

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.

4. Auflage/2023

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 Stand der Technik	8		
2 Allgemeine Grundlagen	10		
2.1 Schneidteilgeometrie und ihr Einfluss auf den Zerspanvorgang	10		
2.1.1 Schneidteilgeometrie	10		
2.1.2 Einfluss der Schneidteilgeometrie auf den Zerspanvorgang	10		
2.2 Verschleiß am Schneidteil	14		
2.3 Spanbildung	15		
3 Definition und Beurteilung der Zerspanbarkeit von Kupferwerkstoffen	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
		10.2 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.

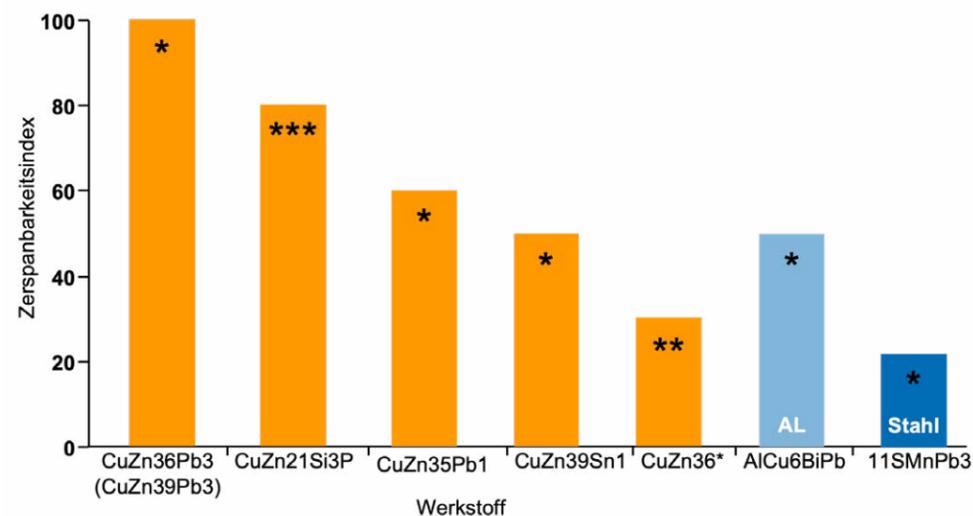
1_Stand der Technik

Im Vergleich zu anderen metallischen Konstruktionswerkstoffen sind die meisten Werkstoffe auf Kupferbasis besser zerspanbar. 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.

Verglichen mit Stählen und Aluminiumlegierungen gleicher Festigkeit ist die Zerspanbarkeit der Kupferlegierungen um ein Vielfaches besser, Abb. 1. Dies spiegelt sich auch in den deutlich niedrigeren Zerspankräften wider, Abb. 2. Sofern nicht spezifische technische Anforderungen den Einsatz von CuZn39Pb3 ausschließen, setzen Lohnendrehereien, Fasson- und Automatenendrehereien diesen Werkstoff bevorzugt ein.

Kupferwerkstoffe werden in der Regel für in Serie gefertigte Bauteile verwendet. Um die verschiedensten technischen Anforderungen erfüllen zu können, wur-

den im Laufe der Zeit eine Vielzahl von Kupferwerkstoffen entwickelt, beispielsweise niedriglegierte Kupferlegierungen, Kupfer-Nickel-Legierungen und neue siliziumhaltige Kupferlegierungen. Dabei reicht die Palette der Werkstoffe von den hochfesten Kupfer-Aluminium-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 Bedeutung.

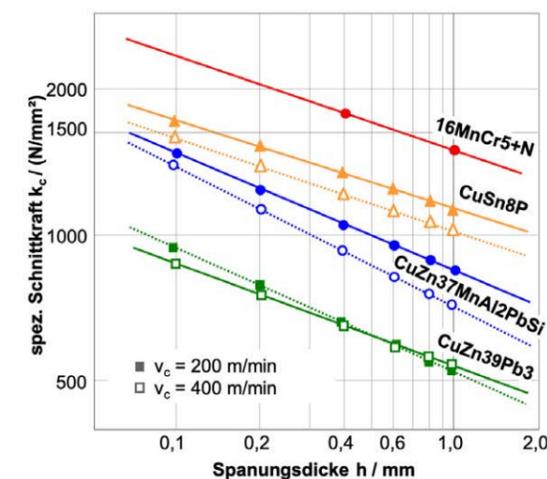


*Zerspanbarkeitsindex gemäß Testmethode ASTM E618 mit CuZn36Pb als Referenzwerkstoff

** CuZn36: Zerspanbarkeitsindex nach Kupferinstitut

*** CuZn21Si3P: Zerspanbarkeitsindex lt. Herstellerangaben

Abb. 1: Vergleich der Zerspanbarkeit von Kupferwerklegierungen mit einem Automatenstahl und einer Aluminiumlegierung [THIE90, DK110, 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	N10 - N20
▲ CuSn8P	$\alpha_o = 7^\circ; \gamma_o = 0^\circ; \lambda_o = 0^\circ$
● CuZn37MnAl2PbSi	$\kappa_r = 93^\circ; \epsilon_r = 55^\circ;$
	$r_e = 0,4 \text{ mm}; a_p = 1 \text{ mm}$
● 16MnCr5+N	P10
	$\alpha_o = 5^\circ; \gamma_o = 6^\circ; \lambda_o = 0^\circ$
	$\kappa_r = 70^\circ; \epsilon_r = 90^\circ;$
	$r_e = 0,8 \text{ mm}; a_p = 3 \text{ mm}$

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

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_ Allgemeine Grundlagen

Im Folgenden werden die Grundbegriffe der Zerspaltung 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.

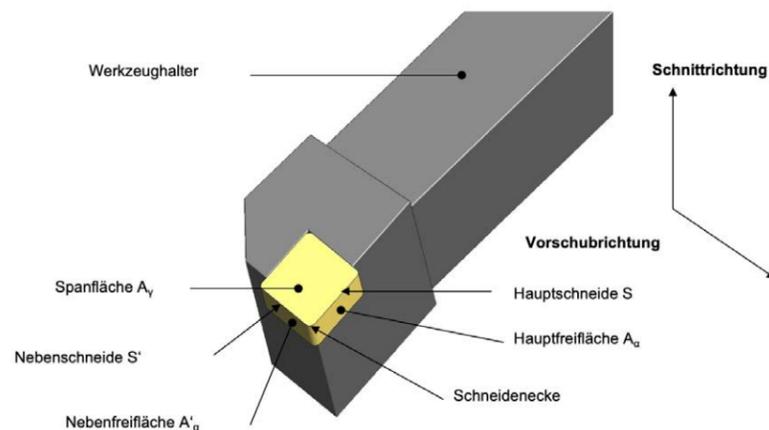


Abb. 3: Flächen, Schneiden und Schneidenecke am Drehmeißel (nach DIN 6581)

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 Werkzeug-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 Schneidteilgeometrie erfolgt in der Werkzeug-Orthogonalebene P_o . Diese verläuft durch den ausgesuchten Schneidenpunkt, senkrecht zur Werkzeug-Bezugsebene P_r und senkrecht zur Werkzeug-Schneidenebene P_s .

2.1.1 Schneidteilgeometrie

Der Schneidteil eines spanenden Werkzeugs wird aus Span-, Hauptfrei- und Nebenschneidenebene 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-Bezugssystem 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

Für diese drei Winkel gilt immer folgende Beziehung:

$$\alpha_o + \beta_o + \gamma_o = 90^\circ \quad (1)$$

• Der Einstellwinkel κ_r ist der Winkel zwischen der angenommenen Vorschubrichtung und der Werkzeug-Schneidenebene P_s , gemessen in der Bezugsebene P_r .

• Der Eckenwinkel ϵ_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 λ_r ist der Winkel zwischen der Hauptschneide S und der Werkzeug-Bezugsebene P_r , gemessen in der Werkzeug-Schneidenebene P_s .

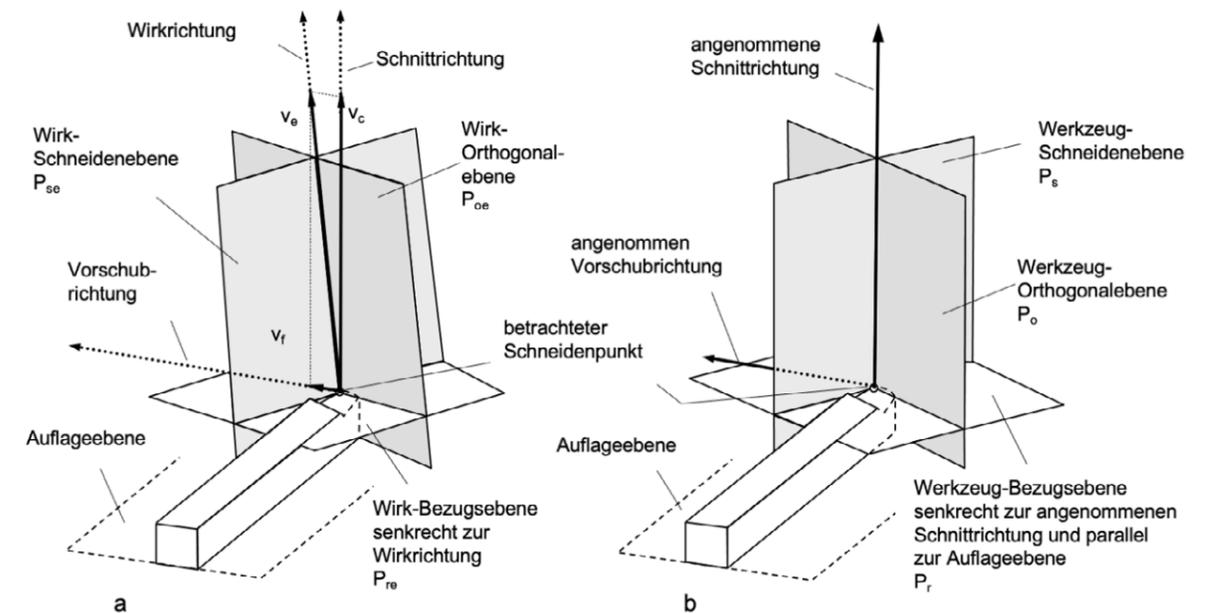
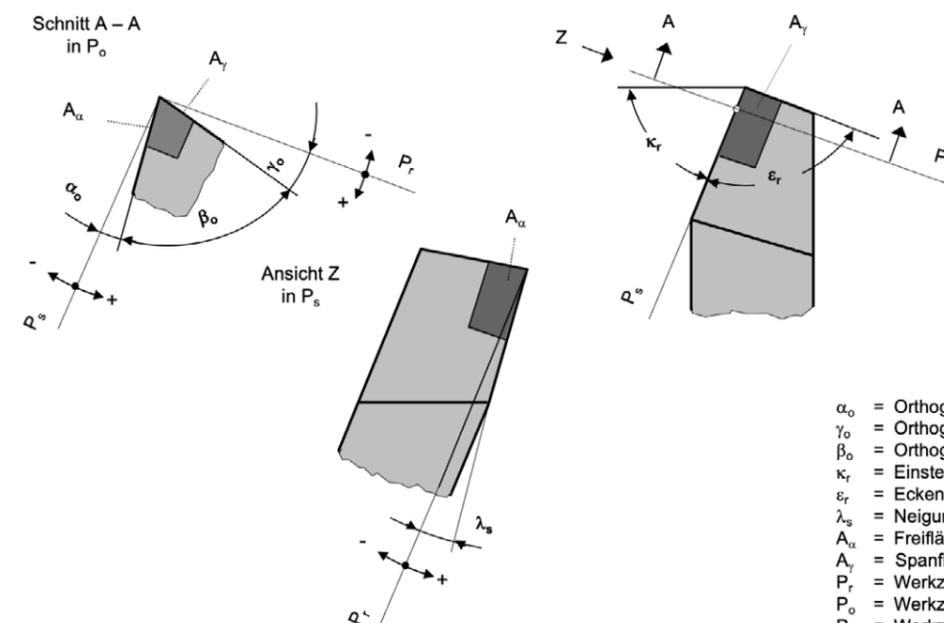


Abb. 4: (a) Wirk- und (b) Werkzeug-Bezugssystem (nach DIN 6581)



- α_o = Orthogonalfreiwinkel
- γ_o = Orthogonalspanwinkel
- β_o = Orthogonalkeilwinkel
- κ_r = Einstellwinkel
- ϵ_r = Eckenwinkel
- λ_s = Neigungswinkel
- A_x = Freifläche
- A_y = Spanfläche
- P_r = Werkzeug-Bezugsebene
- P_o = Werkzeug-Orthogonalebene
- P_s = Werkzeug-Schneidenebene

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 Zerspanvorgang

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 $\alpha = 6^\circ$ und $\alpha = 8^\circ$ und bei Hartmetall zwischen $\alpha = 8^\circ$ und $\alpha = 10^\circ$. 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 γ_0 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 Schneidenbruchs 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 κ_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 κ_r von 70° bis 95° spanend bearbeitet. Für schmelzende Werkstoffe, wie weiches Kupfer oder weiches CuZn10, werden Einstellwinkel von $\kappa_r = 90^\circ$ 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 λ_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 $\lambda_s = 0^\circ$ 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 zerspannt.

Der Eckenwinkel ϵ_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 $\epsilon_r < 90^\circ$ gewählt werden. Einstell- und Eckenwinkel müssen oft als Kompromiss festgelegt werden.

Die Größe des Eckenradius r_ϵ (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

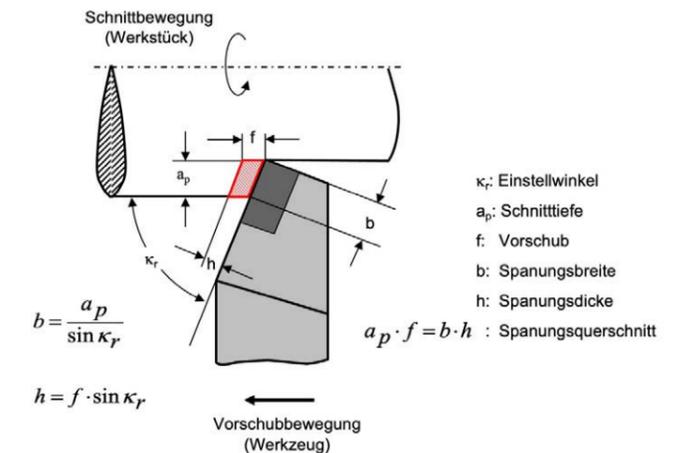


Abb. 6: Eingriffsverhältnisse beim Längs-Runddrehen (nach DIN 6580)

der Nebenschneide Verschleißkerben entstehen, Abb. 8, die die Oberflächenqualität nachteilig beeinflussen können. Für den Eckenradius r_ϵ gibt es einen Optimalwert, der abhängig von der Spanungsdicke h , das heißt abhängig vom Vorschub f , ist. Der Eckenradius r_ϵ 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_ϵ 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].

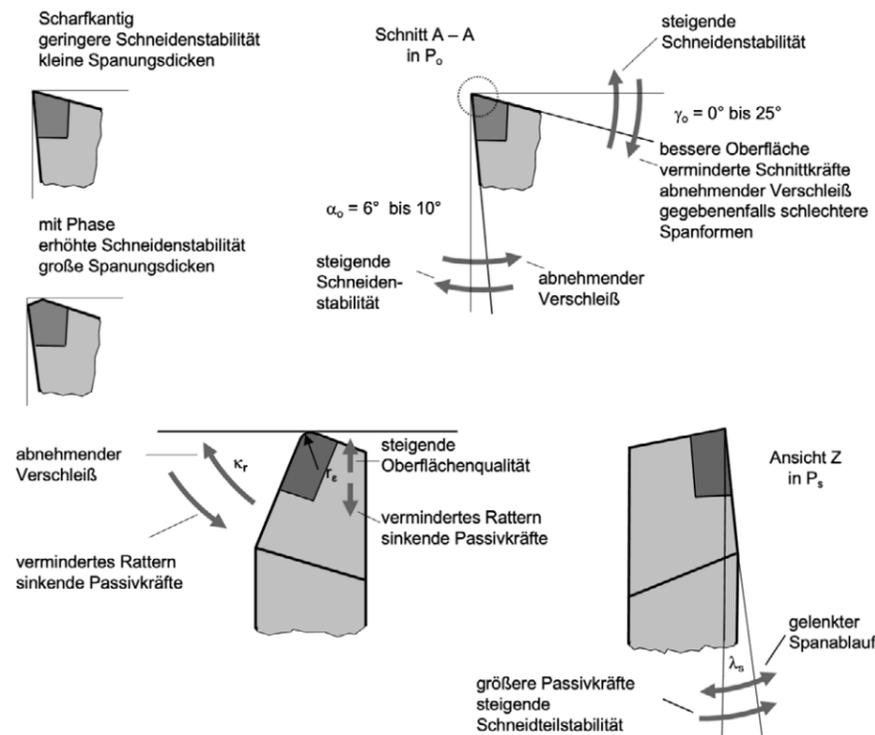


Abb. 7: Einfluss der Schneidengeometrie auf den Zerspanvorgang

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 Nebenfleißfläche 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 $SV\gamma$ 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.

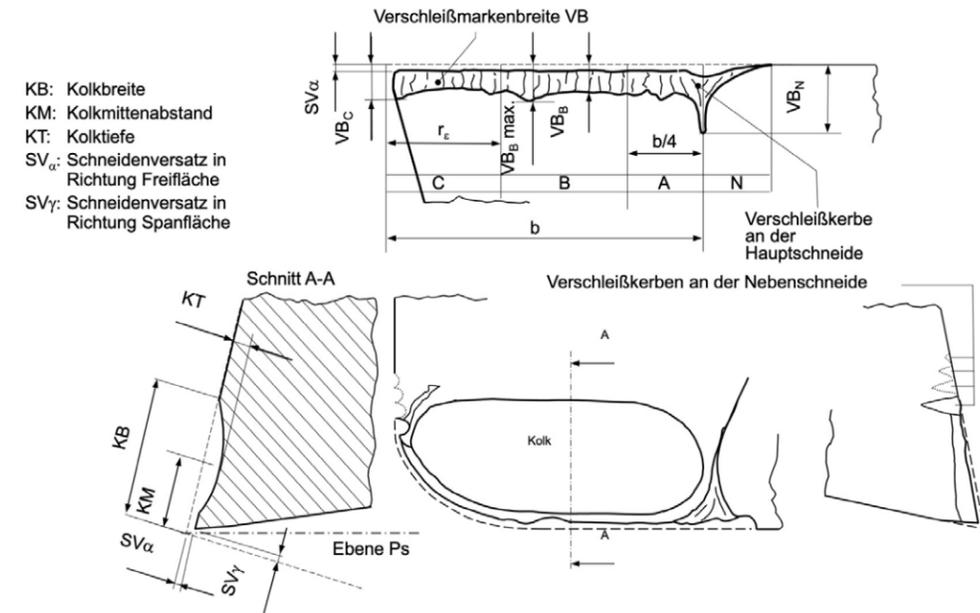


Abb. 8: Verschleißformen und Verschleißmessgrößen am Schneidteil (nach ISO 3685)

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 Spanndicke h in die Spandicke h_{ch} (Spanndickenstauchung) und die Spannbreite b in die Spanbreite b_{ch} (Spanbreitenstauchung) über.

Spandickenstauchung:

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

Spanbreitenstauchung:

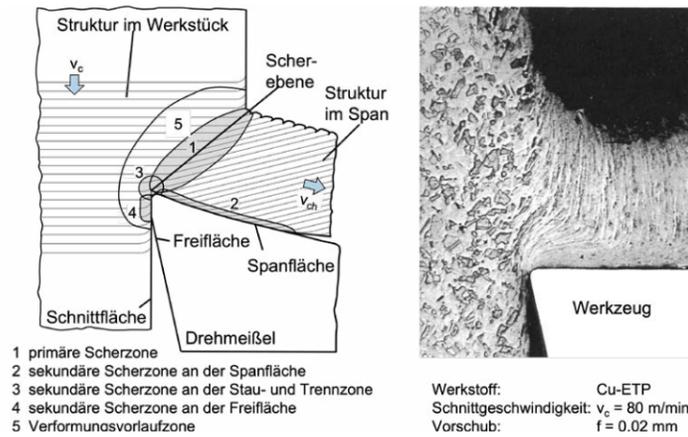
$$\frac{b_{ch}}{b} > 1 \quad (3)$$

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, sofern der Zerspanungsvorgang nicht durch äußere Schwingungen beeinträchtigt wird.

Bei Werkstoffen mit geringerem Formänderungsvermögen oder ungleichmäßigem Gefüge oder 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.



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.

Abb. 9: Wirkzonen bei der Spanentstehung [WARN74]

Scherspäne bestehen dagegen aus Spanteilen, die in der Scherzone vollständig getrennt waren. Diese Spantart 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.

Das Auftreten von Aufbauschneiden ist temperaturabhängig. Bei der Zerspanung von Kupfer und hochkupferhaltigem 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.

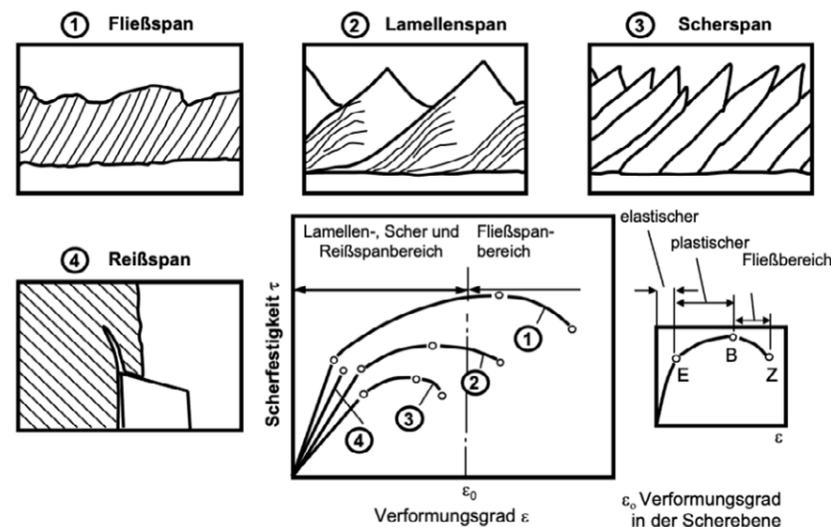


Abb. 10: Spanarten in Abhängigkeit von den Werkstoffeigenschaften [VIER70]

3 _ Definition und Beurteilung der Zerspanbarkeit von Kupferwerkstoffen

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 Kupfer und Kupferlegierungen 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 Wendelspane 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 Fließspäne, 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 Zerspanntemperatur 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 in vielen Fällen das wichtigste 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

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

unter Berücksichtigung der doppeltlogarithmischen Darstellung wie folgt darstellt:

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

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

$$T = v_c^k \cdot C_v \quad (6)$$

Darin bedeuten:

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

Durch Umstellen der Taylor-Gleichung ergibt sich

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

dabei ist

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

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

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

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 ($k = \tan \alpha$)
- C_1 dimensionsbehaftete, empirisch ermittelte Konstante
- C_a dimensionslose Konstante: Exponent der Schnitttiefe
- C_f dimensionslose Konstante: Exponent des Vorschubs

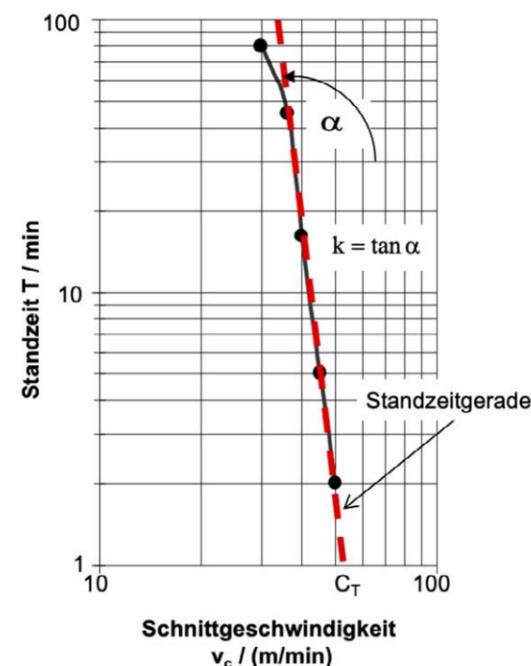


Abb. 11: Standzeit-Schnittgeschwindigkeits-Diagramm im doppeltlogarithmischen System mit Standzeit bzw. Taylor-Geraden

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 Vorrichtungskonstruktion. 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:

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

Mit:

- F_c Schnittkraft in N
- b Spannungsbreite in mm
- h Spanndicke 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 Gleichungen 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 Spanndicke h praktisch nur der Spanwinkel γ , der Neigungswinkel γ_s und der Werkzeugverschleiß Einfluss auf die Größe der spezifischen Schnittkraft. Man rechnet bei zunehmendem d. h. positiver werdendem Spanwinkel γ_s mit einer Abnahme der spezifischen Schnittkraft

Zerspanbarkeitsgruppe	Werkstoff (EN)		Werkstoff-Nummer (UNS)	Hauptwerte der spezif. Schnittkraft $k_{c1,1}$ [N/mm ²]	Anstiegs-wert $1-m_c$	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)
II	CuSn5Zn5Pb2-C	CC499K	-	756	0,86	6)
	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	-	760	0,70	9)
	CuSi4Zn9MnP	-	-	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)
	ZuZn38As	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 Anstiegs-werte $1-m_c$ für Kupfer und Kupferlegierungen nach verschiedenen Quellen

k_c von 1,5 % je Grad Winkeländerung. Diese Annahme gilt für den Bereich von $\pm 10\%$ 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]	Schnittgeschwindigkeit v_c [m/min]	Schneidkeilgeometrie		Bemerkungen	Quelle
						Spanungsgruppen	α - γ - λ - ϵ - κ ; r [grad mm]		
1	Längsdrehen	HM-K 10	$f = 0,05-0,315$	$a_p = 2,5$	180	I II III	6-0-0- ϵ -90/75/45; 0,5 8-5-0- ϵ -90/75/45; 0,5 10-20-0- ϵ -90/75/45; 0,5	Trockenschnitt	[VICT72]
2	Längsdrehen	HSS (M2-AISI)	$h = 0,05-0,28$	$a_p = 2,54$	15-90		α -20- λ - ϵ -90; r	Trockenschnitt	[COPP64]
3	Drehen	SS u. HM	$f = 0,1-0,8$	a_p : $f = 2:1$ bis $10:1$	-	I u. II SS HM III SS HM	8-0-0/8-90-45; 0,5/2 5-6-0/8-90-45; 0,5/2 8-14/18-0/8-90-45; 0,5/2	Trockenschnitt	[AWF158]
4	Längsdrehen	HM	$h = 0,04-0,6$	$a_p = 2,5$	200		5-15- λ - ϵ -90; r	Trockenschnitt	[SADO67]
5	Einzahnfräsen	HSS	$f = 0,08-0,6$	$a_p = 8-9$ $b = 4-12$	40		5-10-0-90-90; r	-	[PHIL59]
6	Längsdrehen	HM-K 10	$f = 0,08-0,32$	$a_p = 2,5$	200		5-6-0-90-70; 0,4	Trockenschnitt	[KÖNI82]
7	Längsdrehen	HSS u. HM	$f = 0,1-0,6$	$a_p = 1$ u. 2	32	HSS HM	8-0-0/8-90-45; 0,5/2 5-6-0/8-90-45; 0,5/2	Trockenschnitt	[SCHA33]
8	Längsdrehen	HM	$f = 0,05-0,14$	$a_p = 1$	200	HM	8-10-0-84-96; 0,4	Trockenschnitt	DKI
9	Längsdrehen	HM	$f = 0,05-0,3$	$a_p = 1,25$	200		0-15-6-50-95; 0,8	Emulsion 7 %	[NOBE15]

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

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 κ_r ab. Unter der Voraussetzung, dass man den Einfluss des Eckenradius r_e vernachlässigt, wird bei einem Einstellwinkel $\kappa_r = 90^\circ$ 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:

$$F_f \approx 0,3 F_c \quad (10)$$

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.

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

Während die Größe der Kräfte für die Dimensionierung von Spaneinrichtungen, 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 .

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

Werkstoff (EN)		Werkstoff- Nummer (UNS)	Spanungsdicke h [mm]													Hinweis zu den Versuchsbedingungen Tab. 2	
Bezeichnung	Nummer		0,08	0,1	0,125	0,16	0,2	0,25	0,315	0,4	0,5	0,63	0,8	1,0	1,25		1,6
Zerspanbarkeitsgruppe I			Spezifische Schnittkraft k_c [N/mm²]														
CuSP	CW114C	C14700	979	963	948	932	918	904	889	874	861	847	833	820	807	793	1)
CuTeP	CW118C	C14500	1232	1200	1168	1134	1104	1075	1045	1016	989	962	935	910	886	860	1)
CuZn35Pb2	CW601N	C34200	1349	1293	1240	1183	1134	1087	1040	994	953	912	871	835	800	764	4)
CuZn39Pb3	CW614N	C38500	1010	940	875	809	753	701	651	603	562	522	483	450	419	387	1)
CuZn40Pb2	CW617N	C37700	1122	1045	973	899	837	779	724	670	624	580	537	500	466	430	1)
CuSn5Zn5Pb5-C a)	CC491K	C83600	1114	1065	1019	969	927	887	847	807	772	737	703	672	643	612	7)
CuSn7Zn4Pb7-C	CC493K	C93200	2567	2433	2307	2173	2060	1953	1847	1744	1653	1564	1477	1400	1327	1251	7)
Zerspanbarkeitsgruppe II			Spezifische Schnittkraft k_c [N/mm²]														
CuNi18Zn19Pb1	CW408J	C76300	1303	1286	1269	1250	1234	1217	1200	1183	1168	1151	1135	1120	1105	1089	1)
CuZn35Ni3Mn2AlPb	CW710R	-	1623	1559	1498	1433	1376	1322	1268	1215	1167	1119	1072	1030	989	946	1)
CuZn37Mn3Al2PbSi	CW713R	-	1542	1432	1330	1227	1140	1059	981	907	842	780	721	670	622	574	3)
CuZn38Mn1Al	CW716R	-	1102	1012	930	847	778	715	655	598	549	503	459	422	388	353	5)
CuAl10Fe5Ni5-C	CC333G	C95500	2215	2077	1946	1812	1698	1592	1489	1389	1302	1218	1136	1065	998	929	6)
CuSn12Ni2-C	CC484K	C91700	1955	1833	1718	1599	1499	1405	1314	1226	1149	1075	1003	940	881	820	6)
CuZn33Pb2-C	CC750S	-	1540	1387	1249	1112	1001	902	809	723	651	584	522	470	423	377	3)
CuSi4Zn9MnP-C	CC246E	-	1605	1502	1406	1307	1224	1146	1070	997	933	871	812	760	711	661	9)
CuSi4Zn9MnP	-	-	1467	1374	1288	1198	1123	1052	983	917	859	803	749	702	658	612	9)
CuSn12-C	CC483K	C90800	1438	1332	1233	1132	1047	970	895	824	763	704	648	600	555	510	9)
CuZn21Si3P	CW724R	C69300	1347	1249	1158	1065	987	915	846	780	724	669	617	572	530	488	9)
Zerspanbarkeitsgruppe III			Spezifische Schnittkraft k_c [N/mm²]														
CuAg0,10	CW013A	C11600	2946	2700	2475	2248	2061	1889	1726	1573	1441	1317	1200	1100	1008	916	2)
CuNi2Si	CW111C	C64700	1810	1735	1663	1586	1521	1458	1395	1333	1278	1223	1169	1120	1074	1024	1)
CuAl8Fe3	CW303G	C61400	1528	1468	1410	1349	1296	1245	1194	1144	1099	1054	1010	970	932	891	1)
CuAl10Ni5Fe4	CW307G	C63000	1760	1714	1668	1620	1577	1535	1493	1451	1413	1374	1335	1300	1266	1229	1)
CuSn8	CW453K	C52100	1519	1486	1453	1417	1386	1355	1325	1293	1265	1236	1207	1180	1154	1126	1)
CuZn37	CW508L	C27400	1907	1828	1752	1671	1602	1536	1470	1404	1346	1288	1231	1180	1131	1079	1)
CuCr1Zr	CW106C	C18100	3073	2977	2883	2782	2695	2610	2525	2440	2363	2286	2209	2139	2072	1999	9)
Cu-ETP	CW004A	C11000	3078	2833	2609	2380	2192	2018	1852	1695	1561	1432	1311	1207	1111	1014	9)
CuNi18Zn20	CW409J	C75600	1953	1871	1792	1709	1637	1568	1500	1432	1372	1312	1253	1200	1149	1096	9)
CuSn8P	CW459K	C52100	1852	1763	1677	1587	1510	1437	1365	1294	1231	1169	1109	1055	1004	950	9)
CuZn38As	CW511L	C27453	2068	1930	1800	1667	1555	1451	1350	1253	1169	1088	1010	942	879	814	9)
CuZn42	CW510L	C28500	1575	1480	1390	1297	1219	1145	1073	1004	943	884	827	777	730	681	9)
CuZn20Al2As	CW702R	C68700	1540	1387	1249	1112	1001	902	809	723	651	584	522	470	423	377	3)

Tab. 3: Spezifische Schnittkraft k_c 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

$$P_c = F_c \cdot v_c \quad (13)$$

$$P_f = F_f \cdot v_f \quad (14)$$

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:

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

Mit:

- P_e' 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-

zogenen Zeit-Leistungs-Spanungsvolumen V_{wp} in cm³/(min · kW), errechnet werden.

Für die oben angegebenen mehrschneidigen Werkzeuge gilt folgende Beziehung:

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

- P_e' Netto-Antriebsleistung in kW
- V_w Zerspantes Werkstoffvolumen in cm³/min
- V_{wp} Spezifisches Zerspanvolumen in cm³/min · kW

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

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

Auf die Einheit cm³/min · kW umgerechnet ergibt sich Folgendes:

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

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

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 Versuchsbedingungen Tab. 2
Bezeichnung	Nummer		0,08	0,1	0,125	0,16	0,2	0,25	0,315	
Zerspanbarkeitsgruppe I		Spezifisches Zerspanvolumen V_{wp} in $(\text{cm}^3/\text{min}) \cdot \text{kW}$								
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 V_{wp} in $(\text{cm}^3/\text{min}) \cdot \text{kW}$								
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 V_{wp} in $(\text{cm}^3/\text{min}) \cdot \text{kW}$								
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 $(\text{cm}^3/\text{min}) \cdot \text{kW}$ 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

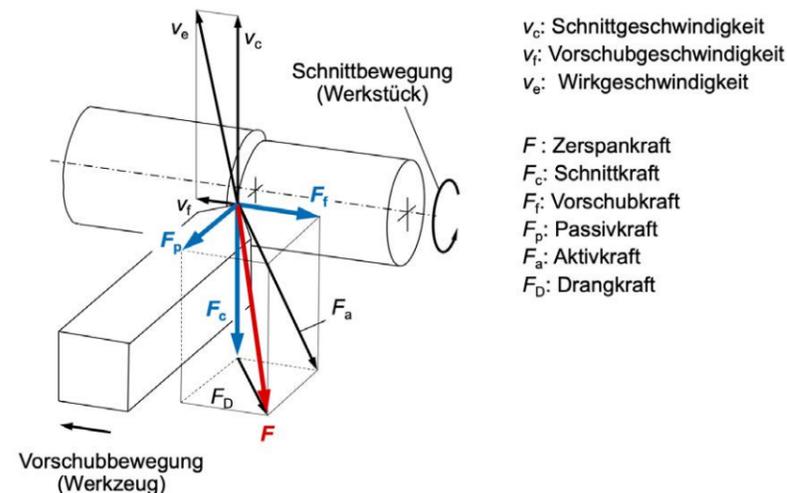


Abb. 12: Zerlegung der Zerspankraft (nach DIN 6584)

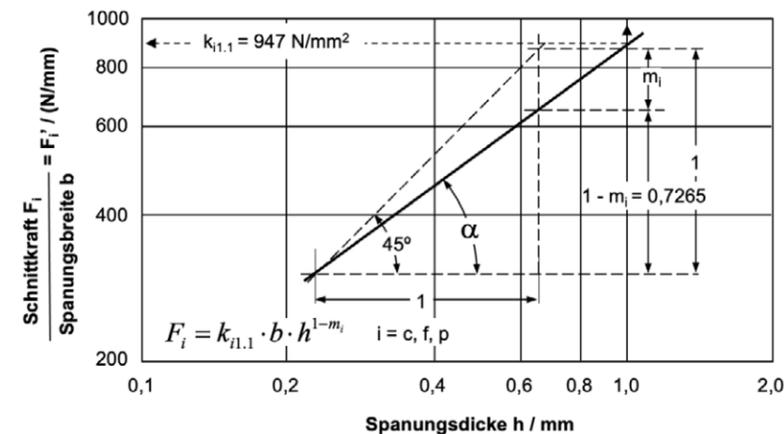


Abb. 13: Graphische Ermittlung der Kennwerte $k_{i,1}$ und $(1-m_c)$ mit $i = c, f$ oder p [VICT72]

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.

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

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

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

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

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

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:

$$f \approx \sqrt{8 \cdot r_e \cdot R_{t,th}} \quad (21)$$

Für vorgegebene Rautiefen können die theoretisch erforderlichen Vorschübe bei gegebenem Eckenradius r_e 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_e [mm]	Vorschub f in mm/U = $f \cdot R_{t,th} \cdot r_e$				
	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 Rauigkeit $R_{t,th}$ und dem Eckenradius r_e .

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 Aufbauschneideteilen, 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 Abreiben mit dem Span bzw. Werkstück verschweißen.

Die erzielbare Querrauheit ist außerdem noch von den Werkzeugwinkeln, besonders vom Spanwinkel, abhän-

gig. 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 $10 \mu\text{m}$. 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 $\kappa_r = 0^\circ$ 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.

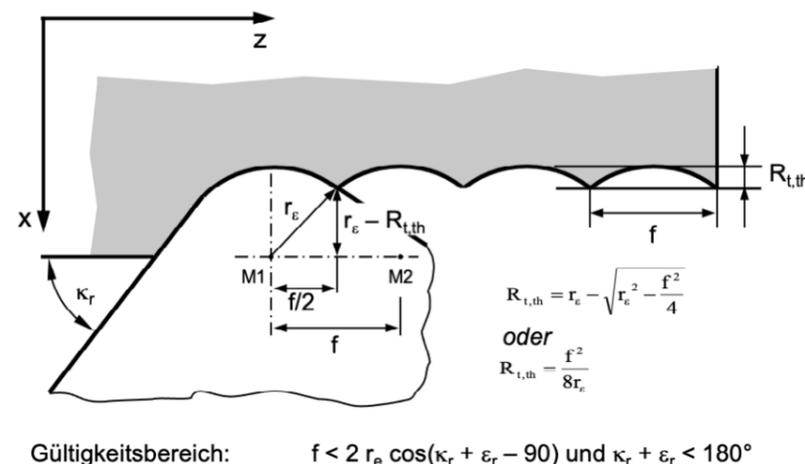


Abb. 14: Geometrische Eingriffsverhältnisse beim Drehen

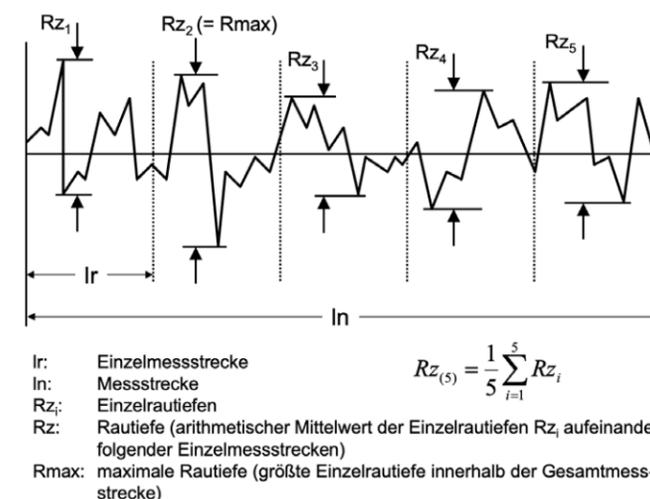


Abb. 15: Rauheitsmessgrößen (nach Mahr und DIN EN ISO 4287)

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:

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

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 Zerspanbarkeitsindex 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 Index 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 Zerspaltung 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, Bauteilqualität, 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 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. Für den Referenzwerkstoff CuZn39Pb3 wurde ein Index von 100 definiert. Die Indizes der binären bleifreien Messingwerkstoffe 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 war mit einem Zerspanbarkeitsindex von 85 als gut zerspanbar einzustufen. Dies wurde auf den

verhältnismäßig hohen Bleianteil $m_{pb} \leq 0,7\%$ zurückgeführt. Vergleichsweise schlecht zerspanbar waren die 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 die ASTM E618. Bei der Übertragung auf reale Fertigungsprozesse ist jedoch zu beachten, dass die folgenden Größen wesentlichen Einfluss auf das Zerspanergebnis haben können:

- Leistungsfähigkeit und Steifigkeit der Werkzeugmaschine
- Spansituation
- Werkzeugeigenschaften und 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
CuZn38*	70	80	35	70	65	-	-
CuZn38As	40	50	40	70	50	45	50
CuZn42	50	50	50	70	55	50	55
CuZn42*	80	50	30	40	50	-	-
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

* mikrolegiert

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]

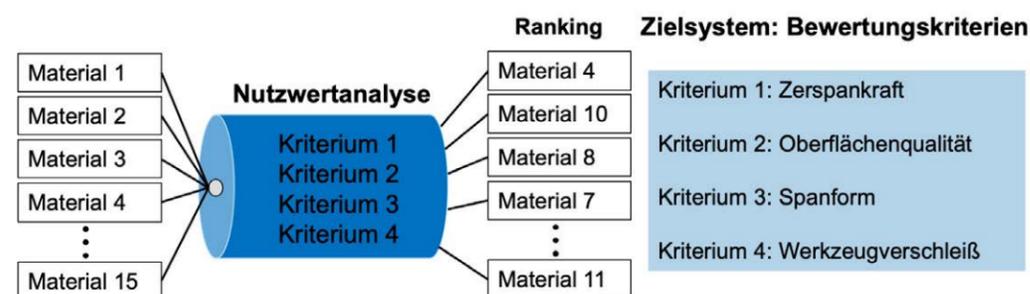


Abb. 18: Prinzip der Nutzwertanalyse [4MAN06], [ESSE06], [LUNG13]

4 _ Einteilung der Kupferwerkstoffe nach Zerspanbarkeitshauptgruppen

4.1 Normung der Kupferwerkstoffe

Die DIN-Blätter geben Auskunft über die Zusammensetzung, die Eigenschaften und hauptsächlich 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). Obwohl die Eigenschaften der Kupferwerkstoffe wesentlich durch die Legierungszusammensetzung bestimmt werden, eignet sich dieses Ordnungsschema wegen unterschiedlicher Zerspanbarkeitseigenschaften von Werkstoffen gleicher Legierungsgruppe für die Einteilung nach Zerspanbarkeitsgruppen nicht.

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)
	Sondermessing	mit anderen Zusätzen
Kupfer-Zink-Legierungen, Mehrstoff		

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

Bezeichnung	Bezeichnung (nicht genormt)
Kupfer und Kupfer-Chrom-Gusslegierungen	unlegiert Kupfer-Chrom
Kupfer-Zink-Gusslegierungen	Messing 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

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass sämtliche Angaben zur chemischen Zusammensetzung von Werkstoffen in dieser Broschüre in Massenprozent zu verstehen sind. Die Bezeichnung für einen Zinkgehalt von $m_{Zn} = 36\%$ steht also für einen Gehalt von 36 Massenprozent Zink.

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. 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.

Merkmale	Hauptgruppe I	Hauptgruppe II	Hauptgruppe III
Gefüge	Homo-/heterogen mit spanbrechenden Teilchen (Pb, S, Te)	Heterogene (grobdisperse Phase) ohne Pb-Teilchen	a) homogen 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) sehr gut b) gering
Warmumformbarkeit der Knetwerkstoffe	im Allgemeinen gut	mäßig	c) mäßig 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 Kaltumformbarkeit als Werkstoffe der Hauptgruppe I mit heterogenem Gefüge. Verglichen mit den Werkstoffen der Hauptgruppe I hat die größere Kaltumformbarkeit 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 Kaltumformbarkeit dieser Werkstoffe folgen höhere Schnittkräften und lange, zähe Späne. Die guten Kaltumformungseigenschaften 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 behaftet sind und daher nur mit einer gewissen Wahrscheinlichkeit, die beim Drehen bei ca. 70 % liegt, zutreffend sind.

Legierungsgruppe	Werkstoff			Zugfestigkeit R_m [N/mm ²]	0,2 % Dehngrenze $R_{p0,2}$ [N/mm ²]	Bruchdehnung A [%]	Härte [HB]	Kennzeichnung Schneiden-geometrie	Zerspanbarkeitsindex/Machinability Rating		
	Bezeichnung (EN)	Nummer (EN)	Nummer (UNS)								
Kupfer-Knetwerkstoffe	Kupferlegierungen, niedrig legiert – nicht aushärtbar	CuPb1P	CW113C	C18700	250–360	200–320	5–7	90–110	C*	80	
		CuSP	CW114C	C14700						80	
		CuTeP	CW118C	C14500						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						
Kupfer-Zink-Legierungen Mehrstoff	CuZn40Mn1Pb	CW720R	-	390–560	200–500	10–20	110–160	A		60	
	CuZn21Si3	-	C69300	530–700	300–450	10–20	210			80*	
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-Zinn-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	Bezeichnung (EN)	Nummer (EN)	Nummer (UNS)	Zugfestigkeit R_m [N/mm ²]	0,2 % Dehngrenze $R_{p0,2}$ [N/mm ²]	Bruchdehnung A [%]	Härte [HB]	Kennzeichnung Schneiden-geometrie	Zerspanbarkeitsindex/Machinability Rating	
											Kupfer-Knetwerkstoffe
		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	CuZn38 (mikrolegiert)								65**	
		CuZn40	CW509L	C28000	340	260	25	80	A*	40	
		CuZn42	CW510L			484	315	29	157		55**
		CuZn42 (mikrolegiert)								50**	
	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	-								
		CuZn21Si3P	CW724R	C69300	500–670	300–450	10–15	130–220			65**
		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
	CuZn38As	CW511L	-		392	313	22	126		50**	
	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-Zinn-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], vgl. Kapitel 3.6

Legierungsgruppe	Werkstoff			Zugfestigkeit R_m [N/mm ²]	0,2% Dehngrenze $R_{p0,2}$ [N/mm ²]	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, Lösungsgelüht, 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, lösungsgelüht, 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, lösungsgelüht	CuCr1Zr	CW106C	C18150	200	60	30	65–90	B*	20	
	CuSi3Mn1	CW116C	C65500	380–900	260–890	8–50	85–210		30	
Kupferlegierungen, niedrig legiert, nicht aushärtbar	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], vgl. Kapitel 3.6

Legierungsgruppe	Werkstoff			Zugfestigkeit R_m [N/mm ²]	0,2% Dehngrenze $R_{p0,2}$ [N/mm ²]	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-Zinn-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
	Kupfer-Zinn-Legierungen Zweistoff	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	260–550	15–45	90–190	A*	30
		CuZn5	CW500L	C21000	240–350	60–310	15–30	55–115	A*	20
	Kupfer-Zinn-Legierungen Mehrstoff	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-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	
	CuNi10Fe1Mn1-C	CC380H	C96200	280	100–120	20–25	70	A*	20	
	CuNi-30Fe1Mn1NbSi-C	CC383H	C96400	440	230	18	115	A*	20	
Kupfer-Zinn-Gusslegierungen	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], vgl. Kapitel 3.6

4.3 Beeinflussung der Zerspanbarkeit durch Gießen, Kaltumformung und Aushärtung

Bei der Zerspannung gegossener Kupferwerkstoffe ist zu beachten, dass sich die Eigenschaften der Guss-haut vom Grundwerkstoff unterscheiden. Die Guss-haut weist im Allgemeinen eine deutlich höhere Festigkeit und Härte auf, wodurch der Verschleiß der Werkzeuge teils deutlich zunimmt. Zudem können die Oberflächen-güte und auch die Maßhaltigkeit der Werkstücke im Be-reich der Guss-haut verschlechtert sein.

Härte und Zugfestigkeit gegossener Werkstücke sind im Allgemeinen niedriger als bei Walz- und Ziehfabri-katen mit gleicher Zusammensetzung. Dabei schwan-ken die Dehnungswerte innerhalb weiter Grenzen. Allgemein gilt, dass die Gusswerkstoffe – sofern die Guss-haut außer Betracht gelassen wird – aufgrund der geringen Zugfestigkeit und Härte besser zerspanbar sind als Knetwerkstoffe mit gleicher chemischer Zu-sammensetzung.

Im Werkstoff enthaltene Gefügeinhomogenitäten, Poren und nichtmetallische Einschlüsse bringen für die Werkzeugschneide eine zusätzliche dynamische Be-anspruchung, die zu Schneidenausbrüchen und hohen Standzeiteinbußen führen kann. Hier sind insbesondere Einschlüsse von Aluminiumoxid (Korund, Spinell), von Siliziumkarbid, Siliziden, wie Eisensilizid und Quarzein-schlüsse bei der spanenden Bearbeitung gefürchtet. Der Einfluss von Porositäten, wie z. B. Gasporosität, 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. Insbe-sondere kann – verglichen mit dem unverfestigten Ma-terial – eine bessere Spanbrechung erreicht werden.

Durch eine mehr oder weniger starke Kaltumformung der Knetwerkstoffe können innere Spannungen auftre-ten, 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 in-neren unter Druckspannungen. Ähnliche Verhältnisse liegen bei kalt nachgewalzten Halbzeugfor men 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 Werk-stoffschicht nur teilweise entfernt wird, ein Verdrehen oder Verbiegen verursachen kann. Derartige Schwie-rigkeiten 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 Entspannungsglü-hung von etwa einer Stunde Dauer zu beseitigen. Die anzuwendende Temperatur liegt für Kupfer bei 150 bis 180 °C, für Kupfer-Zinn-Legierungen je nach Legierung zwischen ca. 250 und 300 °C. Diese Behandlung ent-spricht dem Verfahren, Kupfer-Zinn-Legierungen un-empfindlich gegen Spannungsrisskorrosion zu machen; es beeinträchtigt die Festigkeitseigenschaften nicht, verbessert aber im Allgemeinen die elastischen Eigen-schaften.

Bei der spanenden Bearbeitung stark kaltgeformter und daher federnder Werkstücke sind wegen des nied-rigen Elastizitätsmoduls der Kupferwerkstoffe Maschi-nen ohne jedes Spiel zu verwenden. Gegebenenfalls muss das Werkstück abgestützt werden. Sofern man wählen kann, wird wegen der besonders ausgeprägten Kaltverfestigung der Kupferwerkstoffe die Verwen-dung von Werkstoffen im verfestigten Zustand bevor-zugt. 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 spa-nende Bearbeitung zweckmäßig am kal tumgeform-tem 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 in-folge hoher Schnitttemperaturen eine Aushärtung zu vermeiden, ist für eine gute Kühlschmierung während der spanenden Bearbeitung zu sorgen.

4.4 Beeinflussung der Zerspanbarkeit durch weitere Legierungselemente

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 Wendelspäne des reinen Kupfers sind schlecht zu handhaben bzw. abzuführen. We gen 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 Inhomo-genität auf, was in geringem Umfang die Spanbildung im günstigen Sinne und das Standzeitverhalten im un-günstigen Sinne beeinflusst. Da die Unterschiede nicht groß sind, jedoch die sauerstofffreien Kupfersorten mehr zum Kleben neigen, werden sauerstoff-haltige Kupfersorten in der Regel für die spanende Bearbei-tung bevorzugt.

Durch den Zusatz spanbrechender Elemente wie Blei, Schwefel, Tellur und Selen lässt sich die Spanbildung verbessern. Die Späne zerbrechen zu feinen nadel-artigen Bruchstücken und werden aus der Schneid-zone 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 zerspanntechnologische Wirkung von Blei in Kapitel 4.5 und die damit einherge-hende Gesetzeslage in Kapitel 4.6 behandelt.

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

Ähnliche Spannungseigenschaften wie reines Kupfer haben hinsichtlich der Spanbildung und Werkzeug-Standzeit Legierungen des Kupfers mit Zinn, Zinn, Ni-

ckel und Aluminium, sofern ihr Gefüge aus homogenen Mischkristallen besteht.

Ein anderes Zerspanungsverhalten zeigen heterogene Kupferlegierungen ohne spanbre chende Zusätze. Die Werkstoffgruppe der heterogenen Kupferlegierungen umfasst Legierungen, die Anteile der Legierungsele-mente Zinn, 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 Legierungs-komponenten enthaltenden Kupfer-Mehrstoff-Legie-rungen.

Die Spannungseigenschaften der heterogenen Kup-ferlegierungen sind verglichen mit den homogenen Kupferlegierungen bereits erheblich verbessert. Bei Werkstoffen mit geringer Dehnung, wie z. B. bei gegos-senen Kupfer-Zinn-Legierungen, zerbrechen die Spä-ne zu kurzen Spiralspänen. Bei Werkstoffen mit höherer Dehnung, z. B. bei CuZn40Mn2, bilden sich je nach Vor-schub kurze Spiralspäne oder lange zylindrische Wen-delspäne. Dabei bilden sich bei kleinem Vorschub die letztgenannten zusammenhängenden in sich gewun-denen Späne. Die Späne sind relativ brüchig oder kön-nen mit Hilfe von Spanleitstufen gebrochen werden.

Die Art der Spanbildung führt zu Schwingungen des Werkzeugs. Diese Schwingungen können sich bei ge-ringen Steifigkeiten des Gesamtsystems aus Werkzeug, Werkstück, Aufspannung und Maschine verstärken. Dies kann Rattermarken auf der Werkstückoberflä-che erzeugen. Dem kann man entgegenwirken, in-dem stabilere Werkzeuge und Werkzeughalter ver-wendet werden und die Auskraglänge des Werkzeugs und Werkstücks möglichst kurzgehalten werden. Beim Innendrehen ist auch der Einsatz von schwingungsge-dämpften Werkzeugaufnahmen üblich.

Die Standzeit der heterogenen Kupferlegierungen wird durch das Auftreten eines härteren zweiten Misch-kristalls herabgesetzt. Steigende Zinngehalte z. B. in Kupfer-Zinn-Gusslegierungen bedingen eine Herab-setzung 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 ($\alpha+\beta$)-Kupfer-Zink-Legierungen mit Kupfergehalten von 54 bis 63 % zu unterscheiden. Die homogenen α -Kupfer-Zink-Legierungen im weichen Zustand verhalten sich hinsichtlich Spanbildung und Standzeit ähnlich wie reines Kupfer. 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 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 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 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 Bildung eines reibungsmindernden Bleifilms auf der Kontaktfläche zwischen der Werkzeugschneide 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.



Abb. 19: Spanformen: a CuSn8P, b CuZn21Si3 und c CuZn39Pb3

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 bleiarmer (mPb < 0,2 %) Cu-Legierung hergestellt werden, die eine vergleichbare Zerspanbarkeit sowie ähnliche Werkstoff- und Handhabungskosten wie Automatenmessing aufweist. Die relevantesten Substitute für Blei sind 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.

Bismut ist hinsichtlich der Zerspanbarkeit der beste Ersatz für Blei als Legierungselement. [ESSE06; IMA109]. 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 versprödnend 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 wird die Legierung CuZn21Si3P vertrieben [WIEL13] und hat die größte Bedeutung unter den Si-haltigen Messinge erlangt. 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 ein Zerspanbarkeitsindex von 60–80 erreicht. 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 Schnellarbeitsstähle 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 Kornes 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.

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:

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

worin bedeuten:

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

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

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

$$K_1 = t_{hl} \cdot R + K_{fix} + K_w = K_{thl} + K_{fix} + K_w \quad (24)$$

worin bedeuten:

- K_1 Spanungskosten je Werkstück in €
- t_{hl} Spanungszeit des Werkzeugs je Werkstück in min
- K_{fix} Fixkosten (unabhängig von v_c) in €
- K_{thl} 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 Zerspangshauptgruppen 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 Spannungswerkzeuge 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: Zerspangshauptgruppe, 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 [ESS110]. In Tab. 14 sind die Kennbuchstaben für die Schneidenformen, die eine Spanleitstufe aufweisen, mit einem Sternchen gekennzeichnet (A*, B*, C*). Ferner ist der Rückenwinkel β_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 Rückenante [VOSS76]: Je tiefer die Spanleitstufe ist und je steiler die Rückenante ausgeführt ist, desto stärker wird der Span gestaucht. Als allgemeine Empfehlung für Spanleitstufen können etwa 0,8 mm Höhe und ein Rückenwinkel von $\beta_0 = 70^\circ$ bzw. $\beta_0 = 50^\circ$ zwischen

Kennbuchstabe der Schneidenform	HM		HSS		Rückenwinkel der Spanleitstufe ¹⁾ β_0 (°)
	γ (°)	α (°)	γ (°)	α (°)	
A A*	0–8	6	5–10	8	50
B B*	8–12	6	10–14	8	70
C 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. Wendepplatten zum Drehen oder Bohren; sie gelten also nicht für Fräser, Bohrwerkzeuge usw

Tab. 14: Einteilung der Schneidengeometrien

Rückenke und wirksamer Spanfläche dienen. Der Übergang von der Spanfläche zur Rückenke 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 κ_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]:

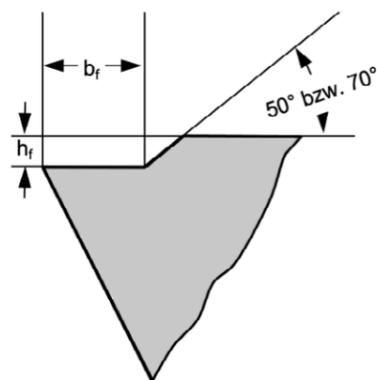


Abb. 21: Querschnitt einer eingeschliffenen Spanleitstufe

Spanungsbreite b	Breite der Spanleitstufen b_r
0,4 ... 1,5	$5 \cdot h$
1,6 ... 7	$8 \cdot h$
7,5 ... 12	$12 \cdot h$

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 $> 0^\circ$), 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 $< 0^\circ$) 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 Spans: 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.

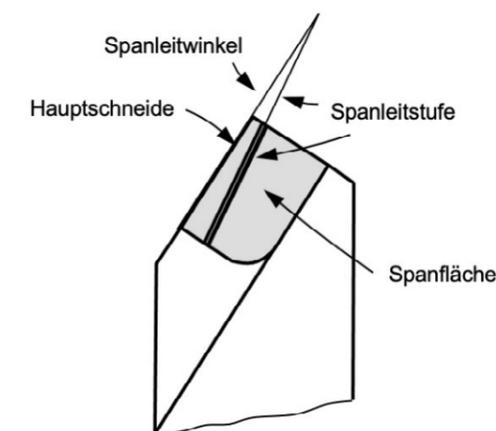


Abb. 22: Spanleitwinkel der Spanleitstufe

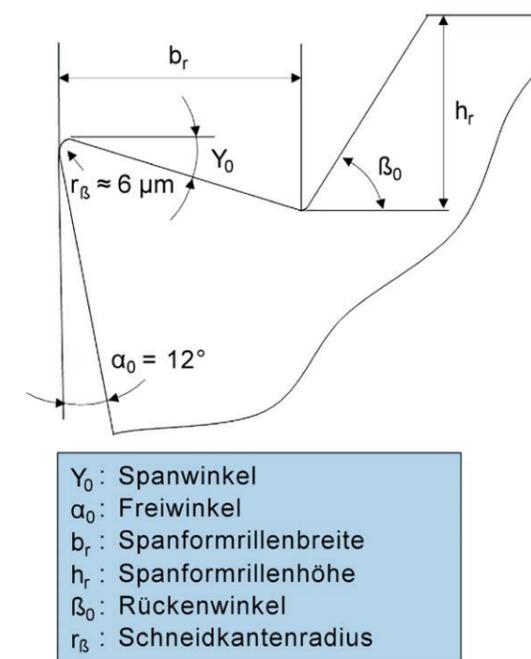


Abb. 23: Definition der Spanformrillengeometrie für Untersuchungen zum Stechdrehen [LUNG13]

7_Kühlschmierstoffe

Kupferwerkstoffe werden zum Teil trocken zerspannt, 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 Kühlung 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 Zerspannung 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 Zerspannung 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 hochzähnen 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 zerspannt 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.

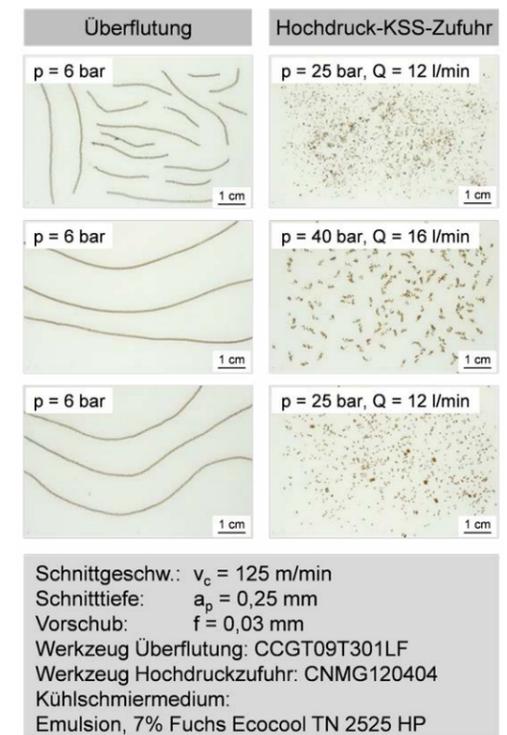


Abb. 25: Spanformen beim Außenlängsdrehen von bleifreien Kupferwerkstoffen mit konventioneller Überflutungskühlung und gerichteter HD-KSS-Zufuhr

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 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 v_c durch den Drehzahlbereich der Maschine und den Bearbeitungsdurchmesser beschränkt. Ein weiteres Beispiel ist die Schneidanzahl eines vorhandenen Fräasers. 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. Spannungsdicke 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 vorgegeben ist. Die weitere Auslegung erfolgt unter Berücksichtigung der durch das Werkzeug, den Werkstoff und die Maschine vorgegebenen Grenzen. Mit Wahl der maximal möglichen Schnitttiefe wird die Anzahl der notwendigen Schnitte reduziert. Nach Bestimmung der Schnitttiefe a_p sollte auch der Vorschub f so groß wie möglich ausgelegt werden. Dieser wird analog zur Schnitttiefe a_p 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:

$$T = C_v \cdot v_c^k \quad (6)$$

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_n und damit die hierbei entstehenden Kostenanteile je Werkstück, erhöht aber durch eine kürzere Standzeit T die Werkzeugkosten je Werkstück K_{WT} .

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 $v_{c,ok}$ dargestellt. Ein Abweichen von der kostenoptimalen Schnittgeschwindigkeit $v_{c,ok}$ erhöht die Zerspanungskosten je Werkstück, da entweder die spanende Bearbeitungszeit oder aber die Werkzeugkosten steigen. Rechnerisch lässt sich die kostenoptimale Standzeit T_{ok} mit Hilfe der Gleichungen 6 und 24 ermitteln. Durch Differentiation und Umformen folgt die Gleichung 25:

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

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-, Lohnnebenkosten 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 $v_{c,ok}$ 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 T_{ok} wird damit größer als beim separat zerspanenden Werkzeug [VOSS76,BURM81].

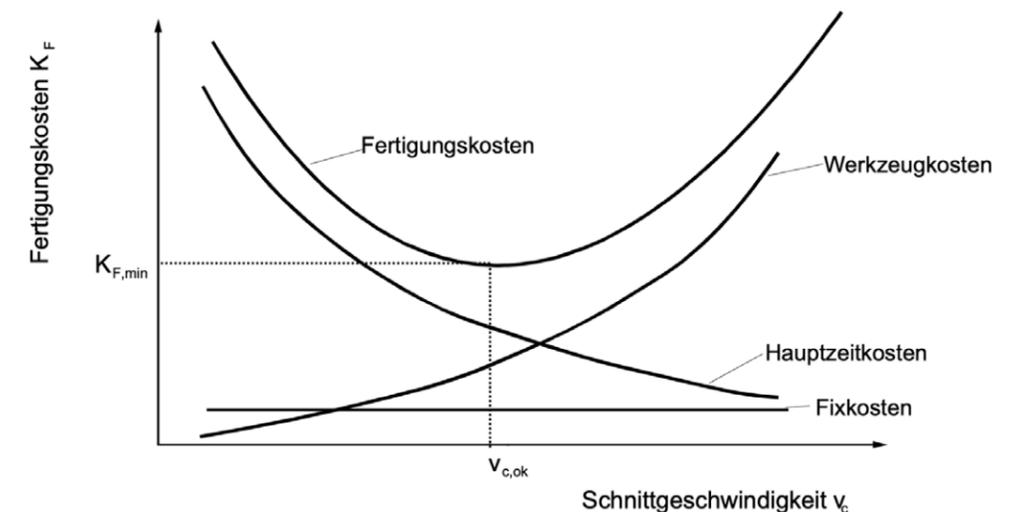


Abb. 26: Kosten in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit (nach VDI 3321)

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-Maschinenteknik 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 monokristallinem Diamant bearbeiten lassen. Die Bearbeitung von Stahl ist aufgrund der Kohlenstoffaffinität des Eisens nicht möglich [SPEN91, KLOC08, LINK07].

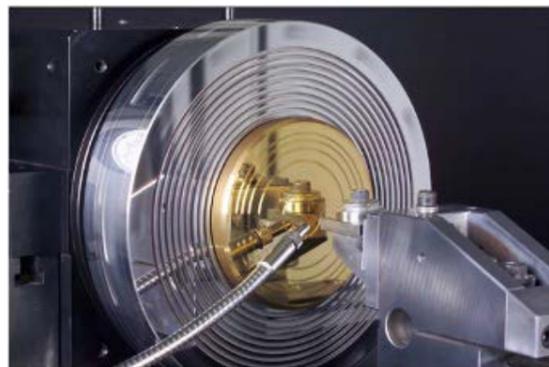


Abb. 27: UP-Drehbearbeitung einer strukturierten Planfläche in Messing

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 Zustell-tiefen sind werkstoffabhängig. Für Buntmetalle liegen empfohlene Zustell-tiefen 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 Diamantzerspannung 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/mm^2 . 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.

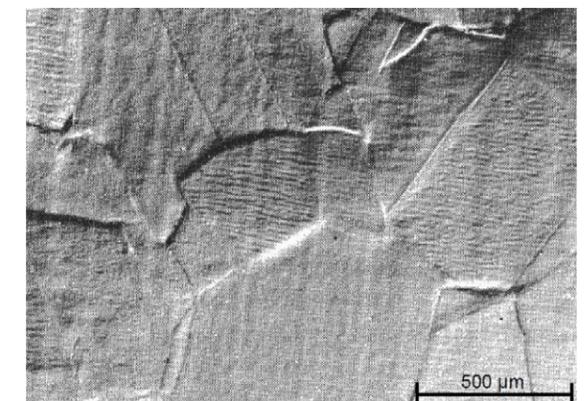


Abb. 28: Diamantzerspannte Oberfläche von OFHC-Kupfer [SPEN91]

Die Auswirkungen der Kornstruktur zeigen sich weiterhin bei der Mikrostrukturierung. Insbesondere in der Ausbildung von Gratzen 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.

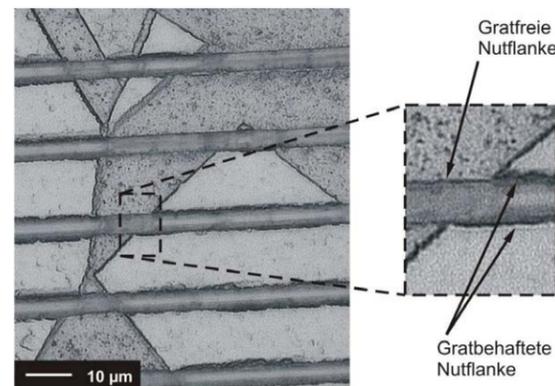


Abb. 29: Gratbildung in Abhängigkeit der Kornstruktur [BRECO9]

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 [BRECO9]. Nichtsdestotrotz lassen sich mit der Diamantzerspannung 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 Zerspaltung von Kupfer und Kupferlegierungen gegeben. Vor dem Hintergrund der Beschränkung des Bleigehalts in Automatenwerkstoffen wurden zudem Empfehlungen für die Zerspaltung von bleifreien Kupferwerkstoffen erarbeitet. Im letzten Abschnitt (Kap. 10.6) werden Handlungsempfehlungen für häufig auftretende Probleme bezüglich der Zerspaltung 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. 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 herausfinden. 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 interpoliert 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 $VB \approx 0,6$ mm am Ende der Standzeit und eine Standzeit von $T = 30 \dots 60$ min bei HM-Schneiden der Gruppe N10 (N20), bzw. $T = 45 \dots 90$ 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 für 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 $VB \approx 0,4$ 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 wird, gelten folgende Korrekturfaktoren:

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

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.

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 Roh-teildurchmesser 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							
	Zl	Schneidstoff/Beschichtung	v_c /(m/min)	f/mm	a_p /mm	Werkzeuggeometrie	KSS - Strategie
Cu-ETP	20	HM N10-N20; CVD Diamant- ($f \geq 0,08$ 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 • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 8-10 \cdot f$; $\beta_0 = 25-40^\circ$	• Emulsion oder Öl • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen
CuCr1Zr	20	HM N10-N20; CVD Diamant- ($f \geq 0,08$ 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 • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 8-10 \cdot f$; $\beta_0 = 25-40^\circ$	• Emulsion oder Öl • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen
CuZn37	40	HM N10-N20; CVD Diamant- ($f \geq 0,08$ 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 • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 7-10 \cdot f$; $\beta_0 = 40-55^\circ$	• Emulsion oder Öl • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen
CuZn38As	40	HM N10-N20; CVD Diamant- ($f \geq 0,08$ 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 • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 6-10 \cdot f$; $\beta_0 = 40-55^\circ$	• Emulsion oder Öl • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen
CuZn42	55	HM N10-N20; CVD Diamant- ($f \geq 0,08$ 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 • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 6-8 \cdot f$; $\beta_0 = 55-70^\circ$	• Emulsion oder Öl • MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen
CuZn215i3P	65	HM N10-N20; CVD Diamant- ($f \geq 0,08$ 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 • Spanleitgeometrie zu empfehlen • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 5-7 \cdot f$; $\beta_0 = 55-70^\circ$	• Emulsion oder Öl • MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich
CuZn105i4	60	HM N10-N20; CVD Diamant- ($f \geq 0,08$ 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 • Spanleitgeometrie zu empfehlen • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 5-7 \cdot f$; $\beta_0 = 55-70^\circ$	• Werkstoff für die Trockenbearbeitung geeignet • Emulsion oder Öl ebenfalls möglich
CuZn105i4-C	60	HM N10-N20; CVD Diamant- ($f \geq 0,08$ 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 • Spanleitgeometrie zu empfehlen • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 5-7 \cdot f$; $\beta_0 = 55-70^\circ$	• Werkstoff für die Trockenbearbeitung geeignet • Emulsion oder Öl ebenfalls möglich
CuSn8P	45	HM N10-N20; CVD Diamant- ($f \geq 0,08$ 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 • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 7-10 \cdot f$; $\beta_0 = 40-55^\circ$	• Emulsion oder Öl • MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich
CuSn12-C	85	HM N10-N20; CVD Diamant- ($f \geq 0,08$ 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 • keine Spanleitgeometrie erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$	• Emulsion oder Öl • MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich

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

Außenlängsdrehen							
	Zl	Schneidstoff/Beschichtung	v_c /(m/min)	f/mm	a_p /mm	Werkzeuggeometrie	KSS-Strategie
CuAl10Ni5Fe4	55	HM N10-N20; CVD Diamant- (f \geq 0,08 mm) oder PVD-TiAlN Besch. zu empfehlen	Diamant: 200-500 PVD-TiAlN: 150-250	Schruppen: 0,1-0,4 Schlichten: 0,08-0,15	Schruppen: 1,5-5 Schlichten: 0,5-2	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 7-10 * f$; $\beta_0 = 40-55^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen
	55	HM N10-N20; CVD Diamant- (f \geq 0,08 mm) oder PVD-TiAlN Besch. zu empfehlen	Diamant: 200-500 PVD-TiAlN: 150-250	Schruppen: 0,1-0,4 Schlichten: 0,08-0,15	Schruppen: 1,5-5 Schlichten: 0,5-2	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 7-10 * f$; $\beta_0 = 40-55^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen
	35	HM N10-N20; CVD Diamant- (f \geq 0,08 mm) oder PVD-DLC Besch. zu empfehlen (f < 0,08 mm)	Diamant: 200-400 PVD-DLC: 150-200	Schruppen: 0,1-0,3 Schlichten: 0,1-0,15	Schruppen: 1,5-3 Schlichten: 0,5-1,5	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 8-10 * f$; $\beta_0 = 40-55^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen
	100	HM N10-N20; PVD-TiAlN Besch. oder unbeschichtet zu empfehlen	Unbeschichtet: 150-300 PVD-TiAlN: 200-500	Schruppen: 0,1-0,5 Schlichten: 0,01-0,15	Schruppen: 1,5-6 Schlichten: 0,5-1,5	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • Keine Spanleitgeometrie erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • MMS oder Trockenbearbeitung ohne signifikante Probleme möglich

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

Einstechdrehen							
	Zl	Schneidstoff/Beschichtung	v_c /(m/min)	f/mm	Werkzeuggeometrie	KSS-Strategie	
Cu-ETP	20	<ul style="list-style-type: none"> • PKD • Hartmetall; CVD-Diamant oder PVD-DLC Besch. zu empfehlen 	PKD: 100-300 CVD: 100-250 PVD: 100-150	0,04-0,08	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 20-40 * f$; $\beta_0 = 25-40^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen 	
	20	<ul style="list-style-type: none"> • PKD • Hartmetall; PVD-TiB₂, DLC Besch. zu empfehlen 	PKD: 100-300 PVD: 100-150	0,04-0,08	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 20-40 * f$; $\beta_0 = 25-40^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen 	
CuCr1Zr	20	<ul style="list-style-type: none"> • PKD • Hartmetall; PVD-TiB₂, DLC Besch. zu empfehlen 	PKD: 100-300 PVD: 100-150	0,04-0,08	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 20-40 * f$; $\beta_0 = 25-40^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen 	
	40	Hartmetall; PVD-TiAlN, DLC Besch. zu empfehlen	100-150	0,1-0,2	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 8-12 * f$; $\beta_0 = 40-55^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen 	
CuZn37	40	Hartmetall; PVD-TiAlN, DLC Besch. zu empfehlen	100-150	0,1-0,2	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 8-12 * f$; $\beta_0 = 40-55^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen 	
CuZn38As	40	Hartmetall; PVD-TiAlN, DLC Besch. zu empfehlen	100-150	0,1-0,2	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 8-10 * f$; $\beta_0 = 40-55^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen 	

Tab. 17: Richtwerte für das Einstechdrehen von bleifreien Kupferwerkstoffen

Einstechdrehen							
	Zl	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	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 6-10 * f$; $\beta_0 = 55-70^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen 	
	65	Hartmetall; PVD-TiCN, TiN, TiB ₂ , DLC Besch. zu empfehlen	100-150	0,1-0,2	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • $f \geq 0,1$ mm: Spanleitstufe: $b_r = 6-8 * f$; $\beta_0 = 55-70^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich 	
CuZn21Si3P	60	Hartmetall; PVD-TiCN, TiN, TiB ₂ , DLC Besch. zu empfehlen	100-150	0,1-0,2	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • $f \geq 0,1$ mm: Spanleitstufe: $b_r = 6-8 * f$; $\beta_0 = 55-70^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Werkstoff für die Trockenbearbeitung geeignet • Emulsion oder Öl ebenfalls möglich 	
CuZn10Si4	60	Hartmetall; PVD-TiCN, TiN, TiB ₂ , DLC Besch. zu empfehlen	100-150	0,1-0,2	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • $f \geq 0,1$ mm: Spanleitstufe: $b_r = 6-8 * f$; $\beta_0 = 55-70^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Werkstoff für die Trockenbearbeitung geeignet • Emulsion oder Öl ebenfalls möglich 	
CuZn10Si4-C	60	Hartmetall; PVD-TiCN, TiN, TiB ₂ , DLC Besch. zu empfehlen	100-150	0,1-0,2	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • $f \geq 0,1$ mm: Spanleitstufe: $b_r = 6-8 * f$; $\beta_0 = 55-70^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Werkstoff für die Trockenbearbeitung geeignet • Emulsion oder Öl ebenfalls möglich 	
CuSn8P	45	<ul style="list-style-type: none"> • PKD • Hartmetall; CVD-Diamant oder PVD-DLC Besch. zu empfehlen 	PKD: 100-300 CVD: 100-250 PVD: 100-150	0,08-0,2	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 8-12 * f$; $\beta_0 = 40-55^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich 	
CuSn12-C	85	Hartmetall; PVD-Besch.: TiAlN, DLC zu empfehlen	100-200	0,1-0,25	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius • keine Spanleitgeometrie erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich 	
CuAl10Ni5Fe4	55	Hartmetall; PVD-Besch.: TiAlN, DLC zu empfehlen	100-150	0,1-0,2	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 8-12 * f$; $\beta_0 = 40-55^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen • Hochdruck-KSS-Zufuhr sehr positiv bzgl. Spanbruch: $p_{KSS} \geq 80$ bar 	
CuAl10Ni5-C	55	Hartmetall; PVD-Besch.: TiAlN, DLC zu empfehlen	100-200	0,1-0,2	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 8-12 * f$; $\beta_0 = 40-55^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen • Hochdruck-KSS-Zufuhr sehr positiv bzgl. Spanbruch: $p_{KSS} \geq 70$ bar 	
CuNi18Zn20	35	<ul style="list-style-type: none"> • PKD • Hartmetall; CVD-Diamant oder PVD-DLC Besch. zu empfehlen 	PKD: 100-300 CVD: 100-250 PVD: 100-150	0,1-0,2	<ul style="list-style-type: none"> • Kleiner Schneidkantenradius beim Schlichten • Spanleitgeometrie zwingend erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ • Spanleitstufe: $b_r = 8-12 * f$; $\beta_0 = 40-55^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Emulsion oder Öl • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen 	
CuZn39Pb3	100	Hartmetall; PVD-TiAlN Besch. oder unbeschichtet zu empfehlen	Unbeschichtet: 150-250 PVD-TiAlN: 200-400	0,15-0,4	<ul style="list-style-type: none"> • Schneidkantenradius • Keine Spanleitgeometrie erforderlich • $15^\circ \leq \gamma \leq 25^\circ$ 	<ul style="list-style-type: none"> • MMS oder Trockenbearbeitung ohne signifikante Probleme möglich 	

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

Zerspanbarkeitsindex	HSS v_c m/min	VHMD = 3–20 mm v_c m/min	HM-Wendeplatten v_c 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 v_c 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-, VHMD- 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: Kurzspannende Werkstoffe werden mit dem Bohrertyp H gebohrt (vgl. DIN 1414 1/2), mittlere Kupferwerkstoffe mit dem Typ N und extrem langspannende mit dem Typ W. HSS-Bohrer des Typs W mit polierten oder hartverchromten Spankammern begünstigen das Abführen langer, zäher Späne.

		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	0,24–0,29	0,3–0,35

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

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-Wendeplattenbohrer handelsüblich.

Bei Bohrungen ab etwa $d = 18$ mm Durchmesser (bis etwa $L < 2,5 \cdot d$) 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 langspannenden Kupferwerkstoffen hängt ihre Anwendbarkeit davon ab, ob Wendschneidplatten mit Spanleitritze 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.

Extrem tiefe Bohrungen ($L > 10 \cdot d$) 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 sich 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 _f /(m/min)	f/mm	Werkzeuggeometrie	KSS-Strategie
Cu-ETP	20	• PKD • Hartmetall mit polierten Spanflächen und/oder PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen	PKD: 150–300 PVD: 75–150	0,04–0,1	• Spiralbohrer Typ W • Drallwinkel δ = 25–40° • Spitzwinkel σ = 130 • 140° • Keine geradegenuteten Bohrer • Geringer Schneidkantenradius	• Emulsion oder Öl • Innere KSS-Zufuhr • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen
	20	• PKD • Hartmetall mit polierten Spanflächen und/oder PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen • Hartmetall unbeschichtet	PKD: 150–300 PVD: 75–150 Unbesch.: 75–100	0,04–0,1	• Spiralbohrer Typ W • Drallwinkel δ = 30–40° • Spitzwinkel σ = 130–140° • Keine geradegenuteten Bohrer • Geringer Schneidkantenradius	• Emulsion oder Öl • Innere KSS-Zufuhr • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen
CuCrZr	20	• PKD • Hartmetall mit polierten Spanflächen und/oder PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen • Hartmetall unbeschichtet	PKD: 150–300 PVD: 75–150 Unbesch.: 75–100	0,04–0,1	• Spiralbohrer Typ W • Drallwinkel δ = 30–40° • Spitzwinkel σ = 130–140° • Keine geradegenuteten Bohrer • Geringer Schneidkantenradius	• Emulsion oder Öl • Innere KSS-Zufuhr • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen
CuZn37	40	• Hartmetall unbeschichtet • Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen • HSS	Unbesch.: 100–200 PVD: 150–250 HSS: 40–60	Hartmetall: 0,1–0,2 HSS: 0,15–0,25	• Spiralbohrer Typ W • Drallwinkel δ = 25–40° • Spitzwinkel σ = 130–140° • Keine geradegenuteten Bohrer • Geringer Schneidkantenradius	• Emulsion oder Öl • Innere KSS-Zufuhr • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen
CuZn38As	40	• Hartmetall unbeschichtet • Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen • HSS	Unbesch.: 100–200 PVD: 150–250 HSS: 40–60	Hartmetall: 0,1–0,2 HSS: 0,15–0,25	• Spiralbohrer Typ W • Drallwinkel δ = 25–35° • Spitzwinkel σ = 130–140° • Keine geradegenuteten Bohrer • Geringer Schneidkantenradius	• Emulsion oder Öl • Innere KSS-Zufuhr • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen
CuZn42	55	• Hartmetall unbeschichtet • Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen • HSS	Unbesch.: 100–200 PVD: 150–250 HSS: 50–70	Hartmetall: 0,1–0,2 HSS: 0,15–0,25	• Spiralbohrer Typ W • Drallwinkel δ = 25–35° • Spitzwinkel σ = 130° • Keine geradegenuteten Bohrer • Geringer Schneidkantenradius	• Emulsion oder Öl • Innere KSS-Zufuhr • MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen
CuZn21Si3P	65	• Hartmetall unbeschichtet • Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen • HSS	Unbesch.: 100–200 PVD: 150–250 HSS: 60–80	Hartmetall: 0,1–0,2 HSS: 0,15–0,25	• Spiralbohrer Typ N/W • Drallwinkel δ = 20–35° • Spitzwinkel σ = 130° • Geradegenutete Bohrer bei Spanbruchproblemen möglich • Geringer Schneidkantenradius	• Emulsion oder Öl • Innere KSS-Zufuhr • MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich
CuZn10Si4	60	• Hartmetall unbeschichtet • Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen • HSS	Unbesch.: 100–200 PVD: 150–250 HSS: 60–80	Hartmetall: 0,1–0,2 HSS: 0,15–0,25	• Spiralbohrer Typ N/W • Drallwinkel δ = 20–35° • Spitzwinkel σ = 130° • Geradegenutete Bohrer bei Spanbruchproblemen möglich • Geringer Schneidkantenradius	• Werkstoff für die Trockenbearbeitung geeignet • Emulsion oder Öl ebenfalls möglich • Bei Nassbearbeitung oder MMS innere KSS-Zufuhr

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

Bohren						
	ZI	Schneidstoff/Beschichtung	v _f /(m/min)	f/mm	Werkzeuggeometrie	KSS-Strategie
CuZn10Si4-C	60	• Hartmetall unbeschichtet • Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen • HSS	Unbesch.: 100–200 PVD: 150–250 HSS: 60–80	Hartmetall: 0,1–0,2 HSS: 0,15–0,25	• Spiralbohrer Typ N/W • Drallwinkel δ = 20–35° • Spitzwinkel σ = 130° • Geradegenutete Bohrer bei Spanbruchproblemen möglich • Geringer Schneidkantenradius	• Werkstoff für die Trockenbearbeitung geeignet • Emulsion oder Öl ebenfalls möglich • Bei Nassbearbeitung oder MMS innere KSS-Zufuhr
	45	• PKD • Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen	PKD: 150–300 PVD: 75–150	0,1–0,2	• Spiralbohrer Typ W • Drallwinkel δ = 25–35° • Spitzwinkel σ = 130–140° • Keine geradegenuteten Bohrer • Geringer Schneidkantenradius	• Emulsion oder Öl • Innere KSS-Zufuhr • MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich
CuSn8P	45	• PKD • Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen	PKD: 150–300 PVD: 75–150	0,1–0,2	• Spiralbohrer Typ W • Drallwinkel δ = 25–35° • Spitzwinkel σ = 130–140° • Keine geradegenuteten Bohrer • Geringer Schneidkantenradius	• Emulsion oder Öl • Innere KSS-Zufuhr • MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich
CuSn12-C	85	• Hartmetall unbeschichtet • Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen • HSS	Unbesch.: 100–200 PVD: 150–300 HSS: 70–90	Hartmetall: 0,1–0,2 HSS: 0,15–0,25	• Spiralbohrer Typ W • Drallwinkel δ = 25–35° • Spitzwinkel σ = 130–140° • Keine geradegenuteten Bohrer • Geringer Schneidkantenradius	• Emulsion oder Öl • Innere KSS-Zufuhr • MMS und Trockenbearbeitung bei Prozessanpassung möglich
CuAl10Ni5Fe4	55	• Hartmetall unbeschichtet • Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen	Unbesch.: 100–200 PVD: 150–250	0,1–0,2	• Spiralbohrer Typ W • Drallwinkel δ = 30–35° • Spitzwinkel σ = 130–135° • Keine geradegenuteten Bohrer • Geringer Schneidkantenradius	• Emulsion oder Öl • Innere KSS-Zufuhr • MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen
CuAl10Fe5Ni5-C	55	• Hartmetall unbeschichtet • Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen	Unbesch.: 100–200 PVD: 150–250	0,1–0,2	• Spiralbohrer Typ W • Drallwinkel δ = 30–35° • Spitzwinkel σ = 130–135° • Keine geradegenuteten Bohrer • Geringer Schneidkantenradius	• Emulsion oder Öl • Innere KSS-Zufuhr • MMS bei Prozessanpassung möglich, Trockenbearbeitung nicht zu empfehlen
CuAl10Zn20	35	• PKD • Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen	PKD: 150–300 PVD: 100–150	0,1–0,2	• Spiralbohrer Typ W • Drallwinkel δ = 30–40° • Spitzwinkel σ = 130–140° • Keine geradegenuteten Bohrer • Geringer Schneidkantenradius	• Emulsion oder Öl • Innere KSS-Zufuhr • Trockenbearbeitung oder MMS nicht zu empfehlen
CuZn39Pb3	100	• Hartmetall unbeschichtet • Hartmetall mit PVD- Besch. (DLC, ZrCrN) zu empfehlen • HSS	Unbesch.: 100–300 PVD: 200–400 HSS: 80–100	Hartmetall: 0,1–0,3 HSS: 0,15–0,25	• Spiralbohrer Typ W • Drallwinkel δ = 20–35° • Spitzwinkel σ = 130° • Keine geradegenuteten Bohrer • Geringer Schneidkantenradius	• MMS ohne signifikante Probleme möglich • 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 Stand- menge	KSS-Strategie
CuZn42	HSS	Keine	$\sigma = 118^\circ$ $\delta = 30-40^\circ$ Ausspitzung	GU500	Durch- bohren	20-30	0,02	< 2.000	Öl, MMS möglich
	HSS	TiAlN		GU500	Durch- bohren	20-30	0,03- 0,04	< 2.000	Öl, MMS möglich
	Hartmetall	Keine	$\sigma = 140^\circ$ $\delta = 30^\circ$ Ausspitzung	3899	Durch- bohren	40	0,04- 0,08	> 40.000	Öl, MMS möglich
	Hartmetall	TiAlN		3899	Durch- bohren	40	0,05- 0,09	10.000- 30.000	Öl, MMS möglich
CuZn40	HSS	Keine	$\sigma = 118^\circ$ $\delta = 30-40^\circ$ Ausspitzung	GU500	Durch- bohren	20-30	0,02	< 2.000	Öl
	HSS	TiAlN		GU500	Durch- bohren	20-30	0,03- 0,04	< 2.000	Öl
	Hartmetall	Keine	$\sigma = 140^\circ$ $\delta = 30^\circ$ Ausspitzung	3899	Durch- bohren	40	0,04- 0,06	30.000- 60.000	Öl
	Hartmetall	TiAlN		3899	Durch- bohren	40	0,05- 0,08	> 40.000	Öl
CuZn21Si3P	Hartmetall	Unbesch.	$\sigma = 140^\circ$ $\delta = 30^\circ$ Ausspitzung	3899	Durch- bohren	40	0,04- 0,06	> 40.000	Öl, MMS möglich
CuZn39Pb3	HSS	Unbesch.	$\sigma = 118^\circ$ $\delta = 10-20^\circ$ Ausspitzung	206, 732	Durch- bohren	20-30	0,02- 0,04	> 850.000 (Erfah- rungswert)	Öl, MMS möglich
	Hartmetall	Unbesch.		6401, Karnasch 220360	Durch- bohren	40	0,04- 0,16	> 850.000 (Erfah- rungswert)	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 Stand- menge	KSS- Strategie
CuZn42	Hartmetall	TiAlN	$\sigma = 140^\circ$ $\delta = 30^\circ$ Ausspitzung	3899	Durch- bohren	40	0,06- 0,09	10.000- 40.000	Öl, MMS möglich
CuZn40	Hartmetall	TiAlN	$\sigma = 140^\circ$ $\delta = 30^\circ$ Ausspitzung	3899	Durch- bohren	40	0,04- 0,06	10.000- 40.000	Öl
CuZn21Si3P	Hartmetall	Unbesch.	$\sigma = 140^\circ$ $\delta = 30^\circ$ Ausspitzung	3899	Durch- bohren	40	0,02- 0,04	< 30.000	Öl, MMS möglich
CuZn39Pb3	Hartmetall	Unbesch.	$\sigma = 130-140^\circ$ $\delta = 15-30^\circ$ Aus- spitzung	6401	Durch- bohren	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 Mindestspannungsdicke überschreiten. Als Einstellwinkel κ_r bewährten sich etwa $\kappa_r = 45^\circ$ für kurz-, etwa $\kappa_r = 30^\circ$ 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 verundet 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 Nachschleife des Werkzeugs stark und damit steigen die Werkzeugkosten je Werkstück wesentlich.

Zerspanbar- keitsindex	HSS		Bohrungsdurchmesser d/mm					
	unbeschichtet	beschichtet	5	10	16	25	40	63
	v_c m/min		f 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

Zerspanbarkeits- index	Hartmetall		Bohrungsdurchmesser d/mm					
	HC-N10		5	10	16	25	40	63
	v_c m/min		f 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 v_c 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 Schnitttrichtung 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	
	Schnittgeschwindigkeit v_c		unbeschichtet	beschichtet
	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 rechtsgedrahte Gewindebohrer (bei Rechtsgewinde). Handelsüblich sind Drallwinkel von etwa $\delta = 15^\circ, 35^\circ$ 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 $v_c = 200\text{--}400$ m/min angewendet werden. Für unbeschichtete Werkzeuge sind die Schnittgeschwindigkeiten um 25 % zu reduzieren. Der Vorschub pro Zahn liegt in einem Bereich von $f_z = 0,05\text{--}0,15$ 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
Zustellungsart	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 Verkleben 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 erzeugt. 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 Spannungsdicke $h = 0$ 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	Schneidstoff	Beschichtung	WZ-Geometrie	Empfehlung Gühring	v _c /(m/min)	f/mm	KSS-Strategie
CuZn42	Gewindebohren	HSS	TiCN/TiN	z = 3 δ = 30–40°	889	15–25	–	Öl
	Gewindebohren	HSS	TiCN/TiN	z = 3 δ = 0°	800	15–25	–	Öl
	Gewindebohren	HSS	TiCN/TiN	z = 4 δ = 0°	793	15–25	–	Öl
	Gewindebohren	HM	Unbesch.	z = 3 δ = 27°	3511	120	0,06	Öl
CuZn40	Gewindebohren	HSS	TiCN/TiN	z = 3 δ = 30–40°	889	15–25	–	Öl
	Gewindebohren	HSS	TiCN/TiN	z = 3 δ = 0°	800	15–25	–	Öl
	Gewindeformen	HSS	TiCN/TiN	z = 4 δ = 0°	793	15–25	–	Öl
	Gewindebohren	HM	Unbesch.	z = 3 δ = 27°	3511	120	0,06	Öl
CuZn21si3P	Gewindebohren	HSS	TiCN/TiN	z = 3 δ = 0°	800	15–25	–	Öl
	Gewindebohren	HSS	TiCN/TiN	z = 4 δ = 0°	793	15–25	–	Öl
	Gewindebohren	HM	Unbesch.	z = 3 δ = 27°	3511	120	0,105	Öl
CuZn39Pb3	Gewindebohren	HSS	TiCN/TiN	z = 3 δ = 30–40°	889	15–25	–	Öl
	Gewindebohren	HSS	TiCN/TiN	z = 3 δ = 0°	800	15–25	–	Öl
	Gewindebohren	HSS	TiCN/TiN	z = 4 δ = 0°	793	15–25	–	Öl
	Gewindebohren	HM	Unbesch.	z = 3 δ = 27°	3511	120	0,105	Öl
CuAl10Ni5Fe4	Gewindebohren	HM	Keine	z = 3 δ = 15°	971	10	–	Öl
	Gewindebohren	HSS	TiCN	z = 4 δ = 0°	793	10	–	Öl
CuCr1Zr	Gewindebohren	HSS	TiCN	z = 4 δ = 0°	793	10–20	–	Öl
CuSn8P	Gewindebohren	HSS	TiCN	z = 3 δ = 30–40°	889	10–15	–	Öl
	Weitere Gewindebohrer sowie das Gewindeformen und fräsen wurden nicht untersucht							
CuNi18Zn20	Gewindebohren	HSS	TiCN	z = 3 δ = 30–40°	889	10–15	–	Öl
	Weitere Gewindebohrer sowie das Gewindeformen und fräsen wurden nicht untersucht							
Cu-ETP	Gewindebohren	HSS	TiCN	z = 3 δ = 30–40°	889	10–15	–	Öl
	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 Fräasers 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 Vorschub-einrichtung 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 ≈ 0,1 ... 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

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

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

$$h_m = \frac{114,6^\circ}{\varphi_s^\circ} \cdot f_z \cdot \frac{a_e}{D} \quad (26)$$

Dabei bedeuten:

- h_z = Spanungsdicke je Schneide und Umdrehung
- f_z = Vorschub je Schneide und Umdrehung
- κ_r = Einstellwinkel
- φ_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-

Zerspanbarkeitsindex	Stirnfräsen mit Wendeschneidplatte			
	HM-N10 unbeschichtet		DP-N05	
	h _z 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 Schafffräser								
Zerspanbarkeitsindex	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	Schichten			
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 Schafffräsern
Empfohlene Schnittgeschwindigkeit v_c in m/min und Vorschübe pro Zahn f_z in mm in Abhängigkeit von des Fräserdurchmessers und vom Zerspanbarkeitsindex

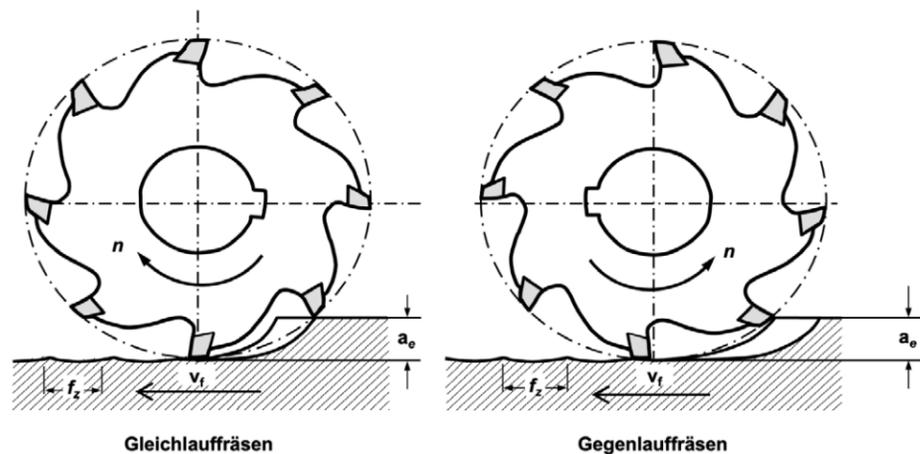


Abb. 30: Umfangsfräsen im Gleich- und Gegenlauf

duziert oder vermieden werden. Die Bearbeitung sollte so ausgelegt werden, dass der Austritt des Fräasers 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 Schafffräswerkzeuge mit großen Spankammern, einem Drallwinkel von etwa $\delta = 40^\circ$ und scharfen Schneiden (Schneidkantenradius $r_\beta < 10 \mu\text{m}$) empfohlen. Als Schneidstoff sind hochzähe Hartmetallsorten geeignet,

um Schneidkantenabrüchen 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 Kleinteilfertigung, z. B. für die Elektro- und Elektronikindustrie werden häufig kleinere Werkzeugdurchmesser unterhalb von $D = 5 \text{ mm}$ 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 ($D = 1\text{--}4 \text{ mm}$), der großen Umschlingungswinkel und der hohen Seitenverhältnisse (bis zu $L/D = 10$) führen zu einem anspruchsvollen hochdynamischen Prozess. Empfehlungen für die Werkzeugauswahl und Prozessauslegung sind in Tab. 31 zusammengefasst.

Werkstoff	CuZn37	CuZn42	CuZn21Si3P
Zl	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 • direkte Zufuhr mit $p = 40 \text{ bar}$	• Überflutungskühlung • direkte Zufuhr mit $p = 40 \text{ bar}$	• Überflutungskühlung • direkte Zufuhr mit $p = 40 \text{ bar}$
Beispielwerkzeug	Gühring 3865 HB8	Gühring 303576129	Gühring 6716 HB8
Werkzeugdurchmesser d /mm	2	2	2
Schneidenanzahl z /-	2	4	4
Schneidenecke	Radius $r_\epsilon = 0,2 \text{ mm}$	Fase $b_\gamma = 0,02 \text{ mm} \times 45^\circ$	Fase $b_\gamma = 0,08 \text{ mm} \times 45^\circ$
Drallwinkel δ /°	30–35	30–35	30–35
Stirnschneidwinkel γ_s /°	5	5	5
Stirnfreiwinkel α_f /°	12	10	10
Schneidkantenradius r_β /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 Messingwerkstoffe, 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	<ul style="list-style-type: none"> • Erhöhung des Vorschubs • Einsatz von Spanleitstufen (vgl. Kap. 10.1) • Änderung des Fertigungsverfahrens: z. B. Rundfräsen statt Drehen • Gerichtete KSS-Zufuhr, evtl. mit hohem Druck • Anderen Werkstoff verwenden
Rattern	<ul style="list-style-type: none"> • Größeren positiven Spanwinkel einsetzen • Vorschub reduzieren • Schnittgeschwindigkeit reduzieren • Spannungsbreite reduzieren • Steifere Aufspannung oder kürzere Auskraglänge nutzen
Hoher Freiflächenverschleiß	<ul style="list-style-type: none"> • Schnittgeschwindigkeit reduzieren • Kühlschmierung verstärken • Substrat bzw. Schneidstoff mit höherer Härte einsetzen, z. B. Hartmetall mit höherem WC-Anteil • Werkzeug mit TiAlN-, Diamant- oder DLC-Beschichtung einsetzen (vgl. Kap. 5.3)
Ausbrüche an den Schneidkanten bzw. Schneidenecken	<ul style="list-style-type: none"> • Vorschub reduzieren • Substrat bzw. Schneidstoff mit höherer Zähigkeit einsetzen • Vorschub erhöhen • Beschichtetes Werkzeug einsetzen (vgl. Kap. 5.3) • Größeren Schneideneckenradius einsetzen
Geringe Oberflächengüte	<ul style="list-style-type: none"> • Vorschub reduzieren • Werkzeug mit kleinem Schneidkantenradius („scharfe Schneiden“) einsetzen • 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, Ventil-sitze 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			
	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		Sanitär fittings	(85)
CuZn36Pb3		CW603N	C35600	gut spanbar u. kaltumformbar, Hauptlegierung für Zerspannung 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, Automaten-teile		
	CuZn21Si3P	CW724R	C69300	gut spanbar, sehr gut warmformbar	Dreh- und Gesenkschmiedeteile	80*	

Tab. 33: Einteilung der Kupferwerkstoffe nach ihrer Zerspanbarkeit Hauptgruppe I: Sehr gut spanbare Kupferwerkstoff
*Zerspanbarkeitsindex nach Nutzwertanalyse [LUNG13], vgl. Kapitel 3.6

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 Dampf-armaturengehäuse 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], vgl. Kapitel 3.6

Legierungsgruppe	Werkstoff			Verarbeitungs- und Gebrauchseigenschaften (EN)	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, Kontakteile	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-Zinn-Legierungen Zweistoff	CuZn36	CW507L	C27200	Hauptlegierung für Kaltumformung	Tiefziehteile		
	CuZn37	CW508L	C27400	Hauptlegierung für Kaltumformung, gut lötl- und schweißbar	Schrauben, Hohnieten	35	
	CuZn40	CW509L	C28000		Uhrengehäuse	40	
	CuZn42	CW510L		Sehr gut kalt- und warmformbar	Kontaktelemente, Steckverbinder	50*	
Kupfer-Zinn-Legierungen Mehrstoff	CuZn21Si3P	CW724R	C69300	Gute Zerspanbarkeit	Armaturen, Fittings	65*	
	CuZn31Si1	CW708R	C69800	für gleitende Beanspruchung	Lagerbüchsen, Führungen		
	CuZn34Mn2SiAlNi		C67340	gut kalt- und sehr gut warmformbar	Kontaktelemente, Steckverbinder	50*	
	CuZn35Ni3Mn2AlPb	CW710R			Bootschraubenwellen		
	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 wechlötbar	Trinkwasseranwendungen	50*	
	CuZn39Sn1	CW719R	C46400		Rohrböden für Kondensatoren, Bootschraubenwellen	30	
	CuZn40Mn2Fe1	CW723R			Armaturen, Dämpferstäbe		
Kupfer-Gusswerkstoffe	Kupfer-Zinn- Gusslegierungen	CuZn16Si4-C	CC761S	C87800	hochfeste Teile für E-Technik	hochfeste auch dünnwandige Teile für E-Technik	40
		CuSi4Zn9MnP-C	CC246E			Armaturen	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 Notlaufefigenschaft	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], vgl. Kapitel 3.6

Legierungsgruppe	Werkstoff			Verarbeitungs- und Gebrauchseigenschaften (EN)	Musteranwendungen	Zerspanbarkeitsindex/ Machinability Rating		
	Bezeichnung (EN)							
Kupfer-Knetwerkstoffe	Kupfer	Cu-OFE	CW009A	C10100	höchste Leitfähigkeit	Vacuum- und Elektronikanwendungen	20	
		Cu-ETP	CW004A		hohe Leitfähigkeit, gut lötl- 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 lötl- und schweißbar	Kontakte, Kollektorringe		
		CuSn0,15	CW117C	C14200		Steckverbinderstifte	20	
	Kupfer, niedriglegiert (Legierungselemente < 5%) – aushärtbar im kaltverfestigten und ausscheidungsgehärtetem 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- und 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 Apparatbau		
CuAl10Ni5Fe4	CW307G		C63000	hart, stoßunempfindlich, hoch belastbar, gute Seewasserbeständigkeit	Kniebellager, 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], vgl. Kapitel 3.6

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, Elektronikanwendungen	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], vgl. Kapitel 3.6

Legierungsgruppe	Werkstoff			Verarbeitungs- und Gebrauchseigenschaften	Musteranwendungen	Zerspanbarkeitsindex/ Machinability Rating	
	Bezeichnung (EN)						
Kupfer-Gusswerkstoffe	Kupfer-Gusswerkstoffe	CuCr1-C	CC140C		Schweißelektrodenfassung, Kontaktschlüsse		
		CuSn10-C	CC480K	C90700	seewasserbeständig	Armaturen- und Pumpengehäuse, Leit-, Lauf und Schaufelräder für Pumpen und Wasserturbinen	20
	Kupfer-Zinn-Gusslegierungen	CuSn12-C	CC483K	C90800	Seewasserbeständig verschleißbeständig	Kuppelsteine, Kuppelstücke, Unter Last bewegte Spindelmutter, Schnecken- und Schraubenräder	
		CuSn12Ni2-C	CC484K	C91700	Seewasserbeständig verschleißbeständig	Kuppelsteine, Kuppelstücke, Unter Last bewegte Spindelmutter, 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
CuNi30Fe1Mn1NbSi-C		CC383H	C96400			20	

Tabelle 35 (Fortsetzung): Einteilung der Kupferwerkstoffe nach ihrer Zerspanbarkeit Hauptgruppe III: Mäßig bis schwer spanbare Kupferwerkstoffe
*Zerspanbarkeitsindex nach Nutzwertanalyse [LUNG13], vgl. Kapitel 3.6

11. 2 Formeln

Bei Zahlenwertgleichungen sind die einzusetzenden Größen mit ihren Dimensionen angegeben)

1) Geometrische Beziehung zwischen Frei-, Keil- und Spannungswinkel:

$$\alpha_o + \beta_o + \gamma_o = 90^\circ \quad (1)$$

2) Spandickenstauchung:

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

3) Spanbreitenstauchung

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

4) Geradengleichung

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

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

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

6) Taylor-Funktion:

$$T = v_c^k \cdot C_v \quad (6)$$

Darin bedeuten:

T	Standzeit in min
v_c	Schnittgeschwindigkeit in m/min
k	Steigung der Geraden im Standzeitdiagramm ($k = \tan(\alpha)$)
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 , C_v und k sind kennzeichnende Größen der Schnittbedingungen:

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

8) Erweiterten Taylor-Gleichungen:

$$T = \frac{C_1}{a_p^{c_1} \cdot f^{c_f} \cdot v_c^{-k}} \quad (8)$$

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 ($k = \tan \alpha$)
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:

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

F_c	Schnittkraft in N
b	Spanungsbreite in mm
h	Spanungsdicke in mm
m_c	dimensionsloser Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft
$1-m_c$	Steigung der Geraden $F_c' = f(h)$ im doppelt-logarithmischen System
$k_{cl,1}$	spezifische Schnittkraft in N/mm ²

10) Überschlägige Größe der Vorschubkraft:

$$F_f \approx 0,3 F_c \quad (10)$$

11) Überschlägige Größe von Vorschub- und Passivkraft:

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

12) Wirkleistung:

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

13) Schnittleistung:

$$P_c = F_c v_c \quad (13)$$

14) Vorschubleistung:

$$P_f = F_f v_f \quad (14)$$

15) Netto-Antriebsleistung:

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

P_e'	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 Spannungswerkzeugen:

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

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 Spannungsvolumen (spezifische Spannungsleistung):

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

18) Spezifisches Spannungsvolumen (Zahlenwertgleichung):

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

V_{wp}	spezifische Spannungsleistung 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:

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

20) Theoretische Tautiefe, überschlägig:

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

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

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

22) Werkzeugkosten je Standzeit:

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

worin bedeuten:

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

23) Werkzeugkosten je Werkstück:

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

wobei bedeuten:

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

24) Bearbeitungskosten je Werkstück:

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

worin bedeuten:

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

25) Kostenoptimale Standzeit:

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

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:

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

27) Spanungsdicke beim Umfangfräsen:

$$h_m = \frac{114,6^\circ}{\varphi_s^\circ} \cdot f_z \cdot \frac{a_e}{D} \quad (27)$$

Dabei bedeuten:

- h_z = Spanungsdicke je Schneide und Umdrehung
- f_z = Vorschub je Schneide und Umdrehung
- κ_r = Einstellwinkel
- φ_s = Fräferschnittwinkel
- 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_s	%	Bruchdehnung
b	mm	Spanungsbreite
b_{ch}	mm	Spanbreite
b_f	mm	Breite der Spanleitstufe
b_{fy}	mm	Fasensbreite (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, $h_{c,1} = 1$ mm
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 Diamantaufgabe
HSS	-	Hochleistungs-Schnellarbeitsstahl
HV	-	Vickershärte
HRC	-	Rockwellhärte
k	-	Steigung der Standzeitgeraden (Taylor-Gerade)
k_c	N/mm ²	spezifische Schnittkraft
$k_{c,1,1}$	N/mm ²	Hauptwert der spezifischen Schnittkraft
K	-	Kolkverhältnis
KB	mm	Kolkbreite

Größe	Einheit	Bezeichnung
KL	mm	Kolkklippenbreite
KM	mm	Kolkmitte
KT	mm	Kolktiefe
K_{fx}	€	Fixkosten (von der Schnittgeschwindigkeit unabhängige Kosten)
K_M	dimensionsbehaftet	Konstante; abhängig von Bohrer, Schneidstoff und Werkstoff
K_{h1}	€	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_{Wt}	€	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 Wendepplatten 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	μ m	arithmetischer Mittenrauwert
R_e	da N/mm ²	Streckgrenze
R_m	da N/mm ²	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	da N/mm ²	0,2-Dehngrenze
R_1	μ m	maximale Rautiefe
R_{th}	μ m	theoretische Rautiefe
SV	mm	Schneidenversatz
SV_e	mm	Schneidenversatz in Richtung Freifläche
SV_v	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	mm ³	Verschleißvolumen
VB	mm	Verschleißmarkenbreite
Q	cm ³ /min	Zeitspanvolumen (pro Zeiteinheit zerspanntes Werkstoffvolumen)
V_{wP}	cm ³ /min · kW	spezifisches auf die Leistungseinheit bezogenes Zerspanvolumen (spezifische Spanungsleistung)

Größe	Einheit	Bezeichnung
W_c	N · m	Zerspanarbeit
x	mm	Höhenversatz
z	-	Zähnezahl eines Fräsworkzeugs
n_{WT}	-	Standzahl (Zahl der je Standzeit bearbeiteten Werkstücke)
α_o	Grad	Orthogonal-Freiwinkel
α_f	Grad	Fasensfreiwinkel
α_n	Grad	Freiwinkel der Nebenfleifläche
α_x	Grad	Seitenfreiwinkel
β_o	Grad	Orthogonal-Keilwinkel
β_f	Grad	Fasenskeilwinkel
β_x	Grad	Seitenkeilwinkel
β_1	Grad	Anstieg der spezifischen Schnittkraft k_c
γ_o	Grad	Orthogonal-Spanwinkel
γ_f	Grad	Fasenspanwinkel
γ_x	Grad	Seitenspanwinkel
γ_o	Grad	Steigungswinkel
δ	-	relative Spanungsdicke
δ	Grad	Drallwinkel
κ	Grad	Eckenwinkel
ϵ_o	%	Verformungsgrad in der Scherebene
ϵ_f	Grad	Einstellwinkel
κ_n	Grad	Einstellwinkel der Nebenschneide
λ	Grad	Neigungswinkel
σ	Grad	Bohrerspitzenwinkel
ζ	da N/mm ²	Scherfestigkeit
φ	Grad	Vorschubrichtungswinkel
φ	Grad	Fräseingriffswinkel
φ_s	Grad	Frässchnittwinkel
ψ	Grad	Korrekturwinkel
ψ	Grad	Querschneidenwinkel
ω	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 Werkzeugkollektiven. 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, Berlin 1938/40
- [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 Parlaments und des Rates hinsichtlich einer Ausnahme für Blei als Legierungselement in Kupfer, 01.03.2018

- [EURO18b] 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. 1, 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] Hoffmann 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] Kluff, W., König, W., Luttermelt, 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 – Zerspantechnik- 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 bleiarmlen 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 Lubrication 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 – Inca 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.: *Relationship 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 Abspannen 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 of the 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

[WIEL13] Wieland-Werke AG: Werkstoff-Datenblatt CuZn21Si3P, 2013

[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_