeit sein. Auffällig ist die größere Streubreite der H₂O-angereicherten Massenströme. Diese kommt maßgeblich durch einen Einzelversuch zustande, der innerhalb der ersten 100 Sekunden deutlich höhere Graphitmassen ausstößt als die beiden anderen Einzelversuche mit H₂O. Da sich die Streubereiche der Verläufe mit und ohne H₂O-Anreicherung überdecken, kann nicht eindeutig bestimmt werden, ob der Effekt der H₂O-Anreicherung in Kapitel 4.3 geprüft. Grundsätzlich lässt sich folgern, dass mit H₂O-Anreichung vergleichbar hohe Graphitmassen gefördert werden können wie ohne.

Kugelförmiges (k) Graphit

In Abbildung 4-10 sind die Massenverläufe des kugelförmigen (k) Graphits mit und ohne H₂O-Anreicherung dargestellt.



Abbildung 4-10: Graphitmassenverläufe mit und ohne H₂O-Anreicherung bei kugelförmigem (k) Graphit

Die Graphitmassenverläufe mit und ohne H₂O-Anreicherung zeigen einen annähernd identischen Verlauf, was an der starken Überdeckung der Streubereiche und ähnlichen Steigung der Mittelwertkurven zu erkennen ist. In Kombination mit dem k-Graphit zeigt die H₂O-Anreicherung eine hohe Prozesssicherheit. Aus dem Diagramm kann kein signifikanter Effekt der H₂O-Anreicherung auf den Graphitmassenstrom erkannt werden. Um diese Annahme zu prüfen, werden die Effekte beider Kühlschmiermethoden in Kapitel 4.3 auf ihre statistische Signifikanz überprüft.

4.3 Statistische Auswertung der Sprühversuche

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Sprühversuche aus Kapitel 4.2 statistisch ausgewertet. Hierzu wird ein Signifikanztest auf die vorliegenden Messdaten angewandt, der die Ergebnisse quantitativ absichern soll. Anschließend wird die Auswirkung der höchsten signifikanten Wechselwirkung auf den Graphitmassenstrom näher betrachtet.

4.3.1 Signifikanztest

Dieser Test basiert auf dem Vergleich der Vertrauensbereiche für die Effekte der vorliegenden Arbeit. Da die Messdaten aus Kapitel 4.2 die in Kapitel 2.6.3 beschriebenen Voraussetzungen zur Berechnung der Vertrauensbereiche erfüllen, darf der nachfolgende Signifikanztest angewendet werden. In Abbildung 4-11 sind die Effekte im Vergleich zum 95 %-, 99 %-, und 99,9 %-Vertrauensbereich dargestellt.



Abbildung 4-11: Graphische Darstellung des Signifikanztests

Die H₂O-Druckluftanreicherung (D) zeigt einen indifferenten Einfluss auf den Graphitmassenstrom am Werkzeugaustritt und darf somit für die späteren Zerspanversuche mit der Fludisieranlage eingesetzt werden. Die Haupt-

effekte der Graphitpulverform (A), des Luftvolumenstroms (B) und des Antiagglomerats (C) zeigen hingegen eine statistische Signifikanz. Gleichzeitig stellt sich zwischen ihnen auch die höchste signifikante Wechselwirkung (ABC) der Untersuchung ein, deren Auswirkung nachfolgend erläutert wird.

4.3.2 Auswirkung der höchsten signifikanten Wechselwirkung

In Abbildung 4-12 ist die höchste signifikante Wechselwirkung dieser Untersuchung dargestellt.



Abbildung 4-12: Graphische Darstellung der signifikanten 3-Faktor-Wechselwirkung auf die Zielgröße Graphitmassenstrom in g/h; Faktor "H₂O-Anreicherung" auf gemittelter Stufe berücksichtigt

Ein maximaler Graphitmassenstrom wird nur durch die Kombination von kugelförmigem Graphitpulver (A+), hohem Luftvolumenstrom (B+) und ohne Antiagglomerat (C-) erzielt. Nimmt einer der drei Faktoren eine andere Faktorstufe an, wirkt sich dies signifikant negativ auf den Graphitmassenstrom aus. Diese Ergebnisse dienen als Ausgangsbasis für die Ermittlung des Prozessfensters in Kapitel 4.4.

4.4 Ermittlung des Prozessfensters der Fluidisieranlage

In Kapitel 4.3.2. wurde nachgewiesen, dass sich ein maximaler Graphitmassenstrom nur durch die Kombination von kugelförmigem Graphitpulver, einem Luftvolumenstrom von 2,0 m³/h und einem Verzicht auf das Antiagglomerat SiO₂ einstellt. Ausgehend davon sollen die resultierenden Graphitmassenströme der Fluidisieranlage bis zum maximalen Betriebsbereich des Durchflussreglers von 4,4 m³/h sowie als Referenz bei einem maximal möglichen Eingangsdruck von 6 bar (\triangleq 6,4 m³/h) ohne Durchflussregler untersucht werden. Abbildung 4-13 zeigt den mittleren Graphitmassenstrom in Abhängigkeit des Luftvolumenstroms, mit und ohne H₂O-Anreicherung.





Mit steigendem Luftvolumenstrom nimmt der mittlere Graphitmassenstrom annähernd linear zu, unabhängig von der H₂O-Anreicherung der Druckluft.

Bei Einsatz des Durchflussreglers wird der maximale Graphitausstoß beim höchst möglichen Luftvolumenstrom von 4,4 m³/h erzielt. Die Steigerung des Luftvolumenstroms auf 6,4 m³/h bewirkt eine weitere Zunahme des Graphitmassenstroms um ca. 27 %.

Bei der H₂O-angereicherten Druckluft kann eine vermehrte Feuchtigkeitsaufnahme des im Graphitbehälter befindlichen Graphitpulvers nicht ausgeschlossen werden. Zwar nimmt mit steigendem Luftvolumenstrom die relative Luftfeuchtigkeit ab, jedoch führt ein größerer Luftdurchsatz auch zu höheren Dampfmassenströmen. Um diesen Zusammenhang näher zu betrachten, werden die bei den Luftvolumenströmen 2,0 m³/h; 4,4 m³/h und 6,4 m³/h resultierenden Dampfmassenströme nachfolgend berechnet. Die maximale Wassermenge, die ein bestimmtes Luftvolumen enthalten kann, ist temperaturabhängig. (**Bierbaum 2004**, S. 72–74) Zunächst wird der temperaturabhängige Sättigungsdampfdruck p_s und die Gaskonstante von Wasserdampf R_D aus entsprechenden Tabellenwerken entnommen: (**Böckh et al. 2015**, S. 503–505)

$$p_s(t = 20^{\circ}C/293,15 \text{ K}) = 2339,0\frac{N}{m^2}; R_D = 461,53\frac{Nm}{kg \cdot K}$$

Mit dem Gesetz der idealen Gasgleichung und dem Partialdruck p_D des Wasserdampfes, lässt sich die absolute Wasserdampfmasse m_D innerhalb eines Luftvolumens berechnen: (**Böckh et al. 2015**, S. 414–416)

$$m_D = \frac{p_D \cdot V_L}{R_D \cdot T_L} \tag{4.1}$$

$$p_D = \phi \cdot p_s \tag{4.2}$$

mit

 V_L = Luftvolumen in m³ T_L = Lufttemperatur in K ϕ = relative Luftfeuchtigkeit (0 ≤ ϕ ≤ 1) Anschließend wird die absolute Wasserdampfmasse m_D aus Gleichung (4.1) auf die spezifische Wasserdampfmasse m_D^* (Wassermasse pro Luftvolumeneinheit) umgerechnet:

$$m_D^* = \frac{m_D}{V_L} \tag{4.3}$$

Der Dampfmassenstrom \dot{m}_D ergibt sich aus der Multiplikation der in Gleichung (4.3) ermittelten Wassermenge pro Volumeneinheit m_D^* mit dem Volumenstrom \dot{V}_L :

$$\dot{m}_D = m_D^* \cdot \dot{V}_L \tag{4.4}$$

In Tabelle 4-1 sind die Dampfmassenströme \dot{m}_D in Abhängigkeit des Luftvolumenstroms und der relativen Luftfeuchtigkeit aufgeführt.

Tabelle 4-1: Dampfmassenstrom in Abhängigkeit des Luftvolumenstroms und der relativen Luftfeuchtigkeit

| Luftvolumenstrom (m ³ /h) | 2,0 | 4,4 | 6,4 |
|--------------------------------------|------------------------|------|------|
| Relative Luftfeuchtigkeit (%) | Dampfmassenstrom (g/h) | | |
| 10* | 3,5 | 7,6 | 11,0 |
| 61 | | - | 67,5 |
| 64 | - | 48,7 | - |
| 73 | 25,2 | - | - |
| Differenz Dampfmassenstrom (g/h) | 21,7 | 41,1 | 56,5 |
| Differenz Dampfmassenstrom (%) | 620 | 540 | 514 |

* entspricht gemessener Leitungsdruckluft ohne H₂O-Anreicherung

Die durchschnittliche Abweichung der Dampfmassenströme mit H₂O-Anreicherung liegt um den Faktor 5,58 oberhalb der durchschnittlichen Dampfmassenströme bei reiner Leitungsdruckluft. Gleichzeitig liegt die durchschnittliche Abweichung der Graphitmassenströme mit H₂O-Anreicherung nur um den Faktor 1,07 oberhalb der bei reiner Leitungsdruckluft (vgl. Abbildung 4-13). Daher wird davon ausgegangen, dass die mit H₂O-Anreichung erhöhten Dampfmassenströme nahezu vollständig durch das System transportiert werden. Eine vermehrte Feuchtigkeitsaufnahme des im Fluidisierbehälter befindlichen Graphitpulvers kann daher ausgeschlossen werden.

5 Simulation des Bohrprozesses

5.1 FE-Modellierung des Bohrprozesses

Die in der vorliegenden Arbeit aufgebaute 3D-FEM-Bohrsimulation soll – in Kombination mit experimentellen Bohrversuchen – dazu dienen, den realen Reibungskoeffizienten zwischen Bohrerschneide und Werkstoff mit Einsatz eines Kühlschmiermittels zu bestimmen. Eine 3D- anstatt einer orthogonalen 2D-FEM-Simulation wird aus den in Kapitel 2.1.4 erläuterten Gründen aufgebaut.

5.1.1 Modellaufbau

Zu Beginn des Modellaufbaus werden die benötigten CAD-Geometrien generiert. Das zylinderförmige Werkstück wird direkt im CAD-Modeler von *LS-DYNA* aufgebaut, während die komplexe Bohrergeometrie als vom Hersteller erhaltener STEP-file in die Simulationssoftware importiert wird. Damit die Zerspankräfte zwischen Werkzeug und Werkstück berechnet werden können, müssen diese zunächst vernetzt werden. Je kleiner die Netzelemente gewählt werden, desto genauer wird die CAD-Geometrie der Objekte abgebildet. Mit steigender Elementanzahl steigt jedoch der Rechenaufwand und die daraus resultierenden Rechenzeiten. Daher werden die Simulationsobjekte so vernetzt, dass diese in Bereichen hoher Verformungen höher verdichtet werden, als in den Bereichen geringer Verformungen. Im Folgenden werden die Eigenschaften beider Simulationsobjekte näher beschrieben.

Werkstück

Damit das zu vernetzende Volumen möglichst gering bleibt, handelt es sich bei der Werkstückgeometrie um einen Ausschnitt des realen Plattenbauteils. Die Werkstückdicke entspricht der realen Plattendicke von 8,0 mm, wodurch eine komplette Durchgangsbohrung abgebildet werden kann. Unter Berücksichtigung des Bohrerdurchmessers von 8,0 mm ergibt sich die Werkstückgeometrie und -vernetzung gemäß Abbildung 5-1.



Abbildung 5-1: Geometrie und Netzstruktur des Werkstücks, Draufsicht (links) und Schnittdarstellung (rechts)

Für die Vernetzung wird das zylindrische Werkstück in zwei Teilstücke gegliedert, wobei das Innenstück dem 1,25-fachen und das Außenstück dem 1,875-fachen des Bohrerdurchmessers entspricht. Das tetragonale Netz des Innenstücks besitzt eine durchschnittliche Elementgröße von 0,2 mm. Im Außenbereich verfügt das tetragonale Netz über eine durchschnittliche Elementgröße von 0,75 mm. An der Grenzfläche der Teilstücke werden die anliegenden Knoten miteinander verschmolzen.

Das Werkstoffverhalten wird nach dem Materialmodell von *Johnson* und *Cook* beschrieben. Dieses wird dann verwendet, wenn die Verformungsgeschwindigkeit stark schwankt und das Material mit steigender Temperatur erweicht. (**Livermore 2016**, S. 2–127) *Johnson* und *Cook* (**Johnson et al. 1983**, S. 541–547) beschreiben die Vergleichsspannung σ_y des Materials wie folgt:

$$\sigma_y = (A + B\varepsilon^n)(1 + Cln\dot{\epsilon^*})(1 - T^{*m})$$
(5.1)

mit

A, B, C, n und m = materialspezifische Konstanten (A = Fließspannung;

B = Kaltverfestigungsmodul; n = Kaltverfestigungsexponent;

C = Dehnungsrate; m = thermischer Erweichungsexponent)

 ε = plastische Vergleichsdehnung

 $\dot{\varepsilon^*}$ = plastische Verformungsgeschwindigkeit

$$T^* = \text{homologe Temperatur} = \frac{T - T_r}{T_m - T_r}$$

T = Absoluttemperatur; $T_r =$ Raumtemperatur; $T_m =$ Schmelztemperatur

Im JC-Modell werden die Kaltverfestigung, Dehnungsgeschwindigkeit und die thermische Erweichung des Materials als Multiplikatoren in einer Gleichung verknüpft. Kopplungseffekte zwischen den Faktoren werden dabei nicht berücksichtigt. Die Vergleichsbruchdehnung ε_{JC}^{f} des JC-Materialmodells wird folgendermaßen beschrieben (**Johnson et al. 1985**, S. 31–48):

$$\varepsilon_{JC}^{f} = (D_1 + D_2 \exp D_3 \sigma^*)(1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 + D_5 T^*)$$
(5.2)
mit

 $D_1, ..., D_5$ = materialspezifische Konstanten,

 σ^* = Druck im Verhältnis zur Vergleichsspannung = $\frac{p}{\sigma}$

 $\dot{\varepsilon^*}$ = plastische Verformungsgeschwindigkeit

Der lokale Werkstoffschaden wird mit Hilfe des Schadensparameters *D* aufsummiert, welcher wie folgt berechnet wird:

$$D = \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon_{JC}^{f}} \tag{5.3}$$

mit $\Delta \varepsilon$ = inkrementelle Dehnung

Das Bruchkriterium tritt ein, sobald der Schadensparameter *D* den Wert 1 erreicht. (**Livermore 2016**, S. 2–131) In Tabelle 5-1 sind die Werkstoffkennwerte des in der vorliegenden Arbeit verwendeten Stahl C 45 aufgeführt.

| Eigenschaft | Wert | Einheit |
|------------------------------|---------|---------|
| Zugfestigkeit R _m | 630–780 | N/mm² |
| Streckgrenze $R_{p0,2}$ | ca. 370 | N/mm² |
| Bruchdehnung A | ca. 45 | % |

Tabelle 5-1: Mechanische Eigenschaften des verwendeten Stahls C 45

Da aus Tabelle 5-1 keine Material- und Schadenskonstanten für die Beschreibung von Stahl C 45 nach *Johnson Cook* abgeleitet werden können, werden diese aus einer Literaturanalyse bestimmt. Die in der Literatur auffindbaren Konstanten für das Material- und Schadensmodell von Stahl C 45 sind in Tabelle 5-2 und Tabelle 5-3 aufgeführt.

Tabelle 5-2: Johnson Cook - Materialkonstanten für Stahl C 45

| Quelle | A | B | n | С | т |
|--|----------|----------|-------|-------|-------|
| | (IN/MM²) | (IN/MM²) | 0.001 | | |
| (Jaspers et al. 2002 , S. 327) | 553,1 | 600,8 | 0,234 | 0,013 | 1,000 |
| (Bořkovec 2008 , S. 6) | 375 | 552 | 0,457 | 0,02 | 1,400 |
| (Duan et al. 2011 , S. 29) | 553 | 600 | 0,234 | 0,013 | 1,000 |
| (Abouridouane et al. 2012, S. 72) | 546 | 487 | 0,25 | 0,015 | 1,220 |
| (Abed et al. 2017, S. 5) | 230 | 1260 | 0,43 | 0,03 | 0,900 |

Tabelle 5-3: Johnson Cook - Schadenskonstanten für Stahl C 45

| Quelle | <i>D</i> ₁ | <i>D</i> ₂ | <i>D</i> ₃ | <i>D</i> ₄ | D_5 |
|---|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-------------------------------------|
| (Rohr et al. 2004 , S. 143–148) | 0,48 | 5,00 | -3,70 | 0 | 0 (T <= 623 K) & 5,5 (T > 623 K) |
| (Bořkovec 2008 , S. 10) | 0,25 | 4,38 | -2,68 | - | - |
| (Vaziri et al. 2010, S. 1294) | 0,05 | 4,22 | -2,73 | 0,0018 | 0,55 |
| (Duan et al. 2011 , S. 29) | 0,06 | 3,31 | -1,96 | 0,0018 | 0,58 |

Für die vorliegende Arbeit werden die in Tabelle 5-2 und Tabelle 5-3 verifizierten Material- und Schadenskonstanten jeweils gemittelt. Der Schadensparameter D_5 nach *Rohr* wird dabei nicht berücksichtigt, da eine absolute Werkstofftemperatur während des Bohrprozesses dieser Arbeit nicht bekannt ist.

<u>Werkzeug</u>

Für die simulative Abbildung wird das gesamte CAD-Modell mit durchschnittlich 0,2 mm großen tetraedischen Elementen vernetzt. Abbildung 5-2 zeigt das vernetzte CAD-Modell des Bohrwerkzeugs.



Abbildung 5-2: Vernetztes CAD-Modell des Bohrwerkzeugs

Im Gegensatz zum Werkstück führt eine höhere Elementanzahl nicht zu höheren Rechenzeiten, da das Bohrwerkzeug ein anderes Werkstoffverhalten innerhalb der Simulationssoftware zugewiesen bekommt. Das Bohrwerkzeug wird als starrer Körper definiert. Dies liegt einerseits darin begründet, dass das Hartmetall des Bohrers eine deutlich höhere Steifigkeit (E-Modul) im Vergleich zum Werkstück aufweist. Anderseits wird das Verschleißverhalten des Bohrwerkzeugs simulativ nicht betrachtet, da der Fokus dieser Arbeit auf den resultierenden Zerspankräften im Neuzustand des Werkzeugs liegt. Der Hauptvorteil dieses Werkstoffverhaltens ist eine deutlich reduzierte Rechenzeit im Vergleich zu anderen Materialmodellen. Da das Werkstoffvolumen immer gleich bleibt, müssen keine Materialgleichungen während der Simulation berechnet werden. In Tabelle 5-4 sind die für das Materialmodell relevanten Werkstoffkennwerte des eingesetzten Hartmetallbohrers enthalten.

| Eigenschaft | Wert | Einheit |
|----------------------|-------|---------|
| Elastizitätsmodul | 580 | GPa |
| Querkontraktionszahl | 0,22 | - |
| Dichte | 14,45 | g/cm³ |

Tabelle 5-4: Werkstoffkennwerte des verwendeten Hartmetalls

5.1.2 Ergebnisse der tribologischen Modellversuche

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Streifenziehversuche aufgezeigt. Das Ziel dieser Modellversuche ist es, den Gleitreibungskoeffizienten zwischen Werkstück und Werkzeug ohne Graphitschmierung zu ermitteln. Der Festkörper-Gleitreibungskoeffizient der ungeschmierten Stahl-Hartmetallpaarung wird als Eingangsgröße für die FEM-Bohrsimulation verwendet. Die Auswertung des Gleitreibungskoeffizienten wird anhand eines exemplarischen Reibungs-Zeit-Diagramms dieser Versuchsreihe beschrieben, siehe Abbildung 5-3.



Abbildung 5-3: Reibungs-Zeit-Diagramm bei Gleitreibung für die Werkstückpaarung Stahl-Hartmetall

Die Reibungs-Zeit-Diagramme dieser Arbeit entsprechen den Beobachtungen von Czichos für typische Festkörper-Paarungen. So lässt sich die Gleitreibung als Funktion der Beanspruchungszeit in vier Phasen einteilen. Der Startwert des Reibungskoeffizienten ist hauptsächlich von der Scherfestigkeit und Verunreinigungen der Oberflächen abhängig und daher annähernd materialunabhängig. Mit zunehmender Dauer des Streifenziehversuchs steigt der Reibungskoeffizient durch eine zunehmende Grenzflächenadhäsion bis zu seinem maximalen Wert in der zweiten Phase an. In der dritten Phase nimmt der Reibungskoeffizient in der Regel wieder ab, was an einem Rückgang von Furchungsprozessen zwischen den Grenzflächen liegt. In der letzten Phase IV stellt sich meist ein Gleichgewichtszustand im Kontaktbereich der Tribopartner ein, was zu einem nahezu konstanten Reibungskoeffizienten führt. (Czichos et al. 2015, S. 273) Für die Auswertung der Einzelversuche wird daher der Zeitbereich aus Phase IV betrachtet, da dieser den Gleichgewichtszustand des Tribosystems mit höchster Näherung darstellt. Der ermittelte Zeitbereich dieser Versuche wird von 1,3 s – 2,2 s festgelegt. Abbildung 5-4 zeigt die beim Streifenziehversuch gemessenen Werte des mittleren Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit des Anpressdrucks für die Stahl-Hartmetall-Paarung.





Abbildung 5-4 ist zu entnehmen, dass die Mittelwerte aller betrachteten Faktorstufenkombinationen auf einem ähnlichen Niveau liegen. Die Standardabweichungen, als Maß für die Streuung der Messwerte, überlappen sich über alle fünf untersuchten Anpressdrücke, sodass kein signifikanter Einfluss des Anpressdrucks auf den mittleren Reibungskoeffizienten im untersuchten Rahmen erkannt wird. Über die gesamte Versuchsreihe gemittelt, nimmt der Reibungskoeffizient einen Wert von $\mu = 0,28$ an. Daher

wird für die Zerspansimulationen in Kapitel 5.1.3 ein Reibungskoeffizient von $\mu = 0,28$ als Startwert angenommen.

5.1.3 Ergebnisse und Verifikation der FEM-Simulation

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Bohrsimulation hinsichtlich der berechneten Vorschubkräfte und Bohrmomente analysiert. Die Verifikation des Simulationsmodells erfolgt durch den Vergleich mit messtechnisch erfassten Zerspankraftkomponenten während realer Bohrversuche. Für die Bestimmung des realen Reibungskoeffizienten in Kapitel 6.1.3 werden die An- und Durchbohrphase nicht berücksichtigt, da sich die Bohrerhauptschneiden dabei nicht im Volleingriff befinden. Folglich bezieht sich der Vergleich zwischen dem simulativen und experimentellen Ergebnis dieses Kapitels auf die Vorschub- und Bohrmomentverläufe während der Vollbohrphase. Abbildung 5-5 zeigt die einzelnen Phasen einer Durchgangsbohrung.



Abbildung 5-5: Einteilung einer Durchgangsbohrung in Phasen (Momentaufnahmen aus 3D-FEM-Simulation)

Für die Kontaktbedingungen der ungeschmierten Hartmetall-Stahl-Paarung muss ein Reibungskoeffizient innerhalb der Simulationssoftware *LS-DYNA* definiert werden. Dieser stammt aus den in Kapitel 5.1.2 durchgeführten

Streifenziehversuchen. Die Simulation wird mit konstanten Schnittwerten durchgeführt. Hierzu wird die vom Hersteller empfohlene Schnittgeschwindigkeit $v_c = 90$ m/min und der Vorschub f = 0,1 mm verwendet.

Vorschubkraft

Die simulativ und experimentell resultierenden Verläufe der Vorschubkraft sind in Abbildung 5-6 dargestellt.





In der Anbohrphase steigen die Vorschubkräfte zunächst steil an, was am zunehmenden Spanungsquerschnitt liegt. Der Spitzenausschlag zu Beginn der experimentellen Verlaufskurve kommt durch den Erstkontakt der Bohrerquerschneiden zustande, die das Werkstückmaterial verdrängen, bis schließlich die Hauptschneiden eingreifen. Nach 0,38 s befindet sich der Bohrer im Volleingriff, sodass die Vorschubkräfte infolge des konstanten Spanungsquerschnitts nicht weiter steigen. Die Schwankungen während der Vollbohrphase werden vermutlich durch Spanbrüche verursacht. Beim Durchbohren ab 1,34 s fallen die Vorschubkräfte in Abhängigkeit des verbleibenden Spanungsquerschnitts rasch ab. Die Vorschubkraftverläufe aus Simulation und Experiment zeigen insgesamt eine hohe Übereinstimmung über den Bohrprozess. Bezogen auf die Vollbohrphase liegt das simulativ berechnete Vorschubkraftplateau im Mittel um 7 % über dem real gemessenen.

Bohrmoment

Analog zur Darstellung der Vorschubkräfte sind in Abbildung 5-7 die Verläufe der Bohrmomente dargestellt.





Die Bohrmomente zeigen einen ähnlichen Verlauf wie die Vorschubkräfte in Abbildung 5-6. Bis zum Beginn der Vollbohrphase nehmen die Bohrmomente proportional zur Eindringtiefe zu. Dabei steigt das simulativ berechnete

Bohrmoment deutlich gleichmäßiger an als das experimentell gemessene. Analog zur Darstellung der Vorschubkraft können die während der Vollbohrphase auftretenden Schwankungen des Bohrmoments durch Spanbrüche erklärt werden. Bei der Simulation kommt es kurz vor dem vollständigen Durchtritt der Bohrerspitze bei 1,52 s zu einem kurzfristigen Bohrmoments. Dieser resultiert aus einer Anstiea des fehlenden Bohrerzentrierung infolge der frei gelegten Querschneide, wodurch die Schneidenecken schlagartig einhaken können. An der experimentell gemessenen Verlaufskurve kann dieses Phänomen nicht festgestellt werden, wodurch diese gleichmäßiger zum Ende hin abnimmt als in der Simulation. Vergleicht man die Ergebnisse während der für die vorliegende Arbeit relevanten Vollbohrphase, liegt das gemittelte Bohrmomentplateau der Simulation um 3 % über dem experimentell bestimmten.

Fazit zur Verifikation der Bohrsimulation

Insgesamt zeigt die Bohrsimulation eine hohe Übereinstimmung hinsichtlich der gemittelten Vorschubkraft sowie des Bohrmoments mit dem realen Experiment. Aufgrund der geringen Abweichung des gemittelten Vorschubkraftplateaus von 7 % bzw. 3 % des gemittelten Bohrmomentplateaus während der Vollbohrphasen, kann die Simulation als hinreichend genau für die weiterführenden Simulationen in Kapitel 5.1.4 verifiziert werden.

5.1.4 Weiterführende FEM-Simulationen

Basierend auf dem verifizierten Simulationsmodell aus Kapitel 5.1.3 finden weiterführende FEM-Simulationen statt. Diese dienen als Basis zur Ermittlung des realen Reibungskoeffizienten mit Graphitschmierung in Kapitel 6.1.3. Ausgehend vom Reibungskoeffizienten der ungeschmierten Hartmetall-Stahl-Paarung mit $\mu = 0,28$, werden die nachfolgenden Simulationen mit einer

Schrittweite von $\Delta \mu = 0,01$ absteigend variiert. Die Ergebnisse der simulativ bestimmten Vorschubkraft und des Bohrmoments werden nachfolgend dargelegt.

Vorschubkraft

Zunächst zeigt Abbildung 5-8 den simulativ bestimmten Vorschubkraftverlauf in Abhängigkeit der exemplarischen Reibungskoeffizienten $\mu = 0,28$; $\mu = 0,14$ und $\mu = 0,01$.



Abbildung 5-8: Simulativ bestimmter Vorschubkraftverlauf in Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten

Je größer der Reibungskoeffizient, desto schneller steigt die Vorschubkraft während der Anbohrphase. Zu Beginn der Vollbohrphase erreicht die Vorschubkraft ebenfalls höhere Werte mit steigendem Reibungskoeffizienten. Mit zunehmender Bohrtiefe kommt es zu stärkeren Vorschubkraftschwankungen, wodurch sich die Verläufe stark überdecken und somit keinen eindeutigen Unterschied erkennen lassen. Während der Durchbohrphase nehmen die Schwankungen insgesamt ab. Die Vorschubkraftverläufe nähern sich einander an, je weiter die Bohrung durchbohrt wird. Dies liegt am abnehmenden Spanungsquerschnitt und dem daraus schwindenden Kontaktbereich zwischen Bohrerspitze und Werkstück. Für die nachfolgende Auswertung werden nur die gemittelten Werte während der Vollbohrphase (0,38 s - 1,34 s) betrachtet, da diesen ein konstanter Spanungsquerschnitt zu Grunde liegt. In Abbildung 5-9 sind alle simulativ bestimmten Vorschubkräfte dieser Arbeit dargestellt.



Abbildung 5-9: Simulativ bestimmte Vorschubkraft in Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten

Die mittlere Vorschubkraft steigt mit zunehmenden Reibungskoeffizienten annähernd linear an. Dieser Zusammenhang ist durch die Regressionsgerade in Abbildung 5-9 beschrieben. Die Schwankungen der gemittelten Einzelwerte über den Betrachtungsraum sind auf die Überlagerungen des Vorschubkraftverlaufs während der Vollbohrphase zurückzuführen.

Bohrmoment

Analog zur Darstellung des Vorschubkraftverlaufs in Abbildung 5-8, zeigt Abbildung 5-10 den Bohrmomentverlauf in Abhängigkeit der exemplarischen Reibungskoeffizienten $\mu = 0,28$; $\mu = 0,14$ und $\mu = 0,01$.



Abbildung 5-10: Simulativ bestimmter Bohrmomentverlauf in Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten

In Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten steigt das Bohrmoment während der Anbohrphase annähernd identisch an. In der Vollbohrphase ist der Einfluss des Reibungskoeffizienten stärker ausgeprägt. Hier liegt das Plateau des Bohrmomentverlaufs ebenfalls höher, je größer der Reibungskoeffizient gewählt wird. Im Gegensatz zu den Vorschubkraftkurven aus Abbildung 5-8 verlaufen die Bohrmomente ohne Überlappungen bis zum Ende der Vollbohrphase, wodurch eindeutige Unterschiede erkannt werden können. Ab der Durchbohrphase nehmen die Bohrmomente proportional zum Reibungskoeffizienten ab und nähern sich zum Ende des Bohrvorgangs einander an. Der Zusammenhang zwischen Reibungskoeffizient und Bohrmoment wird in nachfolgender Abbildung 5-11 anhand der gemittelten Werte während der Vollbohrphase veranschaulicht.



Abbildung 5-11: Simulativ bestimmtes Bohrmoment in Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten während der Vollbohrphase

Je Reibungskoeffizient, desto stärker ist das höher der aemittelte Bohrmoment. Die Simulationsergebnisse können durch die in Abbildung 5-11 berechnete Regressionsgerade mit hoher Übereinstimmung beschrieben werden. Als Vergleichsgröße zur Ermittlung des wahren Reibunaskoeffizienten mit Graphitvollschmierung eignet sich das simulativ bestimmte Bohrmoment besser als die Vorschubkraft. Die Gründe hierfür liegen einerseits in der deutlich geringeren Schwankung und der höheren Linearität der Ergebnisse. Andererseits besitzt die Reggressionsgerade der berechneten Bohrmomente eine etwa zehnfach höhere Steigung als die Vorschubkraft. Je höher die Steigung, desto exakter kann der wahre Reibungskoeffizient durch den experimentellen Vergleich der Messgröße bestimmt werden. Um das Bohrmoment unabhängig vom Bohrerdurchmesser darzustellen, wird es auf die Schnittkraft F_c normiert. Die in Abbildung 5-11 enthaltene Geradengleichung bleibt dabei identisch, da der Umrechnungsfaktor beim verwendeten Bohrerdurchmesser von 8,0 mm wie folgt lautet: 1 M_Z (Nmm) \triangleq 1 F_c (N).

6 Ergebnisse der experimentellen Bohrversuche

Das Hauptziel dieses Kapitels ist es, den Schmiereffekt von Graphit anhand von experimentellen Bohrversuchen am Werkstoff Stahl und CFK zu beschreiben. Es werden sowohl die Zerspankräfte (Vorschubund Schnittkraft) als auch die Verschleißentwicklung (Schneidenradius und Verschleißmarkenbreite) der eingesetzten Bohrwerkzeuge betrachtet. Darüber hinaus werden am Werkstoff Stahl zwei weitere Aspekte betrachtet. Einerseits soll der sich im realen Bohrprozess einstellende Reibungskoeffizient von Graphit bestimmt werden. Andererseits wird der Einfluss des Verschleißzustands auf den Schmiereffekt von Graphit, im Vergleich zum Neuzustand der Bohrwerkzeuge, simulativ und experimentell untersucht. Dies ist erforderlich, da sich mit zunehmendem Verschleiß auch die Reibflächen zwischen den Bohrerschneiden und dem Werkstück verändern.

6.1 Experimentelle Bohrversuche mit Stahl

6.1.1 Einfluss der Kühlschmiervariante auf die Zerspankräfte

<u>Vorschubkraft</u>

In Abbildung 6-1 sind die während der Vollbohrphase erzielten Messwerte der mittleren Vorschubkraft in Abhängigkeit der Kühlschmiermethode und des Luftvolumenstroms dargestellt.



Abbildung 6-1: Mittlere Vorschubkraft in Abhängigkeit der Kühlschmiermethode und des Luftvolumenstroms beim Bohren von Stahl C 45

Die Mittelwerte aller betrachteten Faktorstufenkombinationen liegen auf einem ähnlichen Niveau. Über die gesamte Versuchsreihe gemittelt, nimmt die Vorschubkraft einen Wert von 897 N an. Die Vertrauensintervalle, die jeweils den wahren Mittelwert auf einem Vertrauensniveau von 95 % einschließen, überlappen sich über alle fünf betrachteten Prozesse, unabhängig vom Luftvolumenstrom. Somit kann kein signifikanter Einfluss der Kühlschmiermethode und des Luftvolumenstroms auf die mittlere Vorschubkraft identifiziert werden. Allerdings wird die Vorschubkraft nur geringfügig durch die Reibungsbedingungen in der Zerspanzone beeinflusst, was anhand der Simulationsergebnisse in Kapitel 5.1.4 bereits erläutert wurde. Als zweites Bewertungskriterium muss daher die Schnittkraft hinzugezogen werden, wie nachfolgend beschrieben.

<u>Schnittkraft</u>

Abbildung 6-2 zeigt die gemessenen Schnittkräfte der betrachteten Kühlschmiermethoden und Luftvolumenströme dieser Versuchsreihe.





Bis Luftvolumenstrom von 4,4 m³/h weisen die betrachteten zum Kühlschmiermethoden nur geringfügige Unterschiede hinsichtlich der mittleren Schnittkraft auf. Auch die Messwerte der druckluftgekühlten Prozesse liegen beim maximalen Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h auf ähnlichem Niveau. Da es durchgängig zur Überlappung der Vertrauensintervalle kommt, kann bis hierhin kein signifikanter Einfluss der Kühlschmiermethode und des Luftvolumenstroms auf die mittlere Schnittkraft abgelesen werden. Beim hier maximal untersuchten Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h führt die Zugabe von Graphitpulver zur H₂O-angereicherten und reinen Leitungsdruckluft zu deutlich geringeren Schnittkräften. Die H₂O-Anreicherung der Druckluft zeigt trotz höherer Luftfeuchtigkeit (ca. 61 %

relative Luftfeuchtigkeit bei 20 °C) keine Verbesserung des Schmiereffekts im Vergleich zur Leitungsdruckluft (ca. 9 % – 10 % relative Luftfeuchtigkeit bei 20 °C). Der maximale Luftvolumenstrom, in Kombination mit Graphitpulver, führt somit zu einer gemittelten Schnittkraftabnahme von 390 N im Vergleich zu den anderen Faktorstufenkombinationen dieser Versuchsreihe. Dies entspricht einer Schnittkraftreduktion von etwa 9 %.

Fazit der Zerspankraftmessungen bei Stahl

Die Faktoren Luftvolumenstrom und Kühlschmiermethode zeigen in weiten Teilen der Untersuchung dieselben Ergebnisse hinsichtlich der mittleren Vorschub- und Schnittkräfte. Erst beim maximalen Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h zeigt sich eine Schnittkraftreduktion von ca. 9 % durch den Einsatz von Graphit (56,4 g/h). Auf eine H₂O-Anreicherung der Druckluft kann also verzichtet werden, da das mittlere Schnittkraftniveau mit Leitungsdruckluft annähernd gleich bleibt. Die aus dem Stand der Technik bekannten Ergebnisse werden nachfolgend gegenübergestellt.

Mit dem Trockenschmierverfahren von *Reddy* und *Rao* (**Reddy et al. 2006**, S. 189–198) konnte beim Fräsen von Stahl C 45 eine durchschnittliche Schnittkraftreduktion mit Graphiteinsatz von ca. 20 % erreicht werden. Der extern zugeführte Schmierstoffstrom betrug dabei 3 g/s (10.800 g/h). Als Referenz wurden Frässchnitte mit konventionellem KSS in Form von Überflutungskühlung hinzugezogen. Ein Referenzversuch im Trockenschnitt bzw. mit Druckluft würde einen exakteren Vergleich zum Trockenschmierverfahren dieser Arbeit ermöglichen. Das Trockenschmierverfahren von *Rao* (**Rao et al. 2008**, S. 107–111) hat beim Drehen von Stahl C 45 zu einer durchschnittlichen Schnittkraftreduktion von 12,5 % bei einem extern zugeführten Graphitmassenstrom von 2 g/min – 3 g/min (120 g/h – 180 g/h) geführt. Die Reduktion bezieht sich auf annähernd identische Schnittkraftniveaus, die bei der Trocken- und konventionellen Nassbearbeitung gemessen wurden. Da in den Versuchen von *Rao* annähernd identische Schnittkraftniveaus mit und ohne KSS-Einsatz aufgezeichnet wurden, kann eine Materialverfestigung infolge der KSS-Kühlung weitestgehend ausgeschlossen werden. Unter dieser Annahme lassen sich auch die Ergebnisse von *Reddy* und *Rao,* wie oben beschrieben, mit den vorliegenden Ergebnissen dieser Arbeit vergleichen.

Ergebniseinordung zur Schnittkraftreduktion mit konventionellem MMS

Die erreichte Schnittkraftreduktion von ca. 9 % mit dem in dieser Arbeit vorgestellten Trockenschmierverfahren wird nachfolgend mit den Ergebnissen zum konventionellen MMS-Einsatz bei der spanenden Bearbeitung von Stählen verglichen. Hierzu werden das Bohren, Fräsen und Drehen als Vergleichsverfahren herangezogen.

Bei den Bohruntersuchungen von *Tasdelen* konnte durch den Einsatz interner MMS kein signifikanter Schnittkraftunterschied im Vergleich zur reinen Druckluftkühlung festgestellt werden. Dabei wurden Schmierstoffströme bis zu 23 ml/h eingestellt (**Tasdelen et al. 2008**, S. 339–346) *Ahsan* untersuchte bei seinen Bohrversuchen den Einfluss von extern zugeführtem MMS (90 ml/h). So konnte die Schnittkraft um durchschnittlich ca. 66 % im Vergleich zur Trockenbearbeitung gesenkt werden. (**Ahsan et al. 2015**, S. 161–167)

Die Fräsversuche von *Werda* haben eine Schnittkraftreduktion von etwa 20 % mit externem MMS im Vergleich zum Trockenfräsen gezeigt. Angaben zum verwendeten Schmierstoffstrom liegen nicht vor. (**Werda et al. 2016**, S. 287–290)

Beim Drehen mit externem MMS konnte *Ji* eine Schnittkraftreduktion von ca. 5 % zur Trockenbearbeitung beobachten. Dabei wurde ein Schmierstoffstrom von 48 ml/h eingesetzt. (**Ji et al. 2014**, S. 2443–2451) *Hadad* erzielte bei ähnlichen Versuchsbedingungen eine Schnittkraftreduktion von ca. 32 %, bei insgesamt 60 ml/h Ölvolumenstrom. (**Hadad et al. 2013**, S. 332–343) Bei vergleichbaren Untersuchungen von *Rahim*, ergab sich eine um ca. 16 % reduzierte Schnittkraft im Vergleich zum Trockendrehen. Der Schmierstoffstrom wurde nicht genannt (**Rahim et al.**, S. 351–354) Auch *Dhar* hat eine geringere Schnittkraft beim Drehen von Stahl mit externem MMS festgestellt. Bei einem Schmierstoffstrom von 200 ml/h wurde die Schnittkraft um durchschnittlich ca. 4 % im Vergleich zur Trockenbearbeitung reduziert. (**Dhar et al. 2007**, S. 748–753)

6.1.2 Einfluss der Kühlschmiervariante auf den Werkzeugverschleiß

Die Aufzeichnung des Schneidenradius und der Verschleißmarkenbreite zeigten einen deutlichen Unterschied bei der Ausprägung beider Messgrößen. So blieben die Schneidenradien im Betrachtungsraum von 800 Bohrungen nahezu unverändert, während die Verschleißmarkenbreiten aller eingesetzten Bohrwerkzeuge stetig zunahm. Die typische Verschleißentwicklung einer Hauptschneide gibt Abbildung 6-3 wieder.





Durch den vermehrten Schneidenabtrag auf der Freifläche und der leichten Ausprägung einer Aufbauschneide auf der Spanfläche kommt es zur Entstehung eines Mikroschneidkeils. Infolgedessen nehmen die gemessenen Schneidenradien aller eingesetzten Bohrwerkzeuge vom Neuzustand bis zur 800sten Bohrung annähernd identische Werte an. Für die Auswertung wird daher die Verschleißmarkenbreite als Bewertungskriterium herangezogen. Die nachfolgenden Verlaufsdiagramme werden aus Übersichtsgründen in Abhängigkeit des Luftvolumenstroms dargestellt.

Luftvolumenstrom 2,0 m³/h

Abbildung 6-4 zeigt den Einfluss der Kühlschmiermethode auf das Verschleißverhalten der Bohrwerkzeuge bei 2,0 m³/h Luftvolumenstrom.




Ohne Graphit kommt es durchgängig zum Werkzeugbruch. Dabei tritt dieser zuerst beim trocken eingesetzten Bohrwerkzeug ein, gefolgt von den Werkzeugen, die mit reiner Druckluft und Druckluft mit H₂O-Anreicherung gekühlt werden. Bei diesen Werkzeugen konnte von Versuchsbeginn an eine vermehrte Funkenbildung wahrgenommen werden, was auf erhöhte Temperaturen in der Zerspanzone hindeutet. Infolgedessen kam es zu Pressverschweißungen zwischen den Bohrerspitzen und dem Bohrungsgrund, was zu Torsionsbrüchen führte. Mit Graphit zeigen die Kurven eine annähernd identische Verschleißzunahme bis zur 480ten Bohrung. Zwischen der 560sten und 720sten Bohrung zeichnet sich eine leicht geringere Zunahme beim Graphit ohne H₂O-Anreichung ab. Zum Versuchsende gleichen sich die Messwerte beider Kurven wieder an, wodurch kein eindeutiger Unterschied zwischen den beiden Kühlschmiermethoden fest-

gestellt werden kann. Die Messdaten zeigen, dass es mit Graphiteinsatz möglich ist, den Versuchsumfang von 800 Bohrungen ohne vorzeitigen Werkzeugbruch abzuschließen, was mit der Schmierwirkung des Graphits begründet wird. Die Messstreuung, insbesondere innerhalb der ersten 160 Bohrungen, kann durch eine vermehrte Aufbauschneidenbildung erklärt werden, wie in Abbildung 6-5 belegt wird.



Abbildung 6-5: Exemplarische Darstellung der Verschleißzustände nach 0, 80 und 800 Bohrungen in Stahl C 45; Kühlschmiermethode: Druckluft (2,0 m³/h) mit Graphit (22,6 g/h)

Luftvolumenstrom 4,4 m³/h

Für den Luftvolumenstrom von 4,4 m³/h sind die Verschleißverläufe in Abbildung 6-6 dargestellt.





Analog zur Versuchsreihe in Abbildung 6-4 lässt sich die Sollbohrungszahl von 800 nur erzielen, sofern Graphit zur Druckluft beigemischt wird. Trotz des deutlich höheren Luftvolumenstroms reicht auch hier der Kühleffekt von reiner Druckluft nicht aus, um einen vorzeitigen Werkzeugbruch zu verhindern. Die beiden Kurven mit Graphitschmierung verlaufen annähernd identisch bis zur 800sten Bohrung, wodurch kein positiver Einfluss der mit H₂O-angereicherten Druckluft im Vergleich zu reiner Druckluft erkannt wird. Die Endwerte der mittleren Verschleißmarkenbreiten beider Bohrwerkzeuge liegen mit etwa 80 µm auf gleichem Niveau, wie die der mit einem Luftvolumenstrom von 2,0 m³/h verwendeten Bohrwerkzeuge.

Luftvolumenstrom 6,4 m³/h

In Abbildung 6-7 sind die mittleren Verschleißmarkenbreiten bei einem Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h in Abhängigkeit der Bohrungsanzahl aufgetragen.



Abbildung 6-7: Entwicklung der mittleren Verschleißmarkenbreite in Abhängigkeit der Bohrungsanzahl und Kühlschmiermethode beim Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h; Werkzeugtyp: Stahlbohrer

Beim Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h wird die festgelegte Sollbohrungsanzahl sowohl mit als auch ohne Graphitzugabe erreicht, was auf die ausreichende Kühlwirkung von Druckluft hinweist. Dabei nehmen die Verschleißmesswerte mit H₂O-angereicherter Druckluft einen ähnlichen Verlauf an wie mit reiner Druckluftkühlung. Innerhalb der ersten 320 Bohrungen lassen sich keine Unterschiede zum Einfluss der Kühlschmiermethoden auf den Werkzeugverschleiß feststellen. Ab der 400sten Bohrung kann ein deutlich niedriger Verschleißanstieg mit Graphit verzeichnet werden, unabhängig von der H₂O-Anreicherung der Druckluft. Die annähernd identischen Verschleißverläufe

der beiden graphitgeschmierten Bohrwerkzeuge nehmen dabei Endwerte von ca. 57 μ m an. Damit liegen diese um etwa 24 % unterhalb der Ergebnisse ohne Graphiteinsatz.

Fazit der Verschleißversuche bei Stahl

Aus den Messdaten kann geschlossen werden, dass reine Druckluft ab einem Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h für die Kühlung des Bohrprozesses ausreicht und ein verschleißmindernder Effekt mit Graphitzusatz ebenfalls ab 6,4 m³/h Luftvolumenstrom einsetzt. Der Schmiereffekt kann ab der 400sten Bohrung detektiert werden, was vermutlich an der zunehmenden Reibfläche zwischen Schneide und Werkstück liegt. Je größer die Reibfläche, desto stärker wirkt das Graphit in der Zerspanzone. Durch die H₂O-Anreicherung der Druckluft (ca. 61 % relative Luftfeuchtigkeit bei 20 °C) konnte keine schmiersteigernde Wirkung des Graphits im Vergleich zur unangereicherten Leitungsdruckluft (ca. 9 % – 10 % relative Luftfeuchtigkeit bei 20 °C) nachgewiesen werden. Daher wird dieser Faktor für die nachfolgenden Untersuchungen in Kapitel 6.1.3 nicht weiter berücksichtigt. Diese Ergebnisse werden im Folgenden mit den Ergebnissen aus der Literatur verglichen.

Bei den Fräsversuchen von *Reddy* und *Rao* konnte kein nennenswerter Werkzeugverschleiß an den mit Überflutungskühlung und mit Trockenschmierstoff eingesetzten Werkzeuge festgestellt werden. (**Reddy et al. 2006**, S. 189–198) Bei den Drehversuchen von *Rao* nahm der mittlere Freiflächenverschleiß an der Wendeschneidplatte mit Graphit um ca. 12 % gegenüber den annähernd identischen Messwerten der Trocken- und Nassbearbeitung ab. Als Vergleichsgrößen wurden die Werte nach einer Bearbeitungszeit von 25 min herangezogen.

Trotz der unterschiedlichen Bearbeitungsverfahren kann die erhöhte Verschleißreduktion an den Bohrerhauptschneiden dieser Arbeit auf eine effizientere Schmierstoffversorgung zurückgeführt werden. Während bei den extern zugeführten Trockenschmierverfahren vermehrt mit Overspray zu rechnen ist, kann das intern zugeführte Graphitpulver exakter an die Zerspanstelle geleitet werden.

Ergebniseinordnung zur Verschleißreduktion mit konventionellem MMS

Die erreichte Reduktion des Freiflächenverschleißes von ca. 24 % mit dem in dieser Arbeit vorgestellten Trockenschmierverfahren wird nachfolgend mit den Ergebnissen zum konventionellen MMS-Einsatz bei der Stahlbearbeitung verglichen. Analog zur Schnittkraftbetrachtung werden das Bohren, Fräsen und Drehen als Vergleichsverfahren herangezogen.

Heinemann verglich die Standlänge von trocken eingesetzten und mit externem MMS eingesetzten Bohrwerkzeugen. Bei einem Schmierstoffstrom von 18 ml/h konnte die Standlänge der Werkzeuge um mindestens 60 % erhöht werden. Als Kriterium zur Standlängenbewertung wurde das Werkzeugversagen herangezogen. Angaben zur Entwicklung der Verschleißmarkenbreite liegen nicht vor. (**Heinemann et al. 2006**, S. 1–6)

Lutao untersuchte das Verschleißverhalten von trocken eingesetzen und mit externem MMS eingesetzten Fräswerkzeugen. Über die gesamte Versuchsreihe gemittelt, konnte die Verschleißmarkenbreite mit MMS (43,8 ml/h) um ca. 73 % gesenkt werden. (**Lutao et al. 2012**, S. 419–429)

Bei den Drehversuchen von *Dhar* wurde nach einer Einsatzzeit von 45 min eine ca. 21 % geringere Verschleißmarkenbreite mit externem MMS (60 ml/h) gemessen, im Vergleich zum Trockendrehen. (**Dhar et al. 2006**, S. 299–304)

6.1.3 Ermittlung des realen Reibungskoeffizienten von Graphit

Wie bereits in Kapitel 1.3 dargestellt, kann sich der im realen Bohrprozess einstellende Reibungskoeffizient nicht rein experimentell ermitteln lassen.

Daher wird in diesem Abschnitt eine Methode gezeigt, mit der sich der Reibungskoeffizient systematisch ermitteln lässt. Hierzu werden die Ergebnisse der Streifenziehversuche aus Kapitel 5.1.2, FEM-Bohrsimulationen aus Kapitel 5.1.4 und nachfolgenden Untersuchung zur Sättigungsschmiermenge kombiniert.

Experimentelle Bestimmung der Sättigungsschmiermenge

In Abbildung 6-8 sind die gemessenen Schnittkräfte in Abhängigkeit des Luftvolumenstroms mit und ohne Graphitzusatz dargestellt.



Abbildung 6-8: Mittlere Schnittkraft in Abhängigkeit des Luftvolumenstroms mit und ohne Graphit beim Bohren von Stahl C 45

Werden die Ergebnisse zur Untersuchung der Sättigungsschmiermenge in Abbildung 6-8 betrachtet, zeigt sich kein Einfluss reiner Druckluft auf die mittlere Schnittkraft. Die Zunahme des Graphitmassenstroms bis zum Luftvolumenstrom von 4,4 m³/h führt ebenfalls zu keiner Schnittkraftreduktion. Eine Ausnahme stellen die Ergebnisse beim Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h mit Graphitzusatz dar. Dabei nimmt die mittlere Schnittkraft einen im Mittel etwa 9 % geringeren Wert an als bei den anderen Faktorstufenkombinationen dieser Versuchsreihe.

Um zu klären, ob die tatsächliche Sättigungsschmiermenge bereits bei 56,4 g/h (\triangleq 6,4 m³/h Luftvolumenstrom) erreicht ist, wird ein Stichversuch mit erhöhtem Luftvolumenstrom durchgeführt. Hierfür wird ein mobiler Kolbenkompressor vom Typ *VIGON 300* der Firma Prebena als Druckluftquelle verwendet. Dieser erreicht einen max. Ausgangsdruck von 8,0 bar, was einem konstant gemessenen Luftvolumenstrom von 8,3 m³/h und resultierenden Graphitmassenstrom von 69,1 g/h am Werkzeugaustritt entspricht. Abbildung 6-9 zeigt die gemessenen Schnittkräfte des Stichversuchs mit 8,3 m³/h im Vergleich zur bisher bestimmten Sättigungsschnittkraft beim Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h.



Abbildung 6-9: Stichversuch zur Bestimmung der Sättigungsschnittkraft in Abhängigkeit des Luftvolumenstroms mit und ohne Graphit beim Bohren von Stahl C 45

Die Erhöhung des Luftvolumenstroms von 6,4 m³/h auf 8,3 m³/h bewirkt keine signifikante Schnittkraftreduktion, weder bei reiner Druckluft noch bei Druckluft mit Graphit. Da die Sättigungsschnittkraft bereits bei 6,4 m³/h vorliegt, wird der dabei resultierende Graphitmassenstrom von 56,4 g/h als Sättigungsschmiermenge für die Randbedingungen dieser Arbeit festgelegt.

Zusammenhang der Sättigungsschmiermenge und dem Bohrerdurchmesser

Um den Zusammenhang zwischen dem Bohrerdurchmesser und der zugehörigen Sättigungsschmiermenge aufzuzeigen, wird folgende Überlegung angestellt. Mit steigendem Bohrerdurchmesser nehmen sowohl die Kontaktflächen der Bohrerspitze als auch die Kühlkanaldurchmesser zu.

Der Schneidenabrieb der in dieser Arbeit eingesetzten Bohrwerkzeuge tritt hauptsächlich an den Freiflächen der Hauptschneiden auf (vgl. Kapitel 6.1.2). Daher wird die Spanfläche zur Vereinfachung der Kontaktflächenabschätzung nicht betrachtet. Grundsätzlich kann die gesamte Hauptfreifläche einer konventionellen Bohrerspitze näherungsweise als halbe Kegelmantelfläche angenommen werden, wie in Abbildung 6-10 veranschaulicht.



$$A_{Bohrerspitze} = 29,64 \ mm^2$$

$$r_{Kegel} = \frac{d_{Bohrer}}{2} = 4 mm$$

$$h_{Kegel} = \frac{r_{Kegel}}{\tan\left(\frac{\alpha}{2}\right)} = \frac{4 mm}{\tan(60^\circ)} = 2,31 mm$$

$$s_{Kegel} = \sqrt{r_{Kegel}^2 + h_{Kegel}^2} = 4,62 mm$$

$$A_{Kegelmantel} = \pi \cdot r_{Kegel} \cdot s_{Kegel} = 58,06 mm^2$$

Abbildung 6-10: Gesamtfläche der Bohrerspitze aus CAD-Programm (links; grau hinterlegt) im Verhältnis zur analytisch berechneten Kegelmantelfläche (rechts); Werkzeugtyp: Stahlbohrer

Die sich die Gesamtfreifläche nie vollständig im Werkstückkontakt befindet, nimmt die effektive Kontaktfläche A_{eff} nur einen Bruchteil x der Kegelmantelfläche A_{Kegel} ein, sodass die in Abbildung 6-11 gezeigte Beziehung gilt.



Abbildung 6-11: Geometrische Beziehungen als Grundlage zur Berechnung der effektiven Kontaktfläche

Der Zusammenhang zwischen der effektiven Kontaktfläche und dem Bohrerdurchmesser wird wie folgt beschrieben:

$$A_{eff.} = x \cdot \pi \cdot r \cdot s = x \cdot \pi \cdot r \sqrt{r^2 \left(\frac{1}{tan(\alpha)^2} + 1\right)}$$
(6.1)

$$A_{eff.} = x \cdot \pi \cdot \frac{1}{4} \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{\tan(\alpha)^2} + 1\right)} \cdot d_{Bohrer}^2$$
(6.2)

$$A_{eff.} = C \cdot d_{Bohrer}^{2} \tag{6.3}$$

Die effektiv angenommene Kontaktfläche verhält sich somit direkt proportional zum Quadrat des Bohrerdurchmessers: $A_{eff.} \sim d_{Bohrer}^2$. Auf der Annahme basierend, dass die Sättigungsschmiermenge linear mit der effektiven Kontaktfläche ansteigt, kann gefolgert werden: Die Änderung des Bohrerdurchmessers geht quadratisch in die benötigte Sättigungsschmiermenge ein. Bei doppeltem Bohrungsdurchmesser würde demnach

die vierfache Sättigungsschmiermenge benötigt werden, bis zu der keine weitere Schnittkraftabnahme zu beobachten wäre.

Mit der Trockenschmieranlage dieser Arbeit lassen sich maximal 69,1 g/h Graphit an die Bohrerspitze fördern (bei 8,0 bar Arbeitsdruck \triangleq 8,3 m³/h Luftvolumenstrom). Unter der Voraussetzung einer Sättigungsvollschmierung wären damit theoretisch Bohrungsdurchmesser bis 8,85 mm herstellbar. Für größere Bohrungsdurchmesser muss das System neu bewertet werden, denn bei größeren Werkzeugen werden auch die inneren Kühlkanäle mit größerem Durchmesser ausgelegt, was im Zusammenspiel mit der Fluidisierungsanlage und dem Systemdruck die Fördermenge des Trockenschmierstoffs bestimmt.

Analytische Bestimmung des Reibungskoeffizienten

Im vorangegangen Kapitel 6.1.1 wurde der Einfluss von Druckluft auf die Schnittkräfte bereits als vernachlässigbar eingestuft. Daher muss für die Gegenüberstellung der experimentell und simulativ bestimmten Schnittkräfte kein Korrekturfaktor berücksichtigt werden. In Abbildung 6-12 wird die Vorgehensweise zur Bestimmung des während der Vollbohrphase resultierenden Reibungskoeffizienten von Graphit veranschaulicht.



Abbildung 6-12: Bestimmung des während der Vollbohrphase in Stahl C 45 resultierenden Reibungskoeffizienten von Graphit durch den Vergleich von experimentell und simulativ bestimmter Schnittkraft; Werkzeugtyp: Stahlbohrer

Analog zur grafischen Ermittlung in Abbildung 6-12 kann der sich einstellende Reibungskoeffizient von Graphit während der Vollbohrphase analytisch berechnet werden. Hierzu werden die aus dem Experiment bestimmten Grenzen des 95 %-Vertrauensintervalls für die Schnittkraft in die simulativ gewonnene Korrelationsfunktion zur Schnittkraft in Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten eingesetzt. Für den methodisch-systematisch bestimmten Reibungskoeffizienten von Graphit ergibt sich wie folgt die untere Grenze (UG) des 95 %-Vertrauensintervalls:

$$\mu_{UG} = \frac{F_{c_{UG}} - 3668,53}{3754,12} = \frac{4052,69 - 3668,53}{3.754,12} = 0,10 \tag{6.7}$$

und obere Grenze (OG) des 95 %-Vertrauensintervalls:

$$\mu_{OG} = \frac{F_{C_{OG}} - 3668,53}{3754,12} = \frac{4256,46 - 3668,53}{3754,12} = 0,16 \tag{6.8}$$

Auf einem Vertrauensniveau von 95 % kann bestätigt werden, dass der reale Wert des sich im Bohrprozesses einstellenden Reibungskoeffizienten von Graphit innerhalb des zugehörigen Vertrauensintervalls von $0,10 \le \mu_{real} \le 0,16$ befindet.

6.1.4 Einfluss des Verschleißzustands auf die Schnittkraft

Das Ziel dieser Untersuchung ist es, den Einfluss des Verschleißzustands auf die Schnittkraft mit und ohne Graphitvollschmierung beim Bohren von Stahl C 45 zu bestimmen.

Je stärker der Bohrerverschleiß, desto größer wird die Kontaktfläche zwischen den im Eingriff befindenden Schneiden und dem Werkstück. Neben größeren Reibflächen kann die Schneidenoberfläche durch Aufbauschneiden- und Riefenbildung stark von einer ideal scharfen Schneide im Neuzustand abweichen. Inwiefern der Schmiereffekt des Trockenschmierverfahrens im Vergleich zum Neuzustand der Bohrwerkzeuge beeinflusst wird, soll in diesem Abschnitt beantwortet werden. Konkret werden die resultierenden Schnittkräfte eines Bohrwerkzeugs nach 800 Bohrungen mit denen eines Neuwerkzeugs verglichen. Dabei kommen "reine Druckluft" und "Druckluft mit Graphit" beim Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h zum Einsatz. Neben realen Bohrversuchen wird auch eine simulative Betrachtung herangezogen, die auf der in Kapitel 5.1.3 verifizierten Bohrsimulation basiert. Bevor das verschlissene Bohrwerkzeug für reale Zerspankraftmessungen eingesetzt wird, dient dieses als Vorlage zum Aufbau eines 3D-Volumenmodells.

Aufbau eines verschlissenen CAD-Bohrermodells

Für die Vermessung der Bohrergeometrie wird ein optisches Messsystem vom Typ *Infinite Focus G5* der Firma Alicona Imaging GmbH verwendet.

Dieses verfügt über eine externe Rotationseinheit vom Typ Advanced Real 3D, welches die Oberflächengeometrie von Bohrwerkzeugen in 3D vermessen und als zusammengesetzten 3D-Datensatz ausgeben kann.

Als Modellvorlage wird das Bohrwerkzeug gewählt, das mit "Druckluft und Graphit" beim Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h bereits 800 Bohrungen durchlaufen hat. Da eine vollständig automatische Volumenrückführung nicht möglich ist, muss diese manuell unterstützt werden. Die Vorgehensweise orientiert sich an der verifizierten Handlungsempfehlung zur Flächenrückführung nach *Möhring*. (**Möhring 2008**, S. 68–70) Abbildung 6-13 zeigt die Schritte der Volumenrückführung, ausgehend vom gescannten Realwerkzeug.



Abbildung 6-13: Vorgehen der Volumenrückführung nach (Möhring 2008, S. 69)

Volumenrückführung beginnt mit der optischen Erfassung Die des Realwerkzeugs als ungeordnete Punktwolke, welche sich mit Hilfe einer Triangulation als flächenapproximiertes Dreiecksnetz ausgeben lässt. Für diese Arbeit wird das Austauschformat STL (engl.: STereoLithography) ausgewählt, da es von den meisten kommerziellen CAD-Systemen unterstützt wird. Innerhalb des Volumenrückführungssystems Geomagic Design X der Firma 3D Systems wird das Dreiecksnetz zunächst auf die benötigte Länge zugeschnitten. Damit eine vollständige Durchgangsbohrung bei der Werkstückdicke von 8,0 mm abgebildet werden kann, beträgt die Bohrerlänge 10,5 mm. Anschließend werden fehlerhafte Dreiecke des Netzes bereinigt, sodass ein geschlossenes Dreicksnetz erzeugt werden kann. Durch eine iterative Analyse der Netzgualität können offene Stellen gefunden werden, die nicht durch automatische Füllkurven geschlossen wurden. Diese können durch eine manuelle Steuerung der Füllkurven, gemäß der vorhandenen Netzform, gefüllt werden. Sobald ein sogenanntes "wasserdichtes" Dreiecksnetz vorliegt, werden Flächensegmente ("patches") an das darunterliegende Netz angepasst. Das Ergebnis ist eine vollständig geschlossene Freiformfläche. Die Abbildungsgenauigkeit der zurückgeführten Freiformfläche zur Punktewolke hängt von der Feinheit des Dreiecksnetzes und dem Detailierungsgrad der erzeugten Flächensegmente ab. Eine Abstandsanalyse der gescannten Punktwolke zum approximierten Flächenmodell erlaubt eine iterative Genauigkeitsanpassung. Mit steigender Genauigkeit steigt jedoch die Rechenzeit für die Flächenrückführung. Das in dieser Arbeit zurückgeführte Flächenmodell weist eine Abstandsgenauigkeit von ± 0,1 mm zur dazugehörigen Quellpunktwolke auf. Das Flächenmodell anschließend über Austausch-Datenformate (z.B. wird STEP) als Volumenmodell für die weitere Bearbeitung exportiert. Die für die Simulation notwendige Diskretisierung wird nachfolgend beschrieben.

Vernetzung eines verschlissenen CAD-Bohrermodells

Das zurückgeführte Volumenmodell des verschlissenen Bohrwerkzeugs wird analog zum Original CAD-Modell in Kapitel 5.1.1 durchgängig mit tetraedischen Elementen vernetzt. Im Gegensatz zum Originalmodell enthält das Netz unterschiedliche Elementgrößen im Bereich von 0,2 mm – 0,01 mm. In Abbildung 6-14 ist das vernetzte CAD-Modell des verschlissenen Bohrwerkzeugs dargestellt.



Abbildung 6-14: Vernetztes CAD-Modell eines verschlissenen Bohrwerkzeugs (nach 800 Bohrungen in C 45); Kühlschmiermethode: Druckluft (6,4 m³/h) mit Graphit (56,4 g/h)

Beim originalen CAD-Modell lag eine ideal glatte Oberfläche mit relativ gleichmäßigen Flächenkrümmungen vor. Daher war eine durchgängige Elementgröße von 0,2 mm ausreichend, um die Geometrie exakt zu vernetzen. Das verschlissene Bohrermodell enthält teilweise Flächenbereiche, die starke Krümmungen (z.B. durch Oberflächenriefen und Aufbauschneidenbildung) aufweisen. Je stärker die Flächenkrümmung, desto feiner wird das Netz in diesem Bereich definiert.

Ergebnisse der simulativ und experimentell bestimmten Schnittkräfte

Für den Vergleich der nachfolgend bestimmten Schnittkräfte wird analog zu den vorangegangenen Kapiteln die Vollbohrphase betrachtet. Der "ungeschmierte" Fall der Simulation wird durch den Reibungskoeffizienten von $\mu_{ungeschmiert} = 0,28$ definiert, der "geschmierte" Fall mit $\mu_{geschmiert} = 0,13$. Für die realen Zerspankraftmessungen wird ein Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h ohne und mit Graphit (56,4 g/h) eingesetzt. Abbildung 6-15 zeigt die simulativ und experimentell bestimmte Schnittkraft in Abhängigkeit vom Verschleißzustand, mit und ohne Graphitvollschmierung.



Abbildung 6-15: Einfluss des Verschleißzustands auf die Schnittkraft

Nach 800 Bohrungen nehmen die Schnittkräfte mit Graphiteinsatz prozentual stärker ab als im Neuzustand der Bohrwerkzeuge. Dabei tritt dieser Effekt bei den simulativ berechneten Schnittkräften etwas deutlicher auf als bei den real gemessenen. Dies kann auf das relativ hoch berechnete Simulationsergebnis im ungeschmierten Zustand nach 800 Bohrungen zurückgeführt werden. Mit ca. 6128 N liegt die Schnittkraft um etwa 6 % oberhalb der experimentell bestimmten und übersteigt damit die in Kapitel 5.1.3 bestimmte Simulationsabweichung der mit Realversuchen verifizierten Basissimulation von 3 % um etwa das Doppelte. Zusammenfassend ergibt sich mit zunehmender Reibfläche ein verbesserter Schmiereffekt mit Graphiteinsatz.

6.2 Experimentelle Bohrversuche mit CFK

6.2.1 Einfluss der Kühlschmiervariante auf die Zerspankräfte

Vorschubkraft

Die Messdaten der mittleren Vorschubkraft sind für die betrachteten Kühlschmiermethoden und Luftvolumenströme in Abbildung 6-16 gegenübergestellt.



Abbildung 6-16: Mittlere Vorschubkraft in Abhängigkeit der Kühlschmiermethode und des Luftvolumenstroms beim Bohren von CFK

Die Auswertung in Abbildung 6-16 zeigt, dass die mittlere Schnittkraft stark von der Kühlschmiermethode und dem Luftvolumenstrom abhängt. Weiterhin zeigen die Messungen hohe Streuungen. Dennoch lassen sich zusammenfassend folgende Ergebnisse ablesen: Mit der Erhöhung des Luftvolumenstroms bis 4,4 m³/h kann kein signifikanter Einfluss auf die mittlere Vorschubkraft, unabhängig von der Kühlschmiermethode erkannt werden. Bis zu diesem Luftvolumenstrom liegen die Mittelwerte der druckluftgekühlten

Bohrwerkzeuge auf ähnlichem Niveau wie im Trockenschnitt. Mit H₂Oangereicherter Druckluft erreichen die mittleren Vorschubkräfte signifikant geringere Werte als mit reiner Druckluft. Durch die Hinzugabe von Graphit zur reinen Druckluft werden ähnliche Werte erreicht. Die geringsten mittleren Vorschubkräfte werden durch H₂O-angereicherte Druckluft mit Graphit verzeichnet. Bei 6,4 m³/h kann eine signifikante Vorschubkraftreduktion der Druckluftkühlung im Vergleich zu den geringen Luftvolumenströmen erkannt werden. Gleichzeitig bewirkt die Erhöhung des Luftvolumenstroms signifikant höhere Messwerte der H₂O-angereicherten Druckluft mit Graphit als Kühlschmiermethode. Nur die Mittelwerte der H₂O-angereicherten Druckluft sowie Druckluft mit Graphit bleiben auf annähernd gleichem Niveau wie bei den geringeren Luftvolumenströmen dieser Versuchsreihe. Der Schmiereffekt von Graphit lässt sich durch einen paarweisen Vergleich der Kühlschmiermethoden mit und ohne Graphit je Luftvolumenstrom herausstellen, wie in Abbildung 6-16 mit Pfeilen gekennzeichnet. Da es jeweils zu keiner Überdeckung der 95 %-Vertrauensintervalle kommt, werden signifikant geringere Schnittkräfte mit der Hinzugabe von Graphit erzielt.

<u>Schnittkraft</u>

In Abbildung 6-17 ist die mittlere Schnittkraft in Abhängigkeit der Kühlschmiermethode und des Luftvolumenstroms dargestellt.



Abbildung 6-17: Mittlere Schnittkraft in Abhängigkeit der Kühlschmiermethode und des Luftvolumenstroms beim Bohren von CFK

Die Variation der Kühlschmiermethode und des Luftvolumenstroms wirkt sich nur geringfügig auf die mittlere Schnittkraft aus. Dabei zeigt die Auswertung der Vertrauensintervalle, dass die Messwerte teilweise stark streuen. Da sich die Vertrauensintervalle aller Faktorstufenkombinationen überlappen, kann kein signifikanter Einfluss der Kühlschmiermethode und des Luftvolumenstroms auf die mittlere Schnittkraft nachgewiesen werden (Vertrauensniveau 95 %). Über die gesamte Versuchsreihe ergibt sich ein Mittelwert der Schnittkraft von ca. 300 N. Somit wird auch durch den paarweisen Vergleich zwischen den Kühlschmiermethoden mit und ohne Graphit je Luftvolumenstrom bestätigt, dass kein Schmiereffekt von Graphit vorhanden ist.

Fazit der Zerspankraftmessungen bei CFK

Alle Kühlschmiermethoden mit Graphiteinsatz haben zu signifikant niedrigeren Vorschubkräften geführt. Somit konnte der Schmiereffekt von

Graphit beim Bohren von CFK anhand der mittleren Vorschubkraft belegt werden. Gleichzeitig hat die Auswertung der mittleren Schnittkraft widerlegt, dass ein signifikanter Einfluss des Luftvolumenstroms sowie der Kühlschmiermethode existiert. Aufgrund der unterschiedlichen Ergebnisse zur mittleren Vorschub- und Schnittkraft kann der Schmiereffekt von Graphit nicht eindeutig nachgewiesen werden.

6.2.2 Einfluss der Kühlschmiervariante auf den Werkzeugverschleiß

In Abbildung 6-18 ist die typische Verschleißentwicklung einer Hauptschneide dieser Versuchsreihe dargestellt.



Abbildung 6-18: 2D-Schnitt- und 3D-Höhendarstellung einer Hauptschneide im Neuzustand und nach 800 Bohrungen; Werkzeugtyp: CFK-Bohrer

Im Gegensatz zur Verschleißentwicklung der Stahlbohrer, nimmt sowohl der Schneidenradius als auch die Verschleißmarkenbreite der CFK-Bohrer stetig zu. Der Schneidkeil wird entlang der Symmetrielinie relativ gleichmäßig abgetragen. Weiterhin kommt es nicht zu einer Aufbauschneidenbildung, wodurch die Entstehung eines Mikroschneidkeils ausbleibt. Für die nachfolgende Auswertung können daher der Schneidenradius und die Verschleißmarkenbreite als Bewertungskriterium herangezogen werden.

Schneidenradius

In Abbildung 6-19 ist der mittlere Schneidenradius in Abhängigkeit der Bohrungsanzahl und Kühlschmiermethode abgebildet.



Abbildung 6-19: Entwicklung des mittleren Schneidenradius in Abhängigkeit der Bohrungsanzahl und Kühlschmiermethode; Werkzeugtyp: CFK-Bohrer

Innerhalb der ersten 40 Bohrungen nehmen die Schneidenradien am stärksten zu, da die Werkzeuge im Neuzustand über sehr geringe Radien verfügen und somit schnell abstumpfen. Ab der 40sten Bohrung nehmen die Verschleißkurven einen deutlich flacheren und annähernd identischen Verlauf bis zur 400sten Bohrung. Die starke Messstreuung, insbesondere der bei 4,4 m³/h Druckluft mit Graphit resultierenden Kurve, kommt durch teilweise

auftretende Selbstschärfungseffekte zwischen den Messpunkten zustande. Durch die eng beieinander liegenden, teilweise überlappenden Messwerte kann kein eindeutiger Unterschied zwischen den betrachteten Kühlschmiermethoden identifiziert werden.

<u>Verschleißmarkenbreite</u>

Abbildung 6-20 zeigt die mittlere Verschleißmarkenbreite in Abhängigkeit der Bohrungsanzahl und Kühlschmiermethode.



Abbildung 6-20: Entwicklung der mittleren Verschleißmarkenbreite in Abhängigkeit der Bohrungsanzahl und Kühlschmiermethode; Werkzeugtyp: CFK-Bohrer

In Abbildung 6-20 verlaufen die Kurven aller betrachteten Kühlschmiermethoden bis zum verschleißstabilen Zustand der Werkzeuge annähernd identisch, was an der abnehmenden Steigung zum Versuchsende hin erkennbar ist. Analog zum Verlauf des mittleren Schneidenradius in Abbildung 6-19 verlaufen die Kurven der betrachteten Kühlschmiermethoden annähernd identisch. Daher kann keine Abhängigkeit der mittleren Verschleißmarkenbreite von der Kühlschmiermethode erkannt werden.

Fazit der Verschleißversuche bei CFK

Die Messdaten zeigen, dass der Verschleißverlauf der eingesetzten Bohrwerkzeuge unabhängig von der Kühlschmiermethode ist. So wird die These, dass Graphit als Trockenschmierstoff beim Bohren von CFK einen Schmiereffekt hervorruft, widerlegt. Im Vergleich zum Stahlwerkstoff, kommt es vermutlich nicht zur Ausbildung eines Schmierfilms zwischen der Werkzeugschneide und dem CFK, was am Sprödbruchverhalten des Werkstoffs liegt. Die Wirkung der abrasiven CFK-Partikel lässt sich durch den Graphiteinsatz somit nicht abschwächen.

7 Zusammenfassung

Diese Arbeit liefert einen Beitrag zur Bohrbearbeitung von Stahl und kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK) unter Einsatz von Minimalmengen-Trockenschmierung (MMTS) auf Basis von Graphit. Das MMTS-Verfahren soll dabei als ökologisch verträgliche Alternative zu konventionellen Kühlschmierverfahren betrachtet werden.

Die Bohrbearbeitung von CFK führt zu einem hohen Werkzeugverschleiß und dadurch zu hohen Kosten. Ein Ansatz, diesen Verschleiß zu reduzieren, ist die Verwendung von flüssigen Kühlschmiermedien. Chemische Wechselwirkungen mit CFK können jedoch nicht ausgeschlossen werden, weshalb viele Unternehmen eine trockene Zerspanung fordern.

Die vorliegende Arbeit zeigt ein Kühlschmierverfahren, das durch den Einsatz von Trockenschmierstoff vollständig trocken bleibt. Da bekannt ist, dass Graphit die Fräs- und Drehbearbeitung von Stahl hinsichtlich des Werkzeugverschleißes positiv beeinflussen kann, wurde die Schmierwirkung von Graphit für die Bohrbearbeitung von Stahl und CFK untersucht. Graphit wurde deshalb betrachtet, weil es, wie die Fasern des CFK, aus nahezu 100 % Kohlenstoff besteht. Parallel wurde eine Methode gezeigt, wie der reale Reibungskoeffizient eines eingesetzten Schmierstoffs während des Bohrprozesses systematisch bestimmt werden kann. Sie basiert auf der Kombination von Streifenziehversuchen, FEM-Bohrsimulationen und experimentellen Zerspankraftmessungen beim Bohren von Stahl C 45.

Zunächst wurde eine prototypische Trockenschmieranlage aufgebaut, die anhand von Sprühtests auf signifikante Einflussfaktoren hinsichtlich des Graphitmassenstroms am Werkzeugaustritt untersucht wurde. Hierbei zeigten die Graphitpulverform, der Luftvolumenstrom und das Antiagglomerat SiO₂ einen signifikanten Effekt, im Gegensatz zur H₂O-Anreicherung der Leitungsdruckluft. Den größten Effekt auf den Graphitmassenstrom hat der Luftvolumenstrom, der die Partikel befördert, gefolgt von der Graphitpulverform. Mit steigendem Luftvolumenstrom nimmt der Graphitmassenstrom annähernd linear zu. Weiterhin konnte mit kugelförmigem Graphitpulver ein etwa 6-fach höherer Graphitmassenstrom als mit plättchenförmigem erzielt werden. Die Verwendung von SiO₂ als Antiagglomerat hat einen negativen Effekt auf den Graphitausstoß pro Zeit. Ein maximaler Graphitmassenstrom wird, unabhängig von der H₂O-Anreicherung der Druckluft, durch die Kombination von kugelförmigem Graphitpulver, hohem Luftvolumenstrom und ohne Antiagglomerat erzielt. Die Messergebnisse haben bestätigt, dass die Trockenschmieranlage im Bereich von 2,0 m³/h – 6,4 m³/h Luftvolumenstrom von etwa 24 g/h – 57 g/h entspricht.

Als Voraussetzung zur methodischen Bestimmung des realen Reibungskoeffizienten zwischen Bohrerschneide und Werkstoff wurde eine 3D-FEM-Bohrsimulation zur Abbildung der Vorschubkraft und des Bohrmoments aufgebaut. Für die ungeschmierte Hartmetall-Stahl-Paarung wurde der aus Streifenziehversuchen dieser Arbeit ermittelte Reibungskoeffizient μ = 0,28 als Randbedingung in der Simulation berücksichtigt. zeigten die Ergebnisse der Bohrsimulation eine hohe Insgesamt Übereinstimmung mit dem realen Experiment. Aufgrund der geringen Abweichung der gemittelten Vorschubkraft von 7 % bzw. von 3 % des Bohrmoments während der Vollbohrphasen, konnte die Simulation als hinreichend genau verifiziert werden. Durch weiterführende Simulationen mit absteigend variierten Reibungskoeffizienten im Intervall von $\Delta \mu = 0.01$ konnten lineare Funktionen der berechneten Vorschubkräfte und Bohrmomente in Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten beschrieben werden. Dabei zeigte die Regressionsfunktion des Bohrmoments ein deutlich höheres

Bestimmtheitsmaß sowie eine geringere Streuung der Einzelwerte im Vergleich zur Vorschubkraft. Daher wurde die aus dem Bohrmoment normierte Schnittkraft als Vergleichsgröße zur Bestimmung des realen Reibungskoeffizienten mit Graphitvollschmierung in der vorliegenden Arbeit herangezogen.

Der Schmiereffekt von Graphit wurde anhand von experimentellen Bohrversuchen an Stahl sowie CFK untersucht. Dies erfolgte durch die Betrachtung der Vorschub- und Schnittkraft sowie des Werkzeugverschleißes in Abhängigkeit der Faktoren Kühlschmiermethode, Luftvolumenstrom und H₂O-Anreicherung der Druckluft.

Beim Werkstoff Stahl C 45 zeigten die Faktorstufenkombinationen in weiten Teilen der Untersuchung dieselben Ergebnisse hinsichtlich der mittleren Vorschub- und Schnittkräfte. Erst beim maximal betrachteten Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h konnte eine signifikante Schnittkraftreduktion von 9 % durch den Einsatz von Graphit erzielt werden, unabhängig von der H₂O-Anreicherung der Druckluft. Weiterhin wurden Schnittkraftmessungen zur Ermittlung der Sättigungsschmiermenge von Graphit durchgeführt. Während reine Druckluft keinen Einfluss auf die mittlere Schnittkraft gezeigt hat, trat mit Graphitzusatz eine Schnittkraftreduktion um ca. 9 % beim maximal eingesetzten Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h (≙ 56,4 g/h Graphitmassenstrom) auf. Um zu überprüfen, ob damit bereits die Sättigungsschmiermenge erreicht ist, wurde anschließend ein Stichversuch mit einem Luftvolumenstrom von 8,3 m³/h (≙ 69,1 g/h Graphitmassenstrom) durchgeführt. Da dies weitere Schnittkraftreduktion bewirkt hat, jedoch keine wurde der Graphitmassenstrom von 56,4 g/h als Sättigungsschmiermenge für die Randbedingungen dieser Arbeit identifiziert. Ein verschleißmindernder Effekt durch Graphitzusatz setzt erst beim Luftvolumenstrom von 6,4 m³/h ein. Die H₂O-Anreicherung der Leitungsdruckluft konnte keine schmiersteigernde Wirkung des Graphits im Vergleich zur unangereicherten Druckluft erzielen. Der reale Wert des sich im Bohrprozess einstellenden Reibungskoeffizienten von Graphit wurde anschließend analytisch bestimmt. Hierzu wurden die aus dem Experiment bestimmten Grenzen des 95 %-Vertauensintervalls für die Sättigungsschnittkraft in die simulativ bestimmte Regressionsfunktion der Schnittkraft in Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten eingesetzt. Auf einem Vertrauensniveau von 95 % befindet der sich real einstellende Reibungskoeffizient im Vertrauensintervall von $0,10 \le \mu_{real} \le 0,16$.

Darüber hinaus wurde der Einfluss des Verschleißzustandes auf den Schmiereffekt des MMTS-Verfahrens, im Vergleich zum Neuzustand der Bohrwerkzeuge, simulativ und experimentell untersucht. Für die simulative Abbildung wurde ein real verschlissenes Bohrwerkzeug durch eine Volumenrückführung aufgebaut. Zusammenfassend konnte durch die Betrachtung der Schnittkräfte gezeigt werden, dass sich mit zunehmender Reibfläche ein verbesserter Schmiereffekt mit Graphiteinsatz einstellt. Dies ist für einen Einsatz des MMTS-Verfahrens während der gesamten Bohrerstandzeit positiv zu werten.

Beim Werkstoff CFK konnten mit Graphiteinsatz nur geringfügig kleinere Vorschubkräfte als ohne erkannt werden, unabhängig vom Luftvolumenstrom und der H₂O-Anreicherung der Druckluft. Gleichzeitig hat die Auswertung der Messdaten gezeigt, dass kein signifikanter Einfluss aller betrachteten Faktorstufenkombinationen auf die Schnittkraft existiert. Somit konnte auch durch den Einsatz von Graphit keine Schnittkraftreduktion erzielt werden. Aufgrund der gegenteiligen Ergebnisse zur mittleren Vorschub- und Schnittkraft kann der Schmiereffekt von Graphit nicht eindeutig nachgewiesen werden. Die Auswertung des Werkzeugverschleißes hat ergeben, dass die Verschleißentwicklung aller betrachteten Faktorstufenkombinationen annähernd identische Verläufe aufweisen. Ein verschleißmindernder Effekt durch den Graphiteinsatz bleibt damit aus.

Mit der vorgestellten Methodik konnte eine systematische Vorgehensweise zur Ermittlung des realen Reibungskoeffizienten eines Schmierstoffs im Bohrprozess aufgezeigt werden. Weiterhin wurden signifikante Einflussfaktoren auf das Prozessverhalten der Trockenschmieranlage sowie auf das Verschleißverhalten und die Zerspankräfte beim Bohren von Stahl und CFK identifiziert. Während beim Durchgangsbohren von CFK die Schmierwirkung des Graphits durch empirische Überprüfung insgesamt widerlegt wurde, konnte diese beim Durchgangsbohren von Stahl in Teilen bestätigt werden. Somit kann die zu Beginn dieser Arbeit gestellte Forschungsfrage für den Werkstoff Stahl positiv und für den Werkstoff CFK negativ beantwortet werden.

Die Untersuchungen des vorgestellten Trockenschmierverfahrens zeigen weiteren Forschungsbedarf im Bereich der Anwendungsfelder auf. Sie liegen beispielsweise in der Bohrbearbeitung von Metall-CFK-Schichtverbunden im Automobilbau sowie in der Luft- und Raumfahrt. Im Vergleich zur konventionellen MMS bietet die Minimalmengentrockenschmierung eine einfachere Prozesssteuerung, da das Schmiermedium sowohl mit Metallen als auch mit CFK in Berührung kommen darf. Bei ölbasierten MMS findet in der Regel eine Zuschaltung für die Metall- und Abschaltung für die CFK-Bearbeitung im Schichtverbund statt. Ein weiteres Anwendungsfeld der MMTS ist das Tieflochbohren hochfester Metalle wie Nickelbasislegierungen und hochzäher Metalle wie Aluminiumlegierungen. Bei diesen Werkstoffgruppen ist eine prozesssichere Schmierung besonders wichtig, da es sonst zur Pressverschweißung und/oder Aufbauschneidenbildung mit anschließendem Werkzeugbruch kommen kann. Bei ölbasierten MMS kommt es bei der Kombination kleiner Bohrerdurchmesser mit hohen Drehzahlen und großen

Bohrerlängen vermehrt zu Ölfraktionen an den Kühlkanalwänden, wodurch zu wenig Aerosol an die Zerspanstelle gelangt. Hier bietet das MMTS-Verfahren Potenzial, die Herausforderungen beim Tieflochbohren mit interner Minimalmengenschmierung zu lösen.

Insgesamt sollte sich die Forschung auf metallische Werkstoffe fokussieren. Falls die Schmierwirkung innerhalb der genannten Anwendungsfelder nachgewiesen werden kann, bietet das MMTS eine ökologisch verträgliche Alternative zur konventionellen MMS. Für eine erfolgreiche Anwendung wäre jedoch auch die Maschinenperipherie anzupassen. Neben einem Feststoffpartikelabscheider ist auch eine effiziente Absaugvorrichtung zur Erfassung der zwar geringen, aber dennoch freigesetzten Trockenschmierpartikel notwendig.

Zusammenfassend konnten in dieser Arbeit neue Potenziale auf dem Gebiet der Trockenschmierverfahren für die Zerspanung aufgezeigt werden.

Literaturverzeichnis

| Abed et al. 2017 | Abed, Farid; Saffarini, Mohammad; Abdul-Latif, Akrum; Voyiadjis, George, 2017. Flow Stress and Damage Behavior of C45 Steel Over a Range of Temperatures and Loading Rates. <i>Journal of Engineering Materials and Technology</i> 139 (2), S. 021012-1-021012-8 DOI: 10.1115/1.4035488 |
|--------------------------|--|
| Abouridouane et al. 2012 | Abouridouane, Mustapha; Klocke, Fritz; Lung, Dieter; Adams, Oliver, 2012. A new 3D multiphase FE model for micro cutting ferritic–pearlitic carbon steels. <i>CIRP Annals - Manufacturing Technology</i> 61 (1), S. 71–74 DOI: 10.1016/j.cirp.2012.03.075 |
| Accu-Lube 2014 | Accu-Lube Manufacturing GmbH, 2014. <i>Minimalmengenschmierung</i> . Maulbronn. Verfügbar unter: http://www.accu- lube.com/fileadmin/user_upload/Katalog/Acculube _D_web.pdf Zugriff am: 23.05.2019 |
| Adams 1996 | Adams, Franz-Josef, 1996. <i>Einsatzverhalten von symmetrischen,</i> <i>hartmetallbestückten Kurzlochbohrern.</i> Essen : Vulkan-Verlag. Schriftenreihe des ISF 1. Dortmund, Univ., Diss., 1995 ISBN 3-8027-8700-5 |
| Ahsan et al. 2015 | Ahsan, Nazmul; Kibria, Golam; Ahmed, Raju, 2015. An experimental study on the effect of minimum quantity lubrication on drilling AISI 1040 steel. <i>Gazi University Journal of Science</i> 28 (1), S. 161– 167 |

j.

| Bach et al. 2004 | Bach, Friedrich-Wilhelm; Schäperkötter, Markus; Weinert, Klaus; Koehler, Wolfgang, 2004. Kontaktflächenanalyse beim Hochgeschwindigkeits-Bohren. <i>VDI-Z. Integrierte Produktion</i> 146 (1/2), S. 30–32 |
|----------------------|--|
| Bauernhansi 2016 | Bauernhansl, Thomas (Hrsg.), 2016. Leichtbau im Maschinen-, Anlagen- und Gerätebau: Herausforderungen - Potenziale - Mehrwerte - Beispiele. Stuttgart. Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung IPA Verfügbar unter: http://lightweight.vdma.org/documents/266675/15 544591/Studie- Leichtbau+im+Maschinenbau.pdf/0df246c7-89b4- 4ee7-b23c-8f5b9c7ea817 Zugriff am: 23.05.2019 |
| Norm DIN 6581 | DIN 6581:1985-10. Begriffe der Zerspantechnik - Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeuges. |
| Norm DIN 6584 | DIN 6584:1982-10. Begriffe der Zerspantechnik - Kräfte, Energie, Arbeit, Leistung. |
| Norm DIN EN 10027-1 | DIN EN 10027-1:2017-01. Bezeichnungssysteme für Stähle - Teil 1. |
| Bhowmick et al. 2010 | Bhowmick, Sukanta; Lukitsch, Michael; Alpas, Ahmet, 2010. Dry and minimum quantity lubrication drilling of cast magnesium alloy (AM60). <i>International Journal of Machine Tools and Manufacture</i> 50 (5), S. 444–457 DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2010.02.001 |
| bielomatik 2014 | bielomatik Leuze GmbH + Co. KG, 2014. <i>Minimalmengen-Schmiersysteme (MMS) in der</i> <i>spanabhebenden Metallbearbeitung</i> . |

| Neuffen. Verfügbar unter: https://www.bielomatik.com/fileadmin/Dokumente/ DE/Schmiersysteme/Brochure_MMS_DE_0316KL .pdf Zugriff am: 23.05.2019 |
|--|
| Bierbaum, Ulrich, 2004. <i>Druckluft-Kompendium.</i> 6., überarbeitete Auflage. Darmstadt : Hoppenstedt Bonnier Zeitschriften ISBN 3-935772-11-4 |
| Biermann, Dirk; Hufenbach, Werner; Seliger, Günther, 2008. Serientaugliche Bearbeitung und Handhabung moderner faserverstärkter Hochleistungswerkstoffe: Untersuchung zum Forschungs- und Handlungsbedarf. Dresden : Progressmedia Verlag & Werbeagentur ISBN 978-3-00-026217-3 |
| Biermann, Dirk, 2014. Bohren, Senken, Reiben - Allgemeines. In: Heisel, Uwe; Klocke, Fritz; Uhlmann, Eckart; Spur, Günter (Hrsg.) <i>: Handbuch Spanen</i> . 2., vollständig neu bearbeitete Auflage. München : Hanser, S. 311–313 ISBN 978-3-446-43699-2 |
| Birkhofer, Herbert; Kümmerle, Timo, 2012. <i>Feststoffgeschmierte Wälzlager: Einsatz,</i> <i>Grundlagen und Auslegung.</i> Berlin : Springer Vieweg ISBN 978-3-642-16796-6 |
| Böckh, Peter; Stripf, Matthias, 2015. <i>Technische Thermodynamik: Ein</i> <i>beispielorientiertes Einführungsbuch.</i> 2., neu bearbeitete und erweiterte Auflage. Berlin : Springer ISBN 978-3-662-46889-0 |
| |

| Boese 1986 | Boese, Hans-Georg, 1986. Beitrag zur Zerspanung verstärkter Kunststoffe unter dem gezielten Einsatz von Kühlschmierstoffen. Clausthal, Univ., Diss., 1986 |
|---------------------|--|
| Bohnet 2014 | Bohnet, Matthias, 2014. Mehrphasenströmungen. In: Grote, Karl-Heinrich; Feldhusen, Jörg (Hrsg.): <i>Dubbel</i> . 24., aktualisierte und erweiterte Auflage. Berlin Heidelberg : Springer Vieweg, S. N28-N35 ISBN 978-3-642-38890-3 |
| Bořkovec 2008 | Bořkovec, Jan, 2008. <i>Výpočtová simulace procesu dělení materiálu:</i> <i>Computer simulation of material separation</i> <i>process.</i> Brně : Vysoké učení technické. Vědecké spisy Vysokého učení technického v Brně 480. Brně, Univ., Zkracena verze PhD Thesis, 2008 ISBN 978-80-214-3693-0 |
| Breitung 2010 | Breitung, Wolfgang, 2010. <i>Numerische und experimentelle Simulation von Gas- und Staubexplosionen.</i> 4. Essener Explosionsschutztage. Haus der Technik e.V. Essen, 29.09.2010-30.09.2010, 72 Folien |
| Brinkmann 1997 | Brinkmann, Gerhard, 1997. Analytische Wissenschaftstheorie: Einführung sowie Anwendung auf einige Stücke der Volkswirtschaftslehre. 3., überarbeitete und erweiterte Auflage. München : R. Oldenbourg ISBN 3-486-24126-5 |
| Czichos et al. 2015 | Czichos, Horst; Sturm, Heinz, 2015. Tribologische Mess- und Prüftechnik. In: Czichos, Horst; Habig, Karl-Heinz (Hrsg.) <i>:</i> |

| | <i>Tribologie-Handbuch.</i> 4., vollständig überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden : Springer Vieweg, S. 215–280 ISBN 978-3-8348-1810-2 |
|---------------------|---|
| Czichos 2015 | Czichos, Horst, 2015. Verschleiß. In: Czichos, Horst; Habig, Karl-Heinz (Hrsg.) <i>:</i> <i>Tribologie-Handbuch</i> . 4., vollständig überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden : Springer Vieweg, S. 127–180 ISBN 978-3-8348-1810-2 |
| Denkena et al. 2011 | Denkena, Berend; Tönshoff, Hans, 2011. <i>Spanen: Grundlagen.</i> 3., bearbeitete und erweiterte Auflage. Berlin Heidelberg : Springer ISBN 978-3-642-19771-0 |
| Dhar et al. 2006 | Dhar, Nikhil; Kamruzzaman, Md; Ahmed, Mohiuddin, 2006. Effect of minimum quantity Iubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel. <i>Journal of Materials Processing Technology</i> 172 (2), S. 299–304 DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2005.09.022 |
| Dhar et al. 2007 | Dhar, Nikhil; Ahmed, Mohiuddin; Islam, Sumaiya, 2007. An experimental investigation on effect of minimum quantity lubrication in machining AISI 1040 steel. <i>International Journal of Machine Tools and Manufacture</i> 47 (5), S. 748–753 DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2006.09.017 |
| Dix 2013 | Dix, Martin, 2013. <i>Ressourceneffizientes Hochleistungsbohren mit</i> <i>Spiralbohrern - Analyse und Prozessgestaltung.</i> Auerbach/Vogtland : Wissenschaftliche Scripten. Berichte aus dem IWU 77. Chemnitz, Univ., Diss., 2013 ISBN 978-3-942267-93-9 |
|--------------------------|---|
| Duan et al. 2011 | Duan, Chun; Dou, Tao; Cai, Yu; Li, Yuan, 2011. Finite Element Simulation and Experiment of Chip Formation Process during High Speed Machining of AISI 1045 Hardened Steel. <i>AMAE International Journal on Production and Industrial Engineering</i> (Vol. 02, No. 01), S. 28–32 |
| Eisenblätter 2000 | Eisenblätter, Gerrit, 2000. <i>Trockenbohren mit Vollhartmetallwerkzeugen.</i> Aachen : Shaker. Berichte aus der Produktionstechnik 5. Aachen, Univ., Diss., 1999 ISBN 3-8265-6949-0 |
| Offenlegungsschrift DE 2 | 139829 A1 1973 Ernst Winter & Sohn, 1973. <i>Anordnung zum Trockenschmieren von</i> <i>rotierenden spanenden Werkzeugen</i> . Offenlegungsschrift DE 2139829 A1, 22.02.1973 |
| Ernst 1978 | Ernst, Peter, 1978. <i>Verschleißerfassung beim Bohren mit Wendelbohrern</i> . Darmstadt, Univ., Diss., 1978 |
| Evertz 2013 | Evertz, Thomas et al., 2013. Die Leichtbauwerkstoffe für den Fahrzeugbau. In: Friedrich, Horst (Hrsg.) <i>: Leichtbau in der Fahrzeugtechnik</i> . Wiesbaden : Springer Vieweg, S. 199–442 ISBN 978-3-8348-1467-8 |

| Faraz, Ali, 2011. Experimental study on delamination, mechanical loads and tool wear in drilling of woven composite laminates. Essen : Vulkan-Verlag. Schriftenreihe des ISF 57. Dortmund, Univ., Diss., 2011 ISBN 978-3-8027-8761-4 |
|---|
| DIN 8589-2:2003-09:2003-09. Fertigungsverfahren Spanen - Teil 2: Bohren, Senken, Reiben. Einordnung, Unterteilung, Begriffe. |
| Fleischer, Jürgen; Teti, Roberto; Lanza, Gisela; Mativenga, Paul; Möhring, Hans-Christian; Caggiano, Alessandra, 2018. Composite materials parts manufacturing. <i>CIRP Annals - Manufacturing Technology</i> 67 (2), S. 603–626 DOI: 10.1016/j.cirp.2018.05.005 |
| Fritz, Alfred; Förster, Ralf; Hoffmeister, Werner; Kühn, Klaus-Dieter; Schulze, Günter, 2015. Trennen. In: Fritz, Alfred; Schulze, Günter (Hrsg.) <i>:</i> <i>Fertigungstechnik.</i> 11., neu bearbeitete und ergänzte Auflage. Berlin : Springer, S. 273–428 ISBN 978-3-662-46554-7 |
| Fröhlich, Benjamin, 2010. <i>Einfluss von Minimalmengenschmierung auf</i> <i>Werkzeugstandweg und Zerspantemperatur beim</i> <i>Hochgeschwindigkeitsschlichtfräsen von</i> <i>gehärtetem Werkzeugstahl</i> . Aachen : Shaker. Schriftenreihe des PTW: "Innovation Fertigungstechnik". Darmstadt, Univ., Diss., 2010 ISBN 978-3-8322-9343-7 |
| |

| Gad et al. 1992 | Gad, G; Armarego, E; Smithj, A., 1992. Tool-chip contact length in orthogonal machining and its importance in tool temperature predictions. <i>International Journal of Production Research</i> 30 (3), S. 485–501 DOI: 10.1080/00207549208942907 |
|--------------------------|--|
| Patentschrift IN 06023CH | 2013 A 2013 Gitam Institute of Technology, 2013. <i>Drill tool assembly</i> . Patentschrift IN 06023CH2013 A, 23.12.2013 |
| Groche 2015 | Groche, Peter, 2015. Tribologie von Werkzeugen. In: Czichos, Horst; Habig, Karl-Heinz (Hrsg.): <i>Tribologie-Handbuch</i> . 4., vollständig überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden : Springer Vieweg, S. 583–604 ISBN 978-3-8348-1810-2 |
| Habig et al. 2015 | Habig, Karl-Heinz; Mang, Theo, 2015. Schmierstoffe. In: Czichos, Horst; Habig, Karl-Heinz (Hrsg.): <i>Tribologie-Handbuch</i>. 4., vollständig überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden : Springer Vieweg, S. 417–440 ISBN 978-3-8348-1810-2 |
| Hadad et al. 2013 | Hadad, Mohammadjafar; Sadeghi, Banafsheh, 2013. Minimum quantity lubrication-MQL turning of AISI 4140 steel alloy. <i>Journal of Cleaner Production</i> 54 , S. 332–343 DOI: 10.1016/j.jclepro.2013.05.011 |

| Hänle 2010 | Hänle, Peter, 2010. Hochleistungswerkzeuge für die Bohrungsbearbeitung mit MMS: Entwicklungen zur Steigerung derProzesssicherheit. In: Braun, Steffen; Maier, Walther; Zirkelbach, Simone (Hrsg.): Intelligent produzieren. Berlin Heidelberg : Springer, S. 143–147 ISBN 978-3-642-13100-4 |
|-----------------------|--|
| Häuser 1979a | Häuser, K., 1979. Bohreranschliffe. <i>Technische Rundschau</i> (40), S. 41 |
| Häuser 1979b | Häuser, K., 1979. Bohreranschliffe. Fortsetzung aus TR 40 vom 2. Oktober 1979. <i>Technische Runschau</i> (41), S. 41–48 |
| Heinemann et al. 2006 | Heinemann, Robert; Hinduja, Srichand; Barrow, George; Petuelli, Gerhard, 2006. Effect of MQL on the tool life of small twist drills in deep-hole drilling. <i>International Journal of Machine Tools and</i> <i>Manufacture</i> 46 (1), S. 1–6 DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2005.04.003 |
| Heisel et al. 2014 | Heisel, Uwe; Schaal, Michael; Lang, Heiner; Wunderlich, Armin; Fink, Michael; Sattel, Stefan; Gauggel, Christian; Durst, Reinhard, 2014. Bohrbearbeitung kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe mit kryogener Kühlung. <i>wt Werkstattstechnik online</i> 104 (1/2), S. 2–9 |
| Hoff 1986 | Hoff, Michael, 1986. <i>Analyse und Optimierung des Bohrprozesses.</i> Aachen, Univ., Diss., 1986 |
| Jaspers et al. 2002 | Jaspers, Serge; Dautzenberg, Johan, 2002. Material behaviour in conditions similar to metal cutting: Flow stress in the primary shear zone. <i>Journal of Materials Processing Technology</i> 122 (2-3), S. 322–330 DOI: 10.1016/S0924-0136(01)01228-6 |

| Ji et al. 2014 | Ji, Xia; Li, Beizhi; Zhang, Xueping; Liang, Steven, 2014. The effects of minimum quantity lubrication (MQL) on machining force, temperature, and residual stress. <i>International Journal of Precision Engineering and</i> <i>Manufacturing</i> 15 (11), S. 2443–2451 DOI: 10.1007/s12541-014-0612-6 |
|---------------------|--|
| Johnson et al. 1983 | Johnson, Gordon; Cook, William, 1983. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. In: <i>Seventh International Symposium on Ballistics,</i> Hague, 19.04.1983-21.04.1983, S. 541–547 |
| Johnson et al. 1985 | Johnson, Gordon; Cook, William, 1985. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. <i>Engineering Fracture Mechanics</i> 21 (1), S. 31–48 DOI: 10.1016/0013-7944(85)90052-9 |
| Kendall 1989 | Kendall, Alden, 1989. Tool Wear and Tool Life. In: Davis, Joseph (Hrsg.) <i>: ASM Handbook Volume</i> <i>16 - Machining</i> . 9. Auflage. Metals Park : ASM International, S. 37–48 ISBN 978-0871700223 |
| Klaue 2014 | Klaue, Stephan, 2014. Kühl- und Schmierstoffe. In: Heisel, Uwe; Klocke, Fritz; Uhlmann, Eckart; Spur, Günter (Hrsg.) <i>: Handbuch Spanen</i> . 2., vollständig neu bearbeitete Auflage. München : Hanser, S. 108–111 ISBN 978-3-446-43699-2 |

| Klein 2011 | Klein, Bernd, 2011. <i>Leichtbau-Konstruktion: Berechnungsgrundlagen und Gestaltung.</i> 9., überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden : Vieweg + Teubner ISBN 978-3-8348-1604-7 |
|--------------------|--|
| Kleppmann 2016 | Kleppmann, Wilhelm, 2016. <i>Versuchsplanung: Produkte und Prozesse optimieren.</i> 9., überarbeitete Auflage. München : Hanser ISBN 978-3-446-44716-5 |
| Klocke et al. 2006 | Klocke, Fritz; Lung, Dieter; Gerschwiler, Klaus; Abouridouane, Mustapha; Risse, Kai, 2006. 3D modelling and scaling effects in drilling. In: <i>Proceedings of the 9th CIRP International</i> <i>Workshop on Modeling of Machinig Operations,</i> Bled, 11.05.2006-12.05.2006, S. 263–269 |
| Klocke et al. 2008 | Klocke, Fritz; König, Wilfried, 2008. <i>Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren.</i> 8., neu bearbeitete Auflage. Berlin : Springer ISBN 978-3-540-23458-6 |
| Klocke et al. 2014 | Klocke, Fritz; Arft, Martin, 2014. Werkzeuggeometrie, Kinematik und Spanbildung. In: Heisel, Uwe; Klocke, Fritz; Uhlmann, Eckart; Spur, Günter (Hrsg.) <i>: Handbuch Spanen</i> . 2., vollständig neu bearbeitete Auflage. München : Hanser, S. 73–81 ISBN 978-3-446-43699-2 |
| Koehler 2004 | Koehler, Wolfgang, 2004. <i>Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess.</i> Essen : Vulkan-Verlag. Schriftenreihe des ISF 28. Dortmund, Univ., Diss., 2004 ISBN 3-8027-8728-5 |

| Kötter 2006 | Kötter, Dirk, 2006. <i>Herstellung von Schneidkantenverrundungen und</i> <i>deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von</i> <i>Zerspanwerkzeugen</i> . Essen : Vulkan-Verlag. Schriftenreihe des ISF 36. Dortmund, Univ., Diss., 2006 ISBN 978-3-8027-8736-2 |
|---------------------|--|
| Kraume 2012 | Kraume, Matthias, 2012. <i>Transportvorgänge in der Verfahrenstechnik:</i> <i>Grundlagen und apparative Umsetzungen.</i> 2. Auflage. Berlin Heidelberg : Springer Vieweg ISBN 978-3-642-25148-1 |
| Liewald et al. 2006 | Liewald, Mathias; Wagner, Stefan; Becker, Dina, 2006. New approaches on Coulomb's friction model for anisotropic sheet metal forming applications. In: <i>Proceedings of the 9th ESAFORM Conference</i> <i>on Material Forming,</i> Glasgow, 26.04.2006-28.04.2006, 4 Seiten |
| Livermore 2016 | Livermore Software Technology Corporation, 2016. <i>LS-DYNA keyword user's manual: volume II - material models</i> . Livermore. Verfügbar unter: http://ftp.lstc.com/anonymous/outgoing/jday/manu als/DRAFT_Vol_II.pdf Zugriff am: 23.05.2019 |
| Lubrix 2017 | Lubrix GmbH, 2017. <i>Lubrix MQL-Systems: Standardserie.</i> Kirchheim Teck. Verfügbar unter: http://www.lubrix.de/de/produkte/standardserie.ht ml Zugriff am: 23.05.2019 |

Lutao, Yan; Songmei, Yuan; Qiang, Liu, 2012. Lutao et al. 2012 Influence of minimum quantity lubrication parameters on tool wear and surface roughness in milling of forged steel. Chinese Journal of Mechanical Engineering 25 (3), S. 419–429 DOI: 10.3901/CJME.2012.03.419

12

Patentschrift US 6669747 B2 2003

Master Chemical Corporation, 2003. Grinding wheel with titanium aluminum nitride and hard lubricant coatings. Patentschrift US 6669747 B2, 30.12.2003

McKinsey & Company 2012

| | McKinsey & Company, 2012. <i>Lightweight, heavy impact: How carbon fiber and</i> <i>other lightweight materials will develop across</i> <i>industries and specifically in automotive</i> . New York City. Verfügbar unter: http://www.mckinsey.com/~/media/mckinsey/dotco m/client_service/Automotive%20and%20Assembl y/PDFs/Lightweight_heavy_impact.ashx Zugriff am: 23.05.2019 |
|---------------|--|
| McMullin 1984 | McMullin, Ernan, 1984. A Case for Scientific Realism. In: Leplin, Jarrett (Hrsg.) <i>: Scientific realism.</i> Berkeley : University of California Press, S. 8–40 ISBN 0-520-05155-6 |
| Mercer 2012 | Mercer, Jerry, 2012. <i>Dealing with graphite dust.</i> Texas. Verfügbar unter: http://edmtechman.com/library/Article- Dealing_with_Graphite_Dust.pdf Zugriff am: 23.05.2019 |
| microjet 2018 | microjet GmbH, 2018. <i>mircrojet Minimalmengenschmiersysteme - für</i> jede Anwendung eine Lösung! |

| Karlsruhe. Verfügbar unter: https://microjet.de/index.php/behaelter.html Zugriff am: 23.05.2019 |
|--|
| Mitschang, Peter, 2014. Fertigteilbearbeitung. In: AVK – Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e.V. (Hrsg.): Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites. 4. Auflage. Wiesbaden : Springer Vieweg, S. 509–521 ISBN 978-3-658-02754-4 |
| Norm DIN 69090-2:2011-12:2011-12. MMS-Bearbeitungstechnologie – Teil 2: Maschine. |
| Möhring, Hans-Christian, 2008. <i>Reaktionsschnelle Instandsetzung von Formen</i> <i>mit einer transportablen hybridkinematischen</i> <i>Bearbeitungseinheit</i> . Garbsen : PZH Produktionstechnisches Zentrum GmbH. Berichte aus dem IFW 11. Hannover, Univ., Diss., 2008 ISBN 978-3-941416-06-2 |
| Muhammad, Riaz; Ahmed, Najla; Sharif, Yasir; Silberschmidt, Vadim, 2010. 3D Finite Element Modelling of Drilling Process. In: <i>Proceedings of the 20th International</i> <i>Workshop on Computational Mechanics of</i> <i>Materials,</i> Loughborough, 08.09.2010-10.09.2010, 6 Seiten |
| Neugebauer, Reimund; Schmidt, Gerhard; Dix, Martin, 2013. Experimentelle Analyse zu ressourceneffizienten Kühlschmierstrategien beim Bohren. In: Energetisch-wirtschaftliche Bilanzierung und Bewertung technischer Systeme - Erkenntnisse aus dem Spitzentechnologiecluster eniPROD, |
| |

| | Tagungsband zum 1. und 2. Methodenworkshop der Querschnittsarbeitsgruppe 1 "Energetisch- wirtschaftliche Bilanzierung" des Spitzentechnologieclusters eniPROD, Chemnitz, 26.11.2010, 14.11.2012, S. 169–180 |
|----------------------|--|
| Omrani et al. 2016 | Omrani, Emad; Moghadam, Afsaneh; Menezes, Pradeep; Rohatgi, Pradeep, 2016. Influences of graphite reinforcement on the tribological properties of self-lubricating aluminum matrix composites for green tribology, sustainability, and energy efficiency - a review. <i>The International Journal of Advanced</i> <i>Manufacturing Technology</i> 83 (1-4), S. 325–346 DOI: 10.1007/s00170-015-7528-x |
| Oxley 1962 | Oxley, Peter, 1962. An analysis for orthogonal cutting with restricted tool-chip contact. <i>International Journal of Mechanical Sciences</i> 4 (2), S. 129–135 DOI: 10.1016/S0020-7403(62)80035-6 |
| Paucksch et al. 2008 | Paucksch, Eberhard; Holsten, Sven; Linß, Marco; Tikal, Franz, 2008. <i>Zerspantechnik: Prozesse, Werkzeuge,</i> <i>Technologien.</i> 12., vollständig überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden : Vieweg + Teubner ISBN 978-3-8348-0279-8 |
| Pfeifroth 2014 | Pfeifroth, Tobias, 2014. <i>Beitrag zur Verbesserung der spanenden</i> <i>Bohrbearbeitung von CFK auf Basis von</i> <i>Schädigungsmechanismen</i> . Stuttgart, Univ., Diss., 2014 |
| Pietschmann 2013 | Pietschmann, Judith, 2013. Industrielle Pulverbeschichtung: Grundlagen, Verfahren, Praxiseinsatz. 4., überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden : Springer Vieweg ISBN 978-3-8348-2584-1 |

| Poco 2011 | Poco Graphite SARL, 2011. Sicherheitsdatenblatt: POCO Graphit, synthetisches Graphit (Kohlenstoff) EDM Stufe EDM-AF5, EDM-4, EDM-3, EDM-2, EDM-1, EDM- 200, EDM-180, EDM-150, EDM-100. Limonest. Verfügbar unter: http://www.poco.com/Portals/0/MSDS/Synthetic% 20Graphite%20EDM%20Grades%20V4.2German %20%28DE%29.pdf Zugriff am: 23.05.2019 |
|--------------------|--|
| Popper et al. 2005 | Popper, Karl; Keuth, Herbert, 2005. <i>Logik der Forschung: Gesammelte Werke in deutscher Sprache.</i> 11., durchgesehene und ergänzte Auflage. Tübingen : Mohr Siebeck ISBN 3-16-148111-9 |
| Pulli 2006 | Pulli, Karlheinz, 2006. <i>Optimierung der Pulverlackapplikation durch</i> <i>Anwendung experimenteller und numerischer</i> <i>Untersuchungsverfahren</i> . Heimsheim : Jost-Jetter Verlag. IPA-IAO Forschung und Praxis 443. Stuttgart, Univ., Diss., 2006 ISBN 3-936947-96-1 |
| Rahim et al. | Rahim, Erween; Ibrahim, Mohd; Rahim, Azizul; Aziz, Siti; Mohid, Zazuli, 2014. Experimental Investigation of Minimum Quantity Lubrication (MQL) as a Sustainable Cooling Technique. In: <i>12th Global Conference on Sustainable Manufacturing – Emerging Potentials,</i> Johor Bahru, 22.09.2014-24.09.2014, S. 351–354 |

| Rao et al. 2008 | Rao, Nageswara; Krishna, Vamsi, 2008. The influence of solid lubricant particle size on machining parameters in turning. <i>International Journal of Machine Tools and Manufacture</i> 48 (1), S. 107–111 DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2007.07.007 |
|-------------------|--|
| Reddy et al. 2006 | Reddy, Suresh; Rao, Venkateswara, 2006. Experimental investigation to study the effect of solid lubricants on cutting forces and surface quality in end milling. <i>International Journal of Machine Tools and Manufacture</i> 46 (2), S. 189–198 DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2005.04.008 |
| Rohr et al. 2004 | Rohr, Ingmar; Nahme, Hartwig; Thoma, Klaus, 2004. Charakterisierung des Schädigungsverhaltens von duktilem Stahl. In: <i>Tagungsband Werkstoffprüfung,</i> Neu-Ulm, 25.11.2004-26.11.2004, S. 143–148 |
| Rother 2016 | Rother Technologie GmbH & Co. KG, 2016. <i>Produktreihe: Innovativ, Produktiv, Nachhaltig.</i> Bad Urach. Verfügbar unter: https://www.google.com/url?sa=t&rct=j&q=&esrc= s&source=web&cd=1&ved=2ahUKEwjr9N7wsaTg AhUjQhUIHZmNApkQFjAAegQICRAC&url=http% 3A%2F%2Fwww.machining- network.com%2Fassets%2Fmime%2F- UTQ3ZSSbJSz6f007DmBIIEwnCeKyli6fqSVBGF8 30%2CQHTDcqC66KqhqLzeoaeMsZqMa7%2FR other_Produkte.pdf&usg=AOvVaw3yJyOFZGIoSq Ojxecx53T8 Zugriff am: 23.05.2019 |

| Rummenhöller 1996 | Rummenhöller, Stefan, 1996. <i>Werkstofforientierte Prozessauslegung für das</i> <i>Fräsen kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe</i> . Aachen : Shaker. Berichte aus der Produktionstechnik 8. Aachen, Univ., Diss., 1996 ISBN 3-8265-1429-7 |
|-----------------------|--|
| Scharf et al. 2013 | Scharf, Thomas; Prasad, Somuri, 2013. Solid lubricants: a review. <i>Journal of Materials Science</i> 48 (2), S. 511–531 DOI: 10.1007/s10853-012-7038-2 |
| Norm DIN 51385 | DIN 51385:2013-12. Schmierstoffe – Bearbeitungsmedien für die Umformung und Zerspanung von Werkstoffen – Begriffe. |
| Schneider et al. 2012 | Schneider, Marco; Birenbaum, Christoph; Forbes, Alistair; Mayer, Tim; Burkhardt, Jochen, 2012. Spanende Bearbeitung von Leichtbauwerkstoffen: Einführung und Überblick. Stuttgart. Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung IPA Verfügbar unter: https://www.ipa.fraunhofer.de/content/dam/ipa/de/ documents/Publikationen/Studien/Spanende_Bea rbeitung_von_Leichtbauwerkstoffen.pdf Zugriff am: 23.05.2019 |
| Schul 1997 | Schul, Claus, 1997. <i>Einfluß der Baugröße auf die Lebensdauer</i> <i>feststoffgeschmierter Kugellager</i> . Düsseldorf : VDI-Verlag. Fortschrittberichte VDI Reihe 1, Konstruktionstechnik, Maschinenelemente 283. Darmstadt, Univ., Diss., 1997 ISBN 978-3-18-328301-9 |

| Schürmann 2007 | Schürmann, Helmut, 2007. <i>Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden.</i> 2., bearbeitete und erweiterte Auflage. Berlin Heidelberg : Springer ISBN 978-3-540-72189-5 |
|----------------------|---|
| Selzer et al. 1995 | Selzer, R; Friedrich, Klaus, 1995. Inluence of water up-take on interlaminar fracture properties of carbon fibre-reinforced polymer composites. <i>Journal of Materials Science</i> 30 (2), S. 334–338 DOI: 10.1007/BF00354392 |
| Shapiro et al. 1965 | Shapiro, Samuel; Wilk, Martin, 1965. An analysis of variance test for normality (complete samples). <i>Biometrika</i> 52 (3/4), S. 591–611 DOI: 10.2307/2333709 |
| Siebertz et al. 2010 | Siebertz, Karl; van Bebber, David; Hochkirchen, Thomas, 2010. <i>Statistische Versuchsplanung: Design of</i> <i>Experiments (DoE).</i> 1. Auflage. Heidelberg : Springer ISBN 978-3-642-05492-1 |
| SKF 2009 | SKF Lubrication Systems Germany AG, 2009. <i>Minimalmengenschmiersystem für</i> <i>Innenschmierung: Betriebsanleitung Version 2.</i> Berlin. Verfügbar unter: http://www.skf.com/binary/41- 32297/951-130-229_DE.pdf Zugriff am: 23.05.2019 |
| Söhner 2003 | Söhner, Jörg. <i>Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Element-Methode</i> . Karlsruhe, Univ., Diss., 2003 |

| Söhner et al. | Söhner, Jörg; Schmidt, Jürgen, 2002. Use of FEM simulation in manufacturing technology. In: <i>ABAQUS Users' Conference proceedings,</i> Newport, Mai 2002, S. 1–15 |
|----------------------|---|
| Norm DIN 1412 | DIN 1412:2001-03. Spiralbohrer aus Schnellarbeitsstahl - Anschliffformen. |
| Spur 1960 | Spur, Günter, 1960. <i>Beitrag zur Schnittkraftmessung beim Bohren mit</i> <i>Spiralbohrern unter Berücksichtigung der</i> <i>Radialkräft</i> e. Braunschweig, Univ., Diss., 1960 |
| Suresha et al. 2007 | Suresha, Bheemappa; Chandramohan, Govindarajulu; Renukappa, Nijagal; Siddaramaiah, Hatna, 2007. Mechanical and tribological properties of glass–epoxy composites with and without graphite particulate filler. <i>Journal of Applied Polymer Science</i> 103 (4), S. 2472–2480 DOI: 10.1002/app.25413 |
| Tasdelen et al. 2008 | Tasdelen, Bulent; Wikblom, Torbjörn; Ekered, Sven, 2008. Studies on minimum quantity lubrication (MQL) and air cooling at drilling. <i>Journal of Materials Processing Technology</i> 200 (1-3), S. 339–346 DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2007.09.064 |
| Thielmann 2015 | Thielmann Graphite GmbH & Co. KG, 2015. Sicherheitsdatenblatt gem. Verordnung (EG) Nr. 1907 / 2006: Präzisionsgraphit 23061. Version 6/15. Grolsheim |

| Thomason 1974 | Thomason, Philip, 1974. The stress distribution in a wedge-shaped metal-cutting tool for triangular distributions of load on the rake-face contact length. <i>Journal of Mechanical Engineering Science</i> 16 (6), S. 418–424 DOI: 10.1243/jmes_jour_1974_016_076_02 |
|----------------------|---|
| Tikal et al. 2003 | Tikal, Franz; Heiler, Roland; Müller, Peter, 2003. Bohrer und Gewindewerkzeuge: Werkzeugkonzepte, Fertigungstechnologien und elektronische Werkzeugauswahl. Landsberg/Lech : Verlag Moderne Industrie. Die Bibliothek der Technik 257 ISBN 3-478-93300-5 |
| TKM 2005 | TKM Sprüh- und Dosiergeräte GmbH, 2005. <i>Aerosol-Booster AB 250 LC</i> . Karlsruhe. Verfügbar unter: http://tkm- systems.com/uploads/media/ab250lc.pdf Zugriff am: 23.05.2019 |
| Tönshoff et al. 2014 | Tönshoff, Hans Kurt; Wagner, Stefan; Denkena, Berend; Liewald, Mathias, 2014. Trennen. In: Grote, Karl-Heinrich; Feldhusen, Jörg (Hrsg.) <i>:</i> <i>Dubbel.</i> 24., aktualisierte und erweiterte Auflage. Berlin Heidelberg : Springer Vieweg, S. S47–S80 ISBN 978-3-642-38890-3 |
| Töpfer 2010 | Töpfer, Armin, 2010. <i>Erfolgreich Forschen: Ein Leitfaden für Bachelor-,</i> <i>Master-Studierende und Doktoranden.</i> 2., überarbeitete und erweiterte Auflage. Berlin : Springer ISBN 978-3-642-13901-7 |
| Vaziri et al. 2010 | Vaziri, Mohammad; Salimi, Mahmoud; Mashayekhi, Mohammad, 2010. A new calibration method for ductile fracture models as chip separation criteria in machining. |

| | <i>Simulation Modelling Practice and Theory</i> (18), S. 1286–1296 DOI: 10.1016/j.simpat.2010.05.003 |
|--------------------|---|
| Wack 2009 | Wack, Peter, 2009. Standzeituntersuchung an Kohlefaserverbundwerkstoffen unter Berücksichtigung des Einflusses der Minimalmengenschmierung. In: <i>50. Tribologie-Fachtagung,</i> Göttingen, 21.09.2009-23.09.2009, S. 29/1–29/10 |
| Wang et al. 2013 | Wang, Xin; Kwon, Patrick Y; Sturtevant, Caleb; Kim, Dave; Lantrip, Jeff, 2013. Tool wear of coated drills in drilling CFRP. <i>Journal of Manufacturing Processes</i> 15 (1), S. 127–135 DOI: 10.1016/j.jmapro.2012.09.019 |
| Wang et al. 2014 | Wang, Xin; Kwon, Patrick Y; Sturtevant, Caleb; Kim, Dave; Lantrip, Jeff, 2014. Comparative tool wear study based on drilling experiments on CFRP/Ti stack and its individual layers. <i>Wear</i> 317 (1-2), S. 265–276 DOI: 10.1016/j.wear.2014.05.007 |
| Wäsche et al. 1989 | Wäsche, Rolf; Habig, Karl-Heinz, 1989. <i>Physikalisch-chemische Grundlagen der</i> <i>Feststoffschmierung: Literaturübersicht</i> . Bremerhaven : Wirtschaftsverlag NW. Forschungsbericht / Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) Berlin 158 ISBN 3-88314-889-X |
| Weinert 1999 | Weinert, Klaus, 1999. <i>Trockenbearbeitung und</i> <i>Minimalmengenkühlschmierung: Einsatz in der</i> <i>spanenden Fertigungstechnik</i> . Berlin Heidelberg : Springer ISBN 9783642636714 |

| Weinert et al. 2004 | Weinert, Klaus; Kempmann, Christoph, 2004. Cutting Temperatures and Their Effects on the Machining Behaviour in Drilling Reinforced Plastic Composites. <i>Advanced Engineering Materials</i> 6 (8), S. 684– 689 DOI: 10.1002/adem.200400025 |
|-----------------------|---|
| Weissbach et al. 2015 | Weissbach, Wolfgang; Dahms, Michael; Jaroschek, Christoph, 2015. <i>Werkstoffkunde: Strukturen, Eigenschaften,</i> <i>Prüfung.</i> 19., vollständig überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden : Springer Vieweg ISBN 978-3-658-03918-9 |
| Werda et al. 2016 | Werda, Sana; Duchosal, Arnaud; Le Quilliec, Guénhaël; Morandeau, Antoine; Leroy, René, 2016. Minimum Quantity Lubrication: Influence of the oil nature on surface integrity. In: <i>3rd CIRP Conference on Surface Integrity</i> <i>(CIRP CSI),</i> Charlotte, 08.06.2016-10.06.2016, S. 287–290 |
| Werucon 2010 | Werucon GmbH, 2010. <i>Mikro Dosierbox: Typ: MDB</i> . Bremen. Verfügbar unter: http://werucon.de/wp- content/uploads/2017/10/MDB_technisches_date nblatt_DE.pdf Zugriff am: 23.05.2019 |
| Willrett 2012 | Willrett, Haider, 2012. Eiskalt lebt die Schneide länger. <i>Industrieanzeiger</i> 134 (3), S. 52–55 |
| Witten 2014 | Witten, Elmar, 2014. Grundlagen. In: AVK – Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e.V. (Hrsg.) <i>: Handbuch</i> <i>Faserverbundkunststoffe/Composites</i> . |

| | 4. Auflage. Wiesbaden : Springer Vieweg, S. 33–37 ISBN 978-3-658-02754-4 |
|---------------|---|
| Yu 2014 | Yu, Su, 2014. 3D FEM simulation of water vapor jet assisted metal cutting. <i>The Open Mechanical Engineering Journal</i> 8 (1), S. 132–137 DOI: 10.2174/1874155X20140501007 |
| Ziebeil 1996 | Ziebeil, Frank, 1996. <i>Mechanische und thermische Belastung von</i> <i>Zerspanwerkzeugen</i> . Düsseldorf : VDI-Verlag. Fortschrittberichte VDI Reihe 18, Mechanik, Bruchmechanik 193. Hannover, Univ., Diss., 1995 ISBN 978-3-18-319318-9 |
| Zoglauer 1993 | Zoglauer, Thomas, 1993. Kann der Realismus wissenschaftlich begründet werden? In: <i>Neue Realitäten - Herausforderung der</i> <i>Philosophie.</i> , <i>16. Deutscher Kongreß für</i> <i>Philosophie,</i> Berlin, 20.09.1993-24.09.1993, S. 600–607 |

Das primäre Ziel dieser Arbeit ist es, den Schmiereffekt eines neuartigen Kühlschmierverfahrens auf Basis von Graphit für die Bohrbearbeitung von Stahl und kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK) zu untersuchen. Sekundäres Ziel ist die Bereitstellung einer Methode zur systematischen Bestimmung des sich im Bohrprozess einstellenden Reibungskoeffizienten mit Schmierstoffeinsatz.

Anhand von Sprühtests werden das Prozessfenster der aufgebauten Trockenschmieranlage ermittelt sowie signifikante Faktoren auf die ausströmenden Schmierstoffmengen identifiziert. Zum Nachweis des Schmiereffekts werden der Bohrerverschleiß und die Zerspankraftkomponenten während realer Bohrversuche betrachtet. Die in dieser Arbeit vorgestellte Methode basiert auf der Kombination tribologischer Modellversuche, FEM-Bohrsimulationen und experimentellen Bohrversuchen.



FRAUNHOFER VERLAG