kupfer_

Informationsdruck i.18

# Richtwerte für die spanende Bearbeitung von Kupfer und Kupferlegierungen

**Herausgeber:**
Kupferverband e.V.
Emanuel-Leutze-Straße 11
40547 Düsseldorf
Germany
Tel. +49 211 239469-0
Fax: +49 211 239469-10
technik@kupfer.de
www.kupfer.de

Alle Rechte, auch die des auszugsweisen Nachdrucks und der photomechanischen oder elektronischen Wiedergabe, vorbehalten.

5. Auflage / 2024

Überarbeitet durch:
Werkzeugmaschinenlabor WZL der RWTH Aachen University: Prof. Dr.-Ing. Thomas Bergs, Dipl.-Ing. Daniel Schraknepper, Stefan Baier, M. Sc.

# Inhaltsverzeichnis


**Vorwort** 6

**1 Einleitung** 8

**2 Grundbegriffe der Zerspanung** 10
2.1 Schneidteilgeometrie und ihr Einfluss auf den Zerspanvorgang 10
2.1.1 Schneidteilgeometrie 10
2.1.2 Einfluss der Schneidteilgeometrie auf den Zerspanungsvorgang 10
2.2 Verschleiß am Schneidteil 14
2.3 Spanbildung 15

**3 Definition und Beurteilung der Zerspanbarkeit** 17
3.1 Bewertungsgröße Standzeit 18
3.2 Zerspankraft 19
3.3 Bewertungsgröße Oberflächengüte 24
3.4 Bewertungsgröße Spanform 27
3.5 Bewertung der Zerspanbarkeit mit Zerspanbarkeitsindizes nach ASTM E618 29
3.6 Bewertung der Zerspanbarkeit durch eine Nutzwertanalyse 30

**4 Einteilung der Kupferwerkstoffe nach Zerspanbarkeitshauptgruppen** 32
4.1 Normung der Kupferwerkstoffe 32
4.2 Einteilung der Kupferwerkstoffe in Hauptgruppen der Zerspanbarkeit 32
4.3 Beeinflussung der Zerspanbarkeit durch Gießen, Kaltumformung und Aushärtung 38
4.4 Beeinflussung der Zerspanbarkeit durch weitere Legierungselemente 38
4.5 Beeinflussung der Zerspanbarkeit durch Blei 41
4.6 Substitution von Blei in Kupferwerkstoffen 42

**5 Schneidstoffe** 43
5.1 Schnellarbeitsstahl 43
5.2 Hartmetalle (HM) 44
5.3 Beschichtungen 44
5.4 Diamant als Schneidstoff 45
5.5 Wahl des Schneidstoffs 45

**6 Schneidengeometrie** **47**
6.1 Span- und Freiwinkel 47

**7 Kühlschmierstoffe** **50**

**8 Angaben zur Berechnung der Bearbeitungskosten** **52**

**9 Ultrapräzisionszerspanung von Kupfer** **54**
9.1 Grundlagen der Ultrapräzisionszerspanung 54
9.2 Anwendungsbeispiele von Kupferlegierungen 55
9.3 Werkstoffeigenschaften und Einflüsse 55

**10 Richtwerte für die zerspanende Bearbeitung von Kupfer und Kupferlegierungen** **57**
10.1 Drehen von Kupferwerkstoffen 57
10.1.1. Drehen von bleifreien Kupferwerkstoffen 58
10.2 Bohren und Senken von Kupferwerkstoffen 62
10.3 Reiben von Kupferwerkstoffen 67
10.4 Gewindebohren und Gewindefräsen von Kupferwerkstoffen 68
10.5 Fräsen von Kupferwerkstoffen 69
10.6 Vorgehen bei Problemen mit der Zerspanung von bleifreien Kupferwerkstoffen 73

**11 Anhang** **74**
11.1 Zerspanungsmusteranwendungen 74
11.2 Formeln 80
11.3 Formelzeichen, Symbole und Abkürzungen 82
11.4 Literatur-Broschüre 84
11.5 Normen und Richtlinien 89

# _ Vorwort

Die vorliegende Broschüre beinhaltet für alle relevanten Fertigungsverfahren Richtwerte zur spanenden Bearbeitung für ein weites Spektrum an Kupferlegierungen.

Wie ihre Vorgänger richtet sich auch diese Broschüre im Wesentlichen an den Praktiker. Sie soll ihm helfen, Zerspanungsaufgaben möglichst produktiv und wirtschaftlich zu lösen. Darüber hinaus soll sie den Konstrukteur und Entwicklungsingenieur dabei unterstützen, verschiedene Werkstoffe hinsichtlich ihrer Zerspanbarkeit zu vergleichen und so die entsprechenden Fertigungskosten für ein Bauteil abzuschätzen. Dazu wurde das Tabellenwerk um einen Zerspanbarkeitsindex ergänzt. Dieser ist in der Literatur bereits weit verbreitet und bietet einen ersten Vergleich der Kupferwerkstoffe untereinander und ermöglicht auch einen Vergleich mit anderen metallischen Werkstoffen wie Stahl oder Aluminium.

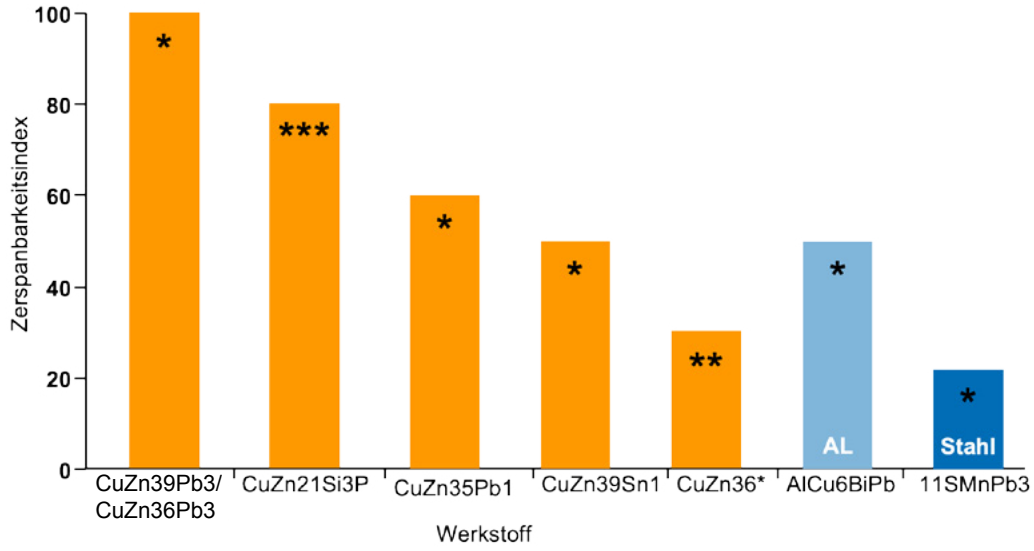
Zusätzlich wurden die Tabellen mit den Werkstoffnormen aktualisiert und die Richtwerttabellen zu den einzelnen Fertigungsverfahren überarbeitet und ergänzt. Da die Zerspanbarkeit sehr komplex und von einer ganzen Reihe von Randbedingungen abhängig ist, können die angegebenen Richtwerte lediglich als Orientierungswerte dienen. Um die optimalen Zerspanparameter für die eigene Produktion zu finden und so das höchstmögliche Maß an Produktivität und Wirtschaftlichkeit zu erreichen, ist es nach wie vor unablässig, zusätzliche Zerspanversuche unter den tatsächlich herrschenden Randbedingungen durchzuführen.

# 1_Einleitung

Bezogen auf die Zerspanbarkeit sind die meisten Werkstoffe auf Kupferbasis anderen metallischen Konstruktionswerkstoffen gegenüber im Vorteil. Für die Fertigung von Formdrehteilen aller Art hat sich CuZn39Pb3, das Automatenmessing, bestens bewährt. Die guten Zerspanungseigenschaften dieser Kupfer-Zink-Legierung sind so allgemein bekannt, dass sie oft als Vergleichsmaßstab für die Beschreibung der Zerspanungseigenschaften von Kupfer und Kupferlegierungen herangezogen werden.

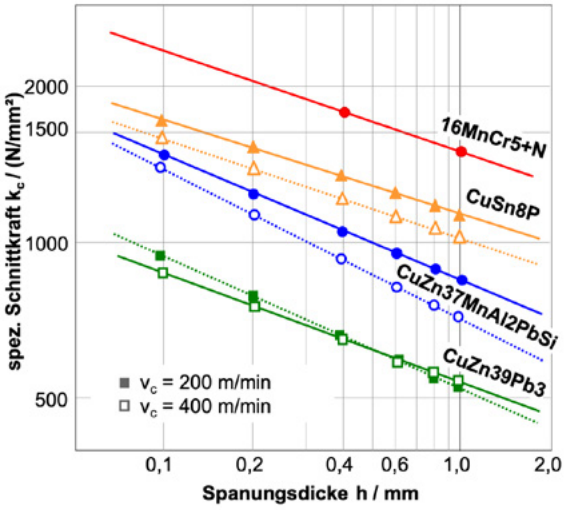
Generell wird die Zerspanbarkeit anhand der Kriterien Späne, Oberfläche, Werkzeugverschleiß und Zerspankraft beurteilt. In erster Näherung ist die Zerspanbarkeit der Kupferwerkstoffe besser als die von Stählen oder Aluminiumwerkstoffen in vergleichbaren Festigkeitszuständen, Abb. 1. Dies spiegelt sich auch in den deutlich niedrigeren Zerspankräften wider, Abb. 2. Sofern nicht spezifische Anforderungen den Einsatz von CuZn39Pb3 ausschließen, setzen Lohndrehereien, Fasson- und Automatendrehereien diesen Werkstoff bevorzugt ein.

Kupferwerkstoffe werden in der Regel für in Serie gefertigte Bauteile verwendet. Um die verschiedensten technischen Anforderungen erfüllen zu können, wurden im Laufe der Zeit eine Vielzahl von Kupferwerkstoffen entwickelt, beispielsweise niedriglegierte Kupferlegierungen, Kupfer-Nickel-Legierungen und siliziumhaltige Kupferlegierungen. Dabei reicht die Palette der Werkstoffe von den hochfesten Kupfer-Legierungen bis zu den sehr weichen, reinen Kupfersorten mit hoher Bruchdehnung. Aufgrund der unterschiedlichen mechanischen und physikalischen Eigenschaften ist die Zerspanbarkeit von Werkstoff zu Werkstoff verschieden. Über das Zerspanungsverhalten der seltener verwendeten Kupferwerkstoffe liegen bei vielen Verarbeitern nur lückenhafte Kenntnisse vor. Deshalb unterscheiden sich die für ein und denselben Werkstoff angewendeten Zerspanungsdaten oft von einem Fertigungsbetrieb zum anderen erheblich. Die Nachfrage nach Richtwerten und Bearbeitungsvorschlägen für die spanende Fertigung ist – nicht zuletzt auch wegen der Fortschritte auf dem Schneidsektor – nach wie vor groß. Darüber hinaus hat die Optimierung der Zerspanungsaufgaben durch die richtige Wahl und Abstimmung der Zerspanungsdaten in der Serienfertigung, das heißt bei hohen Stückzahlen, große wirtschaftliche




*Zerspanbarkeitsindex gemäß Testmethode ASTM E618 mit CuZn36Pb als Referenzwerkstoff
** CuZn36: Zerspanbarkeitsindex nach Kupferinstitut
*** CuZn21Si3P: Zerspanbarkeitsindex lt. Herstellerangaben

**Abb. 1:** Vergleich der Zerspanbarkeit (Spanform) von Kupferwerkstoffen mit einem Automatenstahl und einer Aluminiumlegierung [THIE90, DKI10, WIEL10]




| Werkstoff | $v_c$ m/min | $k_{c1.1}$ N/mm² | 1-$m_c$ |
|---|---|---|---|
| CuZn39Pb3 Automatenmessing | 200 | 539 | 0,7886 |
| | 400 | 521 | 0,7458 |
| CuSn8P Kupfer-Zinn-Legierung | 200 | 1137 | 0,8211 |
| | 400 | 1020 | 0,8059 |
| CuZn37MnAl2PbSi Sondermessing | 200 | 845 | 0,7561 |
| | 400 | 715 | 0,7036 |
| 16MnCr5+N Einsatzstahl | 200 | 1302 | 0,7092 |

| | |
|---|---|
| ■ CuZn39Pb3<br>▲ CuSn8P<br>● CuZn37MnAl2PbSi | N10 - N20<br>$\alpha_o$ = 7°; $\gamma_o$ = 0°; $\lambda_s$ = 0°<br>$\kappa_r$ = 93°; $\varepsilon_r$ = 55°;<br>$r_\varepsilon$ = 0,4 mm; $a_p$ = 1 mm |
| ● 16MnCr5+N | P10<br>$\alpha_o$ = 5°; $\gamma_o$ = 6 °; $\lambda_s$ = 0 °<br>$\kappa_r$ = 70°; $\varepsilon_r$ = 90°;<br>$r_\varepsilon$ = 0,8 mm; $a_p$ = 3 mm |

**Abb. 2:** Vergleich der spezifischen Schnittkraft von drei Kupferlegierungen mit einem Einsatzstahl nach Untersuchungen des Kupferverbands und [KÖNI73]

Bedeutung.

Werkstoffentwicklungen sind darauf gerichtet, die Werkstoffeigenschaften ständig zu verbessern. Um die Kosten einer erforderlichen spanenden Bearbeitung zu senken, werden häufig Werkstoffe mit verbesserten Zerspanungseigenschaften verlangt, ohne dabei die mechanischen oder physikalischen Eigenschaften wesentlich zu beeinflussen. Als Beispiel sei hier die Entwicklung von CuTeP und CuSP genannt. Da reines Kupfer zwar sehr hohe Leitfähigkeitswerte aufweist, aber andererseits wegen langer Wendel- bzw. Wirrspäne schwierig spanend zu bearbeiten ist, wurden dem reinen Kupfer Tellur, Schwefel oder Blei als spanbrechende Legierungselemente zugesetzt. So wird die spanende Bearbeitung auch auf Automaten möglich, wobei nur geringfügig abfallende Leitfähigkeiten akzeptiert werden müssen.

Die laufend erzielten Verbesserungen auf dem Werkstoff- und Werkzeug-(Schneidstoff-) Sektor machen es heute den Herstellern schwer, Schnittwertempfehlungen oder Richtwerte über einen längeren Zeitraum vorzugeben. Die hier vorgelegten Richtwerte sollen es ermöglichen, unterstützt bzw. überprüft durch einige spezifische Zerspanversuche, sich an optimale Spanungsbedingungen heranzutasten. Bei kleineren Produktionsmengen sollten die Richtwerte bereits genügen, um die Zerspanungsaufgaben zufriedenstellend zu lösen.

# 2 _ Grundbegriffe der Zerspanung

Im Folgenden werden die Grundbegriffe der Zerspanung hinsichtlich Schneidteilgeometrie, Werkzeugverschleiß und Spanbildung am Beispiel des Drehwerkzeugs erläutert. Sie gelten analog für jedes andere Zerspanungsverfahren mit definierter Schneide. Die Kenntnis der Grundbegriffe ist das Rüstzeug zum Verständnis der Zerspaneigenschaften von Kupfer und Kupferlegierungen.

## 2.1 Schneidteilgeometrie und ihr Einfluss auf den Zerspanvorgang

Die grundlegenden Begriffe der Zerspantechnik sind in DIN 6580, DIN 6581, DIN 6583 und DIN 6584 genormt. Die Flächen und Schneiden am Drehwerkzeug zeigt und erläutert Abb. 3.

### 2.1.1 Schneidteilgeometrie

Der Schneidteil eines spanenden Werkzeugs wird aus Span-, Hauptfrei- und Nebenfreifläche gebildet. Durch die Stellung dieser Flächen zueinander werden die Werkzeugwinkel bestimmt.

Um Begriffe und Winkel am Schneidteil zu erläutern, ist es hilfreich zwischen dem Werkzeug-Bezugsystem und dem Wirk-Bezugssystem zu unterscheiden (Abb. 4). Diese Systeme bauen auf unterschiedlichen, zueinander rechtwinkligen Bezugsebenen auf.

Dem Wirk-Bezugssystem liegen die während des Zerspanprozesses auftretenden Relativgeschwindigkeiten zwischen Schneidteil und Werkstück zugrunde. Die

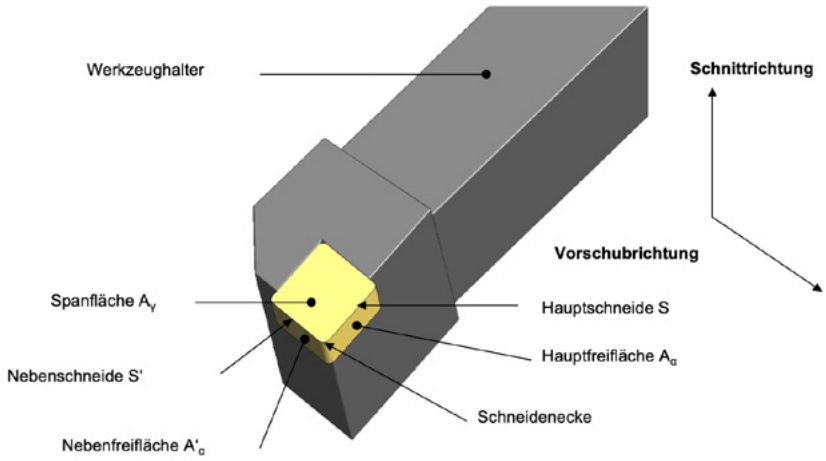



**Abb. 3:** Flächen, Schneiden und Schneidenecke am Drehmeißel (nach DIN 6581)

Wirk-Bezugsebene $P_{re}$ geht durch einen ausgewählten Punkt auf der Schneide und ist senkrecht zur Wirkrichtung. Die Richtung der Wirkrichtung ergibt sich aus der Resultierenden von Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit.

Im Werkzug-Bezugssystem liegt die Werkzeug-Bezugsebene $P_r$ parallel zur Auflagefläche des Werkzeugs. Die Werkzeugschneidenebene $P_s$ verläuft tangential zur Werkzeugschneide und steht senkrecht auf der Werkzeug-Bezugsebene $P_r$. Die Messung der Scheidteilgeometrie erfolgt in der Werkzeug-Orthogonalebene $P_o$. Diese verläuft durch den ausgesuchten Schneidenpunkt, senkrecht zur Werkzeug-Bezugsebene $P_r$ und senkerecht zur Werkzeug-Schneidenebene $P_s$.

Im Werkzeug-Bezugssystem gelten für die Winkel am Schneidkeil folgende Definitionen Abb. 5:

- Der Freiwinkel $\alpha_o$ liegt zwischen der Freifläche $A_\alpha$ und der Schneidenebene $P_s$ gemessen in der Werkzeug-Orthogonalebene $P_o$.

- Der Keilwinkel $\beta_o$ liegt zwischen der Freifläche $A_\alpha$ und der Spanfläche $A_\gamma$, gemessen in der Werkzeug-Orthogonalebene $P_o$.

- Der Spanwinkel $\gamma_o$ liegt zwischen der Spanfläche $A_\gamma$ und der Werkzeug-Bezugsebene $P_s$, gemessen in der Werkzeug-Orthogonalebene $P_o$.

Für diese drei Winkel gilt immer folgende Beziehung:

$$\alpha_o + \beta_o + \gamma_o = 90° \qquad (1)$$

• Der Einstellwinkel $\kappa_r$ ist der Winkel zwischen der angenommen Vorschubrichtung und der Werkzeug-Schneidenebene $P_s$, gemessen in der Bezugsebene $P_r$.

• Der Eckenwinkel $\varepsilon_r$ ist der Winkel zwischen den Werkzeug-Schneidenebenen ($P_s$, $P_s$') von Haupt- und Nebenschneide, gemessen in der Bezugsebene $P_r$.

• Der Werkzeug-Neigungswinkel $\lambda_r$ ist der Winkel zwischen der Hauptschneide S und der Werkzeug-Bezugsebene $P_r$, gemessen in der Werkzeug-Schneidenebene $P_s$.

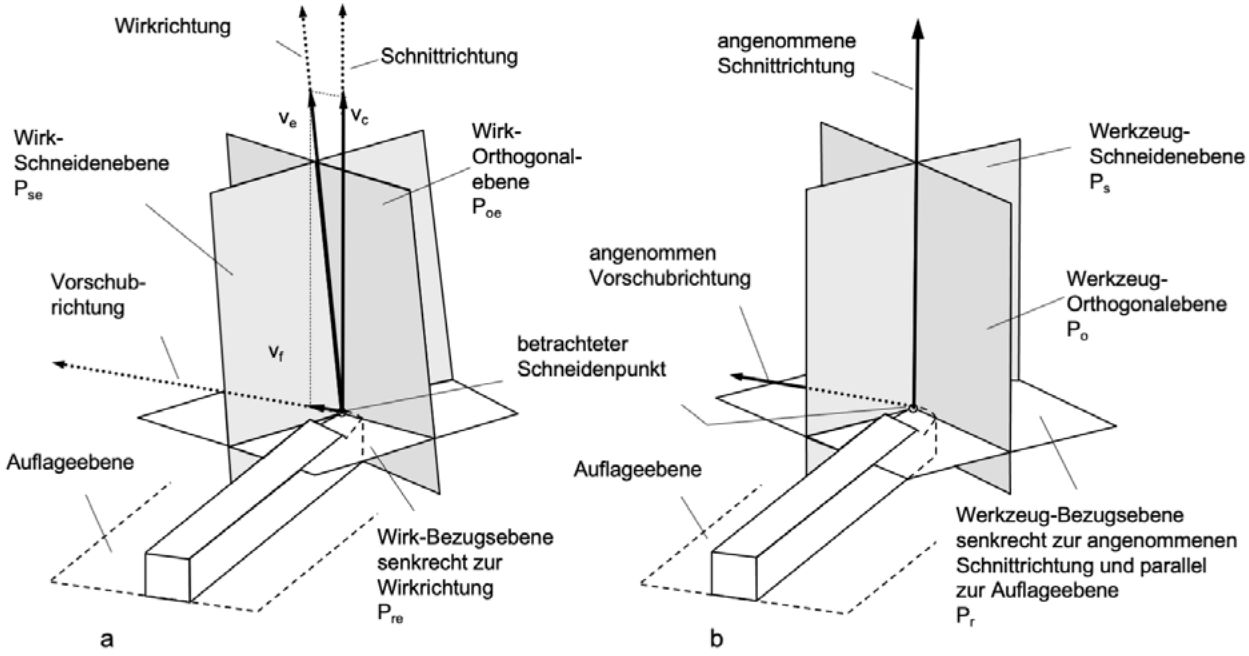



**Abb. 4:** (a) Wirk- und (b) Werkzeug-Bezugsystem (nach DIN 6581)

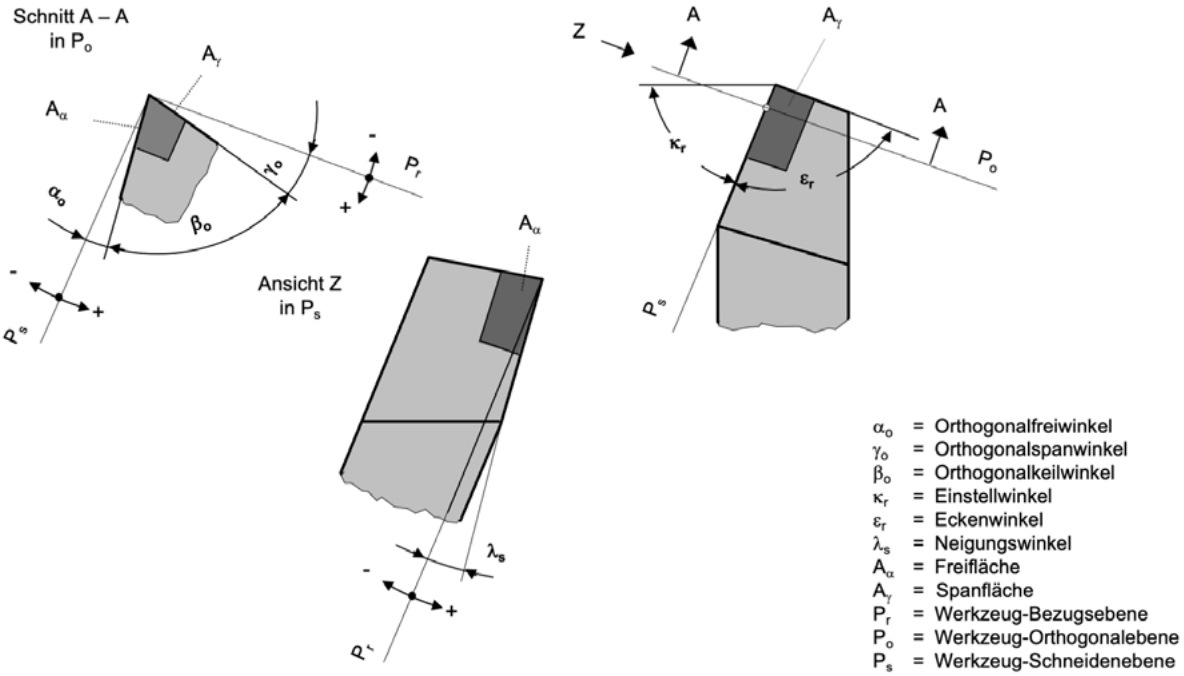



**Abb. 5:** Wichtigste Winkel am Schneidteil (nach DIN 6581)

Zur Darstellung der Begriffe und Winkel am Schneidteil wurde die Geometrie eines Drehmeißels gewählt, da sich die Größen hier am anschaulichsten zeigen lassen. Prinzipiell können die aufgeführten Definitionen auf alle Werkzeuge mit geometrisch bestimmter Schneide übertragen werden.

### 2.1.2 Einfluss der Schneidteilgeometrie auf den Zerspanungsvorgang

Für das Ergebnis der spanenden Bearbeitung und für die Standzeit der Werkzeuge ist die Wahl der Schnittwinkel von großer Bedeutung. Je mehr die Wirtschaftlichkeit der Bearbeitung im Vordergrund steht, desto wichtiger wird die Festlegung einer optimalen Schneidteilgeometrie. Die Stabilität des Schneidteils lässt sich durch zweckmäßige Schnittwinkel, Schneidfasen und Schneidkantenverrundungen erhöhen. Eine optimale Schneidkeilgeometrie ist unter Berücksichtigung der Anforderungen und Arbeitsbedingungen festzulegen.

Es ist zu beachten, dass alle Winkeländerungen am Werkzeug eine zweifache Wirkung ausüben. Werden Schneidkeilwinkel geändert um die Stabilität des Schneidkeils zu erhöhen, so wird die Spanbildung beeinträchtigt und Schnittkräfte und Werkzeugverschleiß nehmen zu. Verbessert man die Spanbildung durch geänderte Winkel, so nimmt die Stabilität des Schneidkeils ab. Jede Festlegung eines Werkzeugwinkels stellt daher einen Kompromiss dar, der den verschiedenen Anforderungen nur bedingt gerecht wird. Nur so sind auch die in Richtwerttabellen gegebenen Empfehlungen zur Schneidkeilgeometrie zu verstehen. Die empfohlene Schneidkeilgeometrie muss immer dann nach betrieblichen Erfahrungen abgewandelt werden, wenn weitere Einflüsse berücksichtigt werden sollen. Für solche Fälle ist es wichtig zu wissen, in welche Richtung Schnittwinkeländerungen die Zerspanbarkeitskenngrößen beeinflussen. Wegen großer Fortschritte auf dem Gebiet der Schneidstoffe haben heute jedoch Änderungen der Schneidkeilgeometrie mit dem Ziel, das Verschleißverhalten zu verbessern, nur noch untergeordnete Bedeutung. Im Vordergrund stehen Winkeländerungen zur Verbesserung der Spanbildung bzw. Spanabfuhr.

Für Kupferwerkstoffe liegen die Freiwinkel üblicherweise bei Schnellarbeitsstahl zwischen $\alpha = 6°$ und $\alpha = 8°$ und bei Hartmetall zwischen $\alpha = 8°$ und $\alpha = 10°$. Dabei mindern große Freiwinkel den Freiflächenverschleiß und ermöglichen ein leichteres Eindringen des Schneidkeils in das Werkstück. Bei konstant gehaltener Verschleißmarkenbreite VB erhöhen kleine Vergrößerungen des Freiwinkels die Standzeit der Schneide, da das Verschleißvolumen zunimmt. Für die Abtragung eines größeren Verschleißvolumens wird mehr Zeit gebraucht, sodass die Standzeit zunimmt. Die Möglichkeit der Vergrößerung des Freiwinkels wird jedoch durch die Schwächung des Schneidkeils begrenzt. Das führt zum Wärmestau in der Schneidenspitze und damit zur Gefahr des Schneidenausbruchs, auch das Widerstandsmoment gegen Biegung nimmt mit zunehmendem Freiwinkel stark ab.

Dem Spanwinkel $\gamma_o$ kommt von allen Werkzeugwinkeln die größte Bedeutung zu. Vom Spanwinkel hängt die Größe der Verformungs- und Trennarbeit bei der Spanbildung ab. Die Spanwinkel werden bei Kupferwerkstoffen im weiten Bereich zwischen 0° und 25° variiert. Die größten Spanwinkel werden dabei bei den weichsten Werkstoffen mit den niedrigsten Schnittkräften (Reinkupfer, CuZn10) für die spanenden Bearbeitungen mit Hartmetall gewählt, da nur bei diesen Werkstoffen die Schneiden nicht überlastet werden.

Je größer der Spanwinkel, umso geringer sind die Verformungs- und Trennarbeit und damit der Druck auf die Schneide. Die Schnittkräfte werden geringer und die Schneidentemperatur sinkt. Die Spanstauchung wird verringert, sodass die Oberflächenqualität zunimmt. Große Spanwinkel begünstigen den Spanfluss bei zähen Kupferwerkstoffen aber auch die Bildung von Band- und Wirrspänen.

Mit zunehmender spezifischer Schnittkraft, mit der Vergrößerung der Spanungsdicke und mit abnehmender Biegefestigkeit des Schneidstoffs muss der Spanwinkel kleiner werden. Damit wird der Schneidkeil stabiler und die Gefahr eines Schneidenbruches reduziert. Bei den Kupferwerkstoffen werden die kleinsten Spanwinkel bei der Zerspanung hochfester Kupferwerkstoffe angewendet. Stabile Schneidkeile gestatten das Drehen mit höheren Schnittgeschwindigkeiten. Nachteilig ist jedoch, dass mit kleiner werdenden Spanwinkeln die Schnittkräfte und damit auch die Antriebsleistung steigen.

Bei gegebenen Werten für Schnitttiefe $a_p$ und Vorschub f sind die Spanungsbreite b und die Spanungsdicke h vom Einstellwinkel $\kappa_r$ abhängig (Abb. 6). Kleine Einstellwinkel führen wie große Eckenradien bei labilen Werkstücken aufgrund hoher Passivkräfte leicht zur Verformung und zu Ratterschwingungen. Meistens werden Kupfer und Kupferlegierungen mit großen Einstellwin-

keln $\kappa_r$ von 70° bis 95° spanend bearbeitet. Für schmierende Werkstoffe, wie weiches Kupfer oder weiches CuZn10, werden Einstellwinkel von $\kappa_r$ = 90° bevorzugt. Andererseits nimmt mit kleiner werdendem Einstellwinkel bei gleichbleibender Schnitttiefe die Spanungsbreite b zu; die Beanspruchung wird auf eine größere Schneidenlänge verteilt. Dementsprechend steigt die Werkzeugstandzeit, sodass die Schnittgeschwindigkeiten etwas gesteigert werden können. Die in den Richtwerttabellen genannten Zerspanungsdaten gelten für große Einstellwinkel von etwa 70° bis 90°.

Der Neigungswinkel $\lambda_s$ (Abb. 5, Abb. 7) bietet ein einfaches Mittel, um die Schneide beim unterbrochenen Schnitt zu stabilisieren und um den Spanablauf zu beeinflussen. Bei negativem Neigungswinkel erfolgt die erste Berührung zwischen Werkstück und Werkzeug oberhalb der Schneidenspitze, die als empfindlichster Teil der Schneide somit geschont wird. Da bei Kupferwerkstoffen mit hohen Stoßbelastungen der Schneide nicht zu rechnen ist, wird oft, insbesondere bei leichten Schnitten, mit $\lambda_s$ = 0° gearbeitet. Negative Neigungswinkel werden für Schruppwerkzeuge und für unterbrochenen Schnitt bei hochfesten Kupferlegierungen bevorzugt. Da ein positiver Neigungswinkel den Spanablauf verbessert, werden zum Kleben oder zur Kaltverfestigung neigende Werkstoffe wie Reinkupfer mit positivem Neigungswinkel zerspant.

Der Eckenwinkel $\varepsilon_r$ (Abb. 5, Abb. 7) wird von der Haupt- und Nebenschneide eingeschlossen. Seine Größe hat großen Einfluss auf die Beanspruchbarkeit der Schneidenecke. Je kleiner der Eckenwinkel, umso geringer ist die mechanische Belastbarkeit der Schneide. Zudem wird die entstehende Zerspanwärme schlechter aus der Schneidenecke abgeleitet, so dass insgesamt die thermische Belastung des Werkzeuges steigt. Der Eckenwinkel sollte so groß wie möglich sein. Für die meisten spanenden Bearbeitungen an Kupferwerkstoffen beträgt er 90°. Bei der Bearbeitung rechtwinkliger Ecken muss der Eckenwinkel jedoch $\varepsilon_r$ < 90° gewählt werden. Einstell- und Eckenwinkel müssen oft als Kompromiss festgelegt werden.

Die Größe des Eckenradius $r_\varepsilon$ (Abb. 5/Abb. 7) muss auf die Bearbeitungsaufgabe abgestimmt sein. Ist der Eckenradius zu klein, bricht die Schneidenecke schneller aus. Kleine Eckenradien sind also der Feinbearbeitung vorbehalten. Wird der Eckenradius zu groß gewählt, so neigt das Werkzeug zum Schaben der Nebenschneide auf der Werkstückoberfläche, sodass an der Freifläche

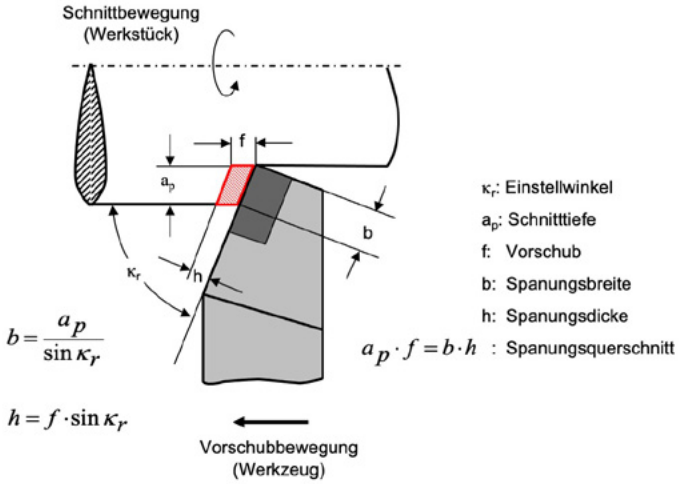



**Abb. 6:** Eingriffsverhältnisse beim Längs-Runddrehen (nach DIN 6580)

der Nebenschneide Verschleißkerben entstehen, Abb. 8, die die Oberflächenqualität nachteilig beeinflussen können. Für den Eckenradius $r_\varepsilon$ gibt es einen Optimalwert, der abhängig von der Spanungsdicke h, das heißt abhängig vom Vorschub f, ist. Der Eckenradius $r_\varepsilon$ sollte im Allgemeinen das 1,2 bis 2-fache, bei Kupfer weniger als das 1,5-fache des Vorschubes betragen. Für weiche Kupferwerkstoffe, wie z. B. Reinkupfer oder CuSn2, hängt die Oberflächengüte entscheidend vom Eckenradius $r_\varepsilon$ ab. Kleinere Eckenradien verbessern bei sehr zähen Werkstoffen den Trennvorgang im Bereich der Nebenschneide. Der Werkstoff wird durch die größere Mindestspanungsdicke besser getrennt und schmiert weniger. Dadurch wird die Schnittflächenrauheit und die Oberflächenqualitäten verbessert. In der Regel führen größere Eckenradien bei konstantem Vorschub zur Ausbildung flacherer Vorschubmulden auf dem Werkstück. Die kinematische Rauheit nimmt ab und die Oberflächenqualität, ausgedrückt durch die Oberflächenkennwerte $R_a$ und $R_z$, wird verbessert. Diesen Effekt macht man sich bei der sog. Wiper-Geometrie zu nutzen. Bei Platten mit dieser Geometrie schließen sich im Bereich der Nebenschneide an den Eckenradius mehrere größere Radien an. Im Vergleich zu Platten mit konventionellem Eckenradius erzeugen Wiper-Platten bei konstantem Vorschub besser Oberflächenkennwerte bzw. können zur Erzielung gleicher Oberflächenkennwerte bei höheren Vorschüben eingesetzt werden [FLEM05].

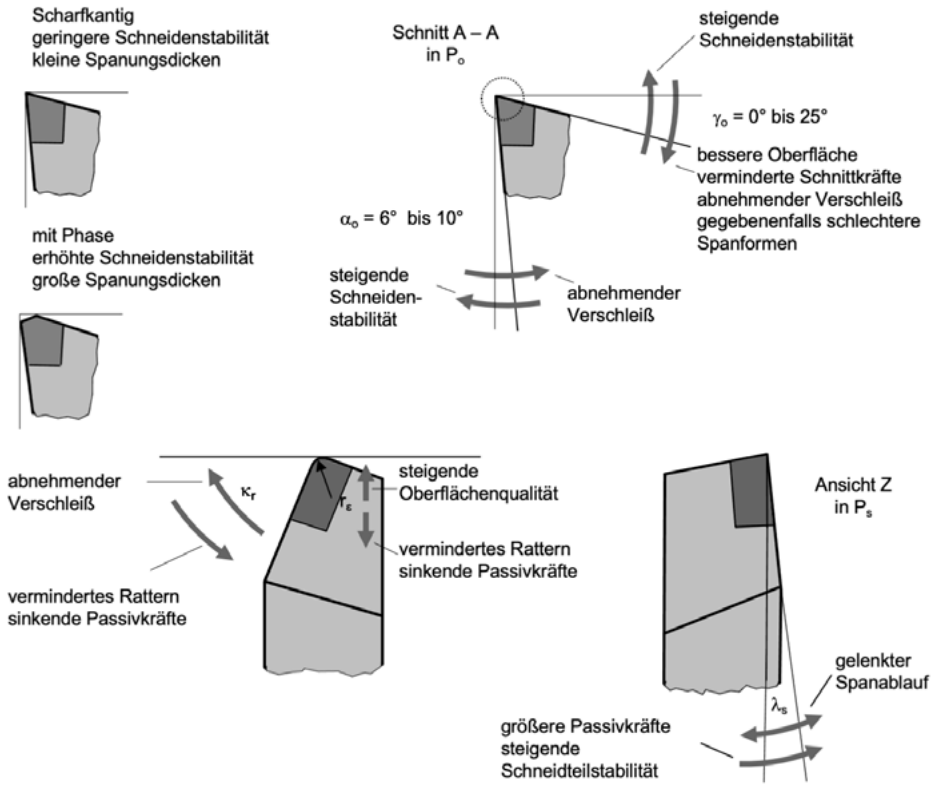



**Abb. 7:** Einfluss der Schneidengeometrie auf den Zerspanvorgang

### 2.2 Verschleiß am Schneidteil

Während des Zerspanprozesses treten in Abhängigkeit von der Belastung an den Werkzeugen unterschiedlich stark ausgeprägte Verschleißerscheinungen auf. Betroffen hiervon sind die Zonen, mit denen das Werkzeug mit dem Werkstück an Frei- und Nebenfreifläche und mit dem ablaufenden Span auf der Spanfläche in Kontakt steht. Mit zunehmendem Verschleiß steigt in der Regel die mechanische und thermische Belastung der Werkzeugschneide an. Bei Werkzeugstahl kommt es bei 300° und bei Schnellarbeitsstahl bei ca. 600° in Folge von Anlassvorgängen im Schneidstoff zum Verlust der Schneidstoffhärte und zu einem plötzlichen Versagen der Werkzeugschneide durch sog. Blankbremsen. Bei Hartmetallen, die bei 1000 °C noch die gleiche Härte wie Schnellarbeitsstahl bei Raumtemperatur aufweisen, tritt vorwiegend abrasiver Verschleiß an der Schneide auf. In der Praxis wird in erster Linie die Verschleißausbildung an der Freifläche und auf der Spanfläche als Kriterien zur Beurteilung der Werkzeugstandzeit herangezogen. Die Verschleißausbildung an der Freifläche wird als Verschleißmarkenbreite VB bezeichnet. Dabei gilt ein Werkzeug als verschlissen und damit am Ende seiner Arbeitsfähigkeit, wenn eine vorgegebene Verschleißmarkenbreite VB erreicht ist (Abb. 8). Die Größe der zulässigen Verschleißmarkenbreite hängt von den Anforderungen an das Werkstück ab. Dabei führt eine große Verschleißmarkenbreite VB zu einem großen Schneidkantenversatz SVγ und damit zu Maßungenauigkeiten. Ferner resultieren aus der größeren Reibfläche zwischen Schneide und Werkstück eine Verschlechterung der Oberflächengüte und eine erhöhte Schnitttemperatur. Bei Zerspanungsarbeiten auf Drehautomaten werden für Hartmetalle Verschleißmarkenbreiten von maximal 0,2 mm, für Schruppbearbeitungen je nach Bauteildurchmesser, einzuhaltender Toleranz und geforderter Oberflächengüte von 0,4 bis 0,6 mm vorgegeben (Abb. 8). Bei der Schwerzerspanung mit Vorschüben von 1,0–1,8 mm und Schnitttiefen von 10–20 mm treten durchaus Verschleißmarkenbreiten von 1 mm und mehr auf. Der sich auf der Spanfläche ausbildende Verschleiß (Abb. 8) hat im Allgemeinen gegenüber dem Freiflächenverschleiß eine geringere Bedeutung und wird durch das Kolkverhältnis K = KT/KM angegeben. K ist ein Maß für die Schwächung des Schneidkeils infolge der Auskolkung der Spanfläche und sollte den Wert K = 0,1 nicht wesentlich überschreiten.

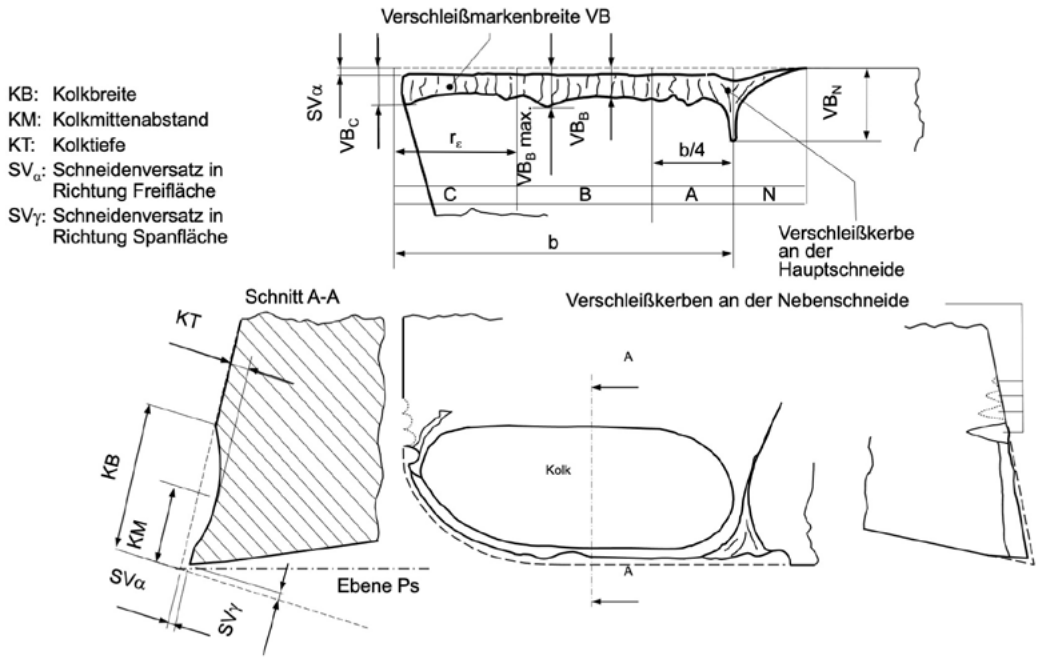



**Abb. 8:** Verschleißformen und Verschleißmessgrößen am Schneidteil (nach ISO 3685)

## 2.3 Spanbildung

Die Spanbildung und eine gute Spanabfuhr sind wichtig für Bearbeitungsverfahren, bei denen der Spanraum begrenzt ist. Das betrifft beispielsweise Verfahren wie Bohren, Räumen und Fräsen sowie alle Zerspanungsarbeiten auf Drehautomaten.

Die Vorgänge der Spanbildung sind einfach zu übersehen, wenn der Orthogonalschnitt der Fließspanbildung betrachtet wird. Dabei läuft die Spanbildung als zweidimensionaler Vorgang in einer Ebene senkrecht zur Schneide ab, wie Abb. 9 bildlich und schematisch zeigt. Beim Zerspanungsvorgang dringt die Schneide in den Werkstoff ein, der dadurch elastisch und plastisch verformt wird. Nach Überschreiten der werkstoffabhängigen maximal zulässigen Schubspannung in der Scherzone beginnt der Werkstoff zu fließen. In Abhängigkeit von der Schneidkeilgeometrie bildet sich der verformte Werkstoff zu einem Span aus, der über die Spanfläche abläuft.

Durch Reibung zwischen den Kontaktflächen der Schneide und der Spanunterseite bzw. der neu entstandenen Werkstückoberfläche werden in den sekundären Scherzonen (Abb. 9) Schubspannungen wirksam. Diese führen zu einer plastischen Verformung in den sekundären Scherzonen und damit zur Spanstauchung. Dabei geht die Spanungsdicke h in die Spandicke $h_{ch}$ (Spanungsdickenstauchung) und die Spanungsbreite b in die Spanbreite $b_{ch}$ (Spanbreitenstauchung) über.

Spandickenstauchung:

$$\frac{h_{ch}}{h} > 1 \qquad (2)$$

Spanbreitenstauchung:

$$\frac{b_{ch}}{b} > 1 \qquad (3)$$

Es lassen sich grundsätzlich vier Spanarten unterscheiden: Fließspan, Lamellenspan, Scherspan und Reißspan (Abb. 10).

Beim Fließspan fließt der Werkstoff stetig ab. Die einzelnen Spanlamellen sind zwar gegeneinander verschoben, ohne dass jedoch die Scherfestigkeit überschritten wird.

Fließspäne entstehen bei der spanabhebenden Bearbeitung von Werkstoffen mit ausreichendem Formänderungsvermögen.

Bei Werkstoffen mit geringerem Formänderungsvermögen oder ungleichmäßigem Gefüge oder bei äußeren Schwingungen entstehen Lamellenspäne. Die Spanoberseite zeigt im Vergleich zum Fließspan eine ausgeprägte Lamellenbildung. Lamellenspäne können sowohl bei hohen Vorschüben als auch bei hohen Schnittgeschwindigkeiten entstehen.

Scherspäne bestehen dagegen aus Spanteilen, die in

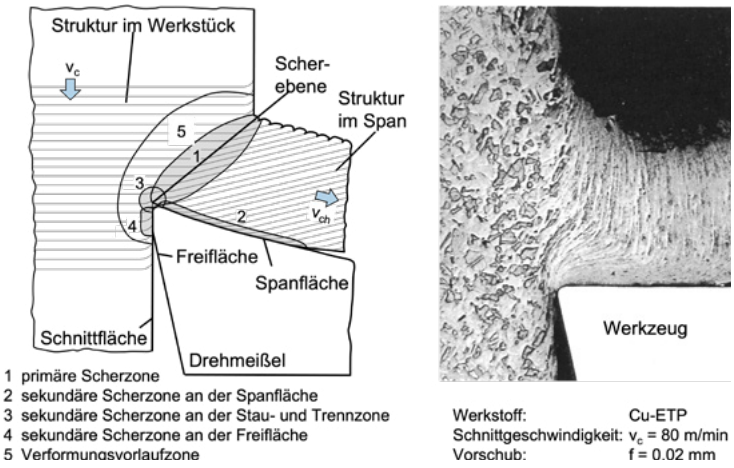



**Abb. 9:** Wirkzonen bei der Spanentstehung [WARN74]

der Scherzone vollständig getrennt waren. Diese Spanart entsteht, wenn die Verformung in der Scherzone das Formänderungsvermögen des Werkstoffs übersteigt. Das gilt nicht nur bei spröden Werkstoffen, sondern auch dann, wenn die Verformung Versprödungen im Gefüge hervorruft. Scherspäne können auch bei extrem niedrigen Schnittgeschwindigkeiten entstehen.

Reißspäne entstehen meist beim Spanen von spröden Werkstoffen mit ungleichmäßigem Gefüge. Die Späne werden nicht abgetrennt, sondern von der Oberfläche abgerissen, wodurch die Werkstückoberfläche häufig durch kleine Ausbrüche beschädigt wird.

Bei der spanenden Bearbeitung von Werkstoffen mit hohem Formänderungsvermögen, also bei duktilen Werkstoffen wie z. B. Cu-ETP, Cu-DHP kann sich bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten am Werkzeug eine sogenannte Aufbauschneide (ABS) bilden. Aufbauschneiden sind hochverfestigte Schichten aus Werkstoff, die sich an der Schneide festsetzen, ihre Funktion übernehmen und der Schneide eine irreguläre Form verleihen. Je nach Schnittbedingungen gleiten Aufbauschneiden periodisch zwischen Freifläche und Schnittfläche oder mit dem Span ab. Die Oberflächengüte des Werkstücks wird verschlechtert, der Werkzeugverschleiß steigt an, die Maßhaltigkeit des bearbeiteten Werkstücks nimmt ab und die dynamischen Schnittkraftanteile nehmen zu.

Das Auftreten von Aufbauschneiden ist temperaturabhängig. Bei der Zerspanung von Kupfer und hoch kupferhaltigem Werkstoff erfolgt die ABS-Bildung stets in einem bestimmten Bereich von Schnittgeschwindigkeit $v_c$ und Spanungsdicke h. Sie ist ferner von der Größe des Spanwinkels abhängig. Daraus ergibt sie die Möglichkeit zur Abhilfe: Größere Spanungsdicke h wählen, Schnittgeschwindigkeit $v_c$ erhöhen und/oder den Spanwinkel γ vergrößern. Ist das nicht möglich so ist $v_c$ solange herabzusetzen, bis die untere Grenze für die Aufbauschneidenbildung unterschritten ist (z. B. Reiben, Gewindebohren). Im letzteren Fall sollte für eine möglichst intensive Kühlschmierung des Werkzeugs gesorgt werden.

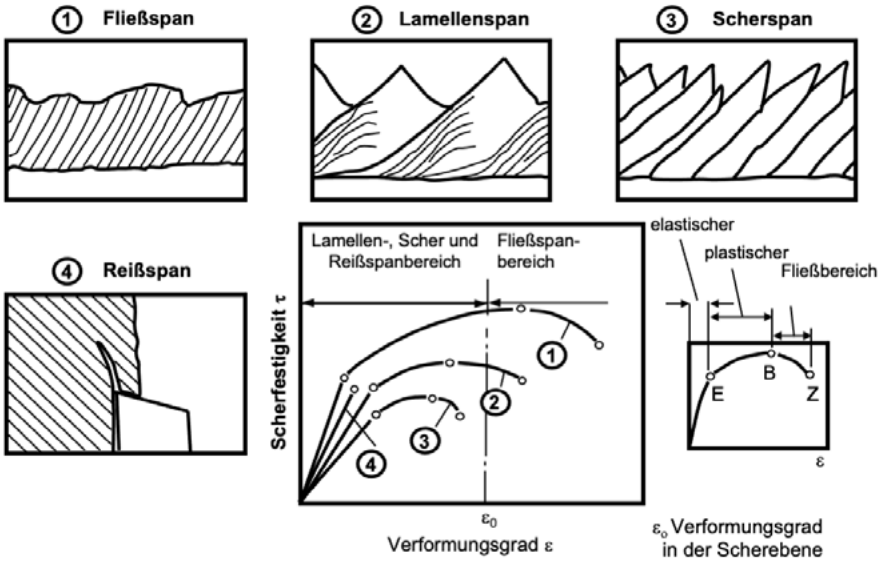



**Abb. 10:** Spanarten in Abhängigkeit von den Werkstoffeigenschaften [VIER70]

# 3 _ Definition und Beurteilung der Zerspanbarkeit

Unter dem Begriff Zerspanbarkeit werden die Eigenschaften eines Werkstoffs zusammengefasst, die die spanende Bearbeitung eines Werkstücks nach verschiedenen Zerspanungsverfahren bestimmen. Dieser Begriff ist nicht eindeutig definiert: Die Zerspanbarkeit eines Werkstoffs kann je nach Schneidstoff, Schneidkeilgeometrie, Zerspanungsverfahren, verwendeter Maschine und anderen Zerspanbedingungen sehr unterschiedlich sein. Das Hauptziel einer Zerspanaufgabe ist die Herstellung eines geometrisch einwandfreien Werkstücks. Die Bewertung nach einem einheitlichen Zerspanbarkeitskriterium ist wegen der komplexen Zusammenhänge nicht möglich.

Zur Beurteilung der Zerspanbarkeit von Werkstoffen werden die vier Zerspanbarkeitskriterien Werkzeugverschleiß, Spanbildung, Zerspanungskräfte und Oberflächengüte verwendet. Trotz der gegenseitigen Abhängigkeit der einzelnen Größen ist wegen der zusätzlichen Einflüsse von Werkstoffzustand, Zerspanverfahren, Maschine, Werkzeug und Schmier- bzw. Kühlmitteln die Bildung eines einzigen und eindeutigen Zerspanbarkeitskriteriums nicht möglich.

Unter Werkzeugverschleiß versteht man den fortschreitenden Materialverlust aus der Werkzeugoberfläche. Die Vorgänge, die bei der Zerspanung zur Verschleißausbildung führen, sind Abrasion, Adhäsion, Verzunderung, Diffusion, thermomechanische Überlastung und Oberflächenzerrüttung.

Der Spanbildung und damit der Spanform kommt im Hinblick auf eine gute Spanabfuhr, eine hohe Prozesssicherheit und hohe Produktivität eine herausragende Bedeutung zu. Dies gilt vor allem für solche Bearbeitungsverfahren, bei denen der Spanraum begrenzt ist. Das ist beim Spanen mit gehemmtem Spanfluss, z. B. beim Bohren, Gewindebohren, Einstechen, Räumen, Nutfräsen und allen Zerspanungsarbeiten auf Automaten der Fall. Lange Band- und Wendelspäne sind schwieriger aus dem Arbeitsbereich abzuführen als kurze Spiralspäne, Spanlocken und Bröckelspäne. Sie können Späneknäuel im Maschinenraum bilden und damit Prozessstörungen und Beschädigungen an Werkstück und Werkzeug verursachen. Sie können das Bedienungspersonal an den Maschinen gefährden. Band- und Wirrspäne müssen meist manuell von Werkzeug oder Werkstück entfernt werden. Dies führt zu Maschinenstillstandszeiten und verringert die Produktivität. Die Bildung langer Band- und Fließspänen, die zur Bildung von Wirrspänen neigen, sollte daher nach Möglichkeit unter allen Umständen vermieden werden. Aber auch sehr feine Nadelspäne können Probleme bereiten. Sie können die KSS-Filter verstopfen oder unter Maschinenabdeckungen gelangen und dort verstärkten Verschleiß verursachen.

Die Zerspanungskräfte bestimmen die erforderliche Antriebsleistung und die Steifigkeit der Maschine. Sie haben einen erheblichen Einfluss auf den Werkzeugverschleiß und damit auf die Standzeit der Werkzeuge. Im Allgemeinen treten bei der Bearbeitung schwerer zerspanbarer Werkstoffe auch höhere Kräfte auf. Tendenziell nehmen die Zerspankräfte mit steigender Schnittgeschwindigkeit ab. Die Ursache hierfür ist darin zu sehen, dass mit steigender Schnittgeschwindigkeit die Zerspantemperatur zunimmt, was wiederum eine Abnahme der Werkstofffestigkeit zur Folge hat. Die Zerspankraftkomponenten steigen über der Schnitttiefe proportional und mit zunehmendem Vorschub degressiv an.

Bei der spanenden Bearbeitung von Kupfer und Kupferlegierungen wird oft neben guter Maßhaltigkeit eine hohe Oberflächengüte gefordert. Die erreichbare Güte der erzeugten Fläche (Rauheit) am Werkstück ist insbesondere bei der Endbearbeitung ein sehr wichtiges Zerspanbarkeitskriterium.

Die Gewichtung der vier Hauptbewertungskriterien zur Beurteilung der Zerspanbarkeit richtet sich nach dem Ziel der Bearbeitungsaufgabe. So kommt z. B. bei der Schruppbearbeitung dem Werkzeugverschleiß, gefolgt von den Zerspanungskräften und der Spanform bzw. Spanbildung, die größte Bedeutung zu. Beim Schlichten kommt es dagegen mehr auf die erreichbare Oberflächengüte und in zweiter Linie auf die Spanform und Spanausbildung an. Bei Zerspanungsarbeiten auf Drehautomaten kann dagegen die Spanform und Spanbildung allein für die Beurteilung der Zerspanbarkeit eines Werkstoffs ausschlaggebend sein.

### 3.1 Bewertungsgröße Standzeit

Unter der Standzeit T wird die Zeit in Minuten verstanden, während der ein Werkzeug unter gegebenen Zerspanbedingungen vom Anschnitt bis zum Unbrauchbarwerden aufgrund eines vorgegebenen Standzeitkriteriums Zerspanarbeit leistet.

Die Standzeit ist von zahlreichen Einflüssen abhängig, insbesondere von:

- dem zu zerspanenden Werkstoff,
- dem Schneidstoff,
- der Schnittgeschwindigkeit, dem Vorschub und der Schnitttiefe,
- der Schneidkeilgeometrie,
- der Schneidengüte,
- den Schwingungen und Bewegungsungenauigkeiten von Werkstück, Werkzeug
- und Bearbeitungsmaschine,
- dem Standzeitkriterium, d. h. dem zulässigen Verschleiß an der Schneide, meist bestimmt als Verschleißmarkenbreite VB.

Von den Schnittdaten hat die Schnittgeschwindigkeit den größten Einfluss auf den Verschleiß. Der Einfluss des Vorschubs auf den Verschleiß und damit auf die Standzeit ist noch deutlich. Bei der Schnitttiefe ist ein Einfluss vorhanden, aber sehr gering.

Die Abhängigkeit der Standzeit von der Schnittgeschwindigkeit lässt sich als Standzeitkurve darstellen. In einem doppeltlogarithmischen Koordinatensystem gleicher Teilung wird auf der Abszisse die Schnittgeschwindigkeit $v_c$ in m/min und auf der Ordinate die Standzeit T in min aufgetragen, Abb. 11. Die sich ergebende Kurve lässt sich über einen großen Bereich durch eine Gerade, die sogenannte Standzeit-Gerade oder „Taylor-Gerade“ annähern, die sich ausgehend von der Geradengleichung

$$y = m \cdot x + n \qquad (4)$$

unter Berücksichtigung der doppeltlogarithmischen Darstellung wie folgt darstellt:

$$\log T = \log C_v + k \cdot \log v_c \qquad (5)$$

Nach dem Entlogarithmieren ergibt sich dann die sog. „Taylor-Gleichung”

$$T = v_c^{\,k} \cdot C_v \qquad (6)$$

Darin bedeuten:
T: die Standzeit in min
$v_c$: die Schnittgeschwindigkeit in m/min
k: die Steigung der Geraden im Standzeitdiagramm (k = tan α)
$C_v$: die Standzeit T für $v_c$ = 1 m/min.

Durch Umstellen der Taylor-Gleichung ergibt sich
1/2

$$v_c = T^{\frac{1}{k}} \cdot C_T \qquad (6a)$$

dabei ist

$$C_T = C^{-\frac{1}{k}} \qquad (7)$$

$C_T$, $C_v$ und k sind kennzeichnende Größen der Schnittbedingungen, die sich mit dem Werkstoff, dem Schneidstoff, der Schneidkeilgeometrie, dem Spanungsquerschnitt und dessen Aufteilung in Vorschub und Schnitttiefe usw. ändern (nach VDI Richtlinie 3321). Der Exponent k, das Maß der Steigung der Geraden, ist besonders wichtig für die Praxis. Er drückt die Veränderungen der Standzeit in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit $v_c$ aus. Je größer die Neigung der Geraden ist, also je kleiner der Neigungswinkel ist, desto mehr verändert sich die Standzeit mit der Schnittgeschwindigkeit. Bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten wird der geradlinige Verlauf der Standzeitbeziehung dadurch gestört, dass sich Aufbauschneiden an der Werkzeugschneide bilden.

Für die Belange der Praxis ist die einfache Taylor-Gleichung meist völlig ausreichend. Diese recht einfach zu handhabende Standzeitbeziehung besitzt allerdings keine allgemeine Gültigkeit. So werden z. B. beim Fräsen Standzeitbeziehungen gefunden, die sich nur in Ausnahmefällen mit „Taylor“ annähern lassen.

Es gibt daher noch die sog. erweiterten Taylor-Gleichungen, die weitere die Standzeit eines Werkzeuges beeinflussende Größen berücksichtigen. Ein Beispiel hierfür ist die den Vorschub und die Schnitttiefe enthaltende erweiterte Taylor-Gleichung

$$T = \frac{C_1}{a_p^{\,c_a} \cdot f^{c_f} \cdot v_c^{-k}} \qquad (8)$$

Mit:

| | |
|---|---|
| T | Werkzeugstandzeit in min |
| $v_c$ | Schnittgeschwindigkeit in m/min |

| | |
|---|---|
| f | Vorschub (pro Umdrehung) in mm |
| $a_p$ | Schnitttiefe in mm |
| k | die Steigung der Geraden im Standzeitdiagramm (k = tan α) |
| $C_1$ | dimensionsbehaftete, empirisch ermittelte Konstante |
| $C_a$ | dimensionslose Konstante: Exponent der Schnitttiefe |
| $C_f$ | dimensionslose Konstante: Exponent des Vorschubs |

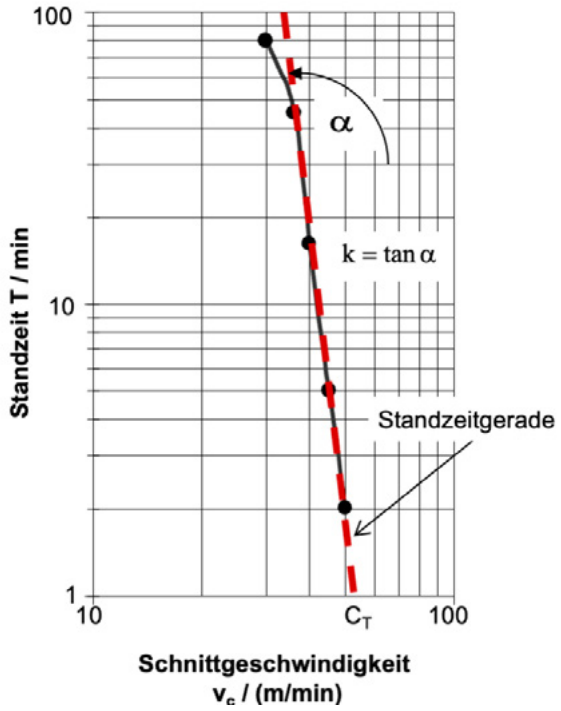



**Abb. 11:** Standzeit-Schnittgeschwindigkeits-Diagramm im doppeltlogarithmischen System mit Standzeit bzw. Taylor-Geraden

Den Einflüssen entsprechend ist der Exponent -k relativ groß, während $C_a$ und insbesondere $C_f$ nur kleine Werte annehmen. In der Zahlenwertgleichung ist $C_1$ eine dimensionsbehaftete Konstante, die von Werkstoff, Schneidstoff und Zerspanungsverfahren abhängt.

### 3.2 Zerspankraft

Zur Beurteilung der Zerspanbarkeit eines Werkstoffs wird als weitere Kenngröße die entstehende Zerspankraft herangezogen. Die Kenntnis der Zerspankräfte ist Grundlage für die Werkzeugmaschinen, die Werkzeug- und die Vorrichtungs-Konstruktion. Außerdem erlaubt die Kenntnis der Zerspankräfte, anfallende Zerspanaufgaben leistungsgerecht auf vorhandene Werkzeugmaschinen zu verteilen. Dabei genügt für den Betrieb im Allgemeinen eine überschlägige Abschätzung der Zerspankräfte, um z. B. die erforderliche Leistung zu errechnen oder das Werkzeugspannsystem zu dimensionieren.

Die Zerspankraft F kann, wie in Abb. 12 dargestellt, in drei Komponenten – in die Schnittkraft $F_c$, die Vorschubkraft $F_f$ und die Passivkraft $F_p$ – zerlegt werden. Die Bezeichnung der Kraftkomponenten erfolgt dabei nach der DIN 6584 „Begriffe der Zerspantechnik – Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen“. Die für die Zerspanung erforderliche Maschinenleistung wird maßgeblich durch die Schnittkraft $F_c$ beeinflusst. Nach Kienzle und Victor lässt sich die Schnittkraft $F_c$ wie folgt berechnen:

$$F_c = k_{c1.1} \cdot b \cdot h^{(1-m_c)} \qquad (9)$$

Mit:

| | |
|---|---|
| $F_c$ | Schnittkraft in N |
| b | Spanungsbreite in mm |
| h | Spanungsdicke in mm |
| $m_c$ | dimensionsloser Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft |
| $1-m_c$ | Steigung der Geraden $F_c' = f(h)$ im doppeltlogarithmischen System |
| $k_{c1.1}$ | spezifische Schnittkraft in N/mm² für b = h = 1 mm |

wobei $h^{(1-m_c)}$ mit der Dimension mm einzusetzen ist. Für die Zerspankraftkomponenten $F_f$ und $F_p$ lassen sich entsprechende Gleichung definieren.

Die graphische Bestimmung der spezifischen Schnittkraft $k_{c1.1}$ bzw. der werkstoffabhängigen Faktoren $m_c$ oder $(1-m_c)$ entsprechend Abb. 13 ist in der Literatur [VICT72, VICT69, KIEN52] detailliert beschrieben. Neben den direkt in das Spankraftgesetz eingehenden Parametern müssen aus Gründen der Übersichtlichkeit weitere Einflussgrößen wie Spanwinkel γ, Schnittgeschwindigkeit $v_c$, Werkzeugverschleiß und Werkstückform unberücksichtigt bleiben bzw. werden in den sog. erweiterten Victor-Kienzle-Gleichungen durch Korrekturfaktoren berücksichtigt.

Beim Drehen mit Hartmetall haben neben der Spanungsdicke h praktisch nur der Spanwinkel γ, der Neigungswinkel $\gamma_s$ und der Werkzeugverschleiß Einfluss auf die Größe der spezifischen Schnittkraft. Man rechnet bei zunehmendem d. h. positiver werdendem Spanwinkel $\gamma_s$ mit einer Abnahme der spezifischen Schnittkraft

| Zerspanbarkeitsgruppe | Werkstoff (EN) | | Werkstoff-Nummer (UNS) | Hauptwerte der spezif. Schnittkraft $k_{c1.1}$ [N/mm²] | Anstiegswert 1-$m_c$ | Hinweis zu den Versuchsbedingungen Tab. 2 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | Bezeichnung | Nummer | | | | |
| I | CuSP | CW114C | C14700 | 820 | 0,93 | 1) |
| | CuTeP | CW118C | C14500 | 910 | 0,88 | 1) |
| | CuZn35Pb2 | CW601N | C34200 | 835 | 0,85 | 4) |
| | CuZn39Pb3 | CW614N | C38500 | 450 | 0,68 | 1) |
| | CuZn40Pb2 | CW617N | C37700 | 500 | 0,68 | 1) |
| | CuSn5Zn5Pb5-C | CC491K | C83600 | 756 | 0,86 | 6) |
| | CuSn7Zn4Pb7-C | CC493K | C93200 | 1400 | 0,76 | 7) |
| | CuSn5Zn5Pb2-C | CC499K | - | 756 | 0,86 | 6) |
| II | CuNi18Zn19Pb1 | CW408J | C76300 | 1120 | 0,94 | 1) |
| | CuZn35Ni3Mn2AlPb | CW710R | - | 1030 | 0,82 | 1) |
| | CuZn37Mn3Al2PbSi | CW713R | - | 470 | 0,53 | 3) |
| | CuZn38Mn1Al | CW716R | | 422 | 0,62 | 5) |
| | CuAl10Fe5Ni5-C | CC333G | C95500 | 1065 | 0,71 | 6) |
| | CuSn12Ni2-C | CC484K | C91700 | 940 | 0,71 | 6) |
| | CuZn33Pb2-C | CC750S | - | 470 | 0,53 | 3) |
| | CuSi4Zn9MnP-C | CC246E | C87700 | 760 | 0,70 | 9) |
| | CuSi4Zn9MnP | CW246E | C65680 | 702 | 0,70 | 9) |
| | CuSn12-C | CC483K | C90800 | 600 | 0,65 | 9) |
| | CuZn21Si3P | CW724R | C69300 | 572 | 0,66 | 9) |
| III | CuAg0,10 | CW013A | C11600 | 1100 | 0,61 | 2) |
| | CuNi2Si | CW111C | C64700 | 1120 | 0,81 | 1) |
| | CuAl8Fe3 | CW303G | C61400 | 970 | 0,82 | 1) |
| | CuAl10Ni5Fe4 | CW307G | C63000 | 1300 | 0,88 | 1) |
| | CuSn8 | CW453K | C52100 | 1180 | 0,90 | 1) |
| | CuZn37 | CW508L | C27400 | 1180 | 0,85 | 1) |
| | CuCr1Zr | Cw106C | C18100 | 2139 | 0,85 | 9) |
| | Cu-ETP | CW004A | C11000 | 1207 | 0,62 | 9) |
| | CuNi18Zn20 | CW409J | C75600 | 1200 | 0,80 | 9) |
| | CuSn8P | CW459K | C52100 | 1055 | 0,77 | 9) |
| | CuZn38As | CW511L | C27453 | 942 | 0,68 | 9) |
| | CuZn42 | CW510L | C28500 | 777 | 0,72 | 9) |
| | CuZn20Al2As | CW702R | C68700 | 470 | 0,53 | 3) |

**Tab. 1:** Spezifische Schnittkräfte $k_{c1.1}$ und Anstiegswerte 1-$m_c$ für Kupfer und Kupferlegierungen nach verschiedenen Quellen

$k_c$ von 1,5 % je Grad Winkeländerung. Diese Annahme gilt für den Bereich von ± 10% des ursprünglich der Messung zugrunde liegenden Spanwinkels. Größeren Einfluss hat der Verschleiß.

Eine quantitative Aussage über den Kraftanstieg mit zunehmendem Werkzeugverschleiß ist wegen der Vielzahl an Einflussgrößen nur näherungsweise möglich. Als Anhaltswerte für den Kraftanstieg bis zum Erreichen einer Verschleißmarkenbreite von VB = 0,5 mm können für die Schnittkraft ca. 20 %, für die Vorschubkraft ca. 90 % und für die Passivkraft ca. 100 % überschlägig angenommen werden. Dies ist auf die Vergrößerung der Reibfläche zwischen Span und Werkstück bei zunehmendem Freiflächenverschleiß zurückzuführen. [KLOC08]

| Nr. | Zerspanprozess | Schneidstoff | Vorschubbereich bzw. Spandicke f bzw. h [mm] | Schnitttiefe bzw. Spanungsbreite $a_p$ bzw. b [mm] |
|---|---|---|---|---|
| 1 | Längsdrehen | HM-K 10 | f = 0,05–0,315 | $a_p$ = 2,5 |
| 2 | Längsdrehen | HSS (M2-AISI) | h = 0,05–0,28 | $a_p$ = 2,54 |
| 3 | Drehen | SS u. HM | f = 0,1–0,8 | $a_p$ :f= 2:1 bis 10:1 |
| 4 | Längsdrehen | HM | h = 0,04–0,6 | $a_p$ = 2,5 |
| 5 | Einzahnfräsen | HSS | f = 0,08–0,6 | $a_p$ = 8–9<br>b = 4–12 |
| 6 | Längsdrehen | HM-K 10 | f = 0,08–0,32 | $a_p$ = 2,5 |
| 7 | Längsdrehen | HSS u. HM | f = 0,1–0,6 | $a_p$ = 1 u. 2 |
| 8 | Längsdrehen | HM | f = 0,05–0,14 | $a_p$ = 1 |
| 9 | Längsdrehen | HM | f = 0,05–0,3 | $a_p$ = 1,25 |

Die Kennwerte der mechanischen Eigenschaften der Knetwerkstoffe in den folgenden Tabellen sind hauptsächlich von Stangenprodukten nach DIN EN 12164-1998-09, DIN EN 12163:1998-04, DIN EN 13601-2002-10, DIN EN 12166:1998-04, Bandprodukten nach DIN EN 1652-1997-03 und DIN EN 1654-1997-03 und Rohren nach DIN 12449:10. Die Werte für die Gusslegierungen sind nach DIN EN 1982-2008-08. Die Reihenfolge der Darstellung der Legierungsgruppen erfolgte nach DIN CEN/TS 13388:2008-08.

Die Schnittkraft $F_c$ kann mit der Gleichung (9) und den in Tab. 1 zusammengestellten $k_{c1.1}$-Werten berechnet werden. Für Werkstoffe, die nicht in Tab. 1 aufgeführt sind, genügt es meist die $k_{c1.1}$–Werte für eine überschlägige Berechnung anhand vergleichbarer Werkstoffe abzuschätzen.

Tab. 2 enthält Hinweise zu den Versuchsbedingungen.

Tab. 3 zeigt spezifische Schnittkräfte in Abhängigkeit von der Spanungsdicke h aus verschiedenen Quellen und für verschiedene Versuchsbedingungen.

In manchen Fällen sind noch die beiden anderen Komponenten der Zerspankraft F, die Vorschubkraft $F_f$, und die Passivkraft $F_p$ (Abb. 12) interessant. Die beiden letztgenannten Kräfte sind sehr viel kleiner als die Schnittkraft $F_c$, die Passivkraft $F_p$ verursacht keine Arbeit, die von einem Antrieb aufgebracht werden müsste, weil in ihrer Richtung keine der Hauptbewegungen verläuft.

Das Verhältnis der Vorschubkraft $F_f$ zur Schnittkraft $F_c$ hängt vom Einstellwinkel $\kappa_r$ ab. Unter der Voraussetzung, dass man den Einfluss des Eckenradius $r_e$ vernachlässigt, wird bei einem Einstellwinkel $\kappa_r$ = 90° $F_f$ kaum größer als 30 % von $F_c$. Da die Spankräfte bei den Kupferwerkstoffen im Allgemeinen niedrig liegen, genügt für überschlägige Berechnung die Beziehung:

$$F_f \approx 0{,}3\, F_c \qquad (10)$$

Bei den heute üblichen Schnittgeschwindigkeiten von $v_c$ = 200 m/min und mehr beim Drehen mit Hartmetall genügt für die überschlägige Berechnung $F_p$ in gleicher Größenordnung anzusetzen.

$$F_p \approx F_f \approx 0{,}3\, F_c \qquad (11)$$

Während die Größe der Kräfte für die Dimensionierung von Spanneinrichtungen, Werkzeughaltern etc. interessiert, ist die überschlägige Berechnung der Zerspanungsleistung wichtig für die Ermittlung der Maschinenantriebsleistung, wobei der Maschinenwirkungsgrad zusätzlich zu berücksichtigen ist.

Die Wirkleistung der Zerspanung ist entsprechend DIN 6584 das Produkt aus Wirkkraft $F_e$ und Wirkgeschwindigkeit $v_e$ und gleichzeitig die Summe aus Schnittleistung $P_c$ und Vorschubleistung $P_f$.

$$P_e = F_e\, v_e = P_c + P_f \qquad (12)$$

| Schnittgeschwindigkeit $v_c$ [m/min] | Schneidkeilgeometrie | | Bemerkungen | Quelle |
|---|---|---|---|---|
| | Spanungsgruppen | α-γ-λ-ε-κ; r [grad mm] | | |
| 180 | I<br>II<br>III | 6-0-0-ε-90/75/45; 0,5<br>8-5-0-ε-90/75/45; 0,5<br>10-20-0-ε-90/75/45; 0,5 | Trockenschnitt | [VICT72] |
| 15-90 | | α-20-λ-ε-90; r | Trockenschnitt | [COPP64] |
| - | I u. II SS<br>HM<br>III SS<br>HM | 8-0-0/8-90-45; 0,5/2<br>5-6-0/8-90-45; 0,5/2<br>8-14/18-0/8-90-45; 0,5/2 | Trockenschnitt | [AWF158] |
| 200 | | 5-15-λ-ε-90; r | Trockenschnitt | [SADO67] |
| 40 | | 5-10-0-90-90; r | - | [PHIL59] |
| 200 | | 5-6-0-90-70; 0,4 | Trockenschnitt | [KÖNI82] |
| 32 | HSS<br>HM | 8-0-0/8-90-45; 0,5/2<br>5-6-0/8-90-45; 0,5/2 | Trockenschnitt | [SCHA33] |
| 200 | HM | 8-10-0-84-96; 0,4 | Trockenschnitt | DKI |
| 200 | | 0-15-6-50-95;0,8 | Emulsion 7 % | [NOBE15] |

**Tab. 2:** Hinweise zu den Versuchsbedingungen der in Tab. 1 angegebenen spezifischen Schnittkräfte

| Werkstoff (EN) | | Werkstoff-Nummer (UNS) | Spanungsdicke h [mm] | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Bezeichnung | Nummer | | 0,08 | 0,1 | 0,125 | 0,16 | 0,2 | 0,25 |
| **Zerspanbarkeitsgruppe I** | | | **Spezifische Schnittkraft $k_c$ [N/mm²]** | | | | | |
| CuSP | CW114C | C14700 | 979 | 963 | 948 | 932 | 918 | 904 |
| CuTeP | CW118C | C14500 | 1232 | 1200 | 1168 | 1134 | 1104 | 1075 |
| CuZn35Pb2 | CW601N | C34200 | 1349 | 1293 | 1240 | 1183 | 1134 | 1087 |
| CuZn39Pb3 | CW614N | C38500 | 1010 | 940 | 875 | 809 | 753 | 701 |
| CuZn40Pb2 | CW617N | C37700 | 1122 | 1045 | 973 | 899 | 837 | 779 |
| CuSn5Zn5Pb5-C a) | CC491K | C83600 | 1114 | 1065 | 1019 | 969 | 927 | 887 |
| CuSn7Zn4Pb7-C | CC493K | C93200 | 2567 | 2433 | 2307 | 2173 | 2060 | 1953 |
| **Zerspanbarkeitsgruppe II** | | | **Spezifische Schnittkraft $k_c$ [N/mm²]** | | | | | |
| CuNi18Zn19Pb1 | CW408J | C76300 | 1303 | 1286 | 1269 | 1250 | 1234 | 1217 |
| CuZn35Ni3Mn2AlPb | CW710R | - | 1623 | 1559 | 1498 | 1433 | 1376 | 1322 |
| CuZn37Mn3Al2PbSi | CW713R | - | 1542 | 1432 | 1330 | 1227 | 1140 | 1059 |
| CuZn38Mn1Al | CW716R | - | 1102 | 1012 | 930 | 847 | 778 | 715 |
| CuAl10Fe5Ni5-C | CC333G | C95500 | 2215 | 2077 | 1946 | 1812 | 1698 | 1592 |
| CuSn12Ni2-C | CC484K | C91700 | 1955 | 1833 | 1718 | 1599 | 1499 | 1405 |
| CuZn33Pb2-C | CC750S | - | 1540 | 1387 | 1249 | 1112 | 1001 | 902 |
| CuSi4Zn9MnP-C | CC246E | C87700 | 1605 | 1502 | 1406 | 1307 | 1224 | 1146 |
| CuSi4Zn9MnP | CW246E | C65680 | 1467 | 1374 | 1288 | 1198 | 1123 | 1052 |
| CuSn12-C | CC483K | C90800 | 1438 | 1332 | 1233 | 1132 | 1047 | 970 |
| CuZn21Si3P | CW724R | C69300 | 1347 | 1249 | 1158 | 1065 | 987 | 915 |
| **Zerspanbarkeitsgruppe III** | | | **Spezifische Schnittkraft $k_c$ [N/mm²]** | | | | | |
| CuAg0,10 | CW013A | C11600 | 2946 | 2700 | 2475 | 2248 | 2061 | 1889 |
| CuNi2Si | CW111C | C64700 | 1810 | 1735 | 1663 | 1586 | 1521 | 1458 |
| CuAl8Fe3 | CW303G | C61400 | 1528 | 1468 | 1410 | 1349 | 1296 | 1245 |
| CuAl10Ni5Fe4 | CW307G | C63000 | 1760 | 1714 | 1668 | 1620 | 1577 | 1535 |
| CuSn8 | CW453K | C52100 | 1519 | 1486 | 1453 | 1417 | 1386 | 1355 |
| CuZn37 | CW508L | C27400 | 1907 | 1828 | 1752 | 1671 | 1602 | 1536 |
| CuCr1Zr | CW106C | C18100 | 3073 | 2977 | 2883 | 2782 | 2695 | 2610 |
| Cu-ETP | CW004A | C11000 | 3078 | 2833 | 2609 | 2380 | 2192 | 2018 |
| CuNi18Zn20 | CW409J | C75600 | 1953 | 1871 | 1792 | 1709 | 1637 | 1568 |
| CuSn8P | CW459K | C52100 | 1852 | 1763 | 1677 | 1587 | 1510 | 1437 |
| CuZn38As | CW511L | C27453 | 2068 | 1930 | 1800 | 1667 | 1555 | 1451 |
| CuZn42 | CW510L | C28500 | 1575 | 1480 | 1390 | 1297 | 1219 | 1145 |
| CuZn20Al2As | CW702R | C68700 | 1540 | 1387 | 1249 | 1112 | 1001 | 902 |

**Tab. 3:** Spezifische Schnittkraft kc in N/mm² in Abhängigkeit von der Spanungsdicke h in mm für die in der Tabelle 1 aufgenommenen Werkstoffe nach verschiedenen Quellen (es ist zu beachten, dass wegen unterschiedlicher Versuchsbedingungen Daten verschiedener Quellen nicht direkt vergleichbar sind)
a) Die niedrigen Werte der Werkstoffe 23 und 24 erklären sich aus der niedrigen Schnittgeschwindigkeit $v_c$ = 32 m/min der Versuche

$$P_c = F_c \, v_c \qquad (13)$$

$$P_f = F_f \, v_f \qquad (14)$$

Da die Vorschubgeschwindigkeit in der Regel im Vergleich mit der Schnittgeschwindigkeit sehr klein und die Vorschubkraft ebenfalls weitaus kleiner als die Schnittkraft ist, darf für die überschlägige Berechnung der Netto-Zerspanungsleistung die Vorschubleistung vernachlässigt werden. Damit errechnet sich die Netto-Antriebsleistung wie folgt:

$$P_e' = \frac{F_c \cdot v_c}{60000} \qquad (15)$$

Mit:

| | |
|---|---|
| Pe' | Netto-Antriebsleistung in kW |
| $F_c$ | Schnittkraft in N |
| $v_c$ | Schnittgeschwindigkeit in m/min |
| 60000 | Umrechnungsfaktor in (N • m)/(kW • min) |

Mehrschneidige Werkzeuge arbeiten i. A. mit kleineren Spanungsdicken h als einschneidige. Bei ihnen kann die Netto-Antriebsleistung aus dem je Zeiteinheit zu zerspanenden Werkstoffvolumen, dem Zeitspanungsvolumen $V_w$ in cm³/min und einem auf Zeit und Leistung be-

| 0,315 | 0,4 | 0,5 | 0,63 | 0,8 | 1,0 | 1,25 | 1,6 | Hinweis zu den Versuchsbedingungen Tab. 2 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | | | | |
| 889 | 874 | 861 | 847 | 833 | 820 | 807 | 793 | 1) |
| 1045 | 1016 | 989 | 962 | 935 | 910 | 886 | 860 | 1) |
| 1040 | 994 | 953 | 912 | 871 | 835 | 800 | 764 | 4) |
| 651 | 603 | 562 | 522 | 483 | 450 | 419 | 387 | 1) |
| 724 | 670 | 624 | 580 | 537 | 500 | 466 | 430 | 1) |
| 847 | 807 | 772 | 737 | 703 | 672 | 643 | 612 | 7) |
| 1847 | 1744 | 1653 | 1564 | 1477 | 1400 | 1327 | 1251 | 7) |
| | | | | | | | | |
| 1200 | 1183 | 1168 | 1151 | 1135 | 1120 | 1105 | 1089 | 1) |
| 1268 | 1215 | 1167 | 1119 | 1072 | 1030 | 989 | 946 | 1) |
| 981 | 907 | 842 | 780 | 721 | 670 | 622 | 574 | 3) |
| 655 | 598 | 549 | 503 | 459 | 422 | 388 | 353 | 5) |
| 1489 | 1389 | 1302 | 1218 | 1136 | 1065 | 998 | 929 | 6) |
| 1314 | 1226 | 1149 | 1075 | 1003 | 940 | 881 | 820 | 6) |
| 809 | 723 | 651 | 584 | 522 | 470 | 423 | 377 | 3) |
| 1070 | 997 | 933 | 871 | 812 | 760 | 711 | 661 | 9) |
| 983 | 917 | 859 | 803 | 749 | 702 | 658 | 612 | 9) |
| 895 | 824 | 763 | 704 | 648 | 600 | 555 | 510 | 9) |
| 846 | 780 | 724 | 669 | 617 | 572 | 530 | 488 | 9) |
| | | | | | | | | |
| 1726 | 1573 | 1441 | 1317 | 1200 | 1100 | 1008 | 916 | 2) |
| 1395 | 1333 | 1278 | 1223 | 1169 | 1120 | 1074 | 1024 | 1) |
| 1194 | 1144 | 1099 | 1054 | 1010 | 970 | 932 | 891 | 1) |
| 1493 | 1451 | 1413 | 1374 | 1335 | 1300 | 1266 | 1229 | 1) |
| 1325 | 1293 | 1265 | 1236 | 1207 | 1180 | 1154 | 1126 | 1) |
| 1470 | 1404 | 1346 | 1288 | 1231 | 1180 | 1131 | 1079 | 1) |
| 2525 | 2440 | 2363 | 2286 | 2209 | 2139 | 2072 | 1999 | 9) |
| 1852 | 1695 | 1561 | 1432 | 1311 | 1207 | 1111 | 1014 | 9) |
| 1500 | 1432 | 1372 | 1312 | 1253 | 1200 | 1149 | 1096 | 9) |
| 1365 | 1294 | 1231 | 1169 | 1109 | 1055 | 1004 | 950 | 9) |
| 1350 | 1253 | 1169 | 1088 | 1010 | 942 | 879 | 814 | 9) |
| 1073 | 1004 | 943 | 884 | 827 | 777 | 730 | 681 | 9) |
| 809 | 723 | 651 | 584 | 522 | 470 | 423 | 377 | 3) |

zogenen Zeit-Leistungs-Spanungsvolumen $V_{wp}$ in $cm^{3/}$ (min • kW), errechnet werden.

Für die oben angegebenen mehrschneidigen Werkzeuge gilt folgende Beziehung:

$$P_e' = \frac{V_w}{V_{wp}} \qquad (16)$$

$P_e'$ Netto-Antriebsleistung in kW
$V_w$ Zerspantes Werkstoffvolumen in $cm^3$/min
$V_{wp}$ Spezifisches Zerspanvolumen in $cm^3$/min • kW

Das spezifische Zerspanvolumen $V_{wp}$ ist direkt proportional zu der spezifischen Schnittkraft, wie folgende Ableitung zeigt:

$$V_{wp} = \frac{V_w}{P_c} = \frac{A \cdot v_c}{F_c \cdot v_c} = \frac{A \cdot v_c}{k_c \cdot A \cdot v_c} = \frac{1}{k_c} \qquad (17)$$

Auf die Einheit $cm^3$/min • kW umgerechnet ergibt sich Folgendes:

$$V_{wp} = \frac{V_w}{P_c} = \frac{60000}{k_c} \qquad (18)$$

$V_{wp}$ spezifische Spanungsleistung in $cm^3/min \cdot kW$
$V_w$ zerspantes Werkstoffvolumen in $cm^3/min$
$P_c$ Schnittleistung in kW
$k_c$ spezifische Schnittkraft in $N/mm^2$
60000 Konstante in $cm^3 \cdot N/mm^2 \cdot min \cdot kW$

Für die in Tab. 1 aufgeführten Werkstoffe nennt Tab. 4 $V_{wp}$-Werte für die bei mehrschneidigen Zerspanungswerkzeugen üblichen Spanungsdicken h = 0,08 bis 0,315 mm.

### 3.3 Bewertungsgröße Oberflächengüte

Bei der spanenden Fertigbearbeitung von Kupfer und Kupferlegierungen soll – wie bei anderen Werkstoffen auch – in der Regel die bearbeitete Fläche eine bestimmte Qualität aufweisen – d. h. eine bestimmte Rauheit darf nicht überschritten werden. Insbesondere bei Drehteilen aus Automatenmessing (z. B. aus CuZn39Pb3) werden oft dekorative Oberflächen gefordert, die ein Schlichten oder Feinschlichten des Drehteils bedingen. Daher ist für die Beurteilung der Zerspanbarkeit von Automatenwerkstoffen, wie z. B. CuZn39Pb3, CuZn39Pb2, CuZn40Pb2, CuZn30Pb3, CuNi18Zn19Pb1, CuTeP, CuPb1P und CuSP, die Beurtei-

| Werkstoff (EN) | | Werkstoff-Nummer (UNS) | Spanungsdicke h in [mm] | | | | | | | Hinweis zu den Versuchs-bedingungen Tab. 2 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Bezeichnung | Nummer | | 0,08 | 0,1 | 0,125 | 0,16 | 0,2 | 0,25 | 0,315 | |
| **Zerspanbarkeitsgruppe I** | | | **Spezifisches Zerspanvolumen Vwp in (cm³/min) · kW** | | | | | | | |
| CuSP | CW114C | C14700 | 61,3 | 62,3 | 63,3 | 64,4 | 65,4 | 66,4 | 67,5 | 1) |
| CuTeP | CW118C | C14500 | 48,7 | 50,0 | 51,4 | 52,9 | 54,4 | 55,8 | 57,4 | 1) |
| CuZn35Pb2 | CW601N | C34200 | 44,5 | 46,4 | 48,4 | 50,7 | 52,9 | 55,2 | 57,7 | 4) |
| CuZn39Pb3 | CW614N | C38500 | 59,4 | 63,8 | 68,6 | 74,2 | 79,7 | 85,6 | 92,2 | 1) |
| CuZn40Pb2 | CW617N | C37700 | 53,5 | 57,4 | 61,7 | 66,7 | 71,7 | 77,0 | 82,9 | 1) |
| CuSn5Zn5Pb5-C a) | CC491K | C83600 | 20,5 | 21,7 | 23,0 | 24,5 | 26,0 | 27,5 | 29,2 | 7) |
| CuSn7Zn4Pb7-C | CC493K | C93200 | 23,4 | 24,7 | 26,0 | 27,6 | 29,1 | 30,7 | 32,5 | 7) |
| **Zerspanbarkeitsgruppe II** | | | **Spezifisches Zerspanvolumen Vwp in (cm³/min) · kW** | | | | | | | |
| CuNi18Zn19Pb1 | CW408J | C76300 | 46,1 | 46,7 | 47,3 | 48,0 | 48,6 | 49,3 | 48,2 | 1) |
| CuZn35Ni3Mn2AlPb | CW710R | - | 37,0 | 38,5 | 40,1 | 41,9 | 43,6 | 45,4 | 47,3 | 1) |
| CuZn37Mn3Al2PbSi | CW713R | - | 65,9 | 71,9 | 78,4 | 86,3 | 94,2 | 102,7 | 112,4 | 3) |
| CuZn38Mn1Al | CW716R | - | 54,5 | 59,3 | 65,4 | 70,8 | 77,1 | 83,9 | 91,6 | 5) |
| CuAl10Fe5Ni5-C | CC333G | C95500 | 27,1 | 28,9 | 30,8 | 33,1 | 35,3 | 37,7 | 40,3 | 6) |
| CuSn12Ni2-C | CC484K | C91700 | 30,7 | 32,7 | 34,9 | 37,5 | 40,0 | 42,7 | 45,7 | 6) |
| CuZn33Pb2-C | CC750S | - | 39,0 | 43,3 | 48,0 | 54,0 | 59,9 | 66,5 | 74,2 | 3) |
| CuZn10Si4-C | | | 37,4 | 39,9 | 42,7 | 45,9 | 49,0 | 52,4 | 56,1 | 9) |
| CuZn10Si4 | - | - | 40,9 | 43,7 | 46,6 | 50,1 | 53,4 | 57,0 | 61,0 | 9) |
| CuSn12-C | CC483K | C90800 | 41,7 | 45,1 | 48,7 | 53,0 | 57,3 | 61,9 | 67,0 | 9) |
| CuZn21Si3P | CW724R | C69300 | 44,6 | 48,1 | 51,8 | 56,4 | 60,8 | 65,6 | 70,9 | 9) |
| **Zerspanbarkeitsgruppe III** | | | **Spezifisches Zerspanvolumen Vwp in (cm³/min) · kW** | | | | | | | |
| CuAg0,10 | CW013A | C11600 | 20,3 | 22,2 | 24,2 | 26,7 | 29,1 | 31,8 | 34,8 | 2) |
| CuNi2Si | CW111C | C64700 | 33,2 | 34,6 | 36,1 | 37,8 | 39,5 | 41,2 | 43,0 | 1) |
| CuAl8Fe3 | CW303G | C61400 | 39,3 | 40,9 | 42,6 | 44,5 | 46,3 | 48,2 | 50,3 | 1) |
| CuAl10Ni5Fe4 | CW307G | C63000 | 34,1 | 34,5 | 36,0 | 37,0 | 38,1 | 39,1 | 40,2 | 1) |
| CuSn8 | CW453K | C52100 | 39,5 | 40,4 | 41,3 | 42,3 | 43,3 | 44,3 | 45,3 | 1) |
| CuZn37 | CW508L | C27400 | 31,5 | 32,8 | 34,3 | 35,9 | 37,5 | 39,1 | 40,8 | 1) |
| CuZn20Al2As | CW702R | C68700 | 39,0 | 43,3 | 48,0 | 54,0 | 59,9 | 66,5 | 74,2 | 3) |
| CuCr1Zr | CW106C | C18100 | 19,5 | 20,2 | 20,8 | 21,6 | 22,3 | 23,0 | 23,8 | 9) |
| Cu-ETP | CW004A | C11000 | 19,5 | 21,2 | 23,0 | 25,2 | 27,4 | 29,7 | 32,4 | 9) |
| CuNi18Zn20 | CW409J | C75600 | 30,7 | 32,1 | 33,5 | 35,1 | 36,7 | 38,3 | 40,0 | 9) |
| CuSn8P | CW459K | C52100 | 32,4 | 34,0 | 35,8 | 37,8 | 39,7 | 41,8 | 44,0 | 9) |
| CuZn38As | CW511L | C27453 | 29,0 | 31,1 | 33,3 | 36,0 | 38,6 | 41,4 | 44,5 | 9) |
| CuZn42 | CW510L | C28500 | 38,1 | 40,6 | 43,2 | 46,3 | 49,2 | 52,4 | 55,9 | 9) |

**Tab. 4:** Spezifisches Zerspanvolumen $V_{wp}$ in $(cm^3/min) \cdot kW$ in Abhängigkeit von der Spanungsdicke h in mm für die in Tabelle 1 aufgenommenen Werkstoffe nach verschiedenen Quellen
a) Die niedrigen Werte der Werkstoffe 23 und 24 erklären sich aus der niedrigen Schnittgeschwindigkeit $v_c$ = 32 m/min der Versuche

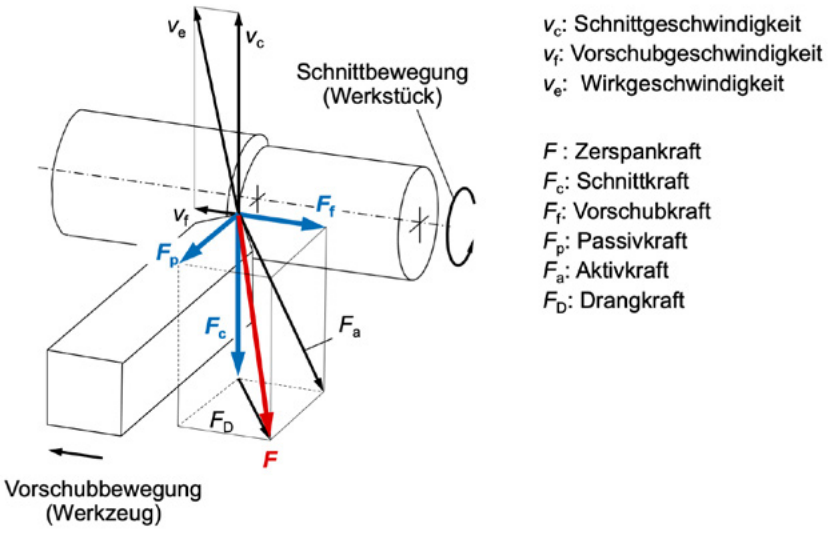



**Abb. 12:** Zerlegung der Zerspankraft (nach DIN 6584)

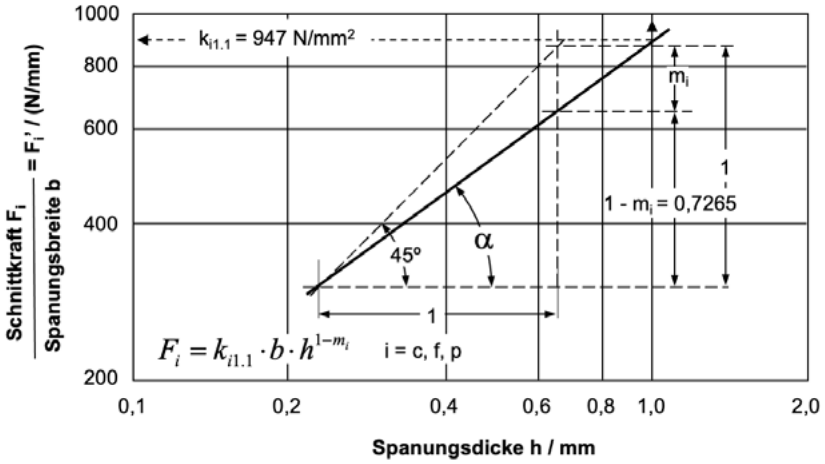



**Abb. 13:** Graphische Ermittlung der Kennwerte ki1.1 und (1-mc) mit i = c, f oder p [VICT72]

lung der erreichbaren Oberflächenqualität als das wichtigste Zerspanbarkeitskriterium anzusehen.
Zur quantitativen Beurteilung der Oberflächengüte spanend bearbeiteter Flächen wird die Rauheit, meist gemessen in µm, herangezogen. Dabei interessiert vor allem die Querrauheit (kinematische Rauheit), gemessen in Vorschubrichtung, weil sie meist größer ist als die in Richtung der Schnittgeschwindigkeit gemessene Längsrauheit (Schnittflächenrauheit). Die kinematische Rauheit ergibt sich aus dem Eckenradius und der Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück.

Die theoretisch erzielbare Rautiefe $R_{t,th}$ bei einschneidigem Werkzeug (z. B. beim Drehen) lässt sich aus dem Vorschub f und dem Eckenradius $r_\varepsilon$ (Abb. 14) nach folgender Formel errechnen:

$$R_{t,th} = r_\varepsilon - \sqrt{r_\varepsilon^2 - \frac{f^2}{4}} \qquad (19)$$

Tabelle 5 enthält Vorschubwerte in Abhängigkeit von $R_{t,th}$ und $r_\varepsilon$.

Über eine Reihenentwicklung nach Taylor lässt sich der Ausdruck vereinfachen, sodass überschlägig gilt:

$$R_{t,th} \approx \frac{f^2}{8 \cdot r_\varepsilon} \qquad (20)$$

Weil für die spanende Bearbeitung die Rautiefe meist vorgegeben ist, ist zu ermitteln, mit welchem Vorschub f bei gegebenem Eckenradius gedreht werden muss.

Deshalb wird obige Beziehung nach dem Vorschub aufgelöst:

$$f \approx \sqrt{8 \cdot r_\varepsilon \cdot R_{t,th}} \qquad (21)$$

Für vorgegebene Rautiefen können die theoretisch erforderlichen Vorschübe bei gegebenem Eckenradius $r_\varepsilon$ Tab. 5 entnommen werden. An der Drehmaschine ist, wenn der theoretische Wert nicht eingestellt werden kann, der nächst kleinere Vorschubwert zu wählen.

In der Praxis ergeben sich jedoch oftmals erhebliche Abweichungen von der theoretischen Rautiefe, die im Wesentlichen auf drei Ursachen zurückgeführt werden können:

| Eckenradius $r_\varepsilon$ [mm] | Vorschub f in mm/U = f $R_{t,th}$ | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | Freidrehen | Schlichten | | Schruppen | |
| | ▽▽▽ | ▽▽ | | ▽ | |
| | $R_{t,th}$ 4 µm | $R_{t,th}$ 16 µm | $R_{t,th}$ 25 µm | $R_{t,th}$ 63 µm | $R_{t,th}$ 100 µm |
| 0,5 | 0,13 | 0,26 | 0,32 | 0,50 | 0,63 |
| 1,0 | 0,18 | 0,36 | 0,45 | 0,71 | 0,89 |
| 1,5 | 0,22 | 0,44 | 0,55 | 0,87 | 1,10 |
| 2,0 | 0,25 | 0,50 | 0,63 | 1,00 | 1,26 |
| 3,0 | 0,31 | 0,62 | 0,77 | 1,22 | 1,55 |

**Tab. 5:** Vorschub f in mm/U in Abhängigkeit von der geforderten theoretischen Rauhigkeit $R_{t,th}$ und dem Eckenradius $r_\varepsilon$.

a) Bei der Feinbearbeitung – insbesondere mit niedrigen Vorschüben (f < 0,1 mm/U) – können sich im Bereich der Nebenschneide und des Schneidenradius Verschleißriefen ausbilden, die eine Abweichung vom theoretischen Drehprofil bewirken.

b) Im Bereich größerer Vorschübe (f > 0,1 mm/U) führt der stetig wachsende Freiflächenverschleiß insbesondere am Eckenradius zu einer Verschlechterung der Oberflächengüte.

c) Im Schnittgeschwindigkeitsbereich der Aufbauschneidenbildung ergibt sich durch die Abwanderung von Aufbauschneidenteilen, wie bereits im Kapitel 2.3 Spanbildung behandelt, eine erhebliche Verschlechterung der Oberflächenbeschaffenheit des Werkstücks. Aufbauschneiden bedeuten, dass sich Werkstoffteile vorübergehend am Schneidkeil festsetzen, ihm dadurch eine irreguläre Form verleihen und beim Abreißen mit dem Span bzw. Werkstück verschweißen.

Die erzielbare Querrauheit ist außerdem noch von den Werkzeugwinkeln, besonders vom Spanwinkel, abhängig. Seine Vergrößerung ergibt eine Verbesserung der Oberfläche. Der theoretische Wert kann bei Kupfer und Kupferlegierungen leichter als bei anderen Metallen angenähert erreicht werden. Eine Vergrößerung des Spanwinkels bewirkt jedoch wegen der Verringerung des Schneidkeils eine Verminderung der Standzeit. Selbstverständlich gilt auch bei Kupfer und Kupferlegierungen, dass hohe Schnittgeschwindigkeiten bessere Oberflächen ergeben als niedrige.

In Abbildung 15 sind Rauheitsmessgrößen dargestellt.

Voraussetzung für die angenäherte Gültigkeit der Beziehungen (19), (20), (21), ist ein feinkörniger Werkstoff, weil anderenfalls die tatsächlichen maximalen Rautiefen $R_t$ wesentlich größer als die errechneten sind [DJAS53, BURM80]. In grober Näherung kann unterstellt werden, dass die kleinste praktisch erreichbare Rautiefe beim Spanen mit definierter Schneidenform (d. h. außer beim Schleifen, Läppen, Honen usw.) in etwa der Korngröße entspricht. Bei hohen Anforderungen an die Oberflächengüte des Werkstücks empfiehlt sich die Verwendung eines Diamant-Werkzeugs bei höchster Schnittgeschwindigkeit und kleinem Vorschub. Es können spiegelnd blanke Flächen erzeugt werden.

Beim Spanen mit mehrschneidigen Werkzeugen (z. B. beim Fräsen) überlagert sich der Rautiefe $R_t$ ein als „Welligkeit“ bezeichneter Formfehler. Die „Wellenlänge“ entspricht dabei dem Vorschub je Umdrehung, die Wellenhöhe ergibt sich aus dem Rundlauffehler des Werkzeugs, wenn dieser größer ist als etwa 10 µm. Eine Verbesserung der Oberfläche bringen beim Messerkopfstirnfräsen mit Wendeschneidplatten Werkzeuge mit „aktiver Nebenschneide“ – d. h. die Platten besitzen an der Nebenschneide eine Fase (Nebenschneidenfase, Breitschlichtfase), die mit einem Einstellwinkel von $\kappa_r = 0°$ parallel zur Werkstückoberfläche liegt. Die Länge der Nebenschneidenfase kann mehrere Millimeter betragen. Der Vorschub je Zahn $f_z$ sollte 2/3 der Länge der aktiven Nebenschneidenfase nicht überschreiten. Ist die Nebenschneide größer als der Vorschub je Umdrehung, wird der unvermeidbare Rundlauffehler überdeckt.

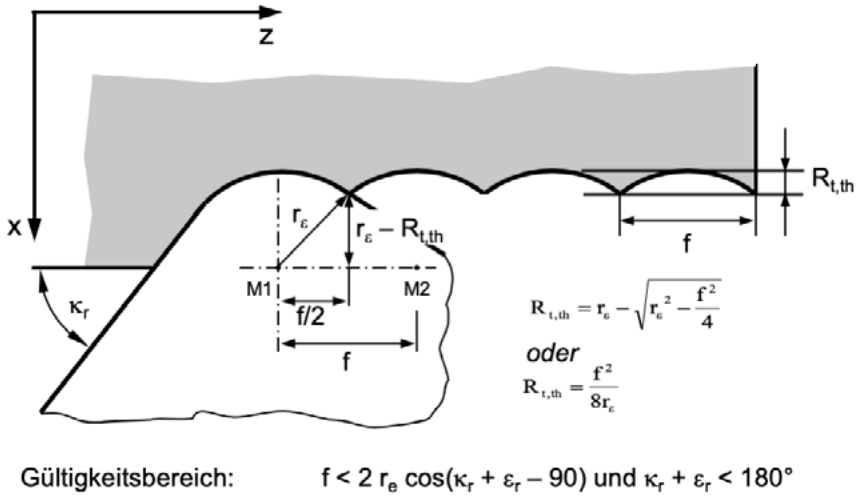



**Abb. 14:** Geometrische Eingriffsverhältnisse beim Drehen

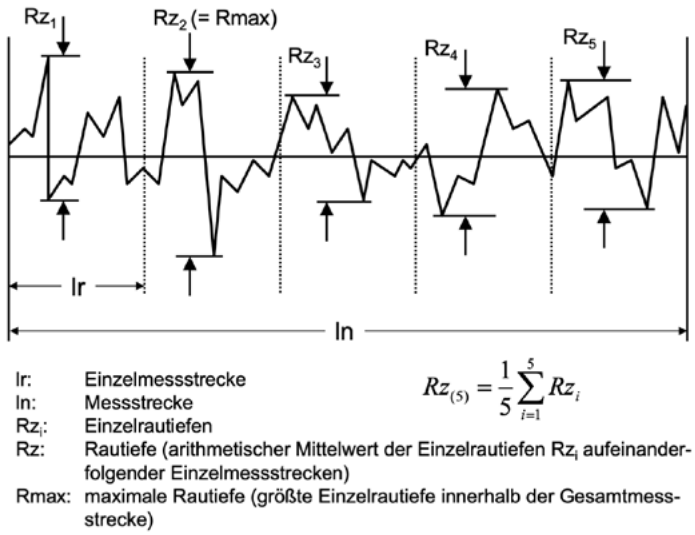



**Abb. 15:** Rauheitsmessgrößen (nach Mahr und DIN EN ISO 4287)

### 3.4 Bewertungsgröße Spanform

Neben der Spanart ist die Spanform ein wichtiges Beurteilungskriterium für die Zerspanbarkeit eines Werkstoffes. Je nach entstehender Spanform wird dabei zwischen kurz- und langspanenden Werkstoffen unterschieden. Die erste Gruppe bietet, vielleicht mit Ausnahme der Bröckel- und Nadelspäne, weniger Schwierigkeiten hinsichtlich Spanform und Spanablauf. Die zweite Gruppe, zu der die reinen Kupfersorten und die homogenen, hochkupferhaltigen Kupferlegierungen zählen, bilden bei freiem Spanablauf vorwiegend lange, ungebrochene Späne. Sie sind meist nicht problemlos zerspanbar.

Die Einordnung in ungünstige, brauchbare und gute Spanformen (Abb. 16) erfolgt nach den aufgeführten Gesichtspunkten:

a) Transportierbarkeit: Die Späne sollten so geformt sein, dass sie einerseits problemlos aus dem Bearbeitungsraum der Maschine abgeführt werden können und andererseits nicht so klein sind, dass sie Späneförderungsanlagen bzw. die KSS-Filter zusetzen können.

b) Unfallgefahr: Eine Unfallgefahr des Bedienungspersonals, z. B. durch scharfkantige Wirr- oder Flachwendelspäne, sollte vermieden werden.

c) Beschädigungsgefahr: Werkstück, Werkzeug und Werkzeugmaschine sollten durch Späne nicht beschädigt werden können.

Die ersten fünf der in Abb. 16 zusammengestellten Spanformen, die Band-, Wirr-, Flachwendel-, Schrägwendel- und langen zylindrischen Wendelspäne, sind nicht optimal. Sie erschweren den Abtransport der Späne. Flachwendelspäne wandern bevorzugt über die Freifläche ab und verursachen dadurch Beschädigungen am Werkzeughalter und an der Schneidkante außerhalb ihrer Eingriffslänge. Band-, Wirr- und Bröckelspänen stellen eine erhöhte Verletzungsgefahr für die sich im Maschinenbereich aufhaltenden Personen dar. Beim Zerspanen von Automatenmessing können sehr feine Nadelspäne entstehen, die ebenfalls als ungünstig anzusehen sind, da sie zum Zusetzen der Spanfördersysteme und der KSS-Filter neigen und für die Maschinenbediener die Verletzungsgefahr erhöhen.

Bei homogenen Kupferwerkstoffen, wie z. B. bei Kupfer und hochkupferhaltigen Kupfer-Zink-Legierungen, bilden sich bei größeren Spanungsquerschnitten und freiem Spanablauf lang ablaufende Bandspäne. Wirrspäne entstehen bevorzugt bei mittleren und kleinen Vorschüben, wogegen Flachwendelspäne bei kleinen Eckenradien, kleinen Schnitttiefen und großen Einstellwinkeln auftreten. Flache Wendelspäne sind wegen ihrer Scharfkantigkeit und der damit verbundenen Unfallgefahr gefürchtet. Bei kleinen Schnitttiefen und dann, wenn nur der Eckenradius im Eingriff ist, muss man mit Schrägwendelspänen rechnen. Mit größer werdender Schnitttiefe treten dann lange zylindrische Wendelspäne auf. Wegen ihrer Sperrigkeit, der damit verbundenen schwierigen Spanabfuhr und wegen des schwierigen Transports derartiger Späne sind diese Spanformen nicht erwünscht.

Ideal sind dagegen kurzbrechende Späne wie kurze zylindrische Wendelspäne, Spiralwendelspäne und Spiralspäne. Bei Automatenwerkstoffen, wie z. B. bei den Automatenmessingen, werden auch Spanlocken, Bröckel- und Nadelspäne als günstig angesehen, sofern Filter von Späneförderungssystemen durch derartige Späne nicht zugesetzt werden.

Beeinflusst werden kann die Spanform durch die folgenden Einflussgrößen: Werkstoff, Schneidstoff, Werkzeugmaschine, Spanleitstufen, Kühlschmierstoff, Schnittbedingungen und Schneidkeilgeometrie. Bei den Empfehlungen zur Schneidkeilgeometrie wird auf Spanleitstufen und deren Gestaltung noch näher eingegangen.

Bei gleichbleibenden Schnittbedingungen entstehen im Allgemeinen mit zunehmender Festigkeit bei gleichzeitig abnehmender Dehnung kürzerbrechende Späne, das heißt, dass Werkstoffe auf Kupferbasis im kaltver-

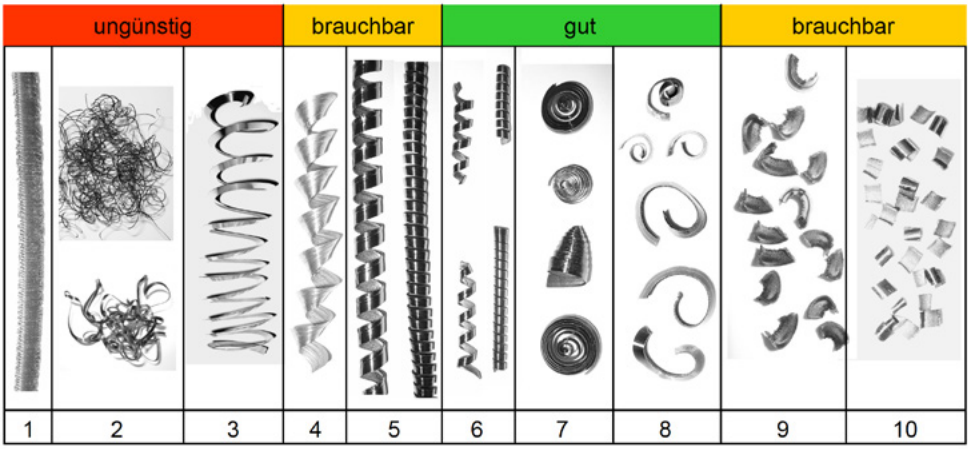



**Abb. 16:** Spanformen beim Drehen und deren Beurteilung nach [KLUF79]

festigten Zustand besser spanend zu bearbeiten sind. Ein grobkörniges Gefüge kann ebenfalls beim Drehen zu günstigeren Spanformen führen. Aus dem gleichen Grunde weisen meistens Gussgefüge, insbesondere Gefüge von Sandgussteilen, verglichen mit Knetwerkstoffen bessere Spanbildungseigenschaften auf.

Innerhalb der Schnittbedingungen beeinflusst vor allem der Vorschub die Spanform. Mit zunehmendem Vorschub wird der Span kurzbrüchiger. Ein negativer Spanwinkel führt zu einem größeren Spanstauchungsgrad, sodass sich im Allgemeinen günstigere Spanformen ausbilden. Steigende Schnittgeschwindigkeiten führen zu höheren Schnitttemperaturen. Die damit einhergehende bessere Umformbarkeit des Werkstoffes begünstigt die Bildung von Band- und Fließspänen.
Die Beeinflussung der Spanformen durch Änderung der Schnittbedingungen ist nur bedingt möglich, da die Bedingungen oft durch andere Kriterien festgelegt werden. In diesen Fällen besteht nur eine Beeinflussung der Spanbildung durch Spanleitstufen.

Die Spanausbildung von reinem Kupfer und homogenen hochkupferhaltigen Kupferlegierungen ist verhältnismäßig ungünstig. Der beim Schervorgang plastisch verformte Span hat noch eine hohe Bruchdehnung und bricht nicht, sodass es zu Störungen im Arbeitsablauf kommen kann. Durch spanbrechende Zusätze von Legierungselementen, wie Blei, Tellur, oder Schwefel kann die Spanform wesentlich beeinflusst werden (siehe Kap. 4.4).

### 3.5 Bewertung der Zerspanbarkeit mit Zerspanbarkeitsindizes nach ASTM E618

Wie zuvor ausgeführt, ist die Zerspanbarkeit eine komplexe Eigenschaft und lässt sich daher nur eingeschränkt mit einem Begriff oder mit einer Kennzahl, wie dies z. B. für die Festigkeit oder Härte möglich ist, allein beschreiben. In der Praxis sind immer mehrere Bewertungskriterien zu berücksichtigen. Für den einzelnen Bearbeitungsfall sind diese von unterschiedlicher Bedeutung, weshalb keine allgemein gültige Rangfolge von Werkstoffen angegeben werden kann.

Es genügt auch nicht, ein oder zwei Bewertungskriterien allein zu betrachten, da zwischen diesen immer Wechselbeziehungen sehr unterschiedlicher Art bestehen können. Dabei sind der Werkzeugverschleiß bzw. die Werkzeugstandzeit, die Spanbildung, die Zerspankräfte und die Oberflächengüte als Hauptbewertungskriterien anzusehen.

In der Literatur und in Firmenbroschüren hat sich trotzdem ein Zerspanbarkeitsindex für Kupferlegierungen etabliert, um in der Praxis einen ersten Überblick über die Zerspanbarkeit der Werkstoffe zu ermöglichen.

Die Zuordnung eines Zerspanbarkeitsindexes zu einer Kupferlegierung erfolgt hauptsächlich auf der Basis von Erfahrungswerten aus der Praxis. Eine Reihe experimenteller Untersuchungen stützen diese Erfahrungswerte. Die Normungsstelle ASTM in den USA hat 1977 einen Test entwickelt, der einen Vergleich der Zerspanbarkeit verschiedener Stahlwerkstoffe unter Produktionsbedingungen ermöglicht [ASTM77]. Dieser Test wurde von der (Copper Development Association) auf eine Reihe von Kupferwerkstoffen angewandt, um diese untereinander sowie mit Stahl und anderen Legierungen zu vergleichen.

Der Test – bekannt unter ASTM E618 – basiert auf der Produktion eines Standardwerkstücks, Abb. 17. Das Werkstück ist so ausgelegt, dass die am häufigsten gebrauchten Operationen an Drehautomaten abgedeckt sind: Schruppdrehen, Schlichtdrehen und Bohren. Ziel des Tests ist es, die maximale Anzahl an Standardwerkstücken zu ermitteln, die sich innerhalb von acht Stunden produzieren lassen. Die Bearbeitungsparameter werden in mehreren Versuchsreihen dahingehend optimiert, dass erst nach acht Stunden ein Werkzeugwechsel nötig wird. Die Bewertungskriterien sind

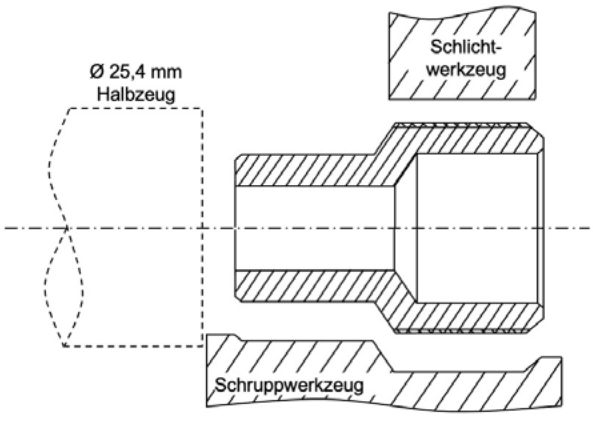



**Abb. 17:** Musterbauteil nach ASTM E618 und die Position der Formwerkzeuge. Für die Untersuchung an den Kupferlegierungen wurde der Halbzeugdurchmesser auf 19 mm reduziert und die Geometrie angepasst. Dies ist laut ASTM E618 zulässig wenn die Modifikation für alle zu vergleichenden Werkstoffe gleich ist. [THIE90, ASTM07]

die Formgenauigkeit und die Oberflächengüte des Werkstücks. Die maximale Teilezahl wird für alle zu vergleichenden Werkstoffe ermittelt und zueinander ins Verhältnis gesetzt. Der so ermittelte Zerspanbarkeitsindex ist ein Maß für die erreichbare Produktivität, die mit einem Werkstoff in der Serienfertigung im direkten Vergleich mit einem anderen Werkstoff erreicht werden kann. Da der Test sehr zeit- und materialintensiv ist, liegen jedoch nicht für alle Kupferlegierungen Daten vor.

Referenzwerkstoff für die Einordnung von Kupferwerkstoffen ist in Europa das bleilegierte Automatenmessing CuZn39Pb3 und in den USA die Legierung CuZn36Pb3. Diese Referenzwerkstoffe haben einen Zerspanbarkeitsindex von 100. Der Index erstreckt sich von dem Wert 100 für sehr gut zerspanbare bis zu einem Wert von 20 für sehr schlecht bearbeitbare Kupferlegierungen. Ein so ermittelter Zerspanarkeitsindex ist eine primär den Werkzeugverschleiß und die Spanbildung berücksichtigende Einstufung.

Zerspanbarkeitsindizes werden für Kupferlegierungen in den Werkstoffdatenblättern des Deutschen Kupferinstituts, der amerikanischen Copper Development Association und von Werkstoffherstellern angegeben. Diesen Angaben liegen in der Regel jedoch keine Messwerte zu Grunde, da der experimentelle Aufwand zur Ermittlung des Indexes nach der beschriebenen Methode sehr hoch ist. Stattdessen werden die veröffentlichten Werte zumeist durch den Vergleich mit Erfahrungswerten ermittelt. In Abhängigkeit von der jeweiligen Quelle können die Zerspanbarkeitsindizes daher geringfügig nach oben oder unten abweichen.

### 3.6 Bewertung der Zerspanbarkeit durch eine Nutzwertanalyse

Die Ermittlung von Zerspanbarkeitsindizes nach ASTM E618 ist aufgrund des hohen zeitlichen und materiellen Aufwands ineffizient. Ein weiterer Nachteil ist, dass hauptsächlich der Werkzeugverschleiß und die Bauteilqualität als Bewertungskriterien genutzt werden. Deshalb wurde am Werkzeugmaschinenlabor WZL der RWTH Aachen University im Kontext der Zerspanung von bleifreien Kupferwerkstoffen eine Methode zur Erstellung von Zerspanbarkeitsindizes entwickelt, die mit einem geringeren Versuchsaufwand durchführbar ist. Die Methode berücksichtigt die bekannten vier Zerspanbarkeitskriterien Spanform, Oberflächenqualität, Zerspankraft und Werkzeugverschleiß. Durch unterschiedliche Gewichtung dieser Kriterien kann die Bewertung der Zerspanbarkeit an verschiedene Anwendungsfälle angepasst werden (Tab. 7). So sind beispielsweise bei Schruppprozessen ein möglichst geringer Werkzeugverschleiß , kurze Späne und eine niedrige Zerspankraft wichtig. Im Gegensatz dazu überwiegen bei Schlichtprozessen typischerweise die Anforderungen an Oberflächengüte und die Spanform.

Die mit dieser Methode ermittelten Zerspanbarkeitsindizes sind in Tab. 6 dargestellt. Die Grundlagen bilden Versuche zum Längsdrehen. Für den Referenzwerkstoff CuZn39Pb3 wurde ein Index von 100 definiert. Die Indizes der binären bleifreien Kupfer-Zink-Werkstoffe lagen bei gleicher Gewichtung der Zerspanbarkeitskriterien zwischen 40 und 55. Aufgrund des besseren Spanbruchs von siliziumhaltigen Sondermessingwerkstoffen wiesen diese Indizes zwischen 60 und 65 auf. CuSn12-C mit einem Bleianteil von 0,7 Prozent war mit

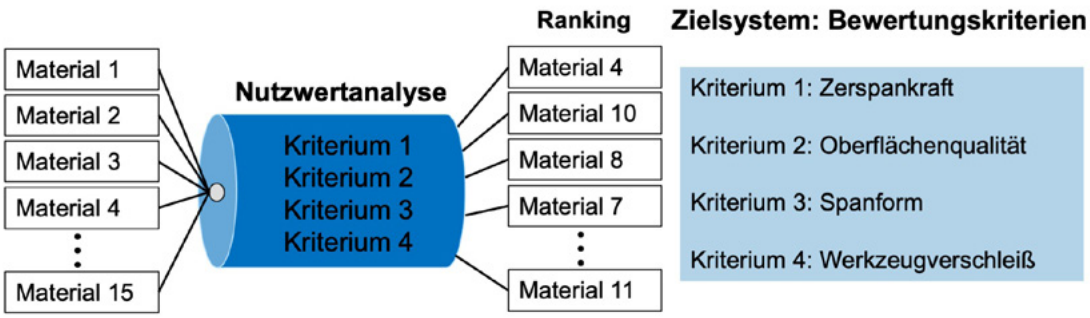



**Abb. 18:** Prinzip der Nutzwertanalyse [4MAN06], [ESSE06], [LUNG13]

einem Zerspanbarkeitsindex von 85 als gut zerspanbar einzustufen. Vergleichsweise schlecht zerspanbar waren die bleifreien Werkstoffe Cu-ETP und CuCr1Zr mit einem Zerspanbarkeitsindex von 20, CuNi18Zn20 mit 30 und CuSn8P mit 45.

Diese Ergebnisse ermöglichen eine differenziertere Betrachtung der Zerspanbarkeit von Kupferwerkstoffen als in der ASTM E618 beschrieben. Bei der Übertragung auf reale Fertigungsprozesse ist jedoch zu beachten, dass die folgenden Größen wesentlichen Einfluss auf das Zerspanergebnis haben können:

- Zerspanungsverfahren
- Festigkeitszustand des Werkstoffes
- Legierungskomponenten und Beimengungen
- Gefüge
- Leistungsfähigkeit und Steifigkeit der Werkzeugmaschine
- Spannsituation
- Werkzeugeigenschaften extra Anstrich Schnittparameter
- Chargenunterschiede des Werkstoffs
- Art und Zufuhr des Kühlschmierstoffs
- Sonstige Umgebung

Diese vielfältigen Einflussgrößen auf das Zerspanergebnis können sich in der industriellen Praxis deutlich unterscheiden. Deshalb ist es für die industrielle Anwendung stets empfehlenswert, eine individuelle Prozessoptimierung unter Berücksichtigung aller Randbedingungen durchzuführen.

| Werkstoff | Spanform | Verschleiß | Zerspankraft | Oberfläche | Szenario 1 Zerspanbarkeitsindex Bei gleicher Gewichtung | Szenario 2 Zerspanbarkeitsindex Schruppbearbeitung | Szenario 1 Zerspanbarkeitsindex Schlichtbearbeitung |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Cu-ETP | 20 | 20 | 20 | 20 | 20 | 20 | 20 |
| CuCr1Zr | 20 | 25 | 20 | 20 | 20 | 20 | 20 |
| CuZn37 | 30 | 50 | 30 | 50 | 40 | 40 | 40 |
| CuZn38As | 40 | 50 | 40 | 70 | 50 | 45 | 50 |
| CuZn42 | 50 | 50 | 50 | 70 | 55 | 50 | 55 |
| CuZn21Si3P | 80 | 45 | 70 | 70 | 65 | 60 | 60 |
| CuZn30Mn2Al2SiNiFe | 80 | 50 | 30 | 60 | 55 | - | - |
| CuZn34Mn2SiAlNi | 60 | 70 | 35 | 40 | 50 | - | - |
| CuSi4Zn9MnP | 80 | 40 | 55 | 70 | 60 | 55 | 65 |
| CuSi4Zn9MnP-C | 70 | 40 | 50 | 70 | 60 | 50 | 60 |
| CuSn8P | 30 | 30 | 35 | 80 | 45 | 35 | 45 |
| CuSn12-C | 90 | 90 | 65 | 90 | 85 | 85 | 90 |
| CuSn4Zn2PS | 80 | 60 | 50 | 50 | 60 | - | - |
| CuAl10Ni5Fe4 | 50 | 60 | 40 | 70 | 55 | 55 | 55 |
| CuAl10Fe5Ni5-C | 60 | 50 | 40 | 70 | 55 | 50 | 60 |
| CuNi18Zn20 | 20 | 40 | 30 | 40 | 35 | 35 | 30 |
| CuZn39Pb3 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 |
| 11SMnPb30 | 70 | 20 | 30 | 60 | 45 | 35 | 55 |

**Tab. 6:** Bewertung der Zerspanbarkeit der untersuchten Kupferwerkstoffe in Abhängigkeit der definierten Bewertungskriterien [LUNG13] (bitte beachten Sie dazu die Hinweise zur Übertragbarkeit dieser Ergebnisse im Fließtext)

| Szenario | Spanform | Verschleiß | Zerspankraft | Oberfläche |
|---|---|---|---|---|
| Gleiche Gewichtung (1) | 0,25 | 0,25 | 0,25 | 0,25 |
| Schruppbearbeitung (2) | 0,2 | 0,4 | 0,3 | 0,1 |
| Schlichtbearbeitung (3) | 0,4 | 0,2 | 0,1 | 0,3 |

**Tab. 7:** Szenarien zur gewichteten Bewertung der Zerspanbarkeit [LUNG13]

# 4 _ Einteilung der Kupferwerkstoffe nach Zerspanbarkeitshauptgruppen

### 4.1 Normung der Kupferwerkstoffe

Die DIN-Blätter geben Auskunft über die Zusammensetzung, die Eigenschaften und hauptsächlichen Anwendungsgebiete von Kupferlegierungen, wobei zwischen Normen für Knet- und Normen für Gusswerkstoffe unterschieden wird. Innerhalb dieser beiden Gruppen erfolgt die Unterteilung nach Legierungsgruppen (Tab. 8 und Tab. 9). Dieses Ordnungsschema eignet sich nicht für die Einteilung nach Zerspanbarkeitsgruppen.

### 4.2 Einteilung der Kupferwerkstoffe in Hauptgruppen der Zerspanbarkeit

Hinsichtlich ihrer Zerspanbarkeit werden Kupferwerkstoffe klassischerweise in drei Hauptgruppen eingeteilt. Dabei werden ähnlich zerspanbare Werkstoffe zu einer Hauptgruppe zusammengefasst. Die grobe Unterteilung in die Hauptgruppen erfolgt durch eine Abschätzung der in Abschnitt 3 behandelten Bewertungskriterien der Zerspanbarkeit, wobei für Kupferwerkstoffe die Kriterien *Spanform und Verschleiß* als wesentliche Größen herangezogen werden (vgl. Tab. 11,12, 13). Neben diesen Bewertungsgrößen wird ferner die Gefügestruktur, die einen wesentlichen Einfluss auf die Zerspanbarkeit hat, als Merkmal für die Einteilung in die Hauptgruppen herangezogen. Die Ausprägungen der Merkmale, die zur Einteilung in die Hauptgruppen führt, sind in Tab. 10 zusammengefasst.

| Bezeichnung | Bezeichnung (nicht genormt) | Weitere Unterteilung |
|---|---|---|
| Kupfer | | Kathoden, sauerstoffhaltig sauerstofffrei, nicht desoxidiert silberhaltig sauerstofffrei, mit P desoxidiert |
| Kupfer, niedriglegiert (Legierungselemente < 5 %) | | nicht aushärtbar und aushärtbar |
| Kupfer-Aluminium-Legierungen | Aluminiumbronze | binär (ohne weitere Zusätze) |
| | Mehrstoff-Aluminiumbronze | mit Zusätzen von Fe, Mn, Ni |
| Kupfer-Nickel-Legierungen | - | |
| Kupfer-Nickel-Zink-Legierungen | Neusilber | ohne Zusätze mit Bleizusätzen (für Zerspanung) |
| Kupfer-Zinn-Legierungen | Zinnbronze | Binär |
| | Mehrstoff-Zinnbronze | mit Zusätzen von Zink |
| Kupfer-Zink-Legierungen, Zweistoff | Messing | (ohne weitere Zusätze) mit Blei (Zerspanungsmessing) |
| Kupfer-Zink-Legierungen, Mehrstoff | Sondermessing | mit anderen Zusätzen |

**Tab. 8:** Kupfer-Knetwerkstoffe nach CEN/TS 13388:2008-08

| Bezeichnung | Bezeichnung (nicht genormt) |
|---|---|
| Kupfer und Kupfer-Chrom-Gusslegierungen | unlegiert<br>Kupfer-Chrom |
| Kupfer-Zink-Gusslegierungen | Messing<br>Sondermessing |
| Kupfer-Zinn-Gusslegierungen | Zinnbronze |
| Kupfer-Zinn-Zink-Blei-Gusslegierungen | Rotguss |
| Kupfer-Aluminium-Gusslegierungen | Aluminiumbronze |
| Kupfer-Mangan-Aluminium-Gusslegierung | |
| Kupfer-Nickel-Gusslegierungen | |

**Tab. 9:** Kupfer-Gusslegierungen nach DIN EN 1982:2008-08

| Merkmale | Hauptgruppe I | Hauptgruppe II | Hauptgruppe III |
|---|---|---|---|
| Gefüge | Homo-/heterogen mit spanbrechenden Teilchen (Pb, S, Te) | Heterogene (grobdisperse Phase) ohne Pb-Teilchen | a) homogen<br>b) heterogen (feindisperse Ausscheidungen) |
| Spanform | kurz (Bröckelspan) | mittel (Wendelspan) | lang und zäh (Wendel-, Wirr-Bandspan) |
| Verschleiß | gering | mittel | Hoch |
| Kaltumformbarkeit der Knetwerkstoffe | im Allgemeinen schlecht | im Allgemeinen gut | a) seht gut<br>b) gering |
| Warmformbarkeit der Knetwerkstoffe | im Allgemeinen gut | mäßig | c) mäßig<br>d) gut |

**Tab. 10:** Schema der klassischen Einteilung von Kupferwerkstoffen in Hauptgruppen der Zerspanbarkeit

### Zerspanungshauptgruppe I

umfasst blei-, tellur- oder schwefellegierte Kupferwerkstoffe mit homogenem oder heterogenem Gefüge. Durch die Zulegierung spanbrechender Elemente erhalten die Werkstoffe der ersten Hauptgruppe ihre sehr gute Zerspanbarkeit.

### Zerspanungshauptgruppe II

enthält mäßig bis gut zerspanbare (meist bleifreie) Kupferwerkstoffe höherer Festigkeit und besserer Kaltformbarkeit als Werkstoffe der Hauptgruppe I mit heterogenem Gefüge. Verglichen mit den Werkstoffen der Hauptgruppe I hat die größere Kaltformbarkeit in der Regel längere Späne zur Folge.

### Zerspanungshauptgruppe III

fasst die relativ zu I und II schwerer zerspanbaren Kupferwerkstoffe zusammen. Aus dem homogenen Gefüge und der ausgezeichneten Kaltformbarkeit dieser Werkstoffe folgen höhere Schnittkräften und lange, zähe Späne. Die guten Kaltformungseigenschaften der niedrig legierten Kupferwerkstoffe führen zu einer sehr schlechten Spanbildung und hohem Werkzeugverschleiß. Kupferlegierungen mit Zink, Zinn, Nickel und Aluminium weisen ebenfalls eine vergleichbar schlechte Spanbildung und niedrige Standzeiten auf, sofern sie aus einem Gefüge mit homogenem Mischkristall bestehen. Außerdem enthält diese Hauptgruppe heterogene Werkstoffe wie die hochfesten Cu-Al-Legierungen und die niedrig legierten Kupferwerkstoffe in ausgehärtetem Zustand.

Eine Einordnung der genormten Kupferwerkstoffe in die Hauptgruppen I, II und III der Zerspanbarkeit zeigen die Tab. 11, Tab. 12 und Tab. 13. Vorwiegend wurde die Unterteilung anhand der zu erwartenden Spanbildung vorgenommen, während bei den schwer zerspanbaren Werkstoffen der Hauptgruppe III für einige Werkstoffe die große Verschleißwirkung auf das Werkzeug für die Einteilung entscheidend war.

Da die Spanbildung stark vom Bleigehalt abhängt, haben Werkstoffe mit tolerierten Bleigehalten je nach Bleianteil unterschiedliche Zerspaneigenschaften. Dies kann unter Umständen dazu führen, dass eine Umgruppierung von Hauptgruppe II in Hauptgruppe I oder umgekehrt gerechtfertigt wäre.

In den jeweiligen Hauptgruppen wird zwischen Knet- und Gusslegierungen unterschieden. Trotz der Zusammenfassung in einer Hauptgruppe unterscheiden sich die entsprechenden Kupferwerkstoffe teilweise noch erheblich in ihren Zerspaneigenschaften. Das Tabellenwerk wurde um den zuvor beschriebenen Zerspanbarkeitsindex ergänzt, um so eine weitere Differenzierung hinsichtlich der Zerspanbarkeit innerhalb einer Hauptgruppe zu ermöglichen. Dabei erstreckt sich der Index in Hauptgruppe I von 100–70, in Hauptgruppe II von 60–40 und in Hauptgruppe III von 30–20. Der Zerspanbarkeitsindex beruht teilweise auf Experimenten, teilweise auf Erfahrungswerten. Bei der Bewertung der Zerspanbarkeitsidizes ist zu beachten, dass diese aufgrund unterschiedlicher Randbedingungen und Kriterien, die ihrer Bestimmung zu Grunde liegen, mit einer gewissen Unsicherheit und Ungenauigkeit behaften sind und daher nur mit einer gewissen Wahrscheinlichkeit, die beim Drehen bei ca. 70 % liegt, zutreffend sind.

| Legierungsgruppe | | Werkstoff | | | Zugfestigkeit $R_m$ [N/mm²] | 0,2 % Dehngrenze $R_{p0,2}$ [N/mm²] | Bruchdehnung A [%] | Härte [HB] | Kennzeichnung Schneiden-geometrie | Zerspanbarkeitsindex/ Machinability Rating |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Bezeichnung (EN) | Nummer (EN) | Nummer (UNS) | | | | | | |
| Kupfer-Knetwerkstoffe - Knetwerkstoffe | Kupferlegierungen, niedrig legiert – nicht aushärtbar | CuPb1P | CW113C | C18700 | 250–360 | 200–320 | 5–7 | 90–110 | | 80 |
| | | CuSP | CW114C | C14700 | | | | | C* | 80 |
| | | CuTeP | CW118C | C14500 | | | | | C* | 80 |
| | Kupfer-Nickel-Zink-Legierungen | Cu-Ni7Zn39Pb3Mn2 | CW400J | - | 510–680 | 400–600 | 5–12 | 150–200 | | 90 |
| | | CuNi10Zn42Pb2 | CW402J | C79800 | 510–590 | 350–450 | 5–12 | 160–190 | A/A* | 80 |
| | | CuNi12Zn30Pb1 | CW406J | C79300 | 420–650 | 280–600 | 8–20 | 130–180 | A/A* | 70 |
| | Kupfer Zinn-Zink-legierungen | CuSn4Zn4Pb4 | CW456K | C54400 | 450–720 | 350–680 | 10 | 150–210 | | 80 |
| | Kupfer-Zinn-Legierung | CuSn5Pb1 | CW458K | C53400 | 450–720 | 350–680 | 10 | 150–210 | | 70 |
| | Kupfer-Zink-Legierungen Zweistoff mit Blei | CuZn35Pb2 | CW601N | C34200 | 330–440 | 150–340 | 14–30 | 90–130 | A | 90 |
| | | CuZn36Pb2As | CW602N | C35330 | 280–430 | 120–200 | 15–30 | 80–110 | | 80 |
| | | CuZn36Pb3 | CW603N | C35600 | 340–550 | 160–450 | 8–20 | 90–150 | A | 100 |
| | | CuZn38Pb1 | CW607N | C37000 | 360–550 | 150–420 | 8–25 | 90–150 | A | 80 |
| | | CuZn38Pb2 | CW608N | C37700 | | | | | A | 90 |
| | | CuZn39Pb0,5 | CW610N | C36500 | | | | | A | 70 |
| | | CuZn39Pb2 | CW612N | - | | | | | A | 90 |
| | | CuZn39Pb3 | CW614N | C38500 | 360–550 | 150–420 | 8–20 | 90–150 | A | 100 |
| | | CuZn40Pb2 | CW617N | C37700 | | | | | A | 90 |
| | | CuZn43Pb2Al | CW624N | - | Wie gefertigt | | | | | 80 |
| | Kupfer-Zink-Legierungen Mehrstoff | CuZn40Mn1Pb | CW720R | - | 390–560 | 200–500 | 10–20 | 110–160 | A | 60 |
| | | CuZn21Si3P | CW724R | C69300 | 530–700 | 300–450 | 10–20 | 210 | | 80* |
| Kupfer-Gusswerkstoffe | Kupfer-Zinn- Gusslegierung | CuSn11Pb2-C | CC482K | - | 240–280 | 130–150 | 5 | 80–90 | A | 70 |
| | Kupfer-Zinn- und Kupfer Zinn-Zink-Gußlegierungen | CuSn3Zn8Pb5-C | CC490K | - | 180–220 | 85–100 | 12–15 | 60–70 | A | 90 |
| | | CuSn3Zn9Pb7-C | | C84400 | 200–234 | | 16–26 | 55 | | 90 |
| | | CuSn5Zn5Pb5-C | CC491K | C83600 | 180–220 | 85–100 | 12–15 | 60–70 | A | 90 |
| | | CuSn7Zn4Pb7-C | CC493K | C93200 | 230–260 | 120 | 12–15 | 60–70 | A | 90 |
| | | CuSn5Zn5Pb2-C | CC499K | | 200–250 | 90–110 | 6–13 | 60–65 | | 90 |
| | Kupfer-Blei und Kupfer-Zinn-Gußlegierungen | CuPb10Sn10-C | CC495K | C93700 | 180–220 | 80–110 | 3–8 | 60–70 | A | 90 |
| | | CuSn7Pb15-C | CC496K | CC93800 | 170–200 | 80–90 | 7–8 | 60–65 | A | 90 |
| | Kupfer-Zink-Gußlegierungen | CuZn33Pb2-C | CC750S | - | 180 | 70 | 12 | 45–50 | A | 80 |
| | | CuZn39Pb1Al-C | CC754S | - | 220–350 | 80–250 | 4–15 | 65–110 | | 80 |
| | | CuZn16Si4-C | CC761S | C87800 | 400–530 | 230–370 | 5–10 | 100–150 | A* | 70* |

**Tab. 11:** Einteilung der genormten Kupferwerkstoffe nach ihrer Zerspanbarkeit Hauptgruppe I: Sehr gut zerspanbare Kupferwerkstoffe
* es wird empfohlen Schneiden mit einer Spanleitstufe einzusetzen

| Legierungsgruppe | | Werkstoff | | | Zugfestigkeit $R_m$ [N/mm²] | 0,2 % Dehngrenze $R_{p0,2}$ [N/mm²] | Bruchdehnung A [%] | Härte [HB] | Kennzeichnung Schneidengeometrie | Zerspanbarkeitsindex/ Machinability Rating |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Bezeichnung (EN) | Nummer (EN) | Nummer (UNS) | | | | | | |
| Kupfer-Knetwerkstoffe | Kupferlegierungen, niedrig legiert, aushärtbar im kaltverfestigten und ausscheidungsgehärtetem Zustand | CuNi2SiCr | | C81540 | | | | | | 40* |
| | | CuNi3Si1 | CW112C | C70250 | 700–800 | 630–780 | 10 | 180–200 | A* | 40* |
| | Kupfer-Nickel-Zink-Legierungen | CuNi18Zn19Pb1 | CW408J | C76300 | 420–650 | 280–600 | 8–20 | 130–180 | A/A* | 60 |
| | Kupfer-Zink-Legierungen Zweistoff | CuZn38As | CW511L | - | 392 | 313 | 22 | 126 | | 50** |
| | | CuZn40 | CW509L | C28000 | 340 | 260 | 25 | 80 | A* | 40 |
| | | CuZn42 | CW510L | | 484 | 315 | 29 | 157 | | 55** |
| | Kupfer-Zink-Legierungen Zweistoff mit Blei | CuZn37Pb0,5 | CW604N | C33500 | 300–440 | 200–320 | 10–45 | 55–115 | A | 60 |
| | Kupfer-Zink-Legierungen Mehrstoff | CuSi4Zn9MnP | CW246E | C65680 | | | | | | |
| | | CuZn30Mn2Al2Si-NiFe | | | | | | | | 55** |
| | | CuZn31Si1 | CW708R | C69800 | 460–530 | 250–330 | 12–22 | 115–145 | A* | 40 |
| | | CuZn34Mn2SiAlNi | | | | | | | | 50** |
| | | CuZn35Ni3Mn2AlPb | CW710R | | 490–550 | 300–400 | 10–20 | 120–150 | A* | 50 |
| | | CuZn37Mn3Al2PbSi | CW713R | | 540–640 | 280–400 | 5–15 | 150–180 | A/A* | 50 |
| | | CuZn38Mn1Al | CW716R | | 210–280 | | 10–18 | 120–150 | A* | 40 |
| | | CuZn39Sn1 | CW719R | C46400 | 340–460 | 170–340 | 12–30 | 80 –145 | A* | 40 |
| | | CuZn40Mn2Fe1 | CW723R | | 460–540 | 270–320 | 8–20 | 110–150 | A* | 50 |
| Kupfer-Gusswerkstoffe | Kupfer-Aluminium-Gusslegierungen | CuAl10Ni3Fe2-C | CC332G | | 500–600 | 180–250 | 18–20 | 100–130 | C* | 50 |
| | | CuAl10Fe5Ni5-C | CC333G | C95500 | 600–650 | 250–280 | 7–13 | 140–150 | | 50 |
| | Kupfer-Zinn-Gusslegierungen | CuSn12-C | CC483K | C90800 | 260–300 | 140–150 | 5–7 | 80–90 | A* | 50**/85*** |
| | | CuSn4Zn2PS-C | - | C83470 | 200 | 90 | 13 | 60 | | 60** |
| | | CuSn12Ni2-C | CC484K | C91700 | 280–300 | 160–180 | 8–12 | 85–95 | A | 40 |
| | Kupfer-Zink-Gusslegierungen | CuSi4Zn9MnP-C | CC246E | - | 300 –320 | 120–130 | 16 | 80–85 | | 60** |
| | | CuZn32Al2Mn2Fe1-C | CC763S | - | 430–440 | 150–330 | 3–10 | 100–130 | A* | 40* |
| | | CuZn34Mn3Al2Fe1-C | CC764S | | 600–620 | 250–260 | 10–15 | 140–150 | A* | 40* |
| | | CuZn37Al1-C | CC766S | | 450 | 170 | 25 | 105 | A* | 40 |
| | | CuZn38Al-C | CC767S | | 380 | 130 | 30 | 75 | A* | 40 |

**Tab. 12:** Einteilung der genormten Kupferwerkstoffe nach ihrer Zerspanbarkeit. Hauptgruppe II: Gut bis mäßig zerspanbare Kupferwerkstoffe
* es wird empfohlen Schneiden mit einer Spanleitstufe einzusetzen
**Zerspanbarkeitsindex nach Nutzwertanalyse [LUNG13]
*** 85 % bei Bleianteil von 7 %

| Legierungsgruppe | | Werkstoff | | | Zugfestigkeit $R_m$ [N/mm²] | 0,2 % Dehngrenze $R_{p0,2}$ [N/mm²] | Bruchdehnung A [%] | Härte [HB] | Kennzeichnung Schneidengeometrie | Zerspanbarkeitsindex/ Machinability Rating |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Bezeichnung (EN) | Nummer (EN) | Nummer (UNS) | | | | | | |
| Kupfer-Knetwerkstoffe | Kupfer | Cu-OFE | CW009A | C10100 | 200–350 | 120–320 | 5–35 | 35–110 | C* | 20 |
| | | Cu-ETP | | | 280–300 | 240–270 | 21 | 85 | C* | 20 |
| | | CuAg0,10 | CW013A | C11600 | 200–350 | 120–320 | 5–35 | 35–100 | C* | 20 |
| | | CuAg0,1P | CW016A | | 260 | 220 | | 12 | C* | 20 |
| | | Cu-HCP | CW021A | | | | | | C* | 20 |
| | | Cu-DHP | CW024A | C12200 | 200–350 | 80–330 | 5–35 | 35–110 | C* | 20 |
| | Kupferlegierungen, niedrig legiert, aushärtbar, Lösungsgeglüht, kaltumgeformt und ausscheidungsgehärt | CuBe1,7 | CW100C | C17000 | | | | | A | 20 |
| | | CuBe2 | CW101C | C17200 | 1150–1300 | 1000–1150 | 2 | 320–350 | A | 30 |
| | | CuCo2Be | CW104C | C17500 | 700–800 | 630–730 | 5 | 200–220 | A | 30 |
| | | CuCr1Zr | CW106C | C18150 | 400–470 | 310–380 | 8–12 | 135–180 | A* | 30 |
| | | CuNi1Si | CW109C | | 500–590 | 420–570 | 10–12 | 140–160 | A* | 30 |
| | | CuNi2Be | CW110C | C17510 | 700–800 | 630–730 | 5 | 200–220 | | 30 |
| | | CuNi2Si | CW111C | C64700 | 550–640 | 430–620 | 10 | 155–180 | B* | 30 |
| | | CuZr | CW120C | C15000 | 280–350 | 180–260 | 18–20 | 90–130 | | 20 |
| | Kupferlegierungen, niedrig legiert, aushärtbar, lösungsgeglüht, kaltverfestigt | CuBe2 | CW101C | C17200 | 580–650 | 450–500 | 8–10 | 155–240 | B/B* | 20 |
| | | CuCo2Be | CW104C | C17500 | 400–500 | 330–430 | 8–10 | 110–175 | B | 30 |
| | | CuNi1Si | CW109C | | 300–410 | 210–320 | 9–16 | 85–150 | B* | 20 |
| | | CuNi2Si | CW111C | C64700 | 320–410 | 230–370 | 8–15 | 90–165 | A* | 30 |
| | | CuNi3Si1 | CW112C | C70250 | 450–580 | 390–550 | 8–10 | 135–210 | A | 30 |
| | Kupferlegierungen, niedrig legiert, aushärtbar, lösungsgeglüht | CuCr1Zr | CW106C | C18150 | 200 | 60 | 30 | 65–90 | B* | 20 |
| | Kupferlegierungen, niedrig legiert, nicht aushärtbar | CuSi3Mn1 | CW116C | C65500 | 380–900 | 260–890 | 8–50 | 85–210 | | 30 |
| | | CuSn0,15 | CW117C | C14200 | 250–420 | 320–490 | 2–9 | 60–120 | | 20 |
| | Kupferaluminiumlegierungen | CuAl10Fe3Mn2 | CW306G | | 590–690 | 330–510 | 6–12 | 140–180 | | 30 |
| | | CuAl10Ni5Fe4 | CW307G | C63000 | 680–740 | 480–530 | 8–10 | 170–210 | | 30/55** |

**Tab. 13:** Einteilung der genormten Kupferwerkstoffe nach ihrer Zerspanbarkeit
Hauptgruppe III: Mäßig bis schwer zerspanbare Kupferwerkstoffe
* es wird empfohlen Schneiden mit einer Spanleitstufe einzusetzen
**Zerspanbarkeitsindex nach Nutzwertanalyse [LUNG13]

| Legierungsgruppe | | Werkstoff | | | Zugfestigkeit $R_m$ [N/mm²] | 0,2 % Dehngrenze $R_{p0,2}$ [N/mm²] | Bruchdehnung A [%] | Härte [HB] | Kennzeichnung Schneidengeometrie | Zerspanbarkeitsindex/ Machinability Rating |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Bezeichnung (EN) | Nummer (EN) | Nummer (UNS) | | | | | | |
| Kupfer-Knetwerkstoffe | Kupfer-Nickel-Legierungen | CuNi25 | CW350H | C71300 | 290 | 100 | | 70–100 | | 20 |
| | | CuNi10Fe1Mn | CW352H | C70600 | 280–350 | 90–150 | 10–30 | 70–100 | A/A* | 20 |
| | | CuNi30Mn1Fe | CW354H | C71500 | 340–420 | 120–180 | 14–30 | 80–110 | A/A* | 20 |
| | Kupfer-Nickel-Zink-Legierungen | CuNi12Zn24 | CW403J | C75700 | 380–640 | 270–550 | 5–38 | 90–190 | A/A* | 20 |
| | | CuNi18Zn20 | CW409J | | 400–650 | 280–580 | 11–35 | 100–210 | A/A* | 20 |
| | Kupfer-Zinn-Legierungen | CuSn4 | CW450K | C51100 | 320–450 | 140–160 | 55 | 80–130 | | 20 |
| | | CuSn5 | CW451K | C51000 | 330–540 | 220–480 | 20–45 | 80–170 | | 20 |
| | | CuSn6 | CW452K | C51900 | 340–550 | 230–500 | 4–35 | 15–45 | A* | 20 |
| | | CuSn8 | CW453K | C52100 | 390–620 | 260–550 | 15–45 | 90–190 | A* | 20 |
| | | CuSn8P | CW459K | C52100 | 390–620<br>240–350 | 260–550<br>60–310 | 15–45<br>15–30 | 90–190<br>55–115 | A* | 30 |
| | Kupfer-Zink-Legierungen Zweistoff | CuZn5 | CW500L | C21000 | | | | | A* | 20 |
| | | CuZn10 | CW501L | C22000 | 270–380 | 80–350 | 14–28 | 60–125 | A* | 20 |
| | | CuZn15 | CW502L | C23000 | 290–430 | 100–390 | 12–27 | 75–135 | A* | 30 |
| | | CuZn20 | CW503L | C24000 | 300–450 | 110–410 | 10–27 | 80–140 | B* | 30 |
| | | CuZn28 | CW504L | | 310–460 | 120–420 | 10–27 | 85–145 | B* | 30 |
| | | CuZn30 | CW505L | C26000 | | | | | B* | 30 |
| | | CuZn33 | CW506L | C26800 | | | | | B* | 30 |
| | | CuZn36 | CW507L | C27200 | 310–440 | 120–400 | 12–30 | 70–140 | A/B* | 30 |
| | | CuZn37 | CW508L | C27400 | | | | | A/B* | 30 |
| Kupfer-Gusswerkstoffe | Kupfer-Aluminium-Gusslegierungen | CuZn20Al2As | CW702R | C68700 | 340–390 | 120–150 | 40–45 | 65–95 | A | 30 |
| | | CuZn28Sn1AS | CW706R | C44300 | 320–360 | 100–140 | 45–55 | 60–110 | A* | 30 |
| | | CuAl10Fe2-C | CC331G | C95200 | 500–600 | 180–250 | 15–20 | 100–130 | B* | 20 |
| | Kupfer-Nickel-Gusslegierungen | CuNi10Fe1Mn1-C | CC380H | C96200 | 280 | 100–120 | 20–25 | 70 | A* | 20 |
| | Kupfer-Zink- Gusslegierungen | CuNi-30Fe1Mn1NbSi-C | CC383H | C96400 | 440 | 230 | 18 | 115 | A* | 20 |
| | | CuZn25Al-5Mn4Fe3-C | CC762S | C86100 | 750 | 450–480 | 5–8 | 180–190 | A | 30* |

**Tab. 13 (Fortsetzung):** Einteilung der genormten Kupferwerkstoffe nach ihrer Zerspanbarkeit
Hauptgruppe III: Mäßig bis schwer zerspanbare Kupferwerkstoffe
* es wird empfohlen Schneiden mit einer Spanleitstufe einzusetzen
**Zerspanbarkeitsindex nach Nutzwertanalyse [LUNG13]

### 4.3 Beeinflussung der Zerspanbarkeit durch Gießen, Kaltumformung und Aushärtung

Bei der Zerspanung gegossener Kupferwerkstoffe ist zu beachten, dass sich die Eigenschaften der Gusshaut vom Grundwerkstoff unterscheiden. Die Gusshaut weist im Allgemeinen eine deutlich höhere Festigkeit und Härte auf, wodurch der Verschleiß der Werkzeuge teils deutlich zunimmt. Zudem können die Oberflächengüte und auch die Maßhaltigkeit der Werkstücke im Bereich der Gusshaut verschlechtert sein.

Härte und Zugfestigkeit gegossener Werkstücke sind im Allgemeinen niedriger als bei Walz- und Ziehfabrikaten mit gleicher Zusammensetzung. Dabei schwanken die Dehnungswerte innerhalb weiter Grenzen. Allgemein gilt, dass die Gusswerkstoffe – sofern die Gusshaut außer Betracht gelassen wird – besser zerspanbar sind als Knetwerkstoffe mit gleicher chemischer Zusammensetzung.

Im Werkstoff enthaltene Gefügeinhomogenitäten wie z.B. Poren und nichtmetallische Einschlüsse bringen für die Werkzeugschneide eine zusätzliche dynamische Beanspruchung, die zu Schneidenausbrüchen und hohen Standzeiteinbußen führen kann. Hier sind insbesondere Einschlüsse von Aluminiumoxid (Korund, Spinell), von Siliziumkarbid, Siliziden, wie Eisensilizid und Quarzeinschlüsse bei der spanenden Bearbeitung gefürchtet. Der Einfluss von Porositäten, wie z. B. Gasporosität oder von kleinen Lunkern etc. auf den Werkzeugverschleiß dürfte ähnlich negativ, aber nicht so ausgeprägt wie der Einfluss des mehrfach unterbrochenen Schnittes sein.

Durch Kaltumformung von Kupferwerkstoffen steigen Härte und Zugfestigkeit bei abnehmen der Dehnung an. Hierdurch werden die Werkstoffeigenschaften für die spanende Bearbeitung günstig beeinflusst. Insbesondere kann – verglichen mit dem unverfestigten Material – eine bessere Spanbrechung erreicht werden.

Durch eine mehr oder weniger starke Kaltumformung der Knetwerkstoffe können innere Spannungen auftreten, da die Umformung häufig nicht über den gesamten Querschnitt erfolgt. So setzt z. B. das Kaltziehen einer Stange die äußeren Schichten unter Zug- und die inneren unter Druckspannungen. Ähnliche Verhältnisse liegen bei kalt nachgewalzten Halbzeugformen vor. Das Entfernen der äußeren Werkstoffschichten, wie es beim Drehen erfolgt, kann u. U. eine Verlängerung oder ein Verziehen des Werkstücks zur Folge haben, während das Fräsen von Nuten, Rillen oder Keilnuten, wie überhaupt jeder Arbeitsgang, bei dem eine Werkstoffschicht nur teilweise entfernt wird, ein Verdrehen oder Verbiegen verursachen kann. Derartige Schwierigkeiten können auch bei der Bearbeitung unrunder Rohre, z. B. beim Formdrehen, ferner bei Hobel- und Fräsarbeiten an kaltgewalzten Platten auftreten.

Störungen dieser Art sind durch eine Entspannungsglühung zu beseitigen. Die anzuwendende Temperatur liegt für Kupfer bei 150 bis 180 °C, für Kupfer-Zink-Legierungen je nach Legierung zwischen ca. 250 und 300 °C. Diese Behandlung entspricht dem Verfahren, Kupfer-Zink-Legierungen unempfindlich gegen Spannungsrisskorrosion zu machen; es beeinträchtigt die Festigkeitseigenschaften nicht, verbessert aber im Allgemeinen die elastischen Eigenschaften.

Bei der spanenden Bearbeitung stark kaltgeformter und daher federnder Werkstücke sind wegen des niedrigen Elastizitätsmoduls der Kupferwerkstoffe Maschinen ohne jedes Spiel zu verwenden. Gegebenenfalls muss das Werkstück abgestützt werden. Sofern man wählen kann, wird wegen der besonders ausgeprägten Kaltverfestigung der Kupferwerkstoffe die Verwendung von Werkstoffen im verfestigten Zustand bevorzugt. Dies ist unter anderem auch ein Grund dafür, dass bei gleichem Werkstoff manchmal große Unterschiede der Zer spanbarkeit beobachtet werden.

Bei aushärtbaren Kupferlegierungen erfolgt die spanende Bearbeitung zweckmäßig am kaltumgeformtem Material vor der Wärmebehandlung, da nach der Aushärtung ein zu hoher Werkzeugverschleiß auftreten würde. Lediglich Schleif- und Polierarbeiten werden durch den harten Werkstoffzustand begünstigt. Um infolge hoher Schnitttemperaturen eine Aushärtung zu vermeiden, ist für eine gute Kühlschmierung während der spanenden Bearbeitung zu sorgen.

### 4.4 Beeinflussung der Zerspanbarkeit durch weitere Legierungs elemente

Reines Kupfer ist aufgrund seiner großen Zähigkeit und hohen Kaltverformbarkeit schlecht zerspanbar. Der Werkzeugverschleiß ist sehr hoch, die Spanbildung sehr schlecht. Aufgrund der großen Spanstauchung unterliegt die Werkzeugschneide einer hohen Belas-

tung. Die langen Band- oder Wendelspäne des reinen Kupfers sind schlecht zu handhaben bzw. abzuführen. Wegen des gleichbleibenden Schnittdrucks neigt dieser Werkstoff nicht zur Bildung von Rattermarken. Jedoch besteht bei der spanenden Bearbeitung von reinem Kupfer die Gefahr der Bildung von Aufbauschneiden, was zu einer schlechten Oberflächenausbildung führt. Die Neigung zur Aufbauschneidenbildung nimmt mit steigender Schnittgeschwindigkeit und steigenden Vorschüben ab.

Da Kupferoxidul sich nicht im Kupfer löst, weisen die sauerstoffhaltigen Kupfersorten eine gewisse Inhomogenität auf, was in geringem Umfang die Spanbildung im günstigen Sinne und das Standzeitverhalten im ungünstigen Sinne beeinflusst. Da die Unterschiede nicht groß sind, jedoch die sauerstofffreien Kupfersorten mehr zur Adhäsion auf der Spanfläche der Werkzeug neigen, werden sauerstoff-haltige Kupfersorten in der Regel für die spanende Bearbeitung bevorzugt.

Durch den Zusatz spanbrechender Elemente wie Blei, Schwefel, Tellur und Selen lässt sich die Spanbildung verbessern. Die Späne zerbrechen zu feinen nadelartigen Bruchstücken und werden aus der Schneidzone herausgeschleudert. In Deutschland haben sich dafür die Werkstoffe CuSP mit 0,2–0,7 % S und CuTeP mit 0,4–0,7 % Te, international aus CuPb1P mit 0,7–1,5 % Blei durchgesetzt. Die elektrische Leitfähigkeit wird durch den Zusatz von Te nur etwa 5–8 % herabgesetzt. In der Elektrotechnik werden diese Werkstoffe bei der spa nenden Bearbeitung und bei Teilen, bei denen es auf höchste Leitfähigkeit ankommt, einge setzt. Da Blei als den Spanbruch förderndes Legierungselement von großer Bedeutung ist, wird die zerspantechnologische Wirkung von Blei in Kapitel 4.5 und die damit einhergehende Gesetzeslage in Kapitel 4.6 behandelt.

Da Tellur schon in Spuren die Warmumformungseigenschaften von Kupferlegierungen erheblich herabsetzen kann, müssen Späne von CuTeP sorgfältig von anderen Kupferspänen getrennt gehalten werden. Dasselbe gilt für CuSP, da Schwefelverunreinigungen die Kaltformbarkeit beeinträchtigen.

Ähnliche Spanungseigenschaften wie reines Kupfer haben hinsichtlich der Spanbildung und Werkzeug-Standzeit Legierungen des Kupfers mit Zink, Zinn, Nickel und Aluminium, sofern ihr Gefüge aus homogenen Mischkristallen besteht.

Ein anderes Zerspanungsverhalten zeigen heterogene Kupferlegierungen ohne spanbrechende Zusätze. Die Werkstoffgruppe der heterogenen Kupferlegierungen umfasst Legierungen, die Anteile der Legierungselemente Zink, Zinn, Nickel und Aluminium enthalten, die so groß sind, dass ein zweiter Mischkristall auftritt. Der zweite Mischkristall, meist härter und spröder als der primäre Mischkristall, bewirkt eine Steigerung der Zugfestigkeit und Härte auf Kosten der Dehnung und Umformbarkeit, vor allem der Kaltumformbarkeit. Zu nennen sind hier auch die mehr als zwei Legierungskomponenten enthaltenden Kupfer-Mehrstoff-Legierungen.

Die Spanungseigenschaften der heterogenen Kupferlegierungen sind verglichen mit den homogenen Kupferlegierungen bereits erheblich verbessert. Bei Werkstoffen mit geringer Dehnung, wie z. B. bei gegossenen Kupfer-Zinn-Legierungen, zerbrechen die Späne zu kurzen Spiralspänen. Bei Werkstoffen mit höherer Dehnung, z. B. bei CuZn40Mn2, bilden sich je nach Vorschub kurze Spiralspäne oder lange zylindrische Wendelspäne. Dabei bilden sich bei kleinem Vorschub die letztgenannten zusammenhängenden in sich gewundenen Späne. Die Späne sind relativ brüchig oder können mit Hilfe von Spanleitstufen gebrochen werden.

Die Art der Spanbildung führt zu Schwingungen des Werkzeugs. Diese Schwingungen können sich bei geringen Steifigkeiten des Gesamtsystems aus Werkzeug, Werkstück, Aufspannung und Maschine verstärken. Dies kann Rattermarken auf der Werkstückoberfläche erzeugen. Dem kann man entgegenwirken, indem stabilere Werkzeuge und Werkzeughalter verwendet werden und die Auskraglänge des Werkzeugs und Werkstücks möglichst kurzgehalten werden. Beim Innendrehen ist auch der Einsatz von schwingungsgedämpften Werkzeugaufnahmen üblich.

Die Standzeit der heterogenen Kupferlegierungen kann durch das Auftreten eines härteren zweiten Mischkristalls herabgesetzt werden. Steigende Zinngehalte z. B. in Kupfer-Zinn-Gusslegierungen bedingen eine Herabsetzung der Schnittgeschwindigkeit bei gleicher Stand-zeit. Auch Eisen und Nickel in größeren Gehalten und Aluminium beeinträchtigen die Zerspanbarkeit. Die Zerspanungseigenschaften der Mehrstoff-Kupfer-Aluminium-Legierungen nähern sich bereits denen von Stahl.

Nachstehend wird noch etwas näher auf die Zerspanbarkeit der einzelnen Legierungsgruppen der Kupferwerkstoffe eingegangen, um das Verständnis der Einteilung der Kupferwerkstoffe in drei Hauptgruppen der Zerspanbarkeit zu erleichtern.

Bei den Kupfer-Zink-Legierungen ist zwischen homogenen α-Kupfer-Zink-Legierungen mit Kupfergehalten größer als 63 % und heterogenen (α+β)-Kupfer-Zink-Legierungen mit Kupfergehalten von 54 bis 63 % zu unterscheiden. Mit steigendem Zinkgehalt oder durch Kaltverfestigung nehmen Härte und Zugfestigkeit zu. Dadurch verbessert sich die Zerspanbarkeit etwas.

Eine bessere Zerspanbarkeit weisen heterogene Kupfer-Zink-Legierungen wie z. B. CuZn40 auf. Die Kupfer-Zink-Legierungen mit weiteren Zusätzen – Blei sei hier ausgenommen – die sogenannten Sondermessinge, haben ebenfalls etwas bessere Zerspanungseigenschaften als die homogenen Kupfer-Zink-Legierungen. Das gilt insbesondere für die Spanbildung, während die Standzeit der Werkzeuge durch die härteren Komponenten des zweiten Mischkristalls (Zinn, Aluminium, Nickel, Silizium, Mangan) negativ beeinflusst wird.

Bei Kupfer-Zinn-Legierungen (Zinnbronzen) liegt zwar die Grenze zwischen homogenen und heterogenen Legierungen bei ca. 8 %, dennoch weisen auch die rein heterogenen Kupfer-Zinn-Gusslegierungen mit höheren Zinngehalten eine hinsichtlich Werkzeugverschleiß und Spanbildung (Abb. 19) schlechtere Zerspanbarkeit auf. Die Kupfer-Zinn-Gusslegierungen lassen sich zwar besser als homogene Kupfer-Zinn-Knetlegierungen zerspanen, dennoch wirkt die mit steigendem Zinngehalt ansteigende Zugfestigkeit und Härte auf das Werkzeug verschleißfördernd, so dass – verglichen mit anderen Kupferwerkstoffen – die Schnittgeschwindigkeit entsprechend herabgesetzt werden muss.

Die Kupfer-Zinn-Zink-Gusslegierungen sind heterogen und haben, soweit sie Blei enthalten, eine gute Zerspanbarkeit. Das trifft gleichermaßen für die bleihaltige Kupfer-Zinn-Gusslegierung CuSn11Pb2-C zu. Bei diesen Werkstoffen handelt es sich um Gleitwerkstoffe, denen zur Verbesserung der Gleit- und Gießeigenschaften zum Teil erheblich über 3 % hinausgehende Bleigehalte zugesetzt sind.

Ähnlich gute bzw. noch bessere Zerspanbarkeit weisen die heterogenen Kupfer-Blei-Zinn-Gusslegierungen auf, die bis maximal 26 % Blei zur Verbesserung der Gleiteigenschaften enthalten.

Die heterogenen, aber bleifreien Kupfer-Nickel-Zink-Legierungen (Neusilber) haben wegen des verfestigenden Einflusses des Nickels ebenfalls niedrige Werkzeugstandzeiten. Die bleihaltigen Kupfer-Nickel-Zink-Legierungen stehen dagegen in ihrer Zerspanbarkeit den Automatenmessingen kaum nach. Allerdings werden wegen der höheren Härten die Werkzeugstandzeiten erheblich herabgesetzt.

Die homogenen Kupfer-Nickel-Legierungen sind schwer zerspanbar. Sie bilden starke Grate und sehr lange, zähe Späne. Eine spanende Bearbeitung auf Automaten ist praktisch ausgeschlossen.

Kupfer-Aluminium-Legierungen haben praktisch bis 8 % Aluminium ein homogenes Gefüge. Das Gefüge

a

CuSn8P
f = 0,12 mm $a_p$ = 1 mm

b

CuZn21Si3P
Mineralöl ISO VG 15

c

CuZn39Pb3

**Abb. 19:** Spanformen: a CuSn8P, b CuZn21Si3P und c CuZn39Pb3

der binären homogenen Kupfer-Aluminium-Legierungen besteht aus relativ weichen α-Mischkristallen. Wie alle homogenen Kupferwerkstoffe sind diese Legierungen schwer zerspanbar. Sie ergeben lange, zähe Späne. Etwas besser zerspanbar sind die heterogenen Kupfer-Aluminium-Legierungen und die Mehrstoff-Kupfer-Aluminium-Legierungen. Wegen ihrer hohen Zugfestigkeit und Härte wirken sie auf die Werkzeuge stark verschleißend. Verglichen mit Kupfer-Zinn-Gusslegierungen muss bei CuAl10Fe5Ni5-C bei gleicher Werkzeugstandzeit die Schnittgeschwindigkeit erheblich herabgesetzt werden. Siliziumhaltige Kupfer-Aluminium-Legierungen, z. B. CuAl7Si, können infolge von Eisenverunreinigungen harte Einschlüsse (Eisensilizide) aufweisen. Deshalb empfiehlt es sich, für die Zerspanung Hartmetalle zu verwenden. In ihrer Zerspanbarkeit entsprechen die heterogenen Kupfer-Aluminium-Legierungen eher den mittelharten Stahlqualitäten als anderen Kupferwerkstoffen.

### 4.5 Beeinflussung der Zerspanbarkeit durch Blei

Der Zusatz von Blei als Legierungselement in Kupferwerkstoffen verbessert die Zerspanbarkeit deutlich, geht aber manchmal mit Einschränkungen bei der Kaltumformbarkeit und den mechanischen Werkstoffeigenschaften einher. Die hervorragende Zerspanbarkeit von bleihaltigen Kupferwerkstoffen beruht auf der Reduzierung der ertragbaren Scherdehnung und der Bil-dung eines reibungsmindernden Bleifilms auf der Kontaktfläche zwischen der Werkzeugspanfläche und der Spanunterseite. [NOBE16]

Blei ist im Gefüge von Kupferwerkstoffen nicht löslich und wird bei der Erstarrung in Form von feinen Partikeln an den Korngrenzen ausgeschieden. Diese Bleiausscheidungen im Werkstoffgefüge reduzieren die Duktilität und Scherfestigkeit des Werkstoffs und erhöhen während der Spanbildung die Kaltverfestigung in der primären und sekundären Scherzone [STOD79]. In der Grenzfläche zwischen den Bleiausscheidungen und der Werkstoffmatrix entstehen bei Umformung oder Spanbildung Mikrorisse. Bei der Zerspanung entstehen deshalb zumeist feine, nadelartige Späne oder Bröckelspäne. Diese Spanformen sind insbesondere in hochautomatisierten Fertigungsumgebungen wesentlich günstiger als lange Wendel- oder Bandspäne, die für die Zerspanung von bleifreien Messingen und Reinkupfer typisch sind. Da die Späne bei der Spanbildung schnell brechen ist nur eine geringe Umformarbeit für das Formen und Trennen eines Spans erforderlich. Deshalb ist die Zerspankraft und damit die mechanische Belastung der Werkzeuge bei der Zerspanung von bleihaltigen Kupferwerkstoffen deutlich geringer als bei vergleichbaren bleifreien Werkstoffen. [NOBE16, LUNG13]

In diesem Zusammenhang sei auch darauf hingewiesen, dass feine Nadelspäne in seltenen Fällen nachteilig sein können, da sie die Filter des Kühlschmierstoffsystems verstopfen oder sich in den Führungselementen der Werkzeugmaschine absetzen können. Auch beim Bohren mit geringen Bohrtiefen verhalten sich unter Umständen länger spanende Werkstoffe günstiger, da sie die Spanabfuhr aus der Bohrung erleichtern können. [KLOC08]

Bei der Spanbildung bildet das im Werkstoff vorhandene Blei einen Film zwischen der Spanunterseite und der Spanfläche des Werkzeugs aus. Dieser Schmierfilm ist in einem weiten Schnittgeschwindigkeitsbereich stabil. Der Bleischmierfilm führt zur Reduktion der Reibung zwischen Span und Schneide und damit zu geringeren Prozesskräften und -temperaturen [GANE81; KUYU96]. Zudem verringert der Bleischmierfilm die Ausbildung einer Aufbauschneide und dient als Diffusionsbarriere [GANE81; ESSE06]. Bei der Zerspanung von bleihaltigen Kupferwerkstoffen sind deshalb ein deutlich geringerer Werkzeugverschleiß bzw. längere Werkzeugstandzeiten als mit bleifreien Kupferwerkstoffen üblich.

Die Verbesserung der Spanform und die Reduktion des Werkzeugverschleißes werden mit zunehmenden Bleigehalten bis zu etwa $m_{Pb}$ = 4 % stärker ausgeprägt. Bei höheren Bleigehalten ist keine nennenswerte Verbesserung der Zerspanbarkeit mehr messbar [NOBE16]. Zudem sind möglichst kleine und homogen verteilte Bleiausscheidungen vorteilhaft. Optimale Zerspanungseigenschaften hinsichtlich Spanbildung (Abb. 19c) und Standzeit haben die heterogenen bleihaltigen Kupfer-Zink-Legierungen. Für die Bearbeitung auf Drehautomaten haben deshalb die Werkstoffe CuZn39Pb3 und CuZn40Pb2 in Europa die weiteste Verbreitung erlangt. In Nordamerika wird zumeist die Legierung CuZn36Pb3 verwendet.

Hinsichtlich der Gebrauchseigenschaften bleihaltiger Kupferwerkstoffe ist zu beachten, dass der Zusatz von Blei die Festigkeit des Werkstoffs geringfügig reduziert und die Schweiß- und Lötbarkeit einschränkt. Zudem werden das Kaltumformungsvermögen und die Beanspruchbarkeit durch Stoß und Schlag erheblich herabgesetzt. [NOBE16]

### 4.6 Substitution von Blei in Kupferwerkstoffen

Die Verwendung von Blei wird durch zahlreiche Verordnungen reguliert (Reach, ELV, RoHS, ...). Auf der Suche nach einem geeigneten Ersatz für Blei zur Verbesserung der Zerspanbarkeit von Kupferwerkstoffen wurden vielfältige alternative Legierungselemente untersucht. Bislang konnte jedoch keine bleiarme (<0,1 %) Cu-Legierung hergestellt werden, die eine vergleichbare Zerspanbarkeit sowie ähnliche Werkstoff- und Handhabungskosten wie Automatenmessing aufweist. Die relevantesten Substitute für Blei sind u.a. Bismut, Graphit, Schwefel und Silizium. Die neu entwickelten Werkstoffe müssen eine gute Zerspanbarkeit, Gießbarkeit, Lötbarkeit, Korrosionsbeständigkeit, Druckfestigkeit und geringe Rohmaterialkosten aufweisen [KUYU96].

Einige CuZn-Werkstoffe mit Graphitpartikeln bilden bei der Zerspanung günstige Spanformen. Um dies zu erzielen ist eine sehr gleichmäßige Verteilung der Graphitpartikel im Werkstoff erforderlich. Nach dem aktuellen Stand der Forschung ist die Herstellung solcher Werkstoffe nur pulvermetallurgisch möglich. Dies ist deutlich aufwendiger und teurer als die konventionelle Halbzeugfertigung. Deshalb haben diese Werkstoffe noch keine Relevanz in der Industrie.

Werkstofftechnisch gesehen kann Bismut Blei als Legierungselement ersetzen. [ESSE06; IMAI09]. Das Vorkommen von Bismut ist sehr gering und der Einsatz von speziellen Öfen bei der Herstellung notwendig. Für das Recycling sind aufwendige Sortiervorgänge im Stoffkreislauf erforderlich, um die Vermischung von bismutfreien und –haltigen Schrotten zu vermeiden. Dies verursacht hohe Material- und Herstellungskosten. Bismut wirkt versprödend bei vielen Kupferwerkstoffen. Deshalb wird die Substitution von Blei durch Bismut vom deutschen Kupferinstitut nicht empfohlen. [VILA05; STAT14; WHIT95, DEUT20]

Die größte industrielle Relevanz als Bleiersatz hat Silizium (Si). [HOFM05a; DEUT10]. Eine wirtschaftliche Herstellung von Si-haltigen CuZn Legierungen ist aufgrund der geringen Kosten für Silizium möglich. Zudem hat Si, im Gegensatz zu Blei, keine toxische Wirkung auf den Körper [CHEM14]. Das Recycling von Si-haltigen Kupferwerkstoffen muss separat von Si-freien Legierungen erfolgen, da bei der Herstellung neuer Werkstoffe auch geringe Verunreinigungen mit Si zu negativen Effekten führen. Wenn in einem Unternehmen also Si-haltige und Si-freie Werkstoffe parallel bearbeitet werden ist ein erhöhter Anlagen- bzw. Handlingaufwand erforderlich.

In Europa werden verschiedene siliziumhaltige Legierungen vertrieben u.a. die Legierung CuZn21Si3P. Siliziumreiche Bestandteile (κ-Phase) im Gefüge bewirken kurze Spanformen. Im Vergleich zum weichen Blei sind sie sogenannte „harte“ Spanbrecher [Wiel06]. Zum Spanbruch führt die Rissausbreitung, die durch einen Steifigkeitsunterschied zwischen der harten κ-Phase und den weichen Bestandteilen des Messings begünstigt wird. Da das Silizium die Festigkeit des Werkstoffes erhöht und die κ-Phase abrasiv wirkt, schreitet der Werkzeugverschleiß bei der Zerspanung von CuZn21Si3P schneller voran als bei anderen bleifreien oder bleihaltigen Messingen aus [NOBE15]. Insgesamt wird eine verhältnismäßig gute Zerspanbarkeit erzielt. Die Werkstoffpreise liegen aufgrund des höheren Kupferanteils bei CuZn21Si3P deutlich höher als bei gängigen bleihaltigen Automatenmessingen.

Das Zulegieren von geringen Mengen Schwefel zu zähen Kupferbasiswerkstoffen führt zur Bildung von Kupfersulfid $Cu_2S$ im Gefüge. Bei der Zerspanung solcher Werkstoffe, wie beispielsweise CuSn4Zn2PS, wird so eine Reduktion der inneren und äußeren Reibung erzielt. Dadurch entstehen günstige Spanformen und ein moderater Werkzeugverschleiß.

# 5 _ Schneidstoffe

## 5.1 Schnellarbeitsstahl

Schnellarbeitsstähle sind hochlegierte Stähle. Sie werden häufig auch mit der Abkürzung HSS (engl.: High-Speed-Steels) benannt. Schnellarbeitsstähle unterscheiden sich von anderen Stählen durch ihren hohen Gehalt an Karbiden, die ihnen eine relativ hohe Verschleißfestigkeit und Warmhärte verleihen. Ihre Hauptlegierungselemente sind Wolfram, Molybdän, Vanadium, Cobalt und Chrom. Die Härte der Schnellarbeitsstähle wird sowohl durch die Härte der Grundmasse – des Martensits – als auch durch die Karbide beeinflusst. Die Anlassbeständigkeit wird durch die in der Matrix gelösten Legierungselemente bestimmt.

Die Bezeichnung der Schnellarbeitstähle erfolgt nach einem festgelegten Schema: Sie werden mit der Buchstabenkombination „HS“ und den darauf folgenden prozentualen Anteilen der Legierungselemente in der Reihenfolge Wolfram, Molybdän, Vanadium und Cobalt gekennzeichnet. So enthält beispielsweise der Schneidstoff HS18-1-2-10 18 % W, 1 % Mo, 2 % V und 10 % Co. Die Bezeichnungen „HSS“, „HSS-Co“ oder sonstige Sonderbezeichnungen von Werkzeugherstellern sind wenig aussagefähig, wenn der Schneidstoff nicht eindeutig benannt ist.

Die für die Kupferzerspanung relevanten, schmelzmetallurgisch hergestellten HSS-Schneidstoffe sind nach DIN EN ISO4987 in die hoch wolframlegierten Stähle, die W-Gehalte von über 12 % aufweisen

| Bezeichnung nach DIN EN ISO 4987 | | Nr. |
|---|---|---|
| a) | HS18-1-2-10 | 1.3265 |
| b) | HS18-1-2-5 | 1.3255 |
| c) | HS18-0-1 | 1.3355 |
| d) | HS12-1-4-5 | 1.3202 |
| e) | HS12-1-4 | 1.3302 |
| f) | HS12-1-2 | 1.3318 |

und in die molybdänlegierten Stähle

| | | |
|---|---|---|
| g) | HS10-4-3-10 | 1.3207 |
| h) | HS2-9-1-8 | 1.3247 |
| i) | HS6-5-2-5 | 1.3243 |
| j) | HS2-9-1 | 1.3346 |
| k) | HS2-9-2 | 1.3348 |
| l) | HS6-5-3 | 1.3344 |
| m) | HS6-5-2C | 1.3343 |

zu unterscheiden.

Zur Verbesserung der Warmhärte und Anlassbeständigkeit wird diesen Stählen z. T. Cobalt (Co) zulegiert, zur Erhöhung der Verschleißfestigkeit Vanadium (V). Ferner sind einige dieser Stähle mit erhöhtem Kohlenstoffgehalt üblich (z. B. HS6-5-2C, Werkstoff-Nr. 1.3343), wodurch das Standzeitverhalten verbessert wird.

In vielen Bearbeitungsfällen empfiehlt sich der Einsatz des unter g) aufgeführten Schnellarbeitsstahls HS10-4-3-10 (Werkstoff-Nr. 1.3207), der eine hohe Warm- und Verschleißhärte und daher ein gutes Standzeitverhalten aufweist. Erfordert die Bearbeitungsaufgabe oder die Werkzeuggeometrie eine hohe Zähigkeit, sollte ein anderer Schnellarbeitsstahl gewählt werden. Die höchste Zähigkeit der konventionellen HSS-Legierungen besitzt der Werkstoff HS2-9-1 (Werkstoff-Nr. 1.3346), weshalb z. B. häufig kleine Spiralbohrer, Langlochfräser, usw. aus diesem oder einem ähnlichen Schnellarbeitsstahl gefertigt sind. Fräser und Senker werden überwiegend aus HS6-5-2 (Werkstoff-Nr. 1.3243) gefertigt, Reibahlen meist aus HS6-5-3 (Werkstoff-Nr. 1.3344).

Neben den erschmolzenen sind auch pulvermetallurgisch hergestellte Schnellarbeitsstähle auf dem Markt. Gegenüber den schmelzmetallurgisch hergestellten weisen sie in der Regel einen etwas höheren Legierungsgehalt auf. Die pulvermetallurgisch erzeugten HSS-Legierungen zeichnen sich wegen ihrer wesentlich feineren Karbidverteilung im Gefüge gegenüber den konventionell Erschmolzenen durch eine wesentlich bessere Schneidkantenfestigkeit aus. Des Weiteren sind sie auf Grund ihres feineren Korns und des Fehlens von Seigerungszeilen besser schleifbar. Beide Einflussgrößen wirken standzeitverbessernd bei schwierigen Zerspanungsverfahren, z. B. Gewindebohren, Räumen von Profilen, Wälzfräsen oder -stoßen usw. Bei diesen Bearbeitungsfällen ist die Kantenfestigkeit des Schneidstoffs wichtig, weil z. B. der Spanabfluss gehemmt ist oder die Schneide stoßartig in Eingriff kommt. In solchen Fällen sollten daher pulvermetallurgisch erzeugte HSS-Schneidstoffe bevorzugt werden.

### 5.2 Hartmetalle (HM)

Hartmetalle sind gesinterte Verbundwerkstoffe. Sie bestehen aus einer Bindephase (meist Cobalt), in die Karbide (WC, TiC, TaC, ...) eingebettet sind. Die Aufgabe der Bindephase ist die Verbindung der spröden Karbide zu einem relativ festen Körper. Die Aufgabe der Karbide ist die Erzielung einer hohen Warmhärte und Verschleißfestigkeit.

Die spanende Bearbeitung von Kupferlegierungen erfolgt mit unbeschichteten Hartmetallen auf der Basis von Wolframkarbid (WC) und Cobalt (Co) oder mit beschichteten Hartmetall-Werkzeugen. WC-Co-Hartmetalle bestehen fast ausschließlich aus Wolframkarbid (WC) als Härteträger und Cobalt (Co) als Bindephase. Sie können in geringen Mengen noch Vanadiumkarbid (VC), Chromkarbid ($Cr_3C_2$) oder Tantal-/Niobkarbid ((Ta,Nb)C) enthalten. Hartmetalle auf der Basis von WC-Co zeichnen sich durch eine hohe Abriebfestigkeit aus. Sie unterscheiden sich hinsichtlich ihres Anteils an Co-Bindephase und in der WC-Korngröße. Mit steigendem Gehalt an Bindephase nimmt die Zähigkeit zu, Härte und Verschleißfestigkeit nehmen ab. Für Schlicht- und mittlere Schruppdrehoperationen mit unbeschichteten Hartmetallen finden meist HM-Sorten mit ca. 6 Massen-% Cobalt (WC-6Co) Verwendung. Bei schwereren Schruppschnitte oder bei unterbrochenen Schnitten werden zähere Sorten mit einem höheren Cobaltgehalt (z. B.: WC-9Co) eingesetzt.

Hinsichtlich der WC-Korngröße unterscheidet man zwischen den konventionellen Feinkornhartmetallen mit einem durchschnittlichen Korndurchmesser von 0,8–1,3 µm, den Feinst- (0,5–0,8 µm) und den Ultrafeinkornhartmetallen (0,2–0,5 µm). Die Verringerung der WC-Korngröße führt bei gleichem Bindegehalt zu einer Erhöhung der Härte und der Biegefestigkeit. Hochwertige Feinst- und Ultrafeinkornhartmetalle sind den konventionellen Feinkornhartmetallen in Härte, Kantenfestigkeit und Zähigkeit überlegen [Kloc08]. Aus diesen Hartmetallen werden im Allgemeinen Formwerkzeuge, wie Bohrer oder Schaftfräser hergestellt. Schneidplatten für das Drehen bestehen üblicherweise aus Feinkornhartmetall mit Korngrößen > 0,8 µm.

Nach DIN ISO 513 sind die Kupferwerkstoffe der Hauptanwendungsgruppe N zugeordnet, Abb. 20. Jede Haupanwendungsgruppe (DIN ISO 513 unterscheidet insgesamt 6 Hauptanwendungsgruppen) ist nochmals in Anwendungsgruppen (Abb. 19) unterteilt. Die Zahl hinter dem Kennbuchstaben N weist auf die Zähigkeit und Verschleißfestigkeit des Schneidstoffes hin. Je höher die Kennzahl innerhalb der Anwendungsgruppe ist, desto höher ist die Zähigkeit und desto niedriger ist die Verschleißfestigkeit des Schneidstoffes. In Abhängigkeit von den Eigenschaften einer beschichteten oder unbeschichteten Hartmetallsorte, ordnen die Schneidstoffhersteller diese einer oder mehreren geeigneten Anwendungsgruppen zu. Unbeschichtete Hartmetalle werden hierbei noch mit den Kennbuchstaben HW, beschichtete mit HC bezeichnet. Bezeichnungsbeispiel sind: HW-N10 oder HC-N20.

Das breiteste Anwendungsspektrum zum Zerspanen von Kupferwerkstoffen haben die Hartmetalle der Anwendungsgruppe N10. Bei Bearbeitungsoperationen, die höhere Anforderungen an die Zähigkeit des Schneidstoffes stellen, z. B. beim Drehen mit sehr filigranen Werkzeugen oder beim Drehen mit großen Spanungsquerschnitten bzw. im unterbrochenen Schnitt kommen Hartmetalle der Anwendungsgruppen N15–N20 zum Einsatz. Gegenüber den Hartmetallen der Anwendungsgruppe N10 weisen sie einen höheren Co-Gehalt und damit eine höhere Zähigkeit auf.

### 5.3 Beschichtungen

Eine Möglichkeit, das Leistungsverhalten von (Hartmetall-)Werkzeugen weiter zu verbessern, stellen Beschichtungen dar. Beschichtungen ermöglichen das Zerspanen mit erhöhten Schnittgeschwindigkeiten und können die Standzeiten von Werkzeugen deutlich verbessern. Beschichtete Hartmetalle waren ein Meilenstein in der Entwicklung zugleich verschleißfester und zäher Schneidstoffe. Die wichtigsten Beschichtungswerkstoffe sind Titankarbid (TiC), Titannitrid (TiN), Titanaluminiumnitrid (TiAlN), Aluminiumoxid ($Al_2O_3$), Titankarbonitrid (TiCN), Diamondlike Carbon (DLC) und Diamant. Die Beschichtungen weisen in Abhängigkeit vom Beschichtungswerkstoff, Schichtaufbau, Schichtdicke und Beschichtungsverfahren unterschiedliche Eigenschaften auf und können so der Zerspanaufgabe individuell angepasst werden.

Beschichtungen vermeiden Verschleiß bei der Zerspanung von Kupferwerkstoffen primär durch eine Steigerung der Verschleißfestigkeit (Hartstoffschicht) und durch die Verminderung der Adhäsionsneigung. Zusätzlich wirken sie als Diffusionssperre und ermöglichen eine Steigerung der thermischen und chemischen Stabilität. Für die Schneidstoffe der Gruppe N kommen

| Hauptanwendungsgruppen | | | Anwendungsgruppen | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kennbuch-stabe | Kennfarbe | Werkstück-Werkstoff | Harte Schneidstoffe | | | |
| N | Grün | Nichteisenmetalle; Aluminium und andere Nichteisenmetalle, Nicht-metallwerkstoffe | N01<br>N10<br>N20<br>N30 | N05<br>N15<br>N25 | ↑ | ↓ |
| ↑ Zunehmende Schnittgeschwindigkeit, zunehmende Verschleißfestigkeit des Schneidstoffs | | | | | | |
| ↓ Zunehmender Vorschub, zunehmende Zähigkeit des Schneidstoffs | | | | | | |

**Abb. 20:** Hauptanwendungsgruppe N der harten Schneidstoffe nach DIN ISO 513

verschiedene Beschichtungen zum Einsatz z. B. TiAlN, TiN, AlCrN, CrN, AlTiCrN, DLC (a-C:H, a-C:Me) sowie Diamantschichten. [KLOC08]

Bei der Zerspanung von bleifreien Kupferwerkstoffen hat die Beschichtung von Hartmetallwerkzeugen eine große Bedeutung für die Werkzeugstandzeit. Eine erhebliche Verlängerung der Werkzeugstandzeit beim Drehen ermöglichen DLC- oder Diamantbeschichtungen. Dies ist auf die hohe Härte und die besonders geringe Reibung zwischen diesen Schichtwerkstoffen und Kupferwerkstoffen zurückzuführen. Diese Schichtsysteme weisen eine deutlich höhere Härte und geringere Zähigkeit als Hartmetalle auf. Lang auskragende Werkzeuge wie Bohrer oder Innendrehwerkzeuge verformen sich während der Zerspanung aufgrund von Biegebelastungen. Durch den Steifigkeitsunterschied zwischen Schicht und Substrat entstehen hohe Spannungen in der Beschichtung, die zum Abplatzen der Schicht führen kann. Deshalb werden bei diesen Anwendungsfällen TiAlN-Beschichtungen empfohlen, die eine höhere Zähigkeit aufweisen. Diese sind zudem wesentlich kostengünstiger und breiter verfügbar als DLC- oder Diamantschichten. [NOBE16, KLOC08]

## 5.4 Diamant als Schneidstoff

Diamant besteht aus reinem Kohlenstoff und ist der härteste aller bekannten Werkstoffe. Wegen seiner hohen Härte ist er jedoch sehr spröde und daher stark stoß- und wärmeempfindlich. Im Wesentlichen folgen hieraus schon die Anwendungsgebiete des Diamanten als Schneidstoff. In der Zerspantechnik werden sowohl natürlich vorkommende als auch synthetisch hergestellte Diamanten verwendet. Sie können sowohl in mono- (Kennbuchstabe nach DIN ISO 513: DM) als auch in polykristalliner (Kennbuchstabe DP) Form vorliegen. Häufig findet sich für Werkzeuge aus polykristallinem Diamant auch die Abkürzung PKD.

Monokristalline Diamanten eignen sich besonders zur Feinbearbeitung, sie finden große Anwendung im Bereich der Ultrapräzisionsbearbeitung.

Der Anwendungsbereich der polykristallinen Diamanten umfasst neben der Fein- auch die Schruppbearbeitung. In manchen Bearbeitungsfällen ist hiermit sogar eine Zusammenfassung der Vor- und Endbearbeitung zu einem einzigen Arbeitsschritt möglich [MAPA08].

## 5.5 Wahl des Schneidstoffs

Die Wirtschaftlichkeit eines Schneidstoffs hängt von mehreren Einflussgrößen ab. Bei einer uneingeschränkten Wahl der Spanungsdicke ergibt sich die schneidspezifische Mengenrate (d. h. bearbeitete Werkstücke je Zeiteinheit) aus dem Produkt $h \cdot v_c$, wobei h die Spanungsdicke und $v_c$ die anwendbare Schnittgeschwindigkeit bezeichnet.

Soweit größere Zugaben zu spanen sind, tritt als direkter Faktor noch die mögliche Schnitttiefe $a_p$ hinzu, die geringfügig vom Schneidstoff beeinflusst wird.

In der überwiegenden Mehrzahl der Bearbeitungsfälle ist die Schnitttiefe $a_p$ durch die entsprechende Zugabe fest vorgegeben und die Spanungsdicke h bzw. der Vorschub f entweder durch die Starrheit des Systems Maschine/Werkstück/Werkzeug oder bestimmte Forderungen an die Rauheit der bearbeiteten Fläche, unabhängig vom Schneidstoff, nach oben begrenzt. In diesen Fällen reduziert sich der Einfluss des Schneidstoffs auf die anwendbare Schnittgeschwindigkeit $v_c$.

Eine weitere Einflussgröße für die Wahl des Schneidstoffs stellen die Werkzeugkosten je Standzeit $K_{WT}$ dar. Sie ergeben sich angenähert nach VDI 3321 aus der Gleichung:

$$K_{WT} = \frac{K_{Wa}}{n_T} + K_{Ww} \cdot (+K_{Ws}) \qquad (22)$$

worin bedeuten:

$K_{WT}$ Werkzeugkosten je Standzeit in €
$K_{Wa}$ Anschaffungskosten des Werkzeugs in €
$n_T$ Anzahl der Standzeiten (bei Wendeplatten Anzahl der Schneidkanten)
$K_{Ww}$ Kosten für das Wechseln des verschlissenen Werkzeugs in €
$K_{Ws}$ Kosten für das Nachschleifen des Werkzeugs (entfällt bei Wendeplatten) in €

Die Gleichung (22) zeigt, dass die Anschaffungskosten $K_{WA}$ in der Regel nur einen relativ kleinen Anteil der Werkzeugkosten je Standzeit $K_{WT}$ ausmachen. Die beiden anderen Summanden sind meist größer.

Die Werkzeugkosten je Werkstück $K_W$ folgen dann der Gleichung

$$K_W = \frac{K_{WT}}{n_{WT}} \qquad (23)$$

wobei bedeuten:

$K_W$ Werkzeugkosten je Werkstück in €
$n_{WT}$ Standmenge, d. h. Anzahl der pro Standzeit bearbeiteten Werkstücke

Die vom Schneidstoff abhängigen Bearbeitungskosten je Werkstück $K_1$ und dann

$$K_1 = t_{h1} \cdot R + K_{fix} + K_w = K_{th1} + K_{fix} + K_w \qquad (24)$$

worin bedeuten:

$K_1$ Spanungskosten je Werkstück in €
$t_{h1}$ Spanungszeit des Werkzeugs je Werkstück in min
$K_{fix}$ Fixkosten (unabhängig von $v_c$) in €
$K_{th1}$ Hauptzeitkosten in €
$R$ Restkostensatz, d. h. Kostensatz des Arbeitsplatzes ohne Werkzeugkosten in €/min

Ohne diese Überlegungen ist eine korrekte Wahl des Schneidstoffes kaum möglich. So kann z. B. ein in der Anschaffung wesentlich teureres Werkzeug entweder durch eine größere Standmenge $n_{WT}$ oder durch eine höhere Mengenrate den Wert für $K_1$ erheblich reduzieren.

Generell führen diese Überlegungen dazu, Hartmetall als Schneidstoff (d. h. in der Regel N10) gegenüber HSS eindeutig zu bevorzugen; das gilt auch dann, wenn Hartmetall – etwa wegen begrenzter Schnittgeschwindigkeit – keine höhere Mengenrate gegenüber HSS bewirkt. In diesem Fall ist zu prüfen, ob nicht das überlegene Standzeitverhalten von Hartmetall in der Gleichung (23) die Standmenge $n_{WT}$ entsprechend erhöht. Soweit Wendeschneidplatten Verwendung finden, wirkt dabei außerdem in der Gleichung (24) der Wegfall des dritten Summanden $K_{Ws}$ kostensenkend.

Die Anwendungsgrenzen für Hartmetall als Schneidstoff ergeben sich meist aus der Werkzeuggeometrie: Filigrane Werkzeuge verlangen vielfach einen extrem zähen Schneidstoff, geometrisch komplexe Werkzeugformen sind aus Hartmetall u. U. nicht oder nur zu nicht vertretbaren Kosten herstellbar oder der Zerspanungsvorgang stellt sehr hohe Anforderungen an die Schneidstoffzähigkeit. Ein Beispiel dafür ist das Gewindebohren, wobei der Gewindebohrer entgegen der Schneidrichtung wieder aus der Bohrung gedreht werden muss. Hier finden üblicherweise Werkzeuge aus HSS Verwendung.

# 6 _ Schneidengeometrie

## 6.1 Span- und Freiwinkel

Die großen Unterschiede in der Zerspanbarkeit der verschiedenen Kupferlegierungen bedingen eine Anpassung der Werkzeuggeometrie an die werkstoffspezifischen Eigenschaften. Insbesondere im Hinblick auf eine günstige Spanbildung empfiehlt sich daher eine auf den jeweiligen Werkstoff abgestimmte Schneidengeometrie zu wählen. Eine Einteilung der Schneidengeometrien in Anlehnung an die Zerspanungshauptgruppen I – III ist unbefriedigend, da dies eine zu weitgehende Vereinfachung darstellt. Für eine Klassifizierung der Schneidengeometrie wurde daher eine feinere Einteilung in drei Gruppen mit den Kennbuchstaben A, B und C vorgenommen, Tab. 14. Soweit Spanungswerkzeuge mit mehr oder weniger unveränderbarer Schneidengeometrie verwendet werden (z. B. Fräser), unterscheidet die DIN-Norm 1836 die Zahnformen H, N und W. Die Zahnform H entspricht dabei etwa der Klasse A, die Zahnform N der Klasse B und die Zahnform W der Klasse C.

Die Kennbuchstaben für die Schneidengeometrie sind in den Tab. 11, Tab. 12 und Tab. 13 den Werkstoffen zugeordnet. Die Zerspanbarkeit von Kupferlegierungen kann dann wie folgt klassifiziert werden, z. B.: Werkstoff CuZn39Pb3 = I.A.100 (I: Zerspanungshauptgruppe, A. Kennbuchstaben Schneidengeometrie, 100: Zerspanbarkeitsindex).

Zähe Kupferwerkstoffe ohne Blei neigen beim Drehen im kontinuierlichen Schnitt zur Bildung langer Späne. Die entstehenden Band- oder Wirrspäne steigern die Unfallgefahr und stören den Arbeitsablauf. Daher ist eine Formung der Späne erforderlich. Diese erfolgt durch Spanleitstufen an den Werkzeugschneiden (Abb. 21), die dem ablaufenden Span eine bestimmte Form aufzwingen, soweit er eine Mindestdicke von etwa 0,2 – 0,3 mm aufweist [ESSI10]. In Tab. 14 sind die Kennbuchstaben für die Schneidenformen, die eine Spanleitstufe aufweisen, mit einem Sternchen gekennzeichnet (A*, B*, C*). Ferner ist der Rückenwinkel $\beta_0$ der Spanleitstufe angegeben.

Durch Spanleitstufen vergrößert sich die Stauchung des Spans. Dies bewirkt höhere Zerspankräfte und verringert die Standzeit. Das gilt umso mehr, je widerstandsfähiger der ablaufende Span ist und je stärker er verformt wird.

Wieweit das letztere geschieht, hängt einerseits von der Breite der Spanleitstufe ab, andererseits von dem Winkel zwischen der wirksamen Spanfläche und der Rückenkante [VOSS76]: Je tiefer die Spanleitstufe ist und je steiler die Rückenkante ausgeführt ist, desto stärker wird der Span gestaucht. Als allgemeine Empfehlung für Spanleitstufen können etwa 0,8 mm Höhe und ein Rückenwinkel von $\beta_0$ = 70° bzw. $\beta_0$ = 50° zwischen

| Kennbuchstabe der Schneidenform | HM | | HSS | | Rückenwinkel der Spanleitstufe[1] $\beta_0$(°) |
|---|---|---|---|---|---|
| | γ (°) | α (°) | γ (°) | α (°) | |
| A<br>A* | 0–8 | 6 | 5–10 | 8 | 50 |
| B<br>B* | 8–12 | 6 | 10–14 | 8 | 70 |
| C<br>C* | 20 | 6 | 25 | 8 | 50–70 |

1) Mit * gekennzeichnete Schneidenformen haben eine Spanleitstufe
Anmerkung: Die Angaben für Spanleitstufen beziehen sich nur auf Drehmeißel bzw. Wendeplatten zum Drehen oder Bohren; sie gelten also nicht für Fräser, Bohrwerkzeuge usw

**Tab. 14:** Einteilung der Schneidengeometrien

Rückenkante und wirksamer Spanfläche dienen. Der Übergang von der Spanfläche zur Rückenkante soll einen Radius von etwa 0,3–0,5 mm aufweisen. Die Breite der Spanleitstufe richtet sich nach der Spanungsdicke *h*, die sich aus Vorschub f und Einstellwinkel $\kappa_r$ ergibt ($h = f \cdot \sin \kappa_r$); einen zusätzlichen geringeren Einfluss übt die Spanungsbreite b aus: Ein breiterer Span benötigt eine breitere Stufe. In guter Näherung gilt [DAWI53]:

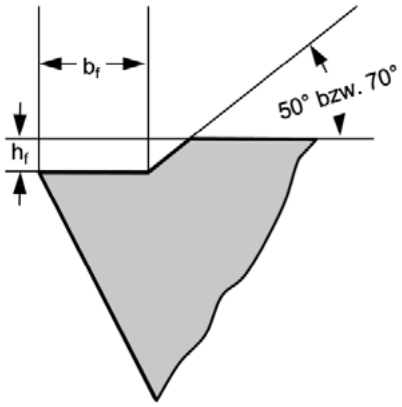



**Abb. 21:** Querschnitt einer eingeschliffenen Spanleitstufe

| Spanungsbreite b | Breite der Spanleitstufen $b_f$ |
|---|---|
| 0,4 ... 1,5 | 5 • h |
| 1,6 ... 7 | 8 • h |
| 7,5 ... 12 | 12 • h |

Die Spanleitstufe kann ferner parallel zur Schneide verlaufen oder so ausgeführt sein, dass sie sich zur Schneidenecke hin vergrößert oder verkleinert („Spanleitwinkel“ Abb. 22).

Parallel zur Schneidkante verlaufende Spanleitstufen (Spanleitwinkel = 0°) führen den Span neutral ab und begünstigen damit uhrfederartige Spiralspäne. Nimmt die Breite der Spanleitstufe zur Schneidenecke ab (positiver Spanleitwinkel > 0°), so wird der ablaufende Span vom Werkstück weg geführt und damit die Bildung von Wendelspänen begünstigt.

Eine Ausbildung der Spanleitstufe mit zunehmender Breite zur Schneidenecke (negativer Spanleitwinkel < 0°) führt den Span in Richtung der Bearbeitungsfläche und begünstigt damit das Entstehen kurzer Spanlocken, solange der Span nicht zu zäh ist. Nachteilig ist dabei die Gefahr, dass der Span die bearbeitete Fläche beschädigt.

Die Wirksamkeit der Spanleitstufe hängt aber generell davon ab, wie zäh der ablaufende Span ist. Das wiederum ergibt sich einerseits aus den Eigenschaften des zu zerspanenden Werkstoffs, andererseits aus den Maßen des abgehobenen Spanes: Je dünner dieser ist, desto schlechter kann er geformt oder gebrochen werden.

Zwingt der Bearbeitungsvorgang zu einer kleinen Spanungsdicke – etwa wegen der Rauheit der zu bearbeitenden Fläche, einem labilen Werkstück oder Werkzeug usw. – so kann der Spanlauf nicht mehr sicher beherrscht werden. In diesem Fall lassen sich Wirrspäne, wie sie bei zähen Kupferwerkstoffen auftreten, so gut wie nicht vermeiden. Um die von ihnen hervorgerufenen Störungen des Arbeitsablaufs zu begrenzen, bleibt nur der Weg diese Arbeitsstufen mit kleiner Schnitttiefe zu spanen, um die Festigkeit des abgehobenen Spans durch eine Verringerung seiner Breite herabzusetzen.

Unabhängig hiervon gilt, dass sich eine Spanleitstufe dann erübrigt, wenn sie entweder wirkungslos bliebe (kleine Spanungsdicke) oder deshalb überflüssig ist, weil verfahrenstechnisch ein unterbrochener Schnitt vorliegt (z. B. beim Fräsen) bzw. der Span durch die verfahrensbedingte Geometrie ohnehin zu einem bestimmten Ablauf gezwungen ist (z. B. beim Bohren oder Gewindebohren).

Im Kontext des Drehens von bleifreien Kupferwerkstoffen wurden weiterführende Untersuchungen mit angepassten Spanleitstufen durchgeführt [LUNG13; NOBE15]. Dabei wurden für einige bleifreie Werkstoffe die Stellgrößen Spanwinkel, Rillenbreite, Rückenwinkel und Rillenhöhe spezifisch ausgelegt. Die daraus abgeleiteten Empfehlungen sind für die untersuchten Werkstoffe in den Tabellen im Anhang (Tab. 16) hinterlegt.

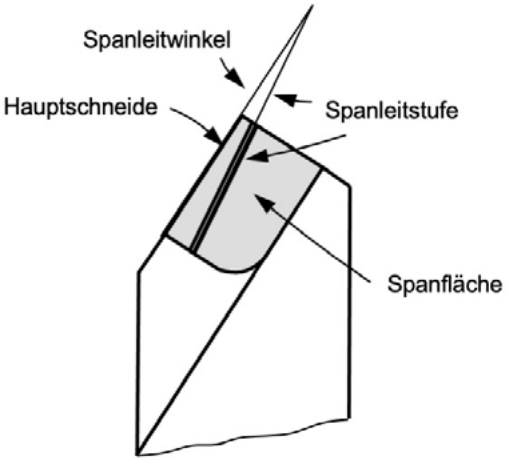



**Abb. 22:** Spanleitwinkel der Spanleitstufe

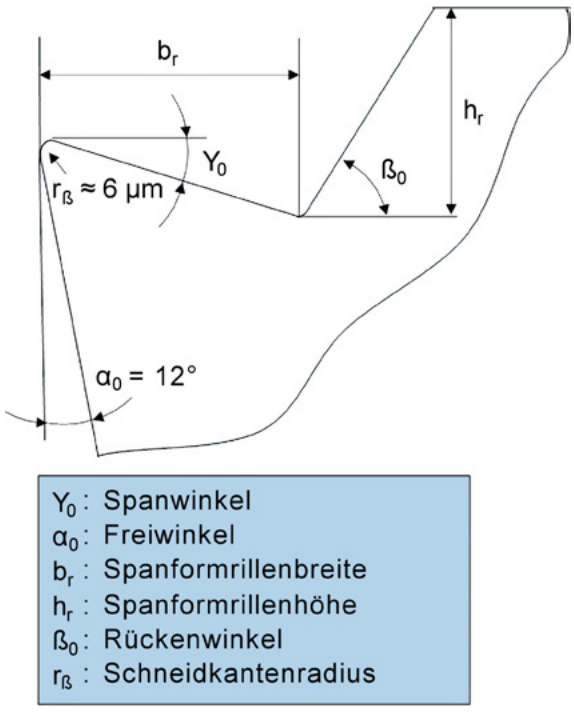



**Abb. 23:** Definition der Spanformrillengeometrie für Untersuchungen zum Stechdrehen [LUNG13]

# 7 _ Kühlschmierstoffe

Kupferwerkstoffe werden zum Teil trocken zerspant, teilweise unter Verwendung eines Kühlschmierstoffs (KSS). Bei einigen Werkzeugmaschinenarten ist der Gebrauch eines Kühlschmiermittels unumgänglich, weil der Kühlschmierstoff zusätzlich bewegte Teile der Maschine schmieren soll.

Beim Zerspanen erreicht der KSS normalerweise nicht die Spanwurzel, so dass der Schneidkeil im Bereich der Kontaktzone nicht direkt beeinflusst werden kann. Eine indirekte Beeinflussung ist aber in diesem Bereich dadurch gegeben, dass das Werkstück und Werkzeug gekühlt werden, wodurch das den Wärmeabfluss begünstigende Temperaturgefälle zunimmt. Ferner schreckt der KSS die Oberseite des Spanes ab und begünstigt damit seine Krümmung bzw. den Spanbruch. Am Bauteil wird durch die Kühlwirkung thermische Ausdehnung reduziert und so die Maßgenauigkeit verbessert. Zudem spült der Kühlschmierstoff den Arbeitsbereich sauber.

Die Aufgabe des KSS liegt je nach Zerspanungsverfahren und Werkzeug mehr in der Kühl- oder in der Schmierwirkung. Werkzeuge aus HSS bleiben nur bis zu ihrer Anlasstemperatur (~550–600°C) warmhart, so dass bei ihnen die Kühlwirkung im Vordergrund steht. Bei HM-Schneiden mit ihrer im Vergleich höheren Warmhärte ist dies nicht der Fall.

Hat das Werkzeug hingegen viele Bereiche, die zwar mit dem Werkstück beim Bearbeiten in direktem Kontakt stehen, aber nicht zum Zerspanungsprozess beitragen (z. B. Reibahlen, Gewindebohrer), so ist die Schmierwirkung wichtiger als die Kühlwirkung.

Sofern der KSS nicht maschinenseitig vorgegeben ist, werden daher Emulsionen als KSS bevorzugt, wenn vorwiegend gekühlt werden soll. Dies begründet sich in der hohen spezifischen Wärmekapazität von Wasser. Soll dagegen intensiv geschmiert werden, so ist ein Schneidöl günstiger als eine Emulsion. Für eine bessere Zu- und Abfuhr sollte dieses dünnflüssig sein.

Geschwefelte Schneidöle können dazu neigen, mit Kupfer chemisch zu reagieren. Entweder ist daher auf den Schwefelzusatz zu verzichten oder die Werkstücke sind unmittelbar nach der Bearbeitung zu spülen [KRIS91].

Bei Bearbeitungsfällen, bei denen die normale Kühlschmierung durch einen Flüssigkeitsstrahl nicht anwendbar ist, kann auf „Sprühkühlung“ ausgewichen werden. Dabei nimmt ein Druckluftstrahl den KSS mit und setzt ihn als Nebel im Arbeitsbereich ab. Die expandierende Luft unterstützt dabei durch ihren Temperaturabfall die Kühlwirkung (z. B. beim Gewindebohren mit Schneidöl auf Mehrstationenmaschinen, die normalerweise mit Emulsion betrieben werden).

Die zielgerichtete Zufuhr von KSS unter Hochdruck (HD) kann bei Prozessen, in denen lange Späne oder hohe Werkzeugtemperaturen auftreten, den Spanbruch verbessern und die Werkzeugstandzeit verlängern. Bei der gerichteten Kühlschmierstoffzufuhr wird der Kühlschmierstoff über eine oder mehrere Düsen entlang der Spanfläche des Werkzeugs in die Zerspanzone zugeführt (Abb. 24). So trifft er auf die Spanunterseite auf. Dadurch wird eine direkte Kühlwirkung an der Spanfläche erreicht. Dies reduziert die thermische Werkzeugbelastung und den Werkzeugverschleiß. Da bei der Zerspanung von Kupferwerkstoffen im Allgemeinen eher geringe bis moderate Werkzeugtemperaturen auftreten [NOBE15], ist die Reduzierung des Werkzeugverschleißes weniger stark ausgeprägt als beispielsweise bei Stahl-, Titan-, oder Nickelbasiswerkstoffen.

Zusätzlich wird durch die Kraft des auftreffenden Kühlschmierstoffstrahls der Span umgeformt [SANG13]. Mit ausreichend hohem KSS-Zufuhrdruck kann verbesserter Spanbruch erzielt werden. Bei der Zerspanung von Kupferwerkstoffen ist dies der häufigste Grund für den Einsatz von Hochdruckkühlschmierstoffzufuhr. Der Abtransport der Späne aus der Zerspanzone hinaus wird zudem verbessert.

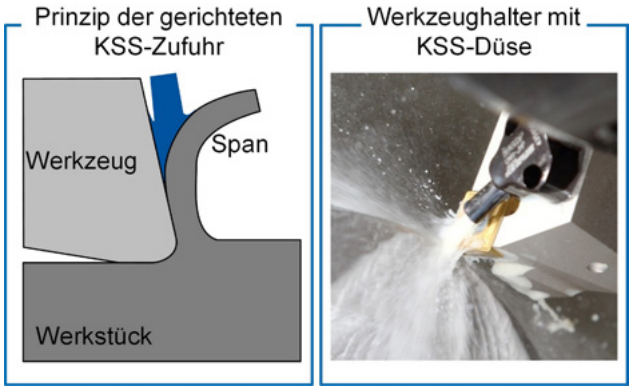



**Abb. 24:** Prinzip der gerichteten Kühlschmierstoffzufuhr [SANG13]

Abb. 25 zeigt Spanformen beim Außenlängsdrehen von drei bleifreien Kupferwerkstoffen. In den Untersuchungen wurde jeweils ermittelt, welcher KSS-Zufuhrdruck zum Erzielen von kurzbrüchigen Spänen notwendig war. Bei dem duktil spanenden CuZn37 war ein Druck von p = 40 bar erforderlich, während bei den Werkstoffen CuZn42 und CuZn21Si3P p = 25 bar ausreichten. Anlagentechnik zum Erzeugen von KSS-Zufuhrdrücken bis etwa p = 80 bar wird als Ausstattungsoption oder Nachrüstlösung für viele Werkzeugmaschinen angeboten. Bei hochzähen Werkstoffen wie reinem Kupfer wurde auch mit wesentlich höheren Drücken von bis zu p = 350 bar teilweise kein Spanbruch erreicht. Weiterhin kann die alleinige gezielte Ausrichtung der KSS-Zufuhr ohne Druckerhöhung in einigen Fällen eine deutliche Verbesserung der Spanformen und des Spanabtransports bewirken.

Neben der konventionellen Überflutungskühlung oder der Hochdruckkühlung können Kupferwerkstoffe auch unter Einsatz einer Minimalmengenschmierung (MMS) oder trocken zerspant werden [PAUL07]. Technologisch gesehen, ist beides in einer Vielzahl von Zerspanungsoperationen von Kupferlegierungen möglich. Welche Kühlschmierstrategie in der Praxis zum Einsatz kommt, hängt neben der technologischen Machbarkeit häufig auch von maschinenseitigen Faktoren, wie beispielsweise der Späne- oder Wärmeabfuhr, der Schmierung von Maschinenteilen und der Zugänglichkeit des Arbeitsraums ab.

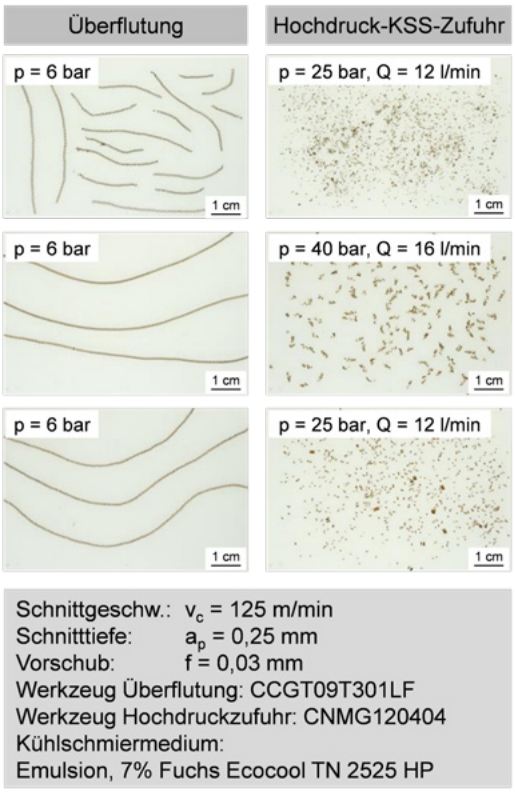



**Abb. 25:** Spanformen beim Außenlängsdrehen von bleifreien Kupferwerkstoffen mit konventioneller Überflutungskühlung und gerichteter HD-KSS-Zufuhr

# 8 _ Angaben zur Berechnung der Bearbeitungskosten

Bei der Optimierung der Schnittparameter können rein rechnerische Methoden Anwendung finden, sofern nur ein Faktor optimiert wird [WITT52]. Wenn aber, wie in der Praxis häufig, mehrere Schnittparameter wählbar sind, ist eine rein mathematische basierte Optimierung in der Regelpraktisch nicht möglich.

Üblicherweise wird bei der Schnittparameterbestimmung und -optimierung schrittweise vorgegangen [WITT52]: Hierzu werden Hierzu werden im ersten Schritt die nicht änderbaren Faktoren ermittelt. Je nach Bearbeitungsaufgabe kann dies z. B. die Schnitttiefe $a_p$ sein, die durch ein vorgegebenes Aufmaß bestimmt sein kann. Häufig ist auch die Schnittgeschwindigkeit vc durch den Drehzahlbereich der Maschine und den Bearbeitungsdurchmesser beschränkt. Ein weiteres Beispiel ist die Schneidenanzahl eines vorhandenen Fräsers. Diese fest vorgegebenen Größen werden ohne weitere Betrachtung übernommen.

Die nicht fest vorgegebenen Faktoren werden im nächsten Schritt nach steigender Größe ihrer Exponenten in der erweiterten Taylor-Gleichung (Gl. 8) geordnet. Meist erfolgt hieraus die Reihenfolge Schnitttiefe $a_p$, Vorschub f (bzw. Spanungsdicke h) und Schnittgeschwindigkeit $v_c$. Die Schnitttiefe $a_p$ sollte zunächst so groß wie möglich gewählt werden, sofern sie nicht im ersten Schritt z. B. durch ein bestimmtes Aufmaß vorgege¬ben ist. Die weitere Auslegung erfolgt unter Berücksichtigung der durch das Werkzeug, den Werkstoff und die Maschine vorgegebenen Grenzen. Mit Wahl der maximal möglichen Schnitt¬tiefe wird die Anzahl der notwendigen Schnitte reduziert. Nach Bestimmung der Schnitttiefe $a_p$ sollte auch der Vorschub f so groß wie möglich aus¬gelegt werden. Dieser wird analog zur Schnitttiefe ap auch durch werkzeug-, maschinen- und werkstoffseitige Faktoren begrenzt.

Die Schnittwertoptimierung ist nun auf eine Bestimmung der Schnittgeschwindigkeit $v_c$ in Abhängigkeit der vorgegebenen Standzeit T des Werkzeuges zurückgeführt worden. In der Regel ist eine Bestimmung der Standzeit T mit Hilfe der einfachen Taylor-Gleichung (Gl. 6) möglich:

$$T = C_v \cdot v_c^{\,k} \qquad (6)$$

Im normalen Schnittgeschwindigkeitsbereich beeinflusst die Schnittgeschwindigkeit $v_c$ die erreichbare Standzeit T des Werkzeuges folgendermaßen: Wird die Schnittgeschwindigkeit $v_c$ erhöht, so sinkt die Standzeit T und umgekehrt. Gleichzeitig reduziert eine höhere Schnittgeschwindigkeit $v_c$ die Bearbeitungszeit $t_h$ und damit die hierbei entstehenden Kostenanteile je Werkstück, erhöht aber durch eine kürzere Standzeit T die Werkzeugkosten je Werkstück $K_W$.

Da die beiden Einflüsse gegenläufig sind, hat die Summe der beiden Kostenarten je Werkstück bei einer bestimmten Schnittgeschwindigkeit $v_{c,oK}$ ein Minimum. In Abb. 22 sind die verschiedenen Kosten in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit und die graphische Ermittlung der kostenoptimalen Schnittgeschwindigkeit $v_{oK}$ dargestellt. Ein Abweichen von der kostenoptimalen Schnittgeschwindigkeit $v_{oK}$ erhöht die Zerspanungskosten je Werkstück, da entweder die spanende Bearbeitungszeit oder aber die Werkzeugkosten steigen. Rechnerisch lässt sich die kostenoptimale Standzeit Tok mit Hilfe der Gleichungen 6 und 24 ermitteln. Durch Differentiation und Umformen folgt die Gleichung 25:

$$T_{oK} = \frac{(-k-1)\cdot K_{WT}}{R} \qquad (25)$$

worin bedeuten:

$T_{oK}$ = kostenoptimale Standzeit in min
$-k$ = entsprechend Gleichung (5)
$K_{WT}$ = Werkzeugkosten je Standzeit nach Gleichung (22) in €
R = Restkostensatz, d. h. Kostensatz des Arbeitsplatzes ohne Werkzeugkosten in €/min

Aus der Gleichung 25 folgt, dass die kostenoptimale Standzeit $T_{oK}$ von dem Exponenten –k, den Werkzeugkosten je Standzeit $K_{WT}$ und den Maschinen-, Lohn-, Lohnnebengemeinkosten und Restfertigungsgemeinkosten $K_{ML}$ sowie der Werkzeugwechselzeit $t_w$ abhängig ist. Der Wert des Exponenten -k wird von der Werkstoff/Schneidstoffpaarung und dem Zerspanungsverfahren beeinflusst.

Der Exponent –k ist bei Schnellarbeitsstahl (HSS) und/oder schwer zerspanbaren Werkstoffen groß. Bei

Hartmetall und/oder gut zerspanbaren Werkstoffen ist k kleiner. Daraus folgt, dass ein schwer zerspanbarer Werkstoff bei gleichen Verhältnissen eine größere Standzeit $T_{oK}$ verlangt. Dieser Forderung kann jedoch nicht immer entsprochen werden.

Liegt berechnete Wert für $T_{oK}$ und damit $v_{oK}$ außerhalb des in der Praxis verwendbaren Bereichs, so stellt die größte Annäherung an ihn das in der Praxis erreichbare Optimum dar.

Im Allgemeinen sollten teure Werkzeuge auf (kostengünstigen Maschinen) mit niedrig gewählten Schnittwerten eingesetzt werden. Andererseits sollten kostengünstige Werkzeuge auf kostenintensiven Maschinen mit den technologisch maximal möglichen Schnittwerten eingesetzt werden.

Für die zeitgünstigste Schnittgeschwindigkeit $v_{ot}$ existieren vergleichbare rechnerische Vorgehensweisen [WITT52]. Hierauf wird nicht weiter eingegangen, da der Unterschied zwischen $v_{c,oK}$ und $v_{ot}$ in der Regel eher gering ist.

Soweit in „simultan zerspanenden Werkzeugkollektiven“ mehrere, eventuell auch unterschiedliche Werkzeuge gleichzeitig zerspanen, ändert sich die Gleichung (25), da für $K_{WT}$ nun die Summe der Werkzeugkosten der gleichzeitig zerspanenden Werkzeuge einzusetzen ist. Der Wert für ToK wird damit größer als beim separat zerspanenden Werkzeug [VOSS76,BURM81].

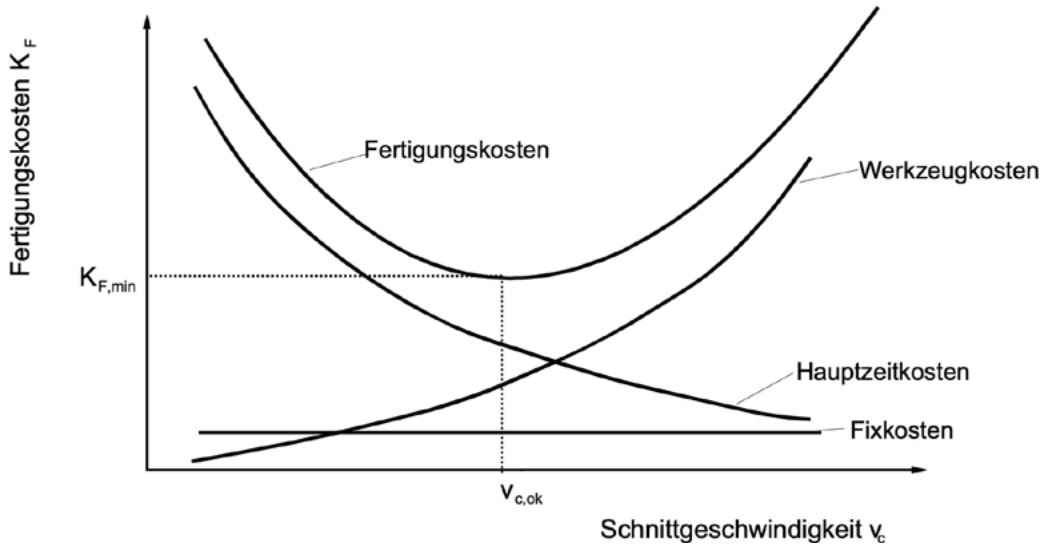



**Abb. 26:** Kosten in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit (nach VDI 3321)

# 9 _ Ultrapräzisionszerspanung von Kupfer

Der Werkstoff Kupfer findet in optischen Systemen weite Verbreitung. Spiegelnde Oberflächen an Bauteilen aus Kupfer lassen sich durch die Ultrapräzisionszerspanung mit hoher Form- und Oberflächengüte erzeugen. Dazu werden im Folgenden kurz die Grundlagen der Ultrapräzisionszerspanung und deren Anwendungen erläutert. Anschließend werden die erreichbaren Qualitäten und Grenzen bei der Zerspanung aufgezeigt.

### 9.1 Grundlagen der Ultrapräzisionszerspanung

Die Ultrapräzisionszerspanung (UP-Zerspanung) oder auch Diamantzerspanung unterscheidet sich von konventionellen Fertigungsverfahren vor allem durch den verwendeten Schneidstoff. Monokristalliner Diamant ermöglicht die Herstellung von Werkzeugen mit präziser Schneidengeometrie und geringem Verschleiß. Typische Schneidkantenradien liegen im Bereich von 50nm. Die Diamantschneide in Verbindung mit der UP-Maschinentechnik ermöglicht die Herstellung von optischen Oberflächen mit Rauheiten von wenigen Nanometern Ra (siehe Abb. 27).

Ein Vorteil der Kupferlegierungen und auch anderer Nichteisenmetalle ist es, dass sie sich sehr gut mit monokirstallinem Diamant bearbeiten lassen. Die Bearbeitung von Stahl ist aufgrund der Kohlenstoffaffinität des Eisens nicht möglich [SPEN91, KLOC08, LINK07].

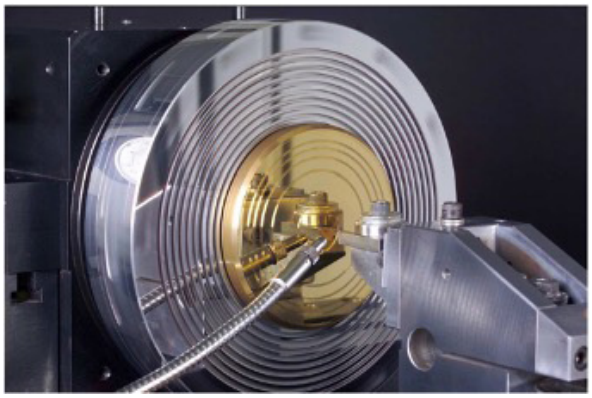


**Abb. 27:** UP-Drehbearbeitung einer strukturierten Planfläche in Messing

Die Eigenschaften von UP-Maschinen sind vor allem durch fluidische Führungssysteme (Aerostatik, Hydrostatik), luftgelagerte Spindeln sowie lineare Direktantriebe bestimmt. Zum Erreichen einer hohen thermischen Stabilität und guter Dämpfungseigenschaften wird vorrangig Granit als Werkstoff für den Aufbau von UP-Maschinen verwendet.

Im Bereich der Diamantzerspanung werden hauptsächlich die Verfahren Drehen und Fly-Cutting eingesetzt. Das Drehen bietet eine hohe Geometrievielfalt, wobei zusätzlich durch Fast-Tool-Servo-Systeme die Fertigung von nicht-rotationssymmetrischen, optischen Oberflächen ermöglicht wird. Beim Fly-Cutting handelt es sich um eine Art Einzahnfräsen. Am Außendurchmesser einer Scheibe rotiert in der Regel eine Diamantschneide. Das Verfahren wird sowohl zum Fertigen von Planflächen als auch zur Herstellung linearer Nutstrukturen eingesetzt. Die Geometrie der Nutstrukturen ist dabei durch die Form des Werkzeugs (Radius, Facette, V-Form) bestimmt.

Die Diamantzerspanung weist eine geringe Abhängigkeit der Oberflächenqualität von der Schnittgeschwindigkeit auf. Im Allgemeinen wird bei der Drehbearbeitung mit konstanter Drehzahl gearbeitet, sodass das Drehzentrum mit Schnittgeschwindigkeit Null bearbeitet wird. Schnittkräfte liegen bei der UP-Zerspanung im Bereich von weniger als einem Newton. Dennoch sind aufgrund der geforderten Formgenauigkeiten von kleiner 0,1 µm und zur Vermeidung von Schwingungen hohe Steifigkeiten in der Maschine gefordert.

Die Drehzahl wird in Abhängigkeit des Bauteildurchmessers und -werkstoffs sowie der Dynamik von Zusatzachsen gewählt. Typische Drehzahlen bei der Herstellung von Metalloptiken durch das UP-Drehen liegen im Bereich bis 2500 U/min. Wie in der Makrozerspanung orientiert sich der Vorschub am Werkzeugradius und der spezifizierten Oberflächenrauheit. Die Zustelltiefen sind werkstoffabhängig. Für Buntmetalle liegen empfohlene Zustelltiefen bei der Drehbearbeitung bei 20–50 µm für Schruppschnitte und bei etwa 3 µm für den Schlichtvorgang.

In der Regel wird beim UP-Drehen eine Minimalmengenschmierung eingesetzt. Isoparafine werden mit Druckluft an die Bearbeitungsstelle gebracht und zer-

stäubt. Neben der Schmierung sorgt die Minimalmengenschmierung auch für den Abtransport der Späne. Die Schmierstoffe besitzen eine hohe Verdampfungsenergie und beeinflussen den Prozess nicht durch Verdunstungskühle [SPEN91].

### 9.2 Anwendungsbeispiele von Kupferlegierungen

Kupfer und Kupferlegierungen finden unterschiedliche Anwendungen in der Ultrapräzisionstechnik. Eine weite Verbreitung findet Kupfer in der Fertigung von Optiken für Lasersysteme. Hier ist neben der hohen erreichbaren Oberflächengüte die Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs ein wichtiges Kriterium bei der Wahl des Materials. Trotz der hohen Oberflächengüten und zusätzlicher Beschichtung kann es zu Erwärmung und somit Formänderung der Spiegel kommen. Dies ist nicht zulässig, sodass eine Kühlung der Spiegel durch interne Kühlkanäle durchgeführt wird. Um hohe Oberflächengüten bei der Fertigung der Spiegelflächen zu erreichen, muss für die UP-Zerspanung der Werkstoff eine möglichst hohe Reinheit besitzen. Daher wird in der Regel OFHC Kupfer verwendet (sauerstofffrei und hoch leitend, engl.: oxygen free high conductiv). Die hergestellten Spiegel werden nicht nur zur Strahlführung und Fokussierung eingesetzt, sondern auch zur Strahlformung. Durch den Einsatz von FTS-Systemen lassen sich nicht-rotationssymmetrische Oberflächenstrukturen auf der Spiegeloberfläche erzeugen. Hierbei wird beispielsweise durch den Einsatz von facettierten Oberflächen eine Homogenisierung des Rohstrahls erreicht. Durch die Verwendung von frei geformten Spiegeloptiken ist weiterhin die Beeinflussung der Ausprägung des Fokus möglich.

Außer Spiegeloptiken werden Kupfer und Kupferlegierungen auch als Werkstoff für Werkzeuge zum Kunststoffspritzgießen von optischen Komponenten eingesetzt. Wegen der höheren Härte werden auch Kupfer-Beryllium-Legierungen eingesetzt, deren Schwermetallanteil nicht unbedenklich ist. Neben der Verwendung als Formeinsatz beim Kunststoffspritzgießen wird Messing auch zur Fertigung von mikrostrukturierten Mastern eingesetzt. Hier dienen Messingplatten als Ausgangsmaterial für Strukturmaster mit Abmessungen bis zu einem Quadratmeter. Die Bearbeitung derartiger Replikationsmaster mit Nut- oder Pyramidenstrukturen für die Displaytechnik geschieht durch die Anwendung von Fly-Cutting-Prozessen.

### 9.3 Werkstoffeigenschaften und Einflüsse

Neben den Faktoren Werkzeug und Maschine beeinflussen die Werkstoffeigenschaften das Bearbeitungsergebnis bei der UP-Zerspanung. Kupfer und Kupferlegierungen werden für technische Anwendungen meist mit einer polykristallinen Gefügestruktur eingesetzt. Dies ist zu berücksichtigen, wenn Genauigkeiten zunehmen beziehungsweise Abmessungen der Oberflächenmerkmale abnehmen. Zur Untersuchung der erreichbaren Oberflächengüten und auftretenden Zerspankräfte sind verschiedene Forschungsarbeiten an polykristallinem Kupfer durchgeführt worden [SPEN9, RIEM01]. Die entstehende Oberflächencharakteristik ist stark durch die Kornstruktur und die Korngrenzen begrenzt. Durch den so genannten „Spring-Back-Effekt“ (Einfedern einzelner Körner während der Zerspanung) ergeben sich bei der Diamantzerspanung von Planfläche in OFHC-Kupfer Niveauunterschiede von bis zu 40 Nanometern zwischen zwei benachbarten Kristallen (siehe Abb. 28) [SPEN91].

Der Grund für die Ausbildung der Oberflächenstrukturen ist im anisotropen Werkstoffverhalten zu sehen. Bedingt durch die kubisch-flächenzentrierte (kfz) Gitterstruktur ergeben sich unterschiedliche Packungsdichten für die einzelnen Gitterebenen, woraus stark richtungsabhängige elastische und plastische Werkstoffeigenschaften resultieren. Beispielsweise variiert der E-Modul eines Kupfer-Einkristalls in Abhängigkeit der Belastungsrichtung zwischen 68 und 190 kN/mm². Die Auswirkungen verstärken sich durch die unterschiedlichen Orientierungen der Gefügekörner im polykristallinen Gefüge. Somit kommt es während der Zerspanung zur unterschiedlichen Einfederung der Gefügekörner, was entsprechend zu den oben beschriebenen Niveauunterschieden führt.

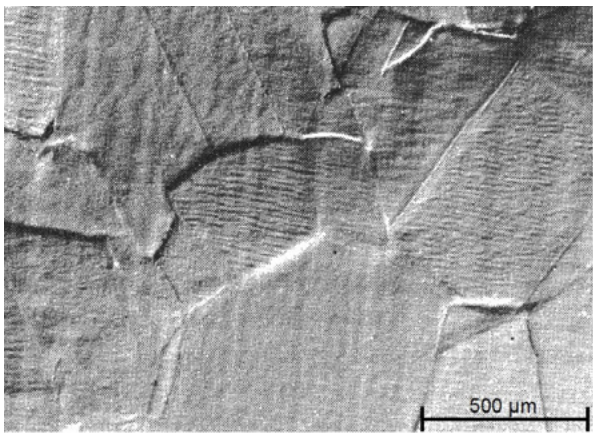



**Abb. 28:** Diamantzerspante Oberfläche von OFHC-Kupfer [SPEN91]

Die Auswirkungen der Kornstruktur zeigen sich weiterhin bei der Mikrostrukturierung. Insbesondere in der Ausbildung von Graten entlang von Nutstrukturen. Abb. 29 zeigt V-Nuten mit einer Tiefe von 7 µm, die durch einen Einstechdrehprozess in OFHC-Kupfer gefertigt worden sind. Die Gratbildung entlang der Nuten variiert mit der Kornstruktur des Kupfers, welche durch einen Ätzprozess sichtbar gemacht worden ist.

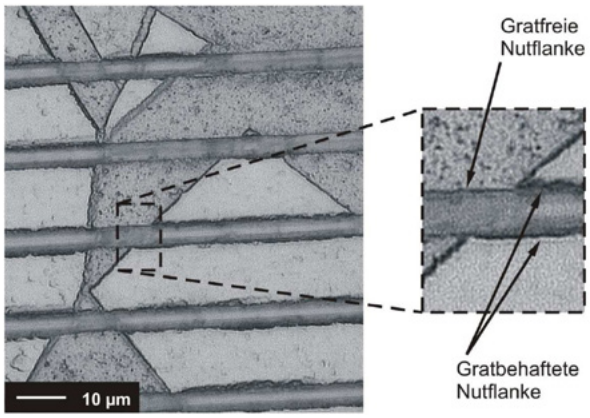



**Abb. 29:** Gratbildung in Abhängigkeit der Kornstruktur [BREC09]

An den Übergängen zwischen einzelnen Körnern ändern sich die Eigenschaften des Materials, sodass sich sowohl die Zerspanbedingungen als auch die Gratbildung ändert. Bei dem hier gezeigten Material liegt die Korngröße im Bereich von 50–80 µm. Die Homogenität kann durch geringere Korngrößen verbessert werden. Feinkristalline Kupferwerkstoffe lassen sich durch hochgradige, plastische Verformung herstellen. Ein SPD-Verfahren (Severe Plastic Deformation) ist das ECAP-Verfahren (Equal Channel Angular Pressing) mit dem sich hohe Umformgrade und somit starke Versetzungen erzielen lassen. Mit diesem Verfahren hergestellte Materialproben sind bereits mit Erfolg bei Mikrostrukturierungsversuchen eingesetzt worden [BREC09]. Nichtsdestotrotz lassen sich mit der Diamantzerspanung von OFHC-Kupfer Oberflächengüte von bis zu 3 nm Ra erzielen [SPEN91].

# 10 _ Richtwerte für die zerspanende Bearbeitung von Kupfer und Kupferlegierungen

In diesem Kapitel werden Richtwerte für die Prozessparameter und die Werkzeugauswahl bei der Zerspanung von Kupfer und Kupferlegierungen gegeben. Vor dem Hintergrund der Beschränkung des Bleigehalts in Automatenwerkstoffen wurden zudem Empfehlungen für die Zerspanung von bleifreien Kupferwerkstoffen erarbeitet. Im letzten Abschnitt (Kap. 10.6) werden Handlungsempfehlungen für häufig auftretende Probleme bezüglich der Zerspanung von Kupferwerkstoffen zusammengefasst, die in der Praxis angewandt werden können.

Zum Auffinden der Richtwerte empfiehlt es sich folgendermaßen vorzugehen: Handelt es sich um einen genormten Werkstoff, so wird in Tab. 11, Tab. 12 oder Tab. 13 der Werkstoff gesucht und der Zerspanbarkeitsindex sowie der Kennbuchstabe für die Schneidengeometrie ermittelt. Dabei können spanbrechende Legierungselemente die Spanbarkeit des Zerspanungsindex erweitern. Bei nicht genormten Werkstoffen ist anhand der Hauptlegierungsbestandteile ein in der Zusammensetzung möglichst ähnlicher Werkstoff auszuwählen.

Mit Hilfe des Zerspanbarkeitsindex lassen sich dann aus den Tab. 15 bis Tab. 29 Richtwerte für das entsprechende spanende Fertigungsverfahren heraussuchen. Dabei kann der Zerspanbarkeitsindex lediglich eine Orientierung geben, da je nach Anwendungsfall und Randbedingungen wesentliche Unterschiede in der Prozessauslegung entstehen (vgl. Kapitel 3.6). Zur Steigerung der Produktivität und Prozesssicherheit kann eine individuelle Prozessoptimierung beitragen. Da die Zerspanbarkeit von der Festigkeit bzw. von der Härte abhängig ist, finden sich in den Tab. 11 bis Tab. 13 diesbezüglich Angaben. Bei abweichenden Festigkeits- bzw. Härtezuständen muss der sich aus dem Zerspanbarkeitsindex ergebende Richtwert inter- bzw. extrapoliert werden.

Aus Tab. 14 kann mit Hilfe des Kennbuchstabens eine Empfehlung für die Schneidengeometrie ermittelt werden.

Im Folgenden werden die für verschiedene spanende Fertigungsverfahren in Tabellen angegebenen Richtwerte erläutert.

## 10.1 Drehen von Kupferwerkstoffen

Die Richtwerte der Tab. 15 gelten mit einer Wahrscheinlichkeit von etwa 70 %. Sie legen eine Verschleißmarkenbreite von VB » 0,6 mm am Ende der Standzeit und eine Standzeit von T = 30 ... 60 min bei HM-Schneiden der Gruppe N10 (N20), bzw. T = 45 ... 90 min bei HSS-Schneiden (HS 10-4-3-10) zugrunde.

Für eine Verdoppelung der Standzeit T ist bei HM der Wert für $v_c$ um etwa 16 % zu ermäßigen, bei HSS um etwa 10 %. Eine Ausnahme hiervon bilden die zähen, hochkupferhaltigen Werkstoffe. Bei ihnen ist zur Verdoppelung der Standzeit T bei HM der Wert $v_c$ um etwa 30 % zu senken.

| Zerspanbarkeitsindex | Hartmetalle | | | HSS | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | Spanungsdicke h/mm | | | | | |
| | 0,1 | 0,32 | 0,8 | 0,1 | 0,32 | 0,63 |
| 100 | 1260 | 1000 | 800 | 154 | 85 | 60 |
| 90 | 1150 | 910 | 730 | 142 | 79 | 57 |
| 80 | 1030 | 800 | 660 | 130 | 74 | 53 |
| 70 | 910 | 730 | 580 | 117 | 68 | 50 |
| 60 | 800 | 630 | 510 | 105 | 62 | 46 |
| 50 | 680 | 540 | 430 | 93 | 57 | 43 |
| 40 | 570 | 440 | 360 | 81 | 51 | 39 |
| 30 | 450 | 360 | 284 | 68 | 46 | 36 |
| 20 | 220 | 160 | 120 | 36 | 28 | 22 |

**Tab. 15:** Richtwerte für das Drehen von Kupferwerkstoffen
Empfohlene Schnittgeschwindigkeit $v_c$ in m/min in Abhängigkeit von der Spanungsdicke h in mm und vom Zerspanbarkeitsindex

Gilt als Standkriterium eine Verschleißmarkenbreite von VB ≈ 0,4 mm, so ist für die gleiche Standzeit die Schnittgeschwindigkeit um etwa 35 % bei HM und um etwa 15 % bei HSS zu reduzieren.

Drehen im unterbrochenem Schnitt hat bei HSS kaum Einfluss auf das Standzeitverhalten; bei HM wird eine um etwa 10 % reduzierte Schnittgeschwindigkeit $v_c$ empfohlen.

Eine normalsandige Gusshaut verlangt bei HM etwa 15 %, bei HSS etwa 20 % herabgesetzte $v_c$-Werte.

Werden Kupferwerkstoffe mit einer kaltverfestigten Haut bearbeitet, ist deren Zerspanbarkeit ausschlaggebend und der Zerspanprozess an diese anzupassen. Dabei ist die Härte maßgeblich für die Prozessauslegung.Beim Drehen mit gehemmten Spanfluss wie z. B. bei Profildrehmeißeln, Ein- und Abstechen, und Gewindeschneiden, ist die Schnittgeschwindigkeit $v_c$ bei HM um etwa 40 %, bei HSS um etwa 50 % herabzusetzen.

Soweit ein anderer HSS als HS10-4-3-10 verwendet

| **HSS** | HS10-1-4-5 | HS12-1-4 | HS6-5-2 | HS2-9-1 |
|---|---|---|---|---|
| **Faktor für $v_c$** | 0,82 | 0,76 | 0,72 | 0,65 |

wird, gelten folgende Korrekturfaktoren:

Es ist möglich, dass sich die in Tab. 15 vorgeschlagenen Schnittgeschwindigkeiten aufgrund von Bedingungen, wie z. B. einer Begrenzung der max. Drehzahl der Maschine bei kleinen Bearbeitungsdurchmessern, nicht erreichen lassen. In solchen Fällen ist eine individuelle Auslegung unter Berücksichtigung dieser Randbedingungen erforderlich. Dies bedeutet zumeist eine Reduzierung der Schnittgeschwindigkeit und des Spanungsquerschnitts.

### 10.1.1 Drehen von bleifreien Kupferwerkstoffen

Beim Drehen von bleifreien Kupferwerkstoffen treten im Vergleich zu funktionell ähnlichen, bleihaltigen Werkstoffen häufig lange Spanformen, hoher Werkzeugverschleiß und reduzierte Bauteilqualität auf (vgl. Kap. 4.2, 4.5 ff). In der automatisierten Massenfertigung wird insbesondere durch die Bildung langer Späne die erreichbare Produktivität in vielen Fällen herabgesetzt. Deshalb wurden speziell für bleifreie Kupferwerkstoffe die in Tab. 16 dargestellten Empfehlungen abgeleitet.

Die gegebenen Schnittwertempfehlungen basieren auf den Ergebnissen von Zerspanuntersuchungen und schließen Werkzeugverschleiß, Spanformen, Zerspankraft und bei der Schlichtbearbeitung die Oberflächenqualität ein. Es wurden jedoch nicht für jede Prozess-Werkstoff-Kombination Verschleißuntersuchungen durchgeführt. Deshalb wurde bei der Ableitung der Empfehlungen aufbauend auf Erfahrungswissen ein Kompromiss zwischen der Werkzeugstandzeit und den anderen Zerspanbarkeitskriterien getroffen [LUNG13]. Die Richtwerte beziehen sich primär auf Bauteile mittlerer Größe mit einem Rohteildurchmesser von ca. D = 15–60 mm, bei der Bearbeitung kleinerer Bauteile oder dünner Wandstärken müssen die Schnittparameter gegebenenfalls niedriger angesetzt werden. Die Angaben zur Auslegung der Spanformrillengeometrie beziehen sich auf die Beispielgeometrie in Abb. 23.

| | Außenlängsdrehen | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | ZI | Schneidstoff/Beschichtung | $v_c$/(m/min) | f/mm | $a_p$/mm | Werkzeuggeometrie | KSS - Strategie |
| Cu-ETP | 20 | HM N10-N20; CVD Diamant- (f ≥ 0,08 mm) oder PVD-DLC Besch. zu empfehlen (f < 0,08 mm) | 150–350 | Schruppen: 0,1–0,2 Schlichten: 0,04–0,15 | ≤ 2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 8–10 * f; $ß_0$ = 25–40° | • Emulsion oder Öl<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuCr1Zr | 20 | HM N10-N20; CVD Diamant- (f ≥ 0,08 mm) oder PVD-DLC Besch. zu empfehlen (f < 0,08 mm) | Diamant: 200–500 PVD–DLC: 150–200 | Schruppen: 0,1–0,2 Schlichten: 0,04–0,15 | ≤ 2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 8–10 * f; $ß_0$ = 25–40° | • Emulsion oder Öl<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuZn37 | 40 | HM N10-N20; CVD Diamant- (f ≥ 0,08 mm) oder PVD Besch. zu empfehlen | Diamant: 200–500 PVD–TiAlN: 150–200 | Schruppen: 0,1–0,2 Schlichten: 0,04–0,15 | ≤ 2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 7–10 * f; $ß_0$ = 40–55° | • Emulsion oder Öl<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuZn38As | 50 | HM N10-N20; CVD Diamant- (f ≥ 0,08 mm) oder PVD-TiAlN Besch. zu empfehlen | Diamant: 200–500 PVD–TiAlN: 150–200 | Schruppen: 0,1–0,4 Schlichten: 0,08–0,15 | Schruppen: 1,5–5 Schlichten: 0,5–2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 6–10 * f; $ß_0$ = 40–55° | • Emulsion oder Öl<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuZn42 | 55 | HM N10-N20; CVD Diamant- (f ≥ 0,08 mm) oder PVD-TiAlN Besch. zu empfehlen | Diamant: 200–500 PVD–TiAlN: 150–200 | Schruppen: 0,1–0,4 Schlichten: 0,06–0,15 | Schruppen: 1,5–5 Schlichten: 0,5–2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 6–8 * f; $ß_0$ = 55–70° | • Emulsion oder Öl<br>• MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen |
| CuZn21Si3P | 65 | HM N10-N20; CVD Diamant- (f ≥ 0,08 mm) oder PVD-TiCN, TiN, $TiB_2$ Besch. zu empfehlen | Diamant: 200–350 PVD: 150–200 | Schruppen: 0,1–0,4 Schlichten: 0,04–0,15 | Schruppen: 1,5–5 Schlichten: 0,5–2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zu empfehlen<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 5–7 * f; $ß_0$ = 55–70° | • Emulsion oder Öl<br>• MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich |
| CuZn10Si4 | 60 | HM N10-N20; CVD Diamant- (f ≥ 0,08 mm) oder PVD-TiCN, TiN, $TiB_2$ Besch. zu empfehlen | Diamant: 200–350 PVD: 150–200 | Schruppen: 0,1–0,4 Schlichten: 0,04–0,15 | Schruppen: 1,5–5 Schlichten: 0,5–2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zu empfehlen<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 5–7 * f; $ß_0$ = 55–70° | • Werkstoff für die Trockenbearbeitung geeignet<br>• Emulsion oder Öl ebenfalls möglich |
| CuZn10Si4-C | 60 | HM N10-N20; CVD Diamant- (f ≥ 0,08 mm) oder PVD-TiCN, TiN, $TiB_2$ Besch. zu empfehlen | Diamant: 200–350 PVD: 150–200 | Schruppen: 0,1–0,4 Schlichten: 0,04–0,15 | Schruppen: 1,5–5 Schlichten: 0,5–2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zu empfehlen<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 5–7 * f; $ß_0$ = 55–70° | • Werkstoff für die Trockenbearbeitung geeignet<br>• Emulsion oder Öl ebenfalls möglich |
| CuSn8P | 45 | HM N10-N20; CVD Diamant- (f ≥ 0,08 mm) oder PVD-DLC Besch. zu empfehlen (f < 0,08 mm) | Diamant: 200–400 PVD– DLC: 150–200 | Schruppen: 0,1–0,4 Schlichten: 0,08–0,15 | Schruppen: 1,5–4 Schlichten: 0,5–2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γγ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 7–10 * f; $ß_0$ = 40–55° | • Emulsion oder Öl<br>• MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich |
| CuSn12-C | 85 | HM N10-N20; CVD Diamant- (f ≥ 0,08 mm) oder PVD-TiAlN Besch. zu empfehlen | Diamant: 200–500 PVD– TiAlN: 150–300 | Schruppen: 0,1–0,4 Schlichten: 0,05–0,15 | Schruppen: 1,5–5 Schlichten: 0,5–1,5 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• keine Spanleitgeometrie erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25° | • Emulsion oder Öl<br>• MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich |

**Tab. 16:** Richtwerte für das Außenlängsdrehen von bleifreien Kupferwerkstoffen [LUNG13]

| | Außenlängsdrehen | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | ZI | Schneidstoff/Beschichtung | $v_c$/(m/min) | f/mm | $a_p$/mm | Werkzeuggeometrie | KSS - Strategie |
| CuAl10Ni5Fe4 | 55 | HM N10-N20; CVD Diamant- (f ≥ 0,08 mm) oder PVD- TiAlN Besch. zu empfehlen | Diamant: 200-500<br>PVD-TiAlN: 150–250 | Schruppen: 0,1–0,4<br>Schlichten: 0,08–0,15 | Schruppen: 1,5–5<br>Schlichten: 0,5–2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 7–10 * f; $ß_0$ = 40–55° | • Emulsion oder Öl<br>• MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen |
| CuAl10Ni5-C | 55 | HM N10-N20; CVD Diamant- (f ≥ 0,08 mm) oder PVD-TiAlN Besch. zu empfehlen | Diamant: 200–500<br>PVD-TiAlN: 150-250 | Schruppen: 0,1-0,4<br>Schlichten: 0,08-0,15 | Schruppen: 1,5–5<br>Schlichten: 0,5–2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 7-10 * f; $ß_0$ = 40-55° | • Emulsion oder Öl<br>• MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen |
| CuNi18Zn20 | 35 | HM N10-N20; CVD Diamant- (f ≥ 0,08 mm) oder PVD-DLC Besch. zu empfehlen (f < 0,08 mm) | Diamant: 200–400<br>PVD-DLC: 150–200 | Schruppen: 0,1-0,3<br>Schlichten: 0,1-0,15 | Schruppen: 1,5–3<br>Schlichten: 0,5–1,5 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 8-10 * f; $ß_0$ = 40-55° | • Emulsion oder Öl<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuZn39Pb3 | 100 | HM N10-N20; PVD-TiAlN Besch. oder unbeschichtet zu empfehlen | Unbeschichtet: 150–300<br>PVD-TiAlN: 200–500 | Schruppen: 0,1–0,5<br>Schlichten: 0,01–0,15 | Schruppen: 1,5–6<br>Schlichten: 0,5–1,5 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Keine Spanleitgeometrie erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25° | • MMS oder Trockenbearbeitung ohne signifikante Probleme möglich |

**Tab. 16:** Richtwerte für das Außenlängsdrehen von bleifreien Kupferwerkstoffen [LUNG13]

| | Einstechdrehen | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | ZI | Schneidstoff/Beschichtung | $v_c$/(m/min) | f/mm | Werkzeuggeometrie | KSS-Strategie |
| Cu-ETP | 20 | • PKD<br>• Hartmetall; CVD-Diamant oder PVD-DLC Besch. zu empfehlen | PKD: 100–300<br>CVD: 100–250<br>PVD: 100–150 | 0,04–0,08 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 20–40 * f; $ß_0$ = 25–40° | • Emulsion oder Öl<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuCr1Zr | 20 | • PKD<br>• Hartmetall; PVD-$TiB_2$, DLC Besch. zu empfehlen | PKD: 100–300<br>PVD: 100–150 | 0,04–0,08 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 20–40 * f; $ß_0$ = 25–40° | • Emulsion oder Öl<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuZn37 | 40 | Hartmetall; PVD-TiAlN, DLC Besch. zu empfehlen | 100–150 | 0,1–0,2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 8–12 * f; $ß_0$ = 40–55° | • Emulsion oder Öl<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuZn38As | 50 | Hartmetall; PVD-TiAlN, DLC Besch. zu empfehlen | 100–150 | 0,1–0,2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 8–10 * f; $ß_0$ = 40–55° | • Emulsion oder Öl<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |

**Tab. 17:** Richtwerte für das Einstechdrehen von bleifreien Kupferwerkstoffen

| | Einstechdrehen | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | ZI | Schneidstoff/Beschichtung | $v_c$/(m/min) | f/mm | Werkzeuggeometrie | KSS-Strategie |
| CuZn42 | 55 | Hartmetall; PVD-TiAlN, DLC Besch. zu empfehlen | 100–150 | 0,1–0,2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 6–10 * f; $ß_0$ = 55–70° | • Emulsion oder Öl<br>• MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen |
| CuZn21Si3P | 65 | Hartmetall; PVD-TiCN, TiN, $TiB_2$, DLC Besch. zu empfehlen | 100–150 | 0,1–0,2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• f ≥ 0,1 mm: Spanleitstufe: $b_r$ = 6–8 * f; $ß_0$ = 55–70° | • Emulsion oder Öl<br>• MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich |
| CuZn10Si4 | 60 | Hartmetall; PVD-TiCN, TiN, $TiB_2$, DLC Besch. zu empfehlen | 100–150 | 0,1–0,2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• f ≥ 0,1 mm: Spanleitstufe: $b_r$ = 6–8 * f; $ß_0$ = 55–70° | • Werkstoff für die Trockenbearbeitung geeignet<br>• Emulsion oder Öl ebenfalls möglich |
| CuZn10Si4-C | 60 | Hartmetall; PVD-TiCN, TiN, $TiB_2$, DLC Besch. zu empfehlen | 100–150 | 0,1–0,2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• f ≥ 0,1 mm: Spanleitstufe: $b_r$ = 6–8 * f; $ß_0$ = 55–70° | • Werkstoff für die Trockenbearbeitung geeignet<br>• Emulsion oder Öl ebenfalls möglich |
| CuSn8P | 45 | • PKD<br>• Hertmetall; CVD-Diamant oder PVD-DLC Besch. zu empfehlen | PKD: 100–300<br>CVD: 100–250<br>PVD: 100–150 | 0,08–0,2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 8–12 * f; $ß_0$ = 40–55° | • Emulsion oder Öl<br>• MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich |
| CuSn12-C | 85 | Hartmetall; PVD-Besch.: TiAlN, DLC zu empfehlen | 100–200 | 0,1–0,25 | • Kleiner Schneidkantenradius<br>• keine Spanleitgeometrie erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25° | • Emulsion oder Öl<br>• MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich |
| CuAl10Ni5Fe4 | 55 | Hartmetall; PVD-Besch.: TiAlN, DLC zu empfehlen | 100–150 | 0,1–0,2 | • Kleiner Schneidkantenradius<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 8–12 * f; $ß_0$ = 40–55° | • Emulsion oder Öl<br>• MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen<br>• Hochdruck-KSS-Zufuhr sehr positiv bzgl. Spanbruch: $p_{KSS}$ ≥ 80 bar |
| CuAl10Ni5-C | 55 | Hartmetall; PVD-Besch.: TiAlN, DLC zu empfehlen | 100–200 | 0,1–0,2 | • Kleiner Schneidkantenradius<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 8–12 * f; $ß_0$ = 40–55° | • Emulsion oder Öl<br>• MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen<br>• Hochdruck-KSS-Zufuhr sehr positiv bzgl. Spanbruch: $p_{KSS}$ ≥ 70 bar |
| CuNi18Zn20 | 35 | • PKD<br>• Hertmetall; CVD-Diamant oder PVD-DLC Besch. zu empfehlen | PKD: 100–300<br>CVD: 100–250<br>PVD: 100–150 | 0,1–0,2 | • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten<br>• Spanleitgeometrie zwingend erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25°<br>• Spanleitstufe: $b_r$ = 8–12 * f; $ß_0$ = 40–55° | • Emulsion oder Öl<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuZn39Pb3 | 100 | Hartmetall; PVD-TiAlN Besch. oder unbeschichtet zu empfehlen | Unbeschichtet: 150–250<br>PVD– TiAlN: 200–400 | 0,15–0,4 | • Schneidkantenradius<br>• Keine Spanleitgeometrie erforderlich<br>• 15° ≤ γ ≤ 25° | • MMS oder Trockenbearbeitung ohne signifikante Probleme möglich |

**Tab. 17 (Fortsetzung):** Richtwerte für das Einstechdrehen von bleifreien Kupferwerkstoffen

| Zerspanbarkeitsindex | HSS<br>$v_c$<br>m/min | VHM D = 3–20 mm<br>$v_c$<br>m/min | HM Wendeplatten<br>$v_c$<br>m/min |
|---|---|---|---|
| 100 | 80 | 250 | 400 |
| 90 | 74 | 239 | 373 |
| 80 | 69 | 228 | 345 |
| 70 | 63 | 216 | 318 |
| 60 | 58 | 205 | 290 |
| 50 | 52 | 194 | 263 |
| 40 | 46 | 183 | 235 |
| 30 | 41 | 171 | 208 |
| 20 | 35 | 160 | 180 |

**Tab. 18:** Richtwerte für das Bohren von Kupferwerkstoffen. Empfohlene Schnittgeschwindigkeit vc in m/min für HSS, Vollhartmetall und Wendeplatten Bohrer in Abhängigkeit vom Zerspanbarkeitsindex

## 10.2 Bohren und Senken von Kupferwerkstoffen

Im Allgemeinen werden Kupferwerkstoffe mit HSS-Spiralbohrern gebohrt. Diese Werkzeuge werden ergänzt durch HM-Bohrer, Wendeplattenbohrer und Einlippen-Tieflochbohrer. Richtwerte für die anwendbaren Schnittgeschwindigkeiten bei HSS-, VHM- und Wendeplattenbohrern finden sich in Tab. 18.

Der anwendbare Vorschub hängt beim Bohren neben der Werkstoff-Schneidstoff-Paarung in erster Linie vom Bohrerdurchmesser ab. Dabei steigt der anwendbare Vorschub je Umdrehung mit zunehmendem Bohrerdurchmesser an. Richtwerte für anwendbare Vorschübe in Abhängigkeit des Durchmessers und des Schneidstoffs sind in Tab. 19 aufgelistet.

Die Spannweite der Eigenschaften von Kupferwerkstoffen verlangt je nach Werkstoffart unterschiedliche Bauweisen bzw. Schneidengeometrien: Kurzspanende Werkstoffe werden mit dem Bohrertyp H gebohrt (vgl. DIN 1414 1/2), mittlere Kupferwerkstoffe mit dem Typ N und extrem langspanende mit dem Typ W. HSS-Bohrer des Typs W mit polierten oder hartverchromten Spankammern begünstigen das Abführen langer, zäher Späne.

In der hier vorgelegten Klassierung entspricht der Bohrertyp H der Klasse A, Bohrertyp N der Klasse B und Bohrertyp W der Klasse C der Schneidengeometrie (Tab. 14).

Bei den HM-Bohrern sind Typen mit aufgelöteter Vollhartmetallkrone, Vollhartmetallbohrer und HM-Wendenplattenbohrer handelsüblich.

Bei Bohrungen ab etwa d = 18 mm Durchmesser (bis etwa L < 2,5 • d) sind HM-Wendeplattenbohrer am wirtschaftlichsten. Sie können dann Bohrer der Typen N und H ersetzen, wenn die verwendete Maschine genügend steif und antriebsstark ist. Bei zähen langspanenden Kupferwerkstoffen hängt ihre Anwendbarkeit davon ab, ob Wendeschneidplatten mit Spanleitrille mit genügend großem Spanwinkel lieferbar sind.

Wenn tiefe Bohrungen herzustellen sind, empfiehlt es sich einen Bohrer mit Innenkühlung zu wählen. Durch die Kühlkanäle kann das Kühlschmiermittel besser die Schneiden erreichen und das Abführen der Späne unterstützen.

| | | Durchmesser D/mm | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | 3–5 | 5–8 | 8–12 | 12–16 | 16 –20 |
| Vorschub f/mm | HSS | 0,1–0,16 | 0,16–0,25 | 0,25–0,32 | 0,32–0,4 | 0,4–0,5 |
| | Hartmetall | 0,08–0,12 | 0,12–0,18 | 0,18–0,23 | 0,24–029 | 0,3–0,35 |

**Tab. 19:** Vorschübe für das Bohren von Kupferwerkstoffen
Empfohlener Vorschub in Abhängigkeit des Bohrerdurchmessers

Extrem tiefe Bohrungen (L > 10 • d) werden bei hohen Ansprüchen an Toleranz, Flucht- und Oberflächengüte der Bohrungswand mit Einlippen-Tieflochbohrern erzeugt.

Für Einlippen-Tieflochbohrer gelten andere Regeln, die hier nicht weiter behandelt werden. Bei ihnen hängen Schneidengeometrie und Vorschub vor allem davon ab, dass eine gut abführbare Spanform erreicht wird.

Die Schnittgeschwindigkeit $v_c$ richtet sich innerhalb des durch die Spanbildung gegebenen Bereichs vor allem nach den Werkzeugkosten je Standzeit $K_{WT}$, die ihrerseits von der Bauart des Bohrers, seinem Durchmesser und seiner Länge abhängen. Zusätzlich wird sie dadurch beeinflusst, ob die Führungsfasen des Bohrers in einer Bohrbuchse reiben und ob das Kühlschmiermittel die Schneiden einwandfrei erreicht. Damit hat bei Bohrern ohne Kühlkanäle die Tiefe der Bohrung ebenso Einfluss auf die Wahl von $v_c$, wie die Lage des Bohrers beim Arbeiten (horizontal oder vertikal).

Letztlich beeinflusst der Schneidstoff die Wahl der Schnittgeschwindigkeit $v_c$. Ein Schneidstoff mit besserem Standzeitverhalten kann trotz der höheren Anschaffungskosten eine deutliche Senkung der Bearbeitungskosten je Bohrung mit sich bringen.

Neben diesen Einflussgrößen ist die Geometrie der zu erzeugenden Bohrung auf die Wahl von $v_c$ und f zu berücksichtigen: Beim Bohren von Durchgangslöchern ergibt dich durch das Austreten des Bohrers zusätzlicher Verschleiß an den äußeren Schneidecken. Hier empfiehlt es sich die Werte für $v_c$ und f um etwa 5 % zu reduzieren; bei Grundlöchern entfällt diese Beschränkung.

Für Senker nach DIN 343, 344, 222 [45, 46, 47] bzw. DIN 8043, 8022 [48, 49] können die Schnittdaten aus den für Bohrer angegebenen umgerechnet werden; es gilt hierbei für die Schnittgeschwindigkeit $v_c$ ein um 30 % geringerer Wert, für den Vorschub f ein um 100 % höherer Wert als beim Bohren mit HSS.

**Bohren von bleifreien Kupferwerkstoffen**

Analog zum Drehen (vgl. Kap. 10.1) stellt auch das Bohren von bleifreien Kupferwerkstoffen eine besondere Herausforderung dar. Aufgrund der Bildung von langen Spänen beim Bohren der meisten bleifreien Kupferwerkstoffe ist der Spanabtransport problematisch. Je nach Werkstoff kann ausgeprägter Werkzeugverschleiß an den Schneidenecken hinzukommen.

Die in diesem Kapitel zusammengefassten Empfehlungen zum Bohren beruhen auf Untersuchungen mit Werkzeugdurchmessern d = 6 mm, die gut auf einen Durchmesserbereich von d = 4–10 mm übertragbar sind (Tab. 20). Das Fertigen von Bohrungen mit Durchmesser d = 1 mm wurde separat untersucht. Die daraus abgeleiteten Empfehlungen (Tab. 21 und Tab. 22) gelten insbesondere für die Fertigung von Bohrungen im Durchmesserbereich von etwa d = 0,5–2 mm. Ein Großteil der Untersuchungen wurde mit ölbasiertem Kühlschmierstoff durchgeführt. Der Einsatz von Emulsionen oder Minimalmengenschmierung (MMS) ist jedoch in den meisten Fällen ebenfalls denkbar.

| | Bohren | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | ZI | Schneidstoff/Beschichtung | $v_c$/(m/min) | f/mm | Werkzeuggeometrie | KSS-Strategie |
| Cu-ETP | 20 | • PKD<br>• Hartmetall mit polierten Spanflächen und/oder PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen | PKD:<br>150–300<br>PVD:<br>75–150 | 0,04–0,1 | • Spiralbohrer Typ W<br>• Drallwinkel δ = 25–40°<br>• Spitzenwinkel σ = 130 • 140°<br>• Keine geradegenuteten Bohrer<br>•Geringer Schneidkantenradius | • Emulsion oder Öl<br>• Innere KSS-Zufuhr<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuCr1Zr | 20 | • PKD<br>• Hartmetall mit polierten Spanflächen und/oder PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen<br>• Hartmetall unbeschichtet | PKD:<br>150–300<br>PVD:<br>75–150<br>Unbesch.:<br>75–100 | 0,04–0,1 | • Spiralbohrer Typ W<br>• Drallwinkel δ = 30–40°<br>• Spitzenwinkel σ = 130–140°<br>• Keine geradegenuteten Bohrer<br>•Geringer Schneidkantenradius | • Emulsion oder Öl<br>• Innere KSS-Zufuhr<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuZn37 | 40 | • Hartmetall unbeschichtet<br>• Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen<br>• HSS | Unbesch.:<br>100–200<br>PVD:<br>150–250<br>HSS:<br>40–60 | Hartmetall:<br>0,1–0,2<br>HSS:<br>0,15–0,25 | • Spiralbohrer Typ W<br>• Drallwinkel δ = 25–40°<br>• Spitzenwinkel σ = 130–140°<br>• Keine geradegenuteten Bohrer<br>•Geringer Schneidkantenradius | • Emulsion oder Öl<br>• Innere KSS-Zufuhr<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuZn38As | 40 | • Hartmetall unbeschichtet<br>• Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen<br>• HSS | Unbesch.:<br>100–200<br>PVD:<br>150–250<br>HSS:<br>40–60 | Hartmetall:<br>0,1–0,2<br>HSS:<br>0,15–0,25 | • Spiralbohrer Typ W<br>• Drallwinkel δ = 25–35°<br>• Spitzenwinkel σ = 130–140°<br>• Keine geradegenuteten Bohrer<br>•Geringer Schneidkantenradius | • Emulsion oder Öl<br>• Innere KSS-Zufuhr<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuZn42 | 55 | • Hartmetall unbeschichtet<br>• Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen<br>• HSS | Unbesch.:<br>100–200<br>PVD:<br>150–250<br>HSS:<br>50–70 | Hartmetall:<br>0,1–0,2<br>HSS:<br>0,15–0,25 | • Spiralbohrer Typ W<br>• Drallwinkel δ = 25–35°<br>• Spitzenwinkel σ = 130°<br>• Keine geradegenuteten Bohrer<br>-Geringer Schneidkantenradius | • Emulsion oder Öl<br>• Innere KSS-Zufuhr<br>• MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen |
| CuZn21Si3P | 65 | • Hartmetall unbeschichtet<br>• Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen<br>• HSS | Unbesch.:<br>100–200<br>PVD:<br>150–250<br>HSS:<br>60–80 | Hartmetall:<br>0,1–0,2<br>HSS:<br>0,15–0,25 | • Spiralbohrer Typ N/W<br>• Drallwinkel δ = 20–35°<br>• Spitzenwinkel σ = 130°<br>• Geradegenutete Bohrer bei Spanbruchproblemen möglich<br>•Geringer Schneidkantenradius | • Emulsion oder Öl<br>• Innere KSS-Zufuhr<br>• MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich |
| CuZn10Si4 | 60 | • Hartmetall unbeschichtet<br>• Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen<br>• HSS | Unbesch.:<br>100–200<br>PVD:<br>150–250<br>HSS:<br>60–80 | Hartmetall:<br>0,1–0,2<br>HSS:<br>0,15–0,25 | • Spiralbohrer Typ N/W<br>• Drallwinkel δ = 20–35°<br>• Spitzenwinkel σ = 130°<br>• Geradegenutete Bohrer bei Spanbruchproblemen möglich<br>•Geringer Schneidkantenradius | • Werkstoff für die Trockenbearbeitung geeignet<br>• Emulsion oder Öl ebenfalls möglich<br>• Bei Nassbearbeitung oder MMS innere KSS-Zufuhr |

**Tab. 20:** Richtwerte für das Bohren von bleifreien Kupferwerkstoffen [LUNG13]

| | Bohren | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | ZI | Schneidstoff/Beschichtung | $v_c$/(m/min) | f/mm | Werkzeuggeometrie | KSS-Strategie |
| CuZn10Si4-C | 60 | • Hartmetall unbeschichtet<br>• Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen<br>• HSS | Unbesch.:<br>100–200<br>PVD:<br>150–250<br>HSS:<br>60–80 | Hartmetall:<br>0,1–0,2<br>HSS:<br>0,15–0,25 | • Spiralbohrer Typ N/W<br>• Drallwinkel δ = 20–35°<br>• Spitzenwinkel σ = 130°<br>• Geradegenutete Bohrer bei Spanbruchproblemen möglich<br>•Geringer Schneidkantenradius | • Werkstoff für die Trockenbearbeitung geeignet<br>• Emulsion oder Öl ebenfalls möglich<br>• Bei Nassbearbeitung oder MMS innere KSS-Zufuhr |
| CuSn8P | 45 | • PKD<br>• Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen | PKD:<br>150–300<br>PVD:<br>75–150 | 0,1–0,2 | • Spiralbohrer Typ W<br>• Drallwinkel δ = 25–35°<br>• Spitzenwinkel σ = 130–140°<br>• Keine geradegenuteten Bohrer<br>•Geringer Schneidkantenradius | • Emulsion oder Öl<br>• Innere KSS-Zufuhr<br>• MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich |
| CuSn12-C | 85 | • Hartmetall unbeschichtet<br>• Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen<br>• HSS | Unbesch.:<br>100–200<br>PVD:<br>150–300<br>HSS:<br>70–90 | Hartmetall:<br>0,1–0,2<br>HSS:<br>0,15–0,25 | • Spiralbohrer Typ W<br>• Drallwinkel δ = 25–35°<br>• Spitzenwinkel σ = 130–140°<br>• Keine geradegenuteten Bohrer<br>•Geringer Schneidkantenradius | • Emulsion oder Öl<br>• Innere KSS-Zufuhr<br>• MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich |
| CuAl10Ni5Fe4 | 55 | • Hartmetall unbeschichtet<br>• Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen | Unbesch.:<br>100–200<br>PVD:<br>150 – 250 | 0,1–0,2 | • Spiralbohrer Typ W<br>• Drallwinkel δ = 30–35°<br>• Spitzenwinkel σ = 130–135°<br>• Keine geradegenuteten Bohrer<br>•Geringer Schneidkantenradius | • Emulsion oder Öl<br>• Innere KSS-Zufuhr<br>• MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen |
| CuAl10Fe5Ni5-C | 55 | • Hartmetall unbeschichtet<br>• Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen | Unbesch.:<br>100 – 200<br>PVD:<br>150 – 250 | 0,1–0,2 | • Spiralbohrer Typ W<br>• Drallwinkel δ = 30–35°<br>• Spitzenwinkel σ = 130–135°<br>• Keine geradegenuteten Bohrer<br>•Geringer Schneidkantenradius | • Emulsion oder Öl<br>• Innere KSS-Zufuhr<br>• MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen |
| CuNi18Zn20 | 35 | • PKD<br>• Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen | PKD:<br>150–300<br>PVD:<br>100–150 | 0,1–0,2 | • Spiralbohrer Typ W<br>• Drallwinkel δ = 30–40°<br>• Spitzenwinkel σ = 130–140°<br>• Keine geradegenuteten Bohrer<br>•Geringer Schneidkantenradius | • Emulsion oder Öl<br>• Innere KSS-Zufuhr<br>• Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen |
| CuZn39Pb3 | 100 | • Hartmetall unbeschichtet<br>• Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen<br>• HSS | Unbesch.:<br>100–300<br>PVD:<br>200–400<br>HSS:<br>80–100 | Hartmetall:<br>0,1–0,3<br>HSS:<br>0,15–0,25 | • Spiralbohrer Typ W<br>• Drallwinkel δ = 20–35°<br>• Spitzenwinkel σ = 130°<br>• Keine geradegenuteten Bohrer<br>• Geringer Schneidkantenradius | • MMS ohne signifikante Probleme möglich<br>• Trockenbearbeitung möglich, kann aber zu erhöhter Oberflächenrauheit in der Bohrung führen |

**Tab. 20 (Fortsetzung):** Richtwerte für das Bohren von bleifreien Kupferwerkstoffen [LUNG13]

| Werkstoff | Schneidstoff | Beschichtung | WZ-Geometrie | Empfehlung Gühring | Strategie | $v_c$ / (m/min) | f/mm | Erwartete Standmenge | KSS-Strategie |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| CuZn42 | HSS | Keine | σ = 118°<br>δ = 30–40°<br>Ausspitzung | GU500 | Durchbohren | 20–30 | 0,02 | < 2.000 | Öl, MMS möglich |
| | HSS | TiAlN | | GU500 | Durchbohren | 20–30 | 0,03–0,04 | < 2.000 | Öl, MMS möglich |
| | Hartmetall | Keine | σ = 140°<br>δ = 30°<br>Ausspitzung | 3899 | Durchbohren | 40 | 0,04–0,08 | > 40.000 | Öl, MMS möglich |
| | Hartmetall | TiAlN | | 3899 | Durchbohren | 40 | 0,05–0,09 | 10.000–30.000 | Öl, MMS möglich |
| CuZn40 | HSS | Keine | σ = 118°<br>δ = 30–40°<br>Ausspitzung | GU500 | Durchbohren | 20–30 | 0,02 | < 2.000 | Öl |
| | HSS | TiAlN | | GU500 | Durchbohren | 20–30 | 0,03–0,04 | < 2.000 | Öl |
| | Hartmetall | Keine | σ = 140°<br>δ = 30°<br>Ausspitzung | 3899 | Durchbohren | 40 | 0,04–0,06 | 30.000–60.000 | Öl |
| | Hartmetall | TiAlN | | 3899 | Durchbohren | 40 | 0,05–0,08 | > 40.000 | Öl |
| CuZn21Si3P | Hartmetall | Unbesch. | σ = 140°<br>δ = 30°<br>Ausspitzung | 3899 | Durchbohren | 40 | 0,04–0,06 | > 40.000 | Öl, MMS möglich |
| CuZn39Pb3 | HSS | Unbesch. | σ = 118°<br>δ = 10–20°<br>Ausspitzung | 206, 732 | Durchbohren | 20–30 | 0,02–0,04 | > 850.000 (Erfahrungswert) | Öl, MMS möglich |
| | Hartmetall | Unbesch. | σ = 130–140°<br>δ = 15–30°<br>Ausspitzung | 6401, Karnasch 220360 | Durchbohren | 40 | 0,04–0,16 | > 850.000 (Erfahrungswert) | Öl, MMS möglich |

**Tab. 21:** Empfehlungen und Richtwerte für die Herstellung von kleinen Grundlochbohrungen mit d = 1 mm [DOEB16]

| Werkstoff | Schneidstoff | Beschichtung | WZ-Geometrie | Empfehlung Gühring | Strategie | $v_c$ / (m/min) | f/mm | Erwartete Standmenge | KSS-Strategie |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| CuZn42 | Hartmetall | TiAlN | σ = 140°<br>δ = 30°<br>Ausspitzung | 3899 | Durchbohren | 40 | 0,06–0,09 | 10.000–40.000 | Öl, MMS möglich |
| CuZn40 | Hartmetall | TiAlN | σ = 140°<br>δ = 30°<br>Ausspitzung | 3899 | Durchbohren | 40 | 0,04–0,06 | 10.000–40.000 | Öl |
| CuZn21Si3P | Hartmetall | Unbesch. | σ = 140°<br>δ = 30°<br>Ausspitzung | 3899 | Durchbohren | 40 | 0,02–0,04 | < 30.000 | Öl, MMS möglich |
| CuZn39Pb3 | Hartmetall | Unbesch. | σ = 130–140°<br>δ = 15–30° Ausspitzung | 6401 | Durchbohren | 40 | 0,04–0,1 | > 850.000 (Angabe des PA) | Öl, MMS möglich |

**Tab. 22:** Empfehlungen und Richtwerte für die Herstellung von kleinen Durchgangsbohrungen mit d = 1 mm [DOEB16]

### 10.3 Reiben von Kupferwerkstoffen

Die Standzeit von Reibahlen hängt stärker von der Toleranz der zu erzeugenden Bohrung ab als vom zu bearbeitenden Werkstoff. Die kostengünstigste Standzeit $T_{OK}$ wird bei günstigen Verhältnissen noch bis zu einer Toleranz von IT 8 erreicht, bei kleinerer Toleranz aber i. A. unterschritten.

Die kostengünstigste Schnittgeschwindigkeit $v_{OK}$ liegt daher beim Reiben bei wesentlich niedrigeren Werten als die üblichen Empfehlungen vorgeben. Richtwerte für das Reiben enthalten Tab. 23 und Tab. 24.

Andererseits kann der Vorschub f beim Reiben recht hoch gewählt werden; denn sein Einfluss auf die Standzahl (d. h. die Zahl der je Standzeit geriebenen Bohrungen), Toleranzhaltigkeit und Rauheit der Bohrungswand ist relativ gering.

Die Zugabe für das Reiben sollte nicht zu gering festgelegt werden. Sie sollte etwa dem üblichen Untermaß von Senkern entsprechen, also die Mindestspanungsdicke überschreiten. Als Einstellwinkel $\kappa_r$ bewährten sich etwa $\kappa_r$ = 45° für kurz-, etwa $\kappa_r$ = 30° für langspanende Werkstoffe. Wesentlich kleinere Werte führen zum Klemmen der Reibahle und verringern die Standzeit, ohne die Rauheit der Bohrungswand zu verbessern. Wichtig ist, dass der Anschnitt genügend genau rund läuft und sein Übergang zur Führungsfase leicht verrundet ist.

Das Ende der Standzeit sollte nicht von der Maßhaltigkeit der geriebenen Bohrung gekennzeichnet sein, sondern durch eine Verschleißmarkenbreite $V_B \approx 0{,}3$ mm am Anschnitt. Andernfalls sinkt die Zahl der möglichen Nachschliffe des Werkzeugs stark und damit steigen die Werkzeugkosten je Werkstück wesentlich.

| Zerspanbarkeitsindex | HSS | | Bohrungsdurchmesser d/mm | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | unbeschichtet | beschichtet | 5 | 10 | 16 | 25 | 40 | 63 |
| | $v_c$ | | f | | | | | |
| | m/min | | mm | | | | | |
| 100 | 14 | 19 | 0,15–0,2 | 0,2–0,3 | 0,25–0,35 | 0,4–0,5 | 0,4–0,5 | 0,6 |
| 90 | 13 | 18 | | | | | | |
| 80 | 13 | 17 | | | | | | |
| 70 | 12 | 16 | | | | | | |
| 60 | 11 | 15 | | | | | | |
| 50 | 10 | 14 | | | | | | |
| 40 | 10 | 13 | | | | | | |
| 30 | 9 | 12 | | | | | | |
| 20 | 8 | 11 | | | | | | |

**Tab 23:** Richtwerte für das Reiben von Kupferwerkstoffen mit HSS-Reibahlen
Empfohlene Schnittgeschwindigkeit $v_c$ in m/min Abhängigkeit des Zerspanbarkeitsindex und empfohlener Vorschub f in mm in Abhängigkeit des Bohrungsdurchmessers

| Zerspanbarkeitsindex | Hartmetall | Bohrungsdurchmesser d/mm | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | HC–N10 | 5 | 10 | 16 | 25 | 40 | 63 |
| | $v_c$ | f | | | | | |
| | m/min | mm | | | | | |
| 100 | 30 | 0,2–0,3 | 0,3–0,4 | 0,35–0,45 | 0,4–0,5 | 0,5–0,6 | 0,6 |
| 90 | 27 | | | | | | |
| 80 | 25 | | | | | | |
| 70 | 22 | | | | | | |
| 60 | 19 | | | | | | |
| 50 | 16 | | | | | | |
| 40 | 14 | | | | | | |
| 30 | 11 | | | | | | |
| 20 | 8 | | | | | | |

**Tab. 24:** Richtwerte für das Reiben von Kupferwerkstoffen mit Vollhartmetall-Reibahlen
Empfohlene Schnittgeschwindigkeit vc in m/min Abhängigkeit des Zerspanbarkeitsindex und empfohlener Vorschub f in mm in Abhängigkeit des Bohrungsdurchmessers

Die Rundheit geriebener Bohrungen neigt verfahrensbedingt zu einem Polygonprofil mit einer „Ecke“ mehr als der Schneidenzahl entspricht. Ungerade Schneidenzahlen beseitigen diesen Fehler nicht, aber Reibahlen mit extrem ungleicher Teilung verringern ihn stark. Bei zähem Werkstoff und Durchgangsbohrungen bzw. Bohrungen mit Auslauf begünstigt ein Drall der Schneiden entgegen der Schnittrichtung ein Abführen der Späne vor dem Werkzeug, was die Oberfläche der Bohrung verbessert.

Als Kühlschmiermittel sollte beim Reiben Schneidöl verwendet werden.

Wegen der durch sie bewirkten Verbesserung der Wirtschaftlichkeit sollte jeweils geprüft werden, ob anstelle mehrschneidiger Reibahlen solche mit einer Wendeplatte verwendet werden können.

## 10.4 Gewindebohren und Gewindefräsen von Kupferwerkstoffen

Für den Erfolg beim Gewindebohren ist die Wahl eines geeigneten Gewindebohrer-Typs ausschlaggebend. Für die Auswahl ist neben dem zu zerspanenden Werkstoff die Geometrie des zu erzeugenden Gewindes maßgeblich. Richtwerte für die Schnittgeschwindigkeit enthält Tab. 25.

| Zerspanbarkeitsindex | Hartmetall N10 | HSS | |
|---|---|---|---|
| | | unbeschichtet | beschichtet |
| | Schnittgeschwindigkeit $v_c$ | | |
| | m/min | | |
| 100 | 40 | 20 | 30 |
| 90 | 39 | 19 | 29 |
| 80 | 38 | 19 | 28 |
| 70 | 36 | 18 | 26 |
| 60 | 35 | 17 | 25 |
| 50 | 34 | 17 | 24 |
| 40 | 33 | 16 | 23 |
| 30 | 32 | 15 | 22 |
| 20 | 30 | 15 | 20 |

**Tab. 25:** Richtwerte für die Schnittgeschwindigkeit beim Gewindebohren von Kupferwerkstoffen

Kurzspanende Werkstoffe werden i. A. mit geradgenuteten Gewindebohrern bearbeitet und bei Durchgangsbohrungen in der Regel ein Schälanschnitt zur Abfuhr der Späne vor dem Werkzeug angeschliffen. Grundlöcher erlauben das letztere nicht. Bei ihnen erhalten die Gewindebohrer einen normalen Anschnitt.

Für Durchgangsbohrungen oder tiefere Bohrungen in langspanenden Werkstoffen werden im Bereich bis zu etwa p = 2 mm Steigung ebenfalls geradegenutete Gewindebohrer mit Schälanschnitt bevorzugt, für Grundlöcher dagegen rechtsgedrallte Gewindebohrer (bei Rechtsgewinde). Handelsüblich sind Drallwinkel von etwa δ = 15°, 35° und 45°. Je größer das Verhältnis L/d ist und je zäher die abgehobenen Späne sind, desto größer ist der Drallwinkel δ zu wählen.

Beim Drehen von Außen- und Innengewinden kann es insbesondere bei langspanenden bleifreien Kupferwerkstoffen zur Bildung von Band- und Wirrspänen kommen. Durch die Verwendung von Werkzeugen mit einer geeigneten Spanformrillengeometrie kann diese Neigung reduziert werden. Die Zustellung entlang der Flanke des Gewindes reduziert die Schwingungsbildung im Vergleich zu einer radialen Zustellung. Empfehlungen für das Drehen von Außen- und Innengewinden sind in Tab. 26 und Tab. 27 zusammengefasst.

Eine Alternative zum Gewindebohren ist das Gewindefräsen. Dabei können mit beschichtetem Hartmetall in Messing Schnittgeschwindigkeiten von $v_c$ = 200–400 m/min angewendet werden. Für unbeschichtete Werkzeuge sind die Schnittgeschwindigkeiten um 25 % zu reduzieren. Der Vorschub pro Zahn liegt in einem Bereich von $f_z$ = 0,05–0,15 mm. Bei langspanenden Messingsorten sind die niedrigeren Werte zu wählen. Außerdem sind geeignete Schnittgeschwindigkeiten und Vorschübe beim Gewindefräsen vom Gewindedurchmesser abhängig. Mit steigendem Durchmesser lassen sich Schnittgeschwindigkeit und Vorschub pro Zahn steigern. Bei unlegiertem Kupfer lassen sich beim Gewindefräsen ca. 25 % höhere Schnittgeschwindigkeiten und doppelt so hohe Vorschübe anwenden als beim Gewindebohren. Da Gewinde meist in einem Schnitt gefräst werden können, ist die Bearbeitungszeit niedriger als beim Gewindedrehen. Zudem können mit einem Werkzeug Gewinde verschiedener Durchmesser mit gleicher Gewindesteigung gefertigt werden.

Insbesondere bei langspanenden Kupferwerkstoffen stellt auch das Gewindeformen eine produktive und zuverlässige Alternative zum Gewindebohren dar, da verfahrensbedingt keine Späne entstehen. Die umformende Gewindefertigung erfordert eine ausreichende Kaltumformbarkeit des Werkstoffs. Typisch für das Gewindeformen ist die Bildung von sogenannten

| Werkstoff | CuZn38As | CuZn8Si3-C | CuSn12-C | CuZn21Si3P | CuZn39Pb3 |
|---|---|---|---|---|---|
| Schnittgeschwindigkeit | $v_c$ = 150 m/min | $v_c$ = 150 m/min | $v_c$ = 150 m/min | $v_c$ = 150 m/min | $v_c$ = 150 m/min |
| Spanleitstufe erforderlich? | Ja | Ja | Nein | Nein | Nein |
| Schneidstoff | Hartmetall | Hartmetall | Hartmetall | Hartmetall | Hartmetall |
| Beschichtung | TiAlN | TiAlN | AlCrN | TiAlN | TiAlN |
| Empfehlung Schneidplatte | Sandvik 266/Seco A1 | Sandvik 266/Seco A1 | Paul Horn L315.1830.02 | Paul Horn L315.1830.02 | Paul Horn L315.1830.02 |
| Zustellungsart | Flanke/(Radial) | Radial | Radial | Radial | Radial |
| Anzahl Schnitte | 6 | 6 | 8 | 6 | 6 |
| KSS | Nass, trocken nicht zu empfehlen | Nass (trocken möglich) | Nass, trocken nicht zu empfehlen | Nass (trocken möglich) | Nass (trocken möglich) |

**Tab. 26:** Richtwerte für das Drehen von M24-Außengewinden an bleifreien Kupferwerkstoffen

| Werkstoff | CuZn38As | CuZn8Si3-C | CuSn12-C | CuZn21Si3P | CuZn39Pb3 |
|---|---|---|---|---|---|
| Schnittgeschwindigkeit | $v_c$ = 100 m/min | $v_c$ = 100 m/min | $v_c$ = 100 m/min | $v_c$ = 100 m/min | $v_c$ = 100 m/min |
| Spanleitstufe erforderlich? | Nein, aber zu empfehlen | Nein, aber zu empfehlen | Nein | Nein | Nein |
| Schneidstoff | Hartmetall | Hartmetall | Hartmetall | Hartmetall | Hartmetall |
| Beschichtung | TiAlN | TiAlN | AlCrN | TiAlN | TiAlN |
| Empfehlung Schneidplatte | Paul Horn R114.1020.02 | Paul Horn R114.1020.02 | Paul Horn R114.1020.02 | Paul Horn R114.1020.02 | Paul Horn R114.1020.02 |
| Zustellungs-art | Flanke | Flanke | Flanke | Flanke | Flanke |
| Anzahl Schnitte | 6 | 6 | 6–7 | 5–6 | 5–6 |
| KSS | Nass, trocken nicht zu empfehlen | Nass (trocken möglich) | Nass, trocken nicht zu empfehlen | Nass (trocken möglich) | Nass (trocken möglich) |

**Tab. 27:** Richtwerte für das Drehen von M16-Innengewinden in bleifreien Kupferwerkstoffen

Krallen aus dem zusammengeschobenen Werkstoff am Gewindekopf. Dadurch wird die Lehrenhaltigkeit nicht beeinflusst. Hinzu kommt eine Kaltverfestigung der Gewindeflanken, die die Verschleißbeständigkeit des Gewindes steigert [DOEB16].

Aufgrund der kleinen Spankammern von Gewindebohrern mit geringen Durchmessern stellt der Spanabtransport bei langspanenden Werkstoffen eine Herausforderung dar. Das Verklemmen von Spänen in den Spankammern kann zum Werkzeugbruch führen. In Untersuchungen zur Fertigung von M3-Innengewinden wurden Gewindebohrer mit unterschiedlichen Drallwinkeln δ und Zähnezahlen sowie die alternativen Verfahren Gewindeformen und -fräsen untersucht [DOEB16]. Die daraus abgeleiteten Empfehlungen für die Fertigung kleiner Innengewinde sind in Tab. 28 zusammengefasst.

## 10.5 Fräsen von Kupferwerkstoffen

Beim Stirnfräsen wird die Oberfläche von den Nebenschneiden erzeugen. Wird die Oberfläche durch die Umfangsschneide erzeugt spricht man vom Umfangsfräsen. Sind diese nicht geradlinig, sondern profiliert, so erzeugt das Werkzeug als „Profilfräser“ am Werkstück als Gegenprofil seiner Hauptschneiden eine bestimmte Form.

Soweit gewählt werden kann, ist Stirnfräsen wirtschaftlicher als Umfangsfräsen. Da bei diesem Verfahren i. A. nicht die Spanungsdicke h = 0 auftritt, die Verschleiß fördernde Vorreibwege der Schneide auf dem Werkstoff hervorruft. Außerdem stumpfen die Nebenschneiden langsamer ab, als die Hauptschneiden, deren Abnutzung beim Stirnfräsen für die Rauheit der gefrästen Fläche in erster Näherung unerheblich ist.

Demgegenüber hat das Umfangsfräsen den Vorteil, auch verwickelte Formen am Werkstück in einem Durchgang erzeugen zu können. Bei ihm bilden sich aber die Hauptschneiden unmittelbar auf der gefrästen Fläche ab, so dass deren Rauheit direkt vom Zustand der Hauptschneiden abhängt.

| Werkstoff | Verfahren | Schneid-stoff | Beschich-tung | WZ-Geometrie | Empfelung Gühring | $v_c$/(m/min) | f/mm | KSS-Strategie |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| CuZn42 | Gewinde-bohren | HSS | TiCN/TiN | z = 3<br>δ = 30–40° | 889 | 15–25 | – | ÖI |
| | Gewinde-bohren | HSS | TiCN/TiN | z = 3<br>δ = 0° | 800 | 15–25 | – | ÖI |
| | Gewinde-bohren | HSS | TiCN/TiN | z = 4<br>δ = 0° | 793 | 15–25 | – | ÖI |
| | Gewinde-bohren | HM | Unbesch. | z = 3<br>δ = 27° | 3511 | 120 | 0,06 | ÖI |
| CuZn40 | Gewinde-bohren | HSS | TiCN/TiN | z = 3<br>δ = 30–40° | 889 | 15–25 | – | ÖI |
| | Gewinde-bohren | HSS | TiCN/TiN | z = 3<br>δ = 0° | 800 | 15–25 | – | ÖI |
| | Gewindefor-men | HSS | TiCN/TiN | z = 4<br>δ = 0° | 793 | 15–25 | – | ÖI |
| | Gewinde-bohren | HM | Unbesch. | z = 3<br>δ = 27° | 3511 | 120 | 0,06 | ÖI |
| CuZn21Si3P | Gewinde-bohren | HSS | TiCN/TiN | z = 3<br>δ = 0° | 800 | 15–25 | – | ÖI |
| | Gewinde-bohren | HSS | TiCN/TiN | z = 4<br>δ = 0° | 793 | 15–25 | – | ÖI |
| | Gewinde-bohren | HM | Unbesch. | z = 3<br>δ = 27° | 3511 | 120 | 0,105 | ÖI |
| CuZn39Pb3 | Gewinde-bohren | HSS | TiCN/TiN | z = 3<br>δ = 30–40° | 889 | 15–25 | – | ÖI |
| | Gewinde-bohren | HSS | TiCN/TiN | z = 3<br>δ = 0° | 800 | 15–25 | – | ÖI |
| | Gewinde-bohren | HSS | TiCN/TiN | z = 4<br>δ = 0° | 793 | 15–25 | – | ÖI |
| | Gewinde-bohren | HM | Unbesch. | z = 3<br>δ = 27° | 3511 | 120 | 0,105 | ÖI |
| CuAl10Ni5Fe4 | Gewinde-bohren | HM | Keine | z = 3<br>δ = 15° | 971 | 10 | – | ÖI |
| | Gewinde-bohren | HSS | TiCN | z = 4<br>δ = 0° | 793 | 10 | – | ÖI |
| CuCr1Zr | Gewinde-bohren | HSS | TiCN | z = 4<br>δ = 0° | 793 | 10–20 | – | ÖI |
| CuSn8P | Gewinde-bohren | HSS | TiCN | z = 3<br>δ = 30–40° | 889 | 10–15 | – | ÖI |
| | Weitere Gewindebohrer sowie das Gewindeformen und fräsen wurden nicht untersucht | | | | | | | |
| CuNi18Zn20 | Gewinde-bohren | HSS | TiCN | z = 3<br>δ = 30–40° | 889 | 10–15 | – | ÖI |
| | Weitere Gewindebohrer sowie das Gewindeformen und fräsen wurden nicht untersucht | | | | | | | |
| Cu-ETP | Gewinde-bohren | HSS | TiCN | z = 3<br>δ = 30–40° | 889 | 10–15 | – | ÖI |
| | Weitere Gewindebohrer sowie das Gewindeformen und fräsen wurden nicht untersucht | | | | | | | |

**Tab. 28:** Empfehlungen und Richtwerte für die Herstellung von M3 Innengewinden

Beim Umfangsfräsen kann im „Gegenlauf“ gefräst werden, wobei in der Fräsfläche Drehrichtung des Fräsers und Vorschubbewegung gegeneinander gerichtet sind, oder im „Gleichlauf“, so dass Fräserdrehung und Vorschubbewegung in der Fräsfläche gleichgerichtet sind.

Soweit keine verschleißfördernde Haut am Werkstück vorliegt, ist normalerweise das Fräsen im Gleichlauf wegen der kleineren Vorreibwege der Schneiden und der günstigen Verteilung der Schnittkräfte vorzuziehen.

Der Unterschied der Standzeiten bei Kupferwerkstoffen ist allerdings nicht groß. An der Werkzeugmaschine ist für das Gleichlauffräsen eine spielfreie Vorschubeinrichtung wie eine Kugelumlaufspindel erforderlich. Ist ein Umkehrspiel des Vorschubantriebs vorhanden, so kann dies dazu führen, dass das Werkzeug ins Werkstück gezogen wird. Die überwiegende Mehrheit der Werkzeugmaschinen ist heute spielfrei ausgelegt.

Die üblichen Schneidstoffe beim Fräsen von Kupferwerkstoffen sind die HM-Anwendungsgruppen N10

bzw. N20, die HSS-Sorten HS6-5-2, HS6-5-2-5, HS2-9-1-8 und HS12-1-4-5. Der übliche Bereich praktisch angewendeter Spanungsdicken je Schneide und Umdrehung liegt beim Fräsen etwa bei $h_z \approx 0{,}1 \ldots 0{,}35$ mm, wobei Stirnfräser und steife, kurz auskragende Werkzeuge an dessen oberer Grenze, Umfangfräser und nachgiebige Werkzeuge im mittleren bis unteren Bereich zerspanen. Die Spanungsdicke ergibt sich beim Stirnfräsen aus Vorschub je Schneide und Umdrehung $f_z$ und Einstellwinkeln κ nach

$$h_m = \frac{114{,}6°}{\varphi_s°} \cdot f_z \cdot \sin(\kappa) \frac{a_e}{D} \qquad (25)$$

Beim Umfangfräsen wird ein kommaförmiger Span abgehoben, der an einem Ende theoretisch die Dicke Null hat. Als Spanungsdicke gilt hierbei ein mittlerer Wert nach der Gleichung

$$h_m = \frac{114{,}6°}{\varphi_s°} \cdot f_z \cdot \frac{a_e}{D} \qquad (26)$$

Dabei bedeuten:

$h_z$ = Spanungsdicke je Schneide und Umdrehung
$f_z$ = Vorschub je Schneide und Umdrehung
$\kappa_r$ = Einstellwinkel
$\varphi_s$ = Fräserschnittwinkel
$h_m$ = mittlere Spanungsdicke
$a_p$ = Schnitttiefe (Zustellung)
$a_e$ = Eingriffsgröße
D = Fräserdurchmesser

Da Fräser hinsichtlich Schneidenzahl und Werkzeugkosten in einen großen Bereich variieren, können Empfehlungen zur Wahl der Schnittgeschwindigkeit $v_c$ nur bedingt gegeben werden. Die Richtwerte in Tab. 30 beziehen auf das Stirnfräsen mit Messerköpfen. Als Schneidstoffe sind hier unbeschichtetes Hartmetall und Diamant aufgeführt. Um die Standzeit T zu verdoppeln, ist der Wert $v_c$ um etwa 10 % zu senken, um sie zu halbieren um etwa 10 % zu erhöhen. Bei einer normalen Sandgusshaut sind die $v_c$-Werte bei HM um etwa 15 %, bei HSS um etwa 20 % zu reduzieren. Die Richtwerte gelten für eine Verschleißmarkenbreite VB ≈ 0,6 mm am Standzeitende (Schruppfräsen). Für VB ≈ 0,4 mm bei gleicher Standzeit sind die Tabellenwerte bei HM um etwa 50 %, bei HSS um ~ 30 % zu senken.

Aufgrund des unterbrochenen Schnitts kommt es beim Fräsen nicht zur Bildung langer Späne. Gratbildung am Werkzeugaustritt kann insbesondere beim Fräsen von zähen bleifreien Kupferwerkstoffen die Bauteilqualität mindern. In der Praxis kann Gratbildung primär durch den Einsatz von Werkzeugen mit scharfen Schneiden und einer Anpassung der Bearbeitungsstrategie re-

| Zerspanbarkeits-index | Stirnfräsen mit Wendeschneidplatte | | | |
|---|---|---|---|---|
| | HM–N10 unbeschichtet | | DP – N05 | |
| | hz in mm | | | |
| | 0,1 | 0,2 | 0,1 | 0,2 |
| 100 | 580 | 540 | 1050 | 1000 |
| 90 | 554 | 516 | 1006 | 954 |
| 80 | 530 | 494 | 963 | 910 |
| 70 | 507 | 472 | 923 | 868 |
| 60 | 484 | 451 | 884 | 829 |
| 50 | 463 | 431 | 847 | 791 |
| 40 | 443 | 412 | 811 | 754 |
| 30 | 423 | 394 | 777 | 720 |
| 20 | 405 | 377 | 744 | 687 |

**Tab. 29:** Richtwerte für das Stirnfräsen von Kupferwerkstoffen mit Schneidplatten
Empfohlene Schnittgeschwindigkeit $v_c$ in m/min in Abhängigkeit von der Spanungsdicke $h_z$ in mm und vom Zerspanbarkeitsindex

| Umfangsfräsen mit Schaftfräser | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Zerspanbar-keitsindex | Schneidstoff | | | | $f_z$ in mm | | | |
| | HSS | | VHM | | Fräserdurchmesser in mm | | | |
| | unbesch. | besch. | unbesch. | besch. | 1 | 6 | 12 | 20 |
| 100 | 45 | 80 | 140 | 280 | Schuppen | | | |
| 90 | 41 | 73 | 120 | 230 | 0,004–0,006 | 0,01–0,02 | 0,04–0,5 | 0,05–0,07 |
| 80 | 38 | 67 | 110 | 210 | | | | |
| 70 | 35 | 61 | 100 | 200 | | | | |
| 60 | 32 | 56 | 96 | 190 | Schlichten | | | |
| 50 | 29 | 52 | 92 | 180 | 0,004–0,006 | 0,01–0,02 | 0,04–0,5 | 0,05–0,07 |
| 40 | 27 | 47 | 87 | 175 | | | | |
| 30 | 24 | 43 | 85 | 165 | | | | |
| 20 | 22 | 40 | 80 | 160 | | | | |

**Tab. 30:** Richtwerte für das Umfangsfräsen von Kupferwerkstoffen mit Schaftfräsern
Empfohlene Schnittgeschwindigkeit vc in m/min und Vorschübe pro Zahn $f_z$ in mm in Abhängigkeit von des Fräserdurchmessers und vom Zerspanbarkeitsindex

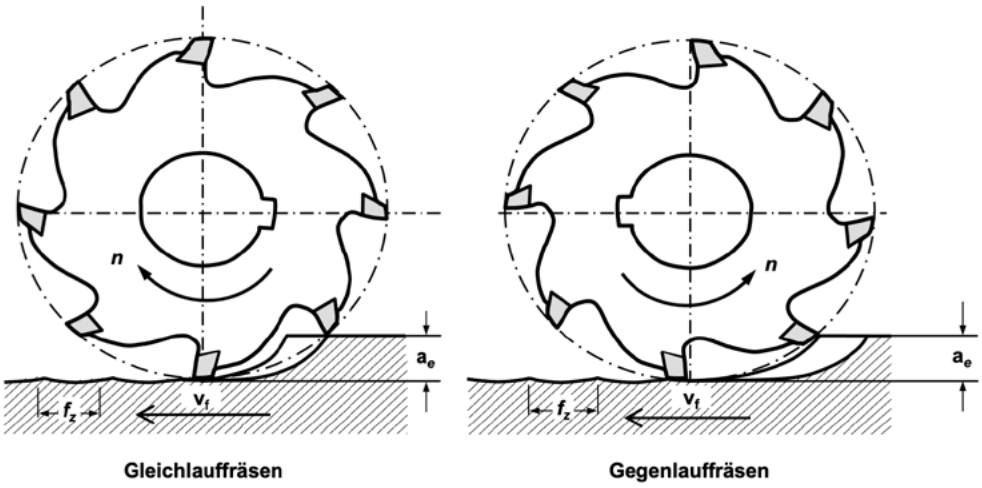



**Abb. 30:** Umfangsfräsen im Gleich- und Gegenlauf

duziert oder vermieden werden. Die Bearbeitung sollte so ausgelegt werden, dass der Austritt des Fräsers aus dem Werkstück im Gegenlauf erfolgt. Dann wird der Span ins Werkzeuginnere hineingedrängt und kann keinen Grat bilden. Dies kann beim Vollnutfräsen durch eine Krümmung der Werkzeugbahn zur Gleichlaufseite direkt hinter dem Nutende geschehen. Dann wird der Nutaustritt vollständig im Gegenlauf bearbeitet und es entsteht kein Grat.

Beim Fräsen von langspanenden, duktilen Kupferwerkstoffen wie CuZn37 oder reinem Kupfer kann es dazu kommen, dass sich Späne in den Spankammern aufstauen und nicht abtransportiert werden. Für das Nutenfräsen von solchen Werkstoffen werden deshalb Schaftfräswerkzeuge mit großen Spankammern, einem Drallwinkel von etwa δ = 40° und scharfen Schneiden (Schneidkantenradius $r_\beta$ < 10 µm) empfohlen. Als Schneidstoff sind hochzähe Hartmetallsorten geeignet, um Schneidkantenausbrüchen entgegenzuwirken. Das Standvermögen kann durch die Verwendung von Beschichtungen auf TiAlN-Basis gesteigert werden. Dabei sind geringe Schichtdicken von Vorteil, da sie den Schneidkantenradius nicht deutlich erhöhen.

Bei der Kleinteilefertigung, z. B. für die Elektro- und Elektronikindustrie werden häufig kleinere Werkzeugdurchmesser unterhalb von D = 5 mm eingesetzt. Aufgrund der kleinen Spannuten kann es hier vermehrt zu Spanklemmern kommen. Dies tritt insbesondere beim Tauchfräsen in tiefen Kavitäten, wie es in der Fertigung von Kontaktelementen angewandt wird, auf. Die Kombination der kleinen Werkzeugdurchmesser (D = 1–4 mm), der großen Umschlingungswinkel und der hohen Seitenverhältnisse (bis zu L/D = 10) führen zu einem anspruchvollen hochdynamischen Prozess. Empfehlungen für die Werkzeugauswahl und Prozessauslegung sind in Tab. 31 zusammengefasst.

| Werkstoff | CuZn37 | CuZn42 | CuZn21Si3P |
|---|---|---|---|
| ZI | 40 | 55 | 65 |
| Schneidstoff/Beschichtung | HM (Unbeschichtet) | HM (Unbeschichtet) | HM (Unbeschichtet) |
| Schnittgeschw. $v_c$/(m/min) | 50–100 | 50–100 | 50–100 |
| Zahnvorschub $f_z$/mm | 0,015 | 0,015 | 0,015 |
| Pitch p/mm | 0,5 | 0,5 | 0,5 |
| KSS-Strategie | • Überflutungskühlung<br>• direkte Zufuhr mit p = 40 bar | • Überflutungskühlung<br>• direkte Zufuhr mit p = 40 bar | • Überflutungskühlung<br>• direkte Zufuhr mit p = 40 bar |
| Beispielwerkzeug | Gühring 3865 HB8 | Gühring 303576129 | Gühring 6716 HB8 |
| Werkzeugdurchmesser d/ mm | 2 | 2 | 2 |
| Schneidenanzahl z/- | 2 | 4 | 4 |
| Schneidenecke | Radius $r_\varepsilon$ = 0,2 mm | Fase<br>$b_\gamma$ = 0.02 mm x 45° | Fase<br>$b_\gamma$ = 0.08 mm x 45° |
| Drallwinkel δ/° | 30–35 | 30–35 | 30–35 |
| Stirnspanwinkel $\gamma_s$/° | 5 | 5 | 5 |
| Stirnfreiwinkel $\alpha_s$/° | 12 | 10 | 10 |
| Schneidkantenradius $r_\beta$/µm | < 8 µm | < 8 µm | < 8 µm |

**Tab. 31:** Richtwerte und Empfehlungen für das Tauchfräsen von bleifreien Kupferwerkstoffen

## 10.6 Vorgehen bei Problemen mit der Zerspanung von bleifreien Kupferwerkstoffen

Aufgrund der gesetzlichen Beschränkung des Bleigehalts (vgl. Kap. 4.6) beschäftigen sich aktuell viele Industriebetriebe mit der Umstellung ihrer Fertigung auf bleifreie Automatenwerkstoffe. Dabei sind es meist bleifreie Kupfer-Zink-Legierungen, deren Zerspanung im Vergleich zu den aktuell noch eingesetzten bleihaltigen Messingen die Unternehmen vor Herausforderungen stellt. Um die Bewältigung dieser Herausforderung zu erleichtern werden im Folgenden einige typische Probleme geschildert und mögliche Lösungsansätze vorgestellt.

Im Allgemeinen wird die Zerspanung von bleifreien Kupferwerkstoffen durch die hohe Adhäsionsneigung und hohe Zähigkeit unter Zerspanbedingungen der Werkstoffe bestimmt. Dies äußert sich in langen Spänen, erhöhter Gratbildung und reduzierter Bauteilqualität sowie deutlich schnellerem Werkzeugverschleiß im Vergleich zu bleihaltigen Automatenmessingen.

| Zerspanbarkeitsproblem | Lösungsansätze |
|---|---|
| Bandspanbildung | • Erhöhung des Vorschubs<br>• Einsatz von Spanleitstufen (vgl. Kap. 10.1)<br>• Änderung des Fertigungsverfahrens: z. B. Rundfräsen statt Drehen<br>• Gerichtete KSS-Zufuhr, evtl. mit hohem Druck<br>• Anderen Werkstoff verwenden |
| Rattern | • Größeren positiven Spanwinkel einsetzen<br>• Vorschub reduzieren<br>• Schnittgeschwindigkeit reduzieren<br>• Spanungsbreite reduzieren<br>• Steifere Aufspannung oder kürzere Auskraglänge nutzen |
| Hoher Freiflächenverschleiß | • Schnittgeschwindigkeit reduzieren<br>• Kühlschmierung verstärken<br>• Substrat bzw. Schneidstoff mit höherer Härte einsetzen, z. B. Hartmetall mit höherem WC-Anteil<br>• Werkzeug mit TiAlN-, Diamant- oder DLC-Beschichtung einsetzen (vgl. Kap. 5.3) |
| Ausbrüche an den Schneidkanten bzw. Schneidenecken | • Vorschub reduzieren<br>• Substrat bzw. Schneidstoff mit höherer Zähigkeit einsetzen<br>• Vorschub erhöhen<br>• Beschichtetes Werkzeug einsetzen (vgl. Kap. 5.3)<br>• Größeren Schneideneckenradius einsetzen |
| Geringe Oberflächengüte | • Vorschub reduzieren<br>• Werkzeug mit kleinem Schneidkantenradius („scharfen Schneiden“) einsetzen<br>• Werkzeug mit TiAlN-, Diamant- oder DLC-Beschichtung einsetzen |

**Tab. 32:** Lösungsansätze für typische Bearbeitungsprobleme bei der Zerspanung von bleifreien Kupferwerkstoffen

# 11 Anhang

## 11.1 Zerspanungsmusteranwendungen

| Legierungsgruppe | | Werkstoff | | | Verarbeitungs- und Gebrauchseigenschaften | Typische Anwendungen | Zerspanbarkeitsindex/ Machinability Rating |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Bezeichnung (EN) | Nummer (EN) | Nummer (UNS) | | | |
| Kupfer-Knetwerkstoffe | Kupfer-Knetlegierungen, niedrig legiert – nicht aushärtbar | CuPb1P | CW113C | C18700 | | | 85 (ohne P) |
| | | CuSP | CW114C | C14700 | gut spanbar, Automatenkupfer | Automatendrehteile, Schrauben, Mutter, Düsen für Schweiß- und Schneidbrenner, Ventilsitze für Fitting | 85 |
| | | CuTeP | CW118C | C14500 | gut spanbar, Automatenkupfer | Düsen für Schweiß- und Schneidbrenner, Schrauben | 85 |
| | Kupfer-Nickel-Zink-Legierungen | CuNi7Zn39Pb3Mn2 | CW400J | | | | |
| | | CuNi10Zn42Pb2 | CW402J | C79800 | | | |
| | | CuNi12Zn30Pb1 | CW406J | C79300 | | | |
| | | CuNi18Zn19Pb1 | CW408J | C76300 | | | |
| | Kupfer Zinn-Zinklegierungen | CuSn3Pb7Zn9 | | C84400 | | | 90 |
| | | CuSn4Zn4Pb4 | CW456K | C54400 | | Allgemeine Gleitlager, Steckverbinder Kontakte Kniehebellager | 80 |
| | Kupfer-Zink-Legierungen Zweistoff mit Blei | CuZn35Pb2 | CW601N | C34200 | | Speichenschrauben | 90 |
| | | CuZn36Pb2As | CW602N | C35330 | | Sanitärfittings | (85) |
| | | CuZn36Pb3 | CW603N | C35600 | gut spanbar u. kaltumformbar, Hauptlegierung für Zerspanung in USA | Automatendrehteile, Steckerstifte, Feinmechanik für Uhren/Optik | 100 |
| | | CuZn37Pb0,5 | CW604N | C33500 | | | 60 |
| | | CuZn39Pb0,5 | CW610N | C36500 | | Steckerstift | 60 |
| | | CuZn38Pb1 | CW607N | C37000 | | | 70 |
| | | CuZn38Pb2 | CW608N | C37700 | Gut spanbar, zusätzliche ein gewisses Maß an Kaltverformung | Armaturenteile, Teile für Optik Feinmechanik | 80 (90) |
| | | CuZn39Pb2 | CW612N | | sehr gut spanbar, Bohr- u. Fräsqualität, gut stanzbar | Räderwerke für Uhren, Elektro-Verbindungselemente, Lüsterklemmen | (85) |
| | | CuZn39Pb3 | CW614N | C38500 | sehr gut spanbar, Europäische Hauptlegierung für Bearbeitung auf Automaten, Formdrehteile | Formdrehteile aller Art, Feinmechanik, (Uhr), Elektro | 90 (100) |
| | | CuZn40Pb2 | CW617N | C37700 | sehr gut spanbar, gut warmformbar, Strangpressprofile | Formdrehteile aller Art, Feinmechanik, Uhr | 80 (95) |
| | | CuZn43Pb2Al | CW624N | | | | |
| | Kupfer-Zink-Legierungen Mehrstoff | CuZn40Mn1Pb | CW720R | | | Wälzlagerkäfige, Automatenteile | |
| | | CuZn21Si3P | CW724R | C69300 | gut spanbar, sehr gut warmformbar | Dreh- und Gesenkschmiedeteile, Armaturen und Fittinge | 80* |

**Tab. 33:** Einteilung der Kupferwerkstoffe nach ihrer Zerspanbarkeit Hauptgruppe I: Sehr gut spanbare Kupferwerkstoff
*Zerspanbarkeitsindex nach Nutzwertanalyse [LUNG13]

| Legierungsgruppe | | Werkstoff | | | Verarbeitungs- und Gebrauchseigenschaften | Typische Anwendungen | Zerspanbarkeitsindex/ Machinability Rating |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Bezeichnung (EN) | Nummer (EN) | Nummer (UNS) | | | |
| Kupfer-Gusswerkstoffe | Kupfer-Zink-Gußlegierungen | CuZn33Pb2-C | CC750S | | | Gehäuse für Gas- und Wasserarmaturen | |
| | | CuZn39Pb1Al-C | CC754S | | | Armaturen für Gas-, Wasser-, und Sanitärinstallation | |
| | Kupfer-Zinn- und Kupfer Zinn-Zink-Gußlegierungen | CuSn3Zn8Pb5-C | CC490K | | Mittelharter Konstruktionswerkstoff, gut gießbar, korrosionsbeständig gegenüber Gebrauchswässern, auch bei erhöhten Temperaturen | Dünnwandige Armaturen (bis 12 mm Wanddicke), geeignet bis 225 °C | 90 |
| | | CuSn5Zn5Pb5-C | CC491K | C83600 | Konstruktionswerkstoff, gut gießbar, weich- und bedingt hartlötbar, gute Korrosionsbeständigkeit | Wasser- und Dampfarmaturengehäuse bis 226 °C, normal beanspruchte Pumpengehäuse und dünnwandige, verwinkelte Gussstücke | 90 |
| | | CuSn7Zn4Pb7-C | CC493K | C93200 | Mittelharter Werkstoff mit guten Notlaufeigenschaften, meerwasserbeständig | mäßig belastbare Gleitlager | 70 |
| | | CuSn5Zn5Pb2-C | CC499K | | Konstruktionswerkstoff, gut gießbar, weich- und bedingt hartlötbar, gute Korrosionsbeständigkeit | Fittings, Armaturen, Pumpengehäuse, insbesondere für Anwendungen im Trinkwasser | 90 |
| | | CuPb10Sn10-C | CC495K | C93700 | Gute Gleiteigenschaften | Gleitlager mit hohen Flächenpressung | 80 |
| | Kupfer-Blei – und Kupfer-Zinn-Gußlegierungen | CuSn7Pb15-C | CC496K | CC93800 | | Gleitlager, Verbundlager | 80 |

**Tab. 33 (Fortsetzung):** Einteilung der Kupferwerkstoffe nach ihrer Zerspanbarkeit Hauptgruppe I: Sehr gut spanbare Kupferwerkstoffe
*Zerspanbarkeitsindex nach Nutzwertanalyse [LUNG13]

| | Legierungsgruppe | Werkstoff | | | Verarbeitungs- und Gebrauchseigenschaften | Musteranwendungen | Zerspanbarkeitsindex/ Machinability Rating |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Bezeichnung (EN) | | | | | |
| Kupfer-Knetwerkstoffe | Kupfer, niedrig legiert (Legierungselemente < 5%) – aushärtbar im kaltverfestigten Zustand | CuBe2 | CW101C | C17200 | | HochfesteTeile | 20 |
| | | CuCo2Be | CW104C | C17500 | Warmfestigkeit | Elektrode für Widerstandsschweißen | 40 |
| | | CuCr1Zr | CW106C | C18150 | Warmfestigkeit | Elektroden für Widerstandsschweißen, Kontaktteile | 20 |
| | | CuNi1Si | CW109C | | | Hochbeanspruchte Schrauben, Muttern, Bolzen Wälzlagerkäfige, Spritzdüsen, Lagerbuchsen Anwendungen für ausgehärteten Zustand | |
| | | CuNi2Si | CW111C | C64700 | hohe Zugfestigkeit | Im ausgehärtetem Zustand siehe Seite 5 | |
| | | CuNi3Si1 | CW112C | C70250 | hohe Zugfestigkeit | Formeinsätze | |
| | Kupfer, niedrig legiert (Legierungselemente < 5%) - nicht aushärtbar | CuSi3Mn1 | CW116C | C65500 | | | 30 |
| | Kupfer-Zinn-Legierung | CuSn5Pb1 | CW458K | C53400 | | | 70 |
| | Kupfer-Zink-Legierungen Zweistoff | CuZn36 | CW507L | C27200 | Hauptlegierung für Kaltumformung | Tiefziehteile | |
| | | CuZn37 | CW508L | C27400 | Hauptlegierung für Kaltumformung, gut löt- und schweißbar | Schrauben, Hohlnieten | 30 |
| | | CuZn40 | CW509L | C28000 | | Uhrengehäuse | 40 |
| | | CuZn42 | CW510L | | Sehr gut kalt- und warmformbar | Kontaktelemente, Steckverinder | 50* |
| | Kupfer-Zink-Legierungen Mehrstoff | CuSi42Zn9MnP | CW246E | C65680 | Gute Zerspanbarkeit | Armaturen, Fittings | 60 |
| | | CuZn31Si1 | CW708R | C69800 | für gleitende Beanspruchung | Lagerbüchsen, Führungen | |
| | | CuZn34Mn2SiAlNi | | C67340 | gut kalt- und sehr gut warmformbar | Kontaktelemente, Steckverbinder | 50* |
| | | CuZn35Ni3Mn2AlPb | CW710R | | | Bootsschraubenwellen | |
| | | CuZn37Mn3Al2PbSi | CW713R | | Konstruktionswerkstoff hoher Festigkeit für Gleitzwecke | Synchronringe, Gleitlager, Ventillager, Getriebeteile, Kolbenringe | |
| | | CuZn38Mn1Al | CW716R | | Konstruktionswerkstoff mittlerer Festigkeit für Gleitzwecke | Gleitlager, Gleitelemente | |
| | | CuZn38As | CW511L | C27453 | sehr gut hart- und weichlötbar | Trinkwasseranwendungen | 50* |
| | | CuZn39Sn1 | CW719R | C46400 | | Rohrböden für Kondensatoren, Bootsschraubenwellen | 30 |
| | | CuZn40Mn2Fe1 | CW723R | | | Armaturen, Dämpferstäbe | |
| Kupfer-Gusswerkstoffe | Kupfer-Zink- Gusslegierungen | CuZn16Si4-C | CC761S | C87800 | hochfeste Teile für E-Technik | hochfeste auch dünnwandige Teile für E-Technik | 40 |
| | | CuSi4Zn9MnP-C | CC246E | | | Armaturen, Fittinge | 60* |
| | | CuZn25Al5Mn4Fe3-C | CC762S | C86100 | | Schneckenradkränze, Innenteile für Hochdruckarmaturen | 30 |
| | | CuZn32Al2Mn2Fe1-C | CC763S | | | | |
| | | CuZn34Mn3Al2Fe1-C | CC764S | | | Ventil-, Steuerungsteile, Kegel | |
| | | CuZn37Al1-C | CC766S | | | Kokillengussteile für Feinmechanik | |
| | | CuZn38Al-C | CC767S | | | Kokillengussteile für Elektrotechnik und Maschinenbau | |
| | Kupfer-Zinn- Gusslegierung | CuSn4Zn2PS-C | - | | Gute Zerspanbarkeit | Armaturen | 60* |
| | | CuSn11Pb2-C | CC482K | | Guter Notlaufeigenschaft | hoch belastbare Gleitlager mit hohen Lasten und Stoßbelastung | |

**Tabelle 34:** Einteilung der Kupferwerkstoffe nach Ihrer Zerspanbarkeit Hauptgruppe II: Gut bis mäßig spanbare Kupferwerkstoffe
*Zerspanbarkeitsindex nach Nutzwertanalyse [LUNG13]

| Legierungsgruppe | | Werkstoff | | | Verarbeitungs- und Gebrauchseigenschaften | Musteranwendungen | Zerspanbarkeitsindex/ Machinability Rating |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Bezeichnung (EN) | | | | | |
| Kupfer-Knetwerkstoffe | Kupfer | Cu-OFE | CW009A | C10100 | höchste Leitfähigkeit | Vacuum- und Elektronikanwend ungen | 20 |
| | | Cu-ETP | CW004A | | hohe Leitfähigkeit, gut löt- und klebbar | Elektronikanwendungen | 20 |
| | | Cu-HCP | CW021A | | hohe Leitfähigkeit, gut schweiß- und hartlötbar | Ringe für Elektromotoren | |
| | | Cu-DHP | CW024A | C12200 | gut schweiß- und hartlötbar | Brennstoff-, Ölleitungen | 20 |
| | Niedriglegiert nicht aushärtbar | CuAg0,10 | CW013A | C11600 | | Kontakte, Kollektorringe | 20 |
| | | CuAg0,1P | CW016A | | gut löt- und schweißbar | Kontakte, Kollektorringe | |
| | | CuSn0,15 | CW117C | C14200 | | Steckverbinderstifte | 20 |
| | Kupfer, niedriglegiert (Legierungselemente < 5%) – aushärtbar im kaltverfestigten und ausscheidungsgehärtetem Zustand<br><br>Mehrere Zustände – Änderungen in Anlehnung an die EN 12163 siehe nicht ausgehärteten Zustand | CuBe1,7 | CW100C | C17000 | | | 20 |
| | | CuBe2 | CW101C | C17200 | | hochfeste Federn | 20 |
| | | CuCo2Be | CW104C | C17500 | Warmfestigkeit | Elektrode für Widerstandsschweißen | 40 |
| | | CuCr1Zr | CW106C | C18150 | Warmfestigkeit | Elektroden für Widerstandsschweißen, Stranggießkokillen | 20 |
| | | CuNi1Si | CW109C | | Mittlere Zugfestigkeit bei guter elektrischer Leitfähigkeit | Ident mit Seite 3 CuNi1Si | 20 |
| | | CuNi2Be | CW110C | C17510 | hohe Zugfestigkeit, gute elektrische Leitfähigkeit, | Komponenten für stromführende Teile im Oberleitungsbau, Schrauben Lagerbuchsen, Kontaktelemente | |
| | | CuNi2Si | CW111C | C64700 | hohe Zugfestigkeit | Bolzen | 30 |
| | | CuNi2SiCr | | | | Schweisstechnik Al- uns Mg- Druckguss | 40 |
| | | CuNi3Si1 | CW112C | C70250 | Hohe Zugfestigkeit | Formeinsätze | |
| | | CuZr | CW120C | C15000 | | | 20 |
| | Kupfer-Aluminium-Legierungen | CuAl5As | CW300G | C60800 | Besonders beständig gegen Salzlösungen | | 20 |
| | | CuAl8Fe3 | CW303G | C61400 | Seewasserbeständig, widerstandsfähig gegen Schwefel- und Essigsäure, antimagnetisch | Ventilsitze und Verbrennungsmotoren | 20 |
| | | CuAl10Fe3Mn2 | CW306G | | Schwingungs- oder verschleißbeanspruchte Teile im Motoren und Getriebebau, zunderbeständige Teile, hochfeste Schrauben und Mutter, Wellen, Spindeln, Schnecken, Zahnräder | Lagerbüchsen Maschinen- und Apparatebau | |
| | | CuAl10Ni5Fe4 | CW307G | C63000 | hart, stoßunempfindlich, hoch belastbar, gute Seewasserbeständigkeit | Kniehebellager, Wellen Schrauben, Verschleißteile für Verbrennungsmotoren Formenbau | 20 |
| | | CuAl11Fe6Ni6 | CW308G | | hohe Zugfestigkeit | Zapfenlager, Ventile, Matrizen für Umformtechnik | |

**Tabelle 35:** Einteilung der Kupferwerkstoffe nach ihrer Zerspanbarkeit Hauptgruppe III: Mäßig bis schwer spanbare Kupferwerkstoffe
*Zerspanbarkeitsindex nach Nutzwertanalyse [LUNG13]

| Legierungsgruppe | | Werkstoff | | | Verarbeitungs- und Gebrauchseigenschaften | Musteranwendungen | Zerspanbarkeitsindex/ Machinability Rating |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Bezeichnung (EN) | | | | | |
| Kupfer-Knetwerkstoffe | Kupfer-Nickel-Legierungen | CuNi25 | CW350H | C71300 | Verschleißfest, silberweiße Farbe | | |
| | | CuNi10Fe1Mn | CW352H | C70600 | | Bremsleitungsrohre, Ladeluftkühler | 20 |
| | | CuNi30Mn1Fe | CW354H | C71500 | | Elektrische Kontakte | 20 |
| | Kupfer-Nickel-Zink-Legierungen | CuNi12Zn24 | CW403J | C75700 | Sehr gut umformbar | Teile für Optik und Feinmechanik | 20 |
| | | CuNi18Zn20 | CW409J | | | Brillenteile, Membrane, Steckverbinder | |
| | Kupfer-Zinn-Legierungen | CuSn4 | CW450K | C51100 | | Halbleitermontagerahmen (Lead frame), Steckverbinder, | 20 |
| | | CuSn5 | CW451K | C51000 | | Pleuellager,(Stahlstützschale) | 20 |
| | | CuSn6 | CW452K | C51900 | | Zahnräder, Buchsen, Pumpenteile, Uhrenteile, Steckverbinder, Schlauch- und Federrohre | 20 |
| | | CuSn8 | CW453K | C52100 | | Schnecken, Zahnräder, Bolzen, Schrauben Pleuelbuchsen, Gelenklager, Keile | 20 |
| | | CuSn8P | CW459K | | | Schneckenräder, Getriebekomponenten Hochbeanspruchte Gleitlager, Kniehebel Ventilführungen in Abgassystemen Pleuellager Nockenwellenlager Gelenklager Lager in Hydraulikzylinder Pumpenteile | 30 |
| | Kupfer-Zink-Legierungen Zweistoff | CuZn5 | CW500L | C21000 | sehr gut kalt formbar | Installationsteile für E-Technik, Dämpferstäbe, Uhrindustrie | 20 |
| | | CuZn10 | CW501L | C22000 | sehr gut kalt formbar | Uhrindustrie | 20 |
| | | CuZn15 | CW502L | C23000 | sehr gut kalt formbar | Hülsen für Federungskörper | 30 |
| | | CuZn20 | CW503L | C24000 | sehr gut kalt formbar | Manometer | 30 |
| | | CuZn28 | CW504L | | sehr gut kalt formbar | Hülsen, Musikinstrumente | |
| | | CuZn30 | CW505L | C26000 | sehr gut kaltformbar | Steckverbinder, Kühlerbänder, Sanitärarmaturen, Elektonikanwendungen | 30 |
| | | CuZn33 | CW506L | C26800 | | | 30 |
| | Kupfer-Zink-Legierungen Mehrstoff | CuZn20Al2As | CW702R | C68700 | | Rohre, Wärmetauscher, Kondensator | 30 |
| | | CuZn28Sn1AS | CW706R | C44300 | | Böden und Teile für Wärmetauscher | 30 |

**Tabelle 35 (Fortsetzung):** Einteilung der Kupferwerkstoffe nach ihrer Zerspanbarkeit Hauptgruppe III: Mäßig bis schwer spanbare Kupferwerkstoffe
*Zerspanbarkeitsindex nach Nutzwertanalyse [LUNG13]

| Legierungsgruppe | | Werkstoff | | | Verarbeitungs- und Gebrauchseigenschaften | Musteranwendungen | Zerspanbarkeitsindex/ Machinability Rating |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Bezeichnung (EN) | | | | | |
| Kupfer-Gusswerkstoffe | Kupfer-Gusswerkstoffe | CuCr1-C | CC140C | | | Schweißelektrodenfassung,Kontaktanschlüße | |
| | Kupfer-Zinn-Gusslegierungen | CuSn10-C | CC480K | C90700 | seewasserbeständig | Armaturen- und Pumpengehäuse, Leit-, Lauf und Schaufelräder für Pumpen und Wasserturbinen | 20 |
| | | CuSn12-C | CC483K | C90800 | Seewasserbeständig verschleißbeständig | Kuppelsteine, Kuppelstücke, Unter Last bewegte Spindelmuttern, Schnecken- und Schraubenräder | 85** |
| | | CuSn12Ni2-C | CC484K | C91700 | Seewasserbeständig verschleißbeständig | Kuppelsteine, Kuppelstücke, Unter Last bewegte Spindelmuttern, Schnecken- und Schraubenräder, Kegelräder, Schneckenradkränze | 20 |
| | Kupfer-Aluminium-Gusslegierungen | CuAl10Fe2-C | CC331G | C95200 | | Kegelräder, Synchronringe, Schaltsegmente und Schaltgabeln | 20 |
| | | CuAl10Ni3Fe2-C | CC332G | | | | |
| | | CuAl10Fe5Ni5-C | CC333G | C95500 | gute Seewasserbeständigkeit | hoch beanspruchte Kurbel- und Kniehebellager und Schnecken- und Schraubenräder,Teile für Schiffspropeller | 50 |
| | Kupfer-Nickel-Gusslegierungen | CuNi10Fe1Mn1-C | CC380H | C96200 | | | 10 |
| | | CuNi-30Fe1Mn1NbSi-C | CC383H | C96400 | | | 20 |

**Tabelle 35 (Fortsetzung):** Einteilung der Kupferwerkstoffe nach ihrer Zerspanbarkeit Hauptgruppe III: Mäßig bis schwer spanbare Kupferwerkstoffe
*Zerspanbarkeitsindex nach Nutzwertanalyse [LUNG13]
** 85 % bei Bleianteil von 0,7 %

## 11. 2 Formeln

Bei Zahlenwertgleichungen sind die einzusetzenden Größen mit ihren Dimensionen angegeben)

**1) Geometrische Beziehung zwischen Frei-, Keil- und Spanungswinkel:**

$\alpha_o + \beta_o + \gamma_o = 90°$ (1)

**2) Spandickenstauchung:**

$$\frac{h_{ch}}{h} > 1 \quad (2)$$

**3) Spanbreitenstauchung**

$$\frac{b_{ch}}{b} > 1 \quad (3)$$

**4) Geradengleichung**

$y = m \cdot x + n$ (4)

**5) Taylor Gerade : Logarithmische vc-T-Abhängigkeit:**

$\log T = \log C_v + k \cdot \log v_c$ (5)

**6) Taylor-Funktion:**

$T = v_c^{\,k} \cdot C_v$ (6)

Darin bedeuten:

| | |
|---|---|
| T | Standzeit in min |
| $v_c$ | Schnittgeschwindigkeit in m/min |
| k | Steigung der Geraden im Standzeitdiagramm (k = tan(α)) |
| $C_v$ | Standzeit T für $v_c$ = 1 m/min. |

Durch Umstellen der Taylor-Gleichung ergibt sich

$$v_c = T^{\frac{1}{k}} \cdot C_T \quad (6a)$$

**7) $C_T$, Cv und k sind kennzeichnende Größen der Schnittbedingungen:**

$$C_T = C^{-\frac{1}{k}} \quad (7)$$

**8) Erweiterten Taylor-Gleichungen:**

$$T = \frac{C_1}{a_p^{c_a} \cdot f^{c_f} \cdot v_c^{-k}} \quad (8)$$

Darin bedeuten:

| | |
|---|---|
| T | Werkzeugstandzeit in min |
| $v_c$ | Schnittgeschwindigkeit in m/min |
| f | Vorschub (pro Umdrehung) in mm |
| $a_p$ | Schnitttiefe in mm |
| k | die Steigung der Geraden im Standzeitdiagramm (k = tan α) |
| $C_1$ | dimensionsbehaftete, empirisch ermittelte Konstante |
| $C_a$ | dimensionslose Konstante: Exponent der Schnitttiefe |
| $C_f$ | dimensionslose Konstante: Exponent des Vorschubs |

**9) Schnittkraftformel nach Kienzle/Victor:**

$$F_c = k_{c1.1} \cdot b \cdot h^{(1-m_c)} \quad (9)$$

| | |
|---|---|
| $F_c$ | Schnittkraft in N |
| b | Spanungsbreite in mm |
| h | Spanungsdicke in mm |
| $m_c$ | dimensionsloser Anstiegswert der spezifschen Schnittkraft |
| $1-m_c$ | Steigung der Geraden $F_c$' = f(h) im doppeltlogarithmischen System |
| $k_{c1.1}$ | spezifische Schnittkraft in N/mm² |

**10) Überschlägige Größe der Vorschubkraft:**

$F_f \approx 0{,}3\ F_c$ (10)

**11) Überschlägige Größe von Vorschub- undPassivkraft:**

$F_p \approx F_f \approx 0{,}3\ F_c$ (11)

**12) Wirkleistung:**

$P_e = F_e\, v_e = P_c + P_f$ (12)

**13) Schnittleistung:**

$P_c = F_c\, v_c$ (13)

**14) Vorschubleistung:**

$P_f = F_f\, v_f$ (14)

**15) Netto-Antriebsleistung:**

$$P_e' = \frac{F_c \cdot v_c}{60000} \qquad (15)$$

| | |
|---|---|
| Pe' | Netto-Antriebsleistung in kW |
| $F_c$ | Schnittkraft in N |
| $v_c$ | Schnittgeschwindigkeit in m/min |
| 60000 | Konstante in N • m/kW • min |

**16) Überschlagsformel für die Netto-Antriebsleistung bei mehrschneidigen Spanungswerkzeugen:**

$$P_e' = \frac{V_w}{V_{wp}} \qquad (16)$$

| | |
|---|---|
| $P_e'$ | Netto-Antriebsleistung in kW |
| $V_w$ | Zerspantes Werkstoffvolumen in $cm^3$/min |
| $V_{wp}$ | Spezifisches Zerspanvolumen in $cm^3$/min • kW |

**17) Spezifisches Spanungsvolumen (spezifische Spanungsleistung):**

$$V_{wp} = \frac{V_w}{P_c} = \frac{A \cdot v_c}{F_c \cdot v_c} = \frac{A \cdot v_c}{k_c \cdot A \cdot v_c} = \frac{1}{k_c} \qquad (17)$$

**18) Spezifisches Spanungsvolumen (Zahlenwertgleichung):**

$$V_{wp} = \frac{V_w}{P_c} = \frac{60000}{k_c} \qquad (18)$$

| | |
|---|---|
| $V_{wp}$ | spezifische Spanungsleistung in $cm^3$/min • kW |
| $V_w$ | zerspantes Werkstoffvolumen in $cm^3$/min |
| $P_c$ | Schnittleistung in kW |
| $k_c$ | spezifische Schnittkraft in $N/mm^2$ |
| 60000 | Konstante in $cm^3$ • $N/mm^2$ • min • kW |

**19) Theoretische Rautiefe:**

$$R_{t,th} = r_\varepsilon - \sqrt{r_\varepsilon^2 - \frac{f^2}{4}} \qquad (19)$$

**20) Theoretische Tautiefe, überschläglich:**

$$R_{t,th} \approx \frac{f^2}{8 \cdot r_\varepsilon} \qquad (20)$$

**21) Theoretisch einzustellender Vorschub bei vorgegebener Rautiefe und vorgegebenem Eckenradius:**

$$f \approx \sqrt{8 \cdot r_\varepsilon \cdot R_{t,th}} \qquad (21)$$

**22) Werkzeugkosten je Standzeit:**

$$K_{WT} = \frac{K_{Wa}}{n_T} + K_{Ww} \cdot (+K_{Ws}) \qquad (22)$$

worin bedeuten:

| | |
|---|---|
| $K_{WT}$ | Werkzeugkosten je Standzeit in € |
| $K_{Wa}$ | Anschaffungskosten des Werkzeugs in € |
| $n_T$ | Anzahl der Standzeiten (bei Wendeplatten Anzahl der Schneidkanten) |
| $K_{Ww}$ | Kosten für das Wechseln des verschlissenen Werkzeugs in € |
| $K_{Ws}$ | Kosten für das Nachschleifen des Werkzeugs (entfällt bei Wendeplatten) in € |

**23) Werkzeugkosten je Werkstück:**

$$K_W = \frac{K_{WT}}{n_{WT}} \qquad (23)$$

wobei bedeuten:

| | |
|---|---|
| $K_W$ | Werkzeugkosten je Werkstück in € |
| $n_{WT}$ | Standmenge, d. h. Anzahl der pro Standzeit bearbeiteten Werkstücke |

**24) Bearbeitungskosten je Werkstück:**

$$K_1 = t_{h1} \cdot R + K_{fix} + K_w = K_{th1} + K_{fix} + K_w \qquad (24)$$

worin bedeuten:

| | |
|---|---|
| $K_1$ | Spanungskosten je Werkstück in € |
| $t_{h1}$ | Spanungszeit des Werkzeugs je Werkstück in min |
| $K_{fix}$ | Fixkosten (unabhängig von $v_c$) in € |
| $K_{th1}$ | Hauptzeitkosten in € |
| $R$ | Restkostensatz, d. h. Kostensatz des Arbeitsplatzes ohne Werkzeugkosten in €/min |

**25) Kostenoptimale Standzeit:**

$$T_{oK} = \frac{(-k-1) \cdot K_{WT}}{R} \qquad (25)$$

worin bedeuten:

| | |
|---|---|
| $T_{oK}$ = | kostenoptimale Standzeit in min |
| –k = | entsprechend Gleichung (5) |
| $K_{WT}$ = | Werkzeugkosten je Standzeit nach Gleichung (22) in € |
| R = | Restkostensatz, d. h. Kostensatz des Arbeitsplatzes ohne Werkzeugkosten in €/min |

### 26) Spanungsdicke beim Stirnfräsen:

$$h_m = \frac{114{,}6°}{\varphi_s°} \cdot f_z \cdot \sin(\kappa) \frac{a_e}{D} \qquad (26)$$

### 27) Spanungsdicke beim Umfangfräsen:

$$h_m = \frac{114{,}6°}{\varphi_s°} \cdot f_z \cdot \frac{a_e}{D} \qquad (27)$$

Dabei bedeuten:

$h_z$ = Spanungsdicke je Schneide und Umdrehung
$f_z$ = Vorschub je Schneide und Umdrehung
$\kappa_r$ = Einstellwinkel
$\varphi_s$ = Fräserschnittwinkel
$h_m$ = mittlere Spanungsdicke
$a_p$ = Schnitttiefe (Zustellung)
$a_e$ = Eingriffsgröße
D = Fräserdurchmesser

## 11.3 Formelzeichen, Symbole und Abkürzungen

| Größe | Einheit | Bezeichnung |
|---|---|---|
| $a_p$ | mm | Schnitttiefe |
| $a_e$ | Mm | Eingriffsgröße |
| A | $mm^2$ | Spanungsquerschnitt |
| ABS | - | Aufbauschneide |
| $A_5$ | % | Bruchdehnung |
| b | mm | Spanungsbreite |
| $b_{ch}$ | mm | Spanbreite |
| $b_f$ | mm | Breite der Spanleitstufe |
| $b_{fv}$ | mm | Fasenbreite (Spanflächenfase) |
| $C_a$ | - | Konstante der erweiterten Taylorfunktion: Exponent der Schnitttiefe |
| $C_f$ | min | Konstante der erweiterten Taylorfunktion: Exponent des Vorschubs |
| $C_T$ | m/min | Konstante der Taylorgleichung: $v_c$ für T = 1 min |
| $C_v$ | min | Konstante der Taylorgleichung: T für $v_c$ = 1 m/min |
| $C_1$ | dimensionsbehaftet | Konstante der erweiterten Taylorfunktion |
| d | mm | Durchmesser z. B. Bohrungs-, Bohrer-, Fräserdurchmesser |
| ε | % | Verformungsgrad |
| E | $N/mm^2$ | Elastizitätsmodul |
| f | mm/U | Vorschub pro Umdrehung |
| $f_h$ | - | Korrekturfaktor der Schnittkraft für den Einfluss der Spanungsdicke |
| $f_z$ | mm/Zahn | Vorschub pro Zahn |
| F | N | Zerspankraft |
| $F_a$ | N | Aktivkraft |
| $F_c$ | N | Schnittkraft |
| $F_{c,n}$ | N | Schnitt-Normalkraft |
| $F_e$ | N | Wirkkraft |
| $F_{e,n}$ | N | Wirk-Normalkraft |
| $F_f$ | N | Vorschubkraft |
| $F_{f,n}$ | N | Vorschub-Normalkraft |
| $F_n$ | N | Normalkraft |
| $F_p$ | N | Passivkraft |
| $F_t$ | N | Tangentialkraft |
| h | mm | Spanungsdicke |
| $h_{ch}$ | mm | Spandicke |
| $h_{c,1}$ | mm | normierte Spanungsdicke, $h_{c,1}$ = 1mm |
| $h_f$ | mm | Tiefe der Spanleitstufe |
| $h_m$ | mm | mittlere Spanungsdicke |
| $h_{min}$ | mm | Mindestspandicke |
| $h_z$ | mm/Zahn | Spanungsdicke je Zahn |
| HB | - | Brinellhärte |
| HM | - | Hartmetall |
| HM-PKD | - | Hartmetall mit polykristalliner Diamantauflage |
| HSS | - | Hochleistungs-Schnellarbeitsstahl |
| HV | - | Vickershärte |
| HRC | - | Rockwellhärte |
| k | - | Steigung der Standzeitgeraden (Taylor-Gerade) |
| $k_c$ | $N/mm^2$ | spezifische Schnittkraft |
| $k_{c1.1}$ | $N/mm^2$ | Hauptwert der spezifischen Schnittkraft |
| K | - | Kolkverhältnis |
| KB | mm | Kolkbreite |

| Größe | Einheit | Bezeichnung |
|---|---|---|
| KL | mm | Kolklippenbreite |
| KM | mm | Kolkmitte |
| KT | mm | Kolktiefe |
| $K_{fix}$ | € | Fixkosten (von der Schnittgeschwindigkeit unabhängige Kosten) |
| $K_M$ | dimensionsbehaftet | Konstante; abhängig von Bohrer, Schneidstoff und Werkstoff |
| $K_{th1}$ | € | Hauptzeitkosten |
| $K_{Wa}$ | € | Werkzeugbeschaffungswert |
| $K_{Ws}$ | € | Kosten für das Nachschleifen des gewechselten Werkzeugs |
| $K_{WT}$ | € | Werkzeugkosten je Standzeit |
| $K_{Ww}$ | € | Kosten für das Wechseln des gestumpften Werkzeugs |
| $K_{W1}$ | € | Werkzeugkosten je Werkzeug |
| $K_1$ | € | Spanungskosten je Werkzeug |
| L | mm | Bohrweg, Bohrlänge |
| $M_D$ | Nm | Drehmoment |
| n | U/min | Drehzahl |
| $n_T$ | - | Zahl der Standzeiten (bei Wendeplatten Zahl der Schneidkanten) |
| p | bar | Druck |
| $P_c$ | kW | Schnittleistung |
| $P_e$ | kW | Wirkleistung |
| $P_{e'}$ | kW | Netto-Antriebsleistung |
| $P_f$ | kW | Vorschubleistung |
| $r_e$ | mm | Eckenradius der Schneide |
| R | €/min | Restkostensatz |
| $R_a$ | µm | arithmetischer Mittenrauwert |
| $R_e$ | da N/mm² | Streckgrenze |
| $R_m$ | da N/mm² | Zugfestigkeit |
| $R_{p0.2}$ | da N/mm² | 0,2-Dehngrenze |
| $R_t$ | µm | maximale Rautiefe |
| $R_{th}$ | µm | theoretische Rautiefe |
| SV | mm | Schneidenversatz |
| $SV_\alpha$ | mm | Schneidenversatz in Richtung Freifläche |
| $SV_\gamma$ | mm | Schneidenversatz in Richtung Spanfläche |
| t | min | Schnittzeit |
| $t_{h1}$ | min | Schnittzeit des Werkzeugs je Werkstück |
| T | min | Standzeit |
| $T_{oK}$ | min | kostenoptimale Standzeit |
| $v_c$ | m/min | Schnittgeschwindigkeit |
| $v_e$ | m/min | Wirkgeschwindigkeit |
| $v_f$ | m/min | Vorschubgeschwindigkeit |
| $v_{oK}$ | m/min | kostenoptimale Schnittgeschwindigkeit |
| $v_{ot}$ | m/min | zeitoptimale Schnittgeschwindigkeit |
| $v_s$ | m/s | Umfangsgeschwindigkeit der Schleifscheibe |
| $v_w$ | m/min | Umfangsgeschwindigkeit des Werkstücks beim Schleifen |
| V | mm³ | Verschleißvolumen |
| VB | mm | Verschleißmarkenbreite |
| Q | cm³/min | Zeitspanvolumen (pro Zeiteinheit zerspantes Werkstoffvolumen) |
| $V_{wP}$ | cm³/min • kW | spezifisches auf die Leistungseinheit bezogenes Zerspanvolumen (spezifische Spanungsleistung) |

| Größe | Einheit | Bezeichnung |
|---|---|---|
| $W_c$ | N • m | Zerspanarbeit |
| x | mm | Höhenversatz |
| z | - | Zähnezahl eines Fräswerkzeugs |
| $n_{WT}$ | - | Standzahl (Zahl der je Standzeit bearbeiteten Werkstücke) |
| $\alpha_o$ | Grad | Orthogonal-Freiwinkel |
| $\alpha_f$ | Grad | Fasenfreiwinkel |
| $\alpha_n$ | Grad | Freiwinkel der Nebenfreifläche |
| $\alpha_x$ | Grad | Seitenfreiwinkel |
| $\beta_o$ | Grad | Orthogonal-Keilwinkel |
| $\beta_f$ | Grad | Fasenkeilwinkel |
| $\beta_x$ | Grad | Seitenkeilwinkel |
| $\beta_1$ | Grad | Anstieg der spezifischen Schnittkraft $k_c$ |
| $\gamma_o$ | Grad | Orthogonal-Spanwinkel |
| $\gamma_f$ | Grad | Fasenspanwinkel |
| $\gamma_x$ | Grad | Seitenspanwinkel |
| $\gamma_o$ | Grad | Steigungswinkel |
| $\delta$ | - | relative Spanungsdicke |
| $\delta$ | Grad | Drallwinkel |
| $\kappa$ | Grad | Eckenwinkel |
| $\varepsilon_o$ | % | Verformungsgrad in der Scherebene |
| $\varepsilon_r$ | Grad | Einstellwinkel |
| $\kappa_n$ | Grad | Einstellwinkel der Nebenschneide |
| $\lambda$ | Grad | Neigungswinkel |
| $\sigma$ | Grad | Bohrerspitzenwinkel |
| $\zeta$ | da N/mm² | Scherfestigkeit |
| $\varphi$ | Grad | Vorschubrichtungswinkel |
| $\varphi$ | Grad | Fräseeingriffswinkel |
| $\varphi_s$ | Grad | Frässchnittwinkel |
| $\psi$ | Grad | Korrekturwinkel |
| $\psi$ | Grad | Querschneidenwinkel |
| $\omega$ | 1/s | Winkelgeschwindigkeit |

## 11.4 Literatur-Broschüre


[AUFR13] Aufrecht, J.: Kupferwerkstoffe: Alternative zu bleihaltigen Werkstoffen – Eigenschaften bleifreier Messinglegierungen und Empfehlungen für ihren Einsatz. In: Tagungsband zum Seminar "Zerspanende Bearbeitung von bleifreien Kupferwerkstoffen" des Deutschen Kupferinstituts, 2013, Stuttgart

[AWF158] Ausschuss für wirtschaftliche Fertigung: „Arbeitsergebnisse – AWF-Betriebsblatt 158“. Beuth-Verlag, Berlin, Köln und Frankfurt/Main

[BOWE82] Bowers, J. E.: Recent progress in the development of brass alloys. In: Metallurgia, Vol. 49, 1982, Nr. 2, S. 55–60

[BREC09] Brecher, C. (Hrsg.); Niehaus, F.; et al.: Machine and Process Development for the Robust Machining of Microstructures on Free-Form Surfaces for Hybrid Optics. Apprimus Aachen, 2009, ISBN 978-3-940565-79-2

[BURM80] Burmester; Burmester: Maßgebliche Einflussgrößen beim Drehen von Flächen mit kleinen Rautiefewerten. Maschinenmarkt 86 (1980) Nr. 60, S. 1163 ff.

[BURM81] Burmester; Burmester: Schnittdatenoptimierung an simultan spanenden Werkzeug-Kollektiven. Technisches Zentralblatt für Metallbearbeitung, 1981

[CHEM14] Chemie.de Information Service GmbH: Lexikon, 2014

[COPP64] N.N.: A Metal Cutting Investigation of Silver-Bearing VS. Silver-Free- Copper, Copper Range Company: New York 1964,

[DAGN70] Dagnell, J.: Das Gewichtsvorschubverfahren zur Werkstoffprüfung. In: Werkstattstechnik, Vol. 60, 1970, S. 561

[DAVI73] Davies, D. W.: Improved Free-Machining Leaded Brass. In: Journal of the Institute of Metals, Vol 101, 1973, Nr. 5, S. 125-137

[DEUT10] Deutsches Kupferinstitut: Richtwert für die spanende Bearbeitung von Kupfer und Kupferlegierungen. Informationsdruck i. 18, Düsseldorf, 2010

[DEUT18a] Deutsches Kupferinstitut: Die Bedeutung von REACH für Bleiprodukte. Düsseldorf, 2018

[DEUT18b] Deutsches Kupferinstitut: Aufnahme von Blei in die REACH SVHC-Kandidatenliste. Informationspflichten für Hersteller und Lieferanten von Halbzeugen und anderen Erzeugnissen aus bleihaltigen Kupferlegierungen. Düsseldorf, 2018

[DEUT20] Deutsches Kupferinstitut: Die Auswirkungen von Bismut als Bleiersatz. Abgerufen am 30.11.2020. URL: https://www.kupferinstitut.de/fileadmin/user_upload/kupferinstitut.de/de/Documents/Arbeitsmittel/Factsheet_Bismut_als_Bleiersatz_final.pdf, Düsseldorf, 2020

[DJAS53] Djaschenkeo: Die Beschaffenheit der Oberfläche bei der Zerspanung mit Hartmetall. VEB-Verlag Technik, Berlin 1953.

[DKI38] N.N.: Das Bearbeiten von Kupfer mit spanabhebenden Werkzeugen Deutsches Kupfer-Institut, Berlin1938/40

[DKI56] N.N.: Die spanabhebende Bearbeitung von Kupfer und Kupferlegierungen Deutsches Kupferinstitut, Berlin 1956

[DKI87] Richtwerte für die spanende Bearbeitung von Kupfer und Kupferlegierungen (DKI-Informationsdruck i.18), Deutsches Kupferinstitut, 1987

[DKI10] www.kupferinstitut.de

[DAWI53] Dawihl; Dinglinger: Handbuch der Hartmetallwerkzeuge, Bd. 1. Berlin, Göttingen, Springer-Verlag, Heidelberg: 1953.

[DOEB16] Doebbeler, B.; Nobel, C.; Klocke, F.: Schlussbericht zu dem IGF-Vorhaben Entwicklung angepasster Werkzeuge und Bearbeitungsstrategien zur Steigerung der Produktivität und Prozesssicherheit bei der Gewindeherstellung und beim Bohren von schwer zerspanbaren bleifreien Kupferwerkstoffen der Forschungsstelle(n) Werkzeugmaschinenlabor WZL der RWTH Aachen

[ENVI02] Environmental Protection Agency: Safety of Public Water Systems. The Safe Drinking Water Act. In: Public Health Act, 2002

[ESSE06] Essel, I.: Machinability enhancement of non-leaded free cutting steels. Dissertation RWTH Aachen, 2006

ESSI10 Essig, C.: Vorhersage von Spanbruch bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide mit Hilfe schädigungsmechanischer Ansätze. Dissertation RWTH Aachen, 2010

[EURO03] Richtlinie 2002/95/EG des Europäischen Parlaments und des Rates vom 27. Januar 2003 zur Beschränkung der Verwendung bestimmter gefährlicher Stoffe in Elektro- und Elektronikgeräten. RoHS 1, 27.01.2003

[EURO06] Verordnung (EG) Nr. 1907/2006 des Europäischen Parlaments und des Rates vom 18. Dezember 2006 zur Registrierung, Bewertung, Zulassung und Beschränkung chemischer Stoffe (REACH), zur Schaffung einer Europäischen Chemikalienagentur, zur Änderung der Richtlinie 1999/45/EG und zur Aufhebung der Verordnung (EWG) Nr. 793/93 des Rates, der Verordnung (EG) Nr. 1488/94 der Kommission, der Richtlinie 76/769/EWG des Rates sowie der Richtlinien 91/155/EWG, 93/67/EWG, 93/105/EG und 2000/21/EG der Kommission. REACH-Verordnung, 30.12.2006

[EURO11] Richtlinie 2011/65/EU des Europäischen Parlaments und des Rates vom 8. Juni 2011 zur Beschränkung der Verwendung bestimmter gefährlicher Stoffe in Elektro- und Elektronikgeräten. RoHS 2, 01.07.2011

[EURO 18a] Delegierte Richtlinie (EU) der Kommission vom 1.3.2018 zur Änderung - zwecks Anpassung an den wissenschaftlichen und technischen Fortschritt - des Anhangs III der Richtlinie 2011/65/EU des Europäischen Parlamentsund des Rates hinsichtlich einer Ausnahme für Blei als Legierungselement in Kupfer, 01.03.2018

[EURO 18b] Anhang der Delegierten Richtlinie der Kommission zur Änderung - zwecks Anpassung an den wissenschaftlichen und technischen Fortschritt - des Anhangs III der Richtlinie 2011/65/EU des Europäischen Parlaments und des Rates hinsichtlich einer Ausnahme für Blei als Legierungselement in Kupfer, 01.03.2018

[EURO20] Anhang der Delegierten Richtlinie der Kommission zur Änderung - zwecks Anpassung an den wissenschaftlichen und technischen Fortschritt - des Anhangs III der Richtlinie 2011/65/EU des Europäischen Parlaments und des Rates hinsichtlich einer Ausnahme für Blei als Legierungselement in Kupfer, 01.03.2018

[FLEM05] Fleming, M.:Werkzeugkonzepte für das Drehen von Getrieben mit PCBN, Industrial Diamond Review 39 (2005) Nr. I, S. 23/28

[FORS17] Forschungsgemeinschaft, D. (Hrsg.): MAK- und BAT-Werte-Liste 2017. Maximale Arbeitsplatzkonzentrationen und Biologische Arbeitsstofftoleranzwerte. Weinheim, Germany: Wiley-VCH, 2017

[GANE81] Gane, N.: The effect of lead on the friction and machining of brass. In: Philosophical Magazine A, 43. Jg., 1981, Bd. 3, S. 545–566

[HOFM05a] Hofmann U.; Ababneh M.; Scharf M.; Vogt H. M.: Messing und Stahl auf dem Prüfstand – Ein Vergleich der Zerspanbarkeit. In: Werkstatt und Betrieb, 2005, Nr. 7-8, S. 93–97

[IMAI09] Imai, H.; Atsumi, H.; Kosaka, Y.; Kojima A.; Umeda, J.; Kondoh, K.: Mechanical properties and machinability of extruded Cu-40% Zn brass alloys with bismuth via powder metallurgy process. In: Transactions of JWRI, Vol. 38, 2009, S. 25–30

[KIEN52] Kienzle, O.: Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. Z. VDI 94 (1952) S. 299-305.

[KLOC08] Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren 1 - Drehen, Fräsen, Bohren. Aufl. 8, Springer, Berlin: 2008

[KLUF79] Kluft, W., König, W., Luttervelt, C. A. van, Nakayama, K., Pekelharing, A. J.: Present Knowledge of Chip Control. Annals of the Cirp 28 (1979) 2, S. 441/455.

[KÖNI73] König, W. und Essel, K.: Spezifische Schnittkraftwerte für die Zerspanung metallischer Werkstoffe. Verlag Stahleisen M.B.H, Düsseldorf: 1973

[KÖNI82] König, W. und Erinski, D.: Untersuchung der Zerspanbarkeit von Kupfer-Gusslegierungen. Forschungsvorhaben AIF-Nr. 4572. Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der RWTH Aachen, 1982

[KRIS93] Krist, T.: Melallindustrie – Zerpsantechnik- Verfahren Werkzeuge Einstelldaten, Hoppenstedt Technik Tabellen Verlag Darmstadt: 1993, 22. Auflage

[KUYU96] Kuyucak, S.; Sahoo, M.: A Review of the Machinability of Copper-Base Alloys. In: Canadian Metallurgical Quarterly, Vol. 35, 1996, Nr. 1, S. 1–15

[LINK07] Linke, B.: Wirkmechanismen beim Abrichten von keramisch gebundenen Schleifscheiben. Dissertation RWTH Aachen: 2007

[LUNG13] Lung, D.; Nobel, C.; Klocke, F.: Entwicklung einer Hochleistungszerspanung für schwer zerspanbare bleifreie Kupferknet- und -gusslegierungen, Abschlussbericht IGF-Vorhaben 16867 N, 2013

[MARQ04] Marquardt, H.; Schäfer, H.: Lehrbuch der Toxikologie. 2., völlig neu bearb. Aufl. Stuttgart: Wissenschaftliche Verlagsgesellschaft, 2004

[MAPA08] N.N.: Messingzerspanung mit PKD. Diamond Business 34 (2008) 3, S. 34/35

[NOBE15] Nobel, C.: Drehbearbeitung von bleiarmen Kupfer-Zink-Legierungen. Dissertation RWTH Aachen, 2015

[PAUL07] Paulo Davim, J.; Sreejith, P. S.; Silva, J.: Turning of Brasses Using Minimum Quantity of Lubricant (MQL) and Flooded Lubrican Conditions. Materials and Manufacturing Processes, 22, 2007,S. 45–50

[PHIL59] Philipp, H.: Über Messungen der spezifischen Schnittkräfte beim Walzenfräsen. Werkstatt und Betrieb 92 (1959) 4, S. 179–187

[RIEM01] Riemer, O.: Trennmechanismen und Oberflächenfeingestalt bei der Mikrozerspanung kristalliner und amorpher Werkstoffe. Dissertation Universität Bremen, 2001

[SAMA89] Samandi, M.; Wise, M. L.: Machinability of Copper Based Alloys. Final Report – Incra Project 384, University of Birmingham, 1989

[SANG13] Sangermann, H.: Hochdruck-Kühlschmierstoffzufuhr in der Zerspanung. Dissertation, RWTH Aachen, 2013

[SADO67] Sadowy, M.: Untersuchungen zur Theorie der Fließspanbildung. III. Schnittkräfte, Spanformen und Spanstauchung (Fortsetzung). Maschinenmarkt 73 (1967) 10, S. 167–174

[SCHA33] Schallbroch, H.: Die Beurteilung der Zerspanbarkeit von Metallen. Z. VDI 77 (1933) 965–971

[SPEN91] Spenrath, N. M.: Technologische Aspekte zum Feinstdrehen von Kupferspiegeln. Dissertation RWTH Aachen, 1991

[STAT14] Statista: Statistische Daten, 2014

[STOD79] Dench, W. A.; Green, P.; Pettit, H. R.: Relationshiop between lead content of Cu-40Zn, machinability and swarf surface composition determined by Auger electron spectroscopy. In: Metals Technology, 6. Jg., 1979, Bd. 1, S. 176–184

[TAHA12] Taha, M. A.; El-Mahallawy, N. A.; Hammouda, R. M.; Moussa, T. M.; Gheith, M. H.: Machinability characteristics of lead free-silicon brass alloys as correlated with microstructure and mechanical properties. In: Ain Shams Engineering Journal, Vol. 3, 2012, Nr. 4, S. 383-392

[THIE90] Thiele Jr., Eugene W.; Kundig, Konrad J.A.: Comparative Machinability of Brasses Steels and Aluminum Alloys: CDA's Universal Machinability Index, SAE International, Dokumenten Nummer: 900365; Februar 1990

[UMWE18] Umweltbundesamt: Bewertungsgrundlage für metallene Werkstoffe im Kontakt mit Trinkwasser. Metall-Bewertungsgrundlage. Bad Elster, 2018

[VICT69] Victor, H.: Schnittkraftberechnungen für das Abspanen von Metallen. wt-Z. ind. Fert. 59 (1969) 317–327

[VICT72] Victor, H. und Zeile, H.: Zerspanungsuntersuchungen und Schnittkraftmessungen an Kupferwerkstoffen. wt-Z. ind. Fert. 62 (1972) 663–665

[VIEG70] Vieregge, G.: Zerspanung der Eisenwerkstoffe. Band 16 der Stahl-Eisenbücher. Verlag Stahleisen Düsseldorf: 1970, 2. Aufl.

[VILA05] Vilarinho, C.; Davim, J. P.; Soares, D.; Castro, F.; Barbosa, J.: Influence oft he chemical composition on the machinability of brasses. In: Journal of Materials processing Technology, Vol. 170, 2005, Nr. 1-2, S. 441–447

[VOSS76] Voss: Optimierung spanender Fertigung. Technischer Verlag Resch KG, Gräfelfing: 1976

[WARN74] Warnecke, G.: Spanbildung bei metallischen Werkstoffen. München:Technischer Verlag. Resch: 1974

[WHIT95] Whiting, L. V.; Sahoo, M.: Modified red brass with bismuth: a literature review and analysis. In: Transactions of the American Foundrymen's Society, Vol. 103, 1995, S. 395-413

[WHO00] World Health Organization: Air quality guidelines for Europe. (Reihe: WHO regional publications. European series, no. 91). 2nd ed. Copenhagen: World Health Organization, Regional Office for Europe, 2000

[WIEL10] www.wieland.de

[WIEL06] N. N.: Ecobrass Stangen – Drähte – Profile – Rohre. Firmenschrift der Wieland-Werke AG, Ulm, 2006

[WITT52] Witthoff, J.: Die Ermittlung der günstigsten Arbeitsbedingungen bei der spanabhebenden Formung. Werkstatt und Betrieb 85 (1952) H. 10, S. 521 ff

## 11.5 Normen und Richtlinien


DIN 343 (10.81) Aufbohrer (Spiralsenker) mit Morsekegelschaft. Beuth-Verlag, Berlin.

DIN 344 (10.81) Aufbohrer (Spiralsenker) mit Zylinderschaft, Beuth-Verlag, Berlin.

DIN 222 (10.81) Aufsteck-Aufbohrer (Aufsteck-Senker), Beuth-Verlag, Berlin.

DIN 8022 (10.81) Aufsteck-Aufbohrer (Aufsteck-Senker) mit Schneidplatten aus Hartmetall. Beuth-Verlag, Berlin

DIN 8043 (09.79) Aufbohrer mit Schneidplatten aus Hartmetall. Beuth-Verlag, Berlin.

CEN/TS 13388:2008-08 (Vornorm) Kupfer und Kupferlegierungen Übersicht über Zusammensetzungen und Produkte, Berlin: Beuth Verlag

DIN EN 1982:2008-08, Kupfer und Kupferlegierungen - Blockmetalle und Gussstücke, Berlin: Beuth Verlag

DIN 6580 (10.85) Begriffe der Zerspantechnik; Bewegungen und Geometrie des Zerspanvorganges, Beuth Verlag, Berlin

DIN 6581 (10.85) Begriffe der Zerspantechnik; Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeuges, Beuth Verlag, Berlin

DIN 6583 (9.81) Begriffe der Zerspantechnik; Standbegriffe, Beuth Verlag, Berlin

DIN 6584 (10.82) Begriffe der Zerspantechnik; Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen, Beuth Verlag, Berlin

DIN ISO 513 - Klassifizierung und Anwendung von harten Schneidstoffen für die Bezeichnung der Hauptgruppen und Anwendungsgruppen Metallzerspanung mit geometrisch bestimmten Schneiden

DIN ISO EN 4987 - Werkzeugstähle; Deutsche Fassung EN ISO 49571999, Beuth Verlag, Berlin

DIN EN ISO 4287 Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit , Beuth Verlag, 2009–11

DIN ISO 3685:1993, Tool-life testing with single-point turning tools International Organization for Standardization, 01. Nov. 1993, 48 pages

DIN 1837 (01.84) – Werkzeug Anwendungsgruppe zum Zerspanen, Beuth Verlag, Berlin

ASTM American Society for Testing and Materials E618 - 07 Standard Test Method for Evaluating Machining Performance of Ferrous Metals Using an Automatic Screw/Bar Machine, ASTM, 2007


### Richtlinien


TrinkwV 2001 Verordnung zur Novellierung der Trinkwasserverordnung vom 21 Mai 2001. Bundesgesetzblatt, Jahrgang 2001, Teil I Nr. 24, ausgegeben zu Bonn am 28. Mai 2001

Richtlinie 2002/95/EG des Europäischen Parlamentes und des Rates vom 27. Januar 2003 zur Beschränkung der Verwendung bestimmter gefährlicher Stoffe in Elektro- und Elektronikgeräten. Amtsblatt der Europäischen Union, 13.2.2003, DE, L 37/19

Richtlinie 2000/53/EG des Europäischen Parlamentes und des Rates vom 18. September 2000 über Altfahrzeuge, Amtsblatt der Europäischen Gemeinschaften, L 269/34, DE, 21.10.2000

VDI Richtlinie 3321, Blatt 1: Optimierung des Spanens – Grundlagen. VDI-Verlag GmbH Düsseldorf 1994

kupfer_