

Der Verschleiss von Hartmetallwerkzeugen und seine kurzzeitige Ermittlung

Von der
EIDGENÖSSISCHEN TECHNISCHEN
HOCHSCHULE IN ZÜRICH

zur Erlangung
der Würde eines Doktors der technischen Wissenschaften
genehmigte

PROMOTIONSARBEIT

Vorgelegt von
ERICH MÜLLER
dipl. Masch.-Ing. ETH
von Unterkulm (Aargau)

Referent: Herr Prof. Dr. E. Bickel
Korreferent: Herr Prof. Dr. B. Marincek

Leer - Vide - Empty

Vorwort

Den Anstoss zur vorliegenden Arbeit erhielt ich aus meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Werkzeugmaschinenlabor der ETH. Dabei stand ursprünglich die Frage nach dem Verschleisswachstum und seiner kurzfristigen Ermittlung im Vordergrund.

Beim Studium der einschlägigen Literatur zeigte sich jedoch schon bald, dass aus der Fülle der Einzelveröffentlichungen nur eine vielfältige und wenig verlässliche Vorstellung von den Zerspanungsvorgängen gewonnen werden konnte. Auch erwies sich, dass die oft mangelnde Berücksichtigung der Ergebnisse anderer Forscher immer wieder zu unbeachtet gebliebenen Widersprüchen führte. Es drängte sich somit als erste Stufe zur Lösung der genannten Frage ein kritischer Überblick über den heutigen Stand der Erkenntnisse unter Verwertung der Literatur und eigener Beobachtungen auf. Damit sollte gleichzeitig als Basis für die weiteren Untersuchungen ein einheitliches Bild der Vorgänge beim Zerspanen entworfen werden.

Die vorliegende Arbeit besteht also grundsätzlich aus zwei Teilen. Der erste Teil umfasst einen allgemeinen, kritischen Überblick über die Zerspanungsvorgänge und

Verschleissursachen; der zweite Teil beschäftigt sich mit dem Verschleisswachstum und der kurzfristigen Standzeitermittlung.

Es ist mir eine angenehme Pflicht, an dieser Stelle Herrn Prof. Dr. E. Bickel für seine wertvollen Anregungen und die mir zuteil gewordene Unterstützung herzlich zu danken.

Ebenfalls möchte ich Herrn Prof. Dr. B. Marinček für die Prüfung meiner Arbeit als Korreferent und das entgegengebrachte Interesse meinen Dank aussprechen.

In verdankenswerter Weise erklärte sich Herr Prof. Dr. E. Stiefel bereit, die Berechnungen zur Kontrolle der Verschleissfunktion auf der elektronischen Rechenmaschine des Instituts für angewandte Mathematik der ETH ausführen zu lassen.

Besonders wertvoll waren mir schliesslich die anregenden Diskussionen mit meinem Freund und Arbeitskollegen, Herrn dipl. Ing. H. Fischer, sowie die Unterstützung durch Herrn E. Bolli bei der Durchführung der Versuche. Auch ihnen sei für ihre tatkräftige Mitarbeit bestens gedankt.

Leer - Vide - Empty

Inhaltsverzeichnis

Einleitung	7	5. Der zeitliche Ablauf der Verschleissvorgänge .	28
I. Kapitel: Grundlagen des Schneidvorganges und des Verschleisses	7	5.1. Freiflächenverschleiss	28
1. Der Schneidvorgang	7	5.2. Kolkverschleiss	30
2. Die Verschleisserscheinungen	8	6. Mathematische Darstellung des Verschleissverlaufes	32
3. Die Bedeutung und Erfassung der Verschleissformen	9	III. Kapitel: Die kurzfristige Ermittlung der Standzeit	36
3.1. Freiflächenverschleiss	9	1. Die Bedeutung kurzzeitiger Standzeitermittlung	36
3.2. Spanflächenverschleiss	10	2. Bisherige Vorschläge	38
4. Verschleissursachen	11	2.1. Standwegversuch	38
4.1. Die Schnittkraft	11	2.2. Schnittgeschwindigkeits-Steigerungsverfahren.	39
4.2. Die Temperatur	13	2.3. Kurzprüfverfahren auf Grund der Zerspanfestigkeit	39
4.3. Reibung und Verschleiss	14	2.4. Kurzprüfverfahren mit Hilfe des Kolkgrenzwinkels	41
II. Kapitel: Der Verschleissverlauf	18	2.5. Radioaktive Verschleissmessung als Kurzprüfverfahren	41
1. Die Bedeutung der genauen Kenntnis des Verschleissverlaufes.	18	3. Grundsätze einer brauchbaren Kurzzeitmethode	42
2. Bisherige Erkenntnisse.	19	4. Ein neues Kurzprüfverfahren zur Ermittlung der Standzeit	43
2.1. Der Freiflächenverschleiss	19	4.1. Kurzprüfverfahren Freiflächenverschleiss	44
2.2. Der Kolkverschleiss	21	4.2. Extrapolation Kolkverschleiss	48
3. Durchführung eigener Versuche.	21	4.3. Ergebnis	49
3.1. Umfang der Versuche	22	5. Einige Bemerkungen zur Anwendung des Verfahrens	49
3.2. Versuchsdurchführung	22	6. Gültigkeitsbereich des Kurzprüfverfahrens . .	50
3.3. Messmethoden	22	7. Zusammenfassung.	50
3.3.1. Freiflächenverschleiss	22	8. Literaturverzeichnis	51
3.3.2. Kolkverschleiss	24	9. Verzeichnis der wichtigsten Symbole.	54
4. Versuchsergebnisse	24		
4.1. Freiflächenverschleiss	24		
4.2. Kolkverschleiss	26		

Leer - Vide - Empty

Einleitung

Wenn auch zweckmässige Zerspanung den Erfolg eines Unternehmens nicht garantieren kann und nur einen mehrerer massgebender Faktoren darstellt, so ist doch die grosse wirtschaftliche Bedeutung der spanabhebenden Bearbeitung (und die Folgen falsch angesetzter Bearbeitungszeiten) unter Fachleuten unbestritten. Gerade aber die Festlegung richtiger Bearbeitungsdaten bereitete seit jeher Schwierigkeiten. Sie ist es auch, die den Beginn der Zerspannungsforschung begründete. Das Ziel der Zerspannungsforschung war also ursprünglich – und ist es mindestens teilweise bis heute geblieben – einen Weg zu finden, um den Zusammenhang zwischen der Standzeit und den Schnittbedingungen* – vorab der Schnittgeschwindigkeit – ohne kostspielige und zeitraubende Langzeitversuche voraussagen zu können. Es zeigte sich bald, dass die Beantwortung dieser Frage erhebliche Schwierigkeiten bereitete und keine der vorgeschlagenen Lösungen zu befriedigen vermochte. So wurde es unumgänglich, sich vermehrt der Grundlagenforschung zuzuwenden, um durch bessere Kenntnis der Vorgänge neue Wege zur Beurteilung des Standzeitverhaltens zu finden.

Diese Forschung liess zwar das ursprüngliche Ziel kaum näherrücken, doch förderte sie zahlreiche interessante Ergebnisse zutage. Mit jedem weiteren Vordringen sah man sich aber neuen Schwierigkeiten und Problemen gegenüber, so dass die Zerspannungsforschung heute alles andere als abgeschlossen ist. Trotzdem kristallisierte sich allmählich ein deutlicheres Bild der Ursachen und Vorgänge beim Verschleiss des Werkzeuges heraus. Dabei liegt es wohl auf der Hand, dass sich die Ansichten der verschiedenen Forscher nicht in allen Teilen decken. Es scheint deshalb angebracht, auf Grund einer kritischen Betrachtung zahlreicher Literaturstellen sowie eigener Beobachtungen ein möglichst wirklichkeitsnahes Bild der heutigen Kenntnisse über den Zerspanungsvorgang und die Ursachen und Vorgänge beim Werkzeugverschleiss zu entwerfen. Um jedoch den Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht zu überschreiten, müssen sich diese Betrachtungen hauptsächlich auf die für die nachfolgenden Untersuchungen wesentlichen Grundlagen beschränken. Die Kritik, die teilweise nur implizite enthalten ist, muss aus dem gleichen Grunde, soweit dies ohne Beeinträchtigung der Klarheit und Eindeutigkeit möglich ist, knapp gehalten werden.

Diese im ersten Kapitel dargestellten Zusammenhänge bilden zugleich die Basis für das Verständnis und die Erklärung des im zweiten Kapitel untersuchten Verschleisswachstums. Die genaue Kenntnis der zeitlichen Entwicklung des Verschleisses – im folgenden kurz Verschleissverlauf genannt – und deren Änderung durch verschiedene Einflüsse, ist eine unumgängliche Voraussetzung für die Untersuchungen des dritten Kapitels. Dieses befasst sich schliesslich mit der ursprünglichen Frage der

* Unter den Schnittbedingungen seien im folgenden der Vorschub s , die Schnitttiefe a , die Schnittgeschwindigkeit v , die Geometrie der Schneide sowie das «Kühl»-Medium verstanden.

Zerspannungsforschung, der Frage nach der kurzfristigen Ermittlung der Bearbeitungswerte, also deren Ermittlung unter Verzicht auf die Langzeitversuche.

Die Untersuchungen, vor allem des zweiten und dritten Kapitels, beschränken sich auf

1. Hartmetall als Schneidstoff
2. Eisenwerkstoff als Werkstückstoff
3. Schrappschnitte beim Drehen.

Die Möglichkeiten der Ausdehnung dieser Grenzen werden am Schluss kurz gestreift.

Die Ausführungen des ersten Kapitels besitzen teils allgemeingültigen Charakter, teils gelten sie nur mit den oben angeführten Einschränkungen. Im Interesse einer klaren Darstellung und um einen häufigen Wechsel der Betrachtungsweise zu vermeiden, werden die genannten Einschränkungen generell auch auf das erste Kapitel ausgedehnt.

I. Kapitel: Grundlagen des Schneidvorganges und des Verschleisses

In diesem Kapitel werden zunächst das Wesen des Schneidvorganges und die Verschleisserscheinungen am Werkzeug kurz summarisch in Erinnerung gerufen. Anschliessend folgt eine eingehendere Betrachtung der Bedeutung und Erfassung der Verschleissformen sowie vor allem der Ursachen des Verschleisses. Damit wird die Grundlage für die weiteren Untersuchungen und Überlegungen geschaffen.

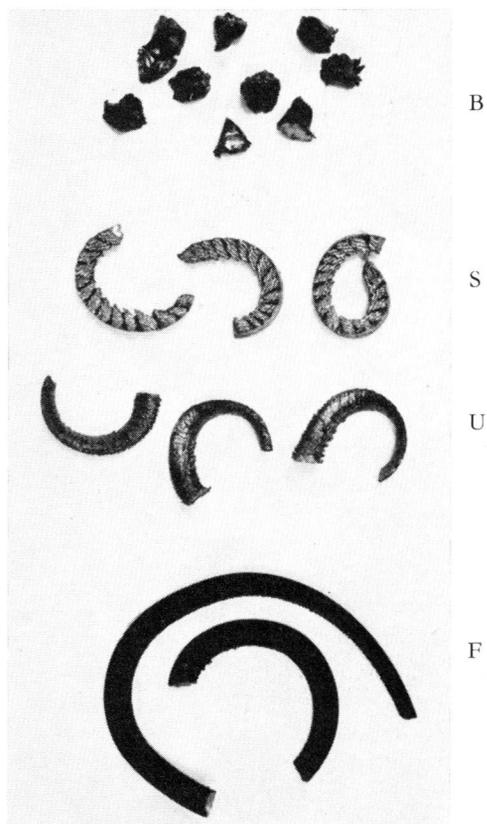


Abb. 1. Spantypen. B = Bröckelspan, S = Scherspan, U = Übergangsform, F = Fliesspan

1. Der Schneidvorgang

Ohne im einzelnen auf die Entstehung des Spanes und der verschiedenen Typen näher einzugehen, lässt sich die Spanbildung grundsätzlich folgendermassen darstellen: Durch die Vorwärtsbewegung des Werkzeuges im Werkstück wird das vor der Spanfläche liegende Material gestaucht, bis es in einer bestimmten Fläche, der sogenannten Scherebene, abgesichert wird. Eine vollständige Trennung zwischen den einzelnen entstehenden Elementen braucht hierbei nicht zu erfolgen. Je nach Werkstoff und Schnittbedingungen gleiten die entstandenen Elemente als lose Brocken oder als zusammenhängender Span über die Spanfläche (*Abbildung 1*). Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit werden die Elemente kleiner und ihr Zusammenhalt stärker; es entsteht der Fließspan (*Abbildung 1*). Die oft benützte Darstellung der Fließspanbildung nach *Piispanen* [1] und *Ernst und Merchant* [2] als *kontinuierlicher* Abschervvorgang dünner Lamellen, die wie ein Kartenspiel übereinandergeschoben werden, erwies sich nach *Bickel* [3,4], *Kirschsieper* [5] sowie *Bastien und Weisz* [6] als unzulässig.

Bei der Spanbildung wird der Werkstoff einer erheblichen Formänderung unterworfen. Diese lässt sich direkt am Stauchgrad λ^* , ausgedrückt durch das Verhältnis der effektiven Spandicke b_2 zur Ursprungsspandicke b_1 , erkennen (*Abbildung 2*). Der Stauchgrad, oft auch Spanstauchung genannt, ist eine der markantesten Grössen der Spanbildung und kann, wie sich noch wieder-

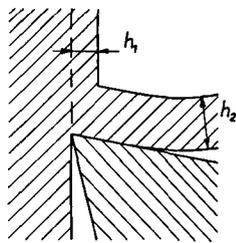


Abb. 2. b_1 = Ursprungsspandicke; b_2 = eff. Spandicke oder kurz Spandicke, $b_2/b_1 = \lambda^*$

holt zeigen wird, zur Erklärung zahlreicher Erscheinungen beigezogen werden. In ihr finden die meisten Grössen des Zerspanungsvorganges ihren Niederschlag:

- die Werkstoffeigenschaften,
- die Schnittbedingungen,
- die Geometrie der Schneide,
- die Reibungsverhältnisse zwischen Span und Werkzeug,
- die Temperatur, und damit auch deren Beeinflussung durch Kühlen oder Heizen.

Die genannten Grössen wirken nicht nur auf die Spanstauchung, sondern beeinflussen sich auch gegenseitig, weshalb es nicht möglich ist, direkt aus der Spanstauchung quantitativ auf das Standzeitverhalten des Werkzeuges zu schliessen. Es soll weiter unten noch näher darauf eingegangen werden.

Durch die Spanstauchung wird die Länge der Berührungsfläche zwischen Span und Spanfläche beein-

flusst [8]. Unter sonst gleichen Bedingungen tritt bei grosser Spanstauchung die grössere Berührungsfläche auf, als bei kleiner. Gleichzeitig verringert eine grosse Spanstauchung die Gleitgeschwindigkeit des Spanes auf der Spanfläche und damit auch die Temperatur in der Spanfläche.

2. Die Verschleisserscheinungen

Durch die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück einerseits und Werkzeug und Span andererseits entsteht Verschleiss. Dieser kann nach dem Ort seines Auftretens eingeteilt werden in (*Abbildung 3*):

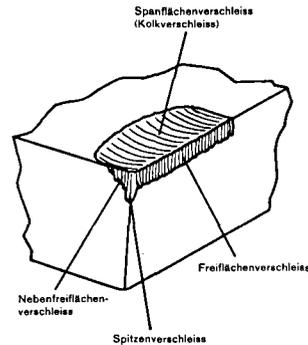


Abb. 3

- a* Spanflächenverschleiss *c* Spitzverschleiss
b Freiflächenverschleiss *d* Nebenfleichenverschleiss.

a entsteht durch Reibung zwischen Span und Werkzeug, *b* bis *d* durch Reibung bestimmter Teile der Schnittfläche – also der Werkstückoberfläche – mit den entsprechenden Teilen des Werkzeuges. Die Verschleisserscheinungen *b* bis *d* sind also in ihrer Entstehung, Art und Aussehen grundsätzlich gleich und nur entsprechend der örtlichen Verhältnisse u. U. verschieden stark ausgebildet. Da sie durch Reibung an der Werkstückoberfläche entstehen, nehmen sie, in der Bewegungsrichtung gesehen, zwangsläufig deren Form an. So ist z. B. die üblicherweise als eben angenommene *Verschleissmarke* (= Verschleissfläche an der Freifläche) im allgemeinen nicht eben, sondern leicht gewölbt (z. B. beim Längsdrehen leicht konkav, beim Fräsen konvex). Der dadurch entstehende Fehler ist jedoch meist vernachlässigbar. (Vergleiche Abschnitt II/3.3.)

Während also die Verschleisserscheinungen *b* bis *d* sich stets grundsätzlich in der gleichen Weise ausbilden,

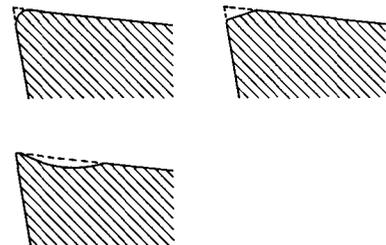


Abb. 4. Formen des Spanflächenverschleisses. Oben links: *aa* Kantenrundung, oben rechts: *ab* Dachverschleiss, unten links: *ac* Auskolkung

treten beim Spanflächenverschleiss verschiedene Verschleissformen auf (*Abbildung 4*):

- aa Kantenrundung
- ab Dachverschleiss
- ac Kolkverschleiss oder Auskolkung.

Die in der Literatur meist nach *Schallbroch* und *Wallichs* [7] benützte Bezeichnung «Spanflächenverschleiss» anstelle des hier festgelegten Begriffes «Dachverschleiss» führt leicht zu Unklarheiten, da als Sammelbegriff für die Formen *aa* bis *ac* der Ausdruck «Verschleiss an der Spanfläche» oder ebenfalls «Spanflächenverschleiss» verwendet wird.

Der Spanflächenverschleiss wird durch die Reibung zwischen Span und Spanfläche hervorgerufen. Das Auftreten der verschiedenen Verschleissformen wird durch die Schnittbedingungen und die Werkstoffpaarung von Werkzeug und Werkstück bedingt. Bei zunehmender Schnittgeschwindigkeit oder zunehmendem Vorschub werden die Verschleissformen grundsätzlich in der Reihenfolge Kantenrundung, Dachverschleiss, Kolkverschleiss durchlaufen [8]. Bei zähen Werkstoffen tritt der Kolkverschleiss bereits bei geringeren Vorschub- oder Schnittgeschwindigkeitswerten auf, während bei spröden die andern Verschleissformen bedeutend stärker hervortreten. Es entsteht dann unter normalen Schnittbedingungen oft überhaupt kein Kolkverschleiss. Auch ein Wechsel des Werkzeugstoffes kann die Verschleissformen beeinflussen, wie sich beispielsweise beim Einsatz verschiedener Hartmetallqualitäten unter gleichen Bedingungen zeigt [9].

3. Die Bedeutung und Erfassung der Verschleissformen

Im folgenden wird die Bedeutung der Verschleissformen für die Schneidhaltigkeit des Werkzeuges erläutert. Daraus soll sich eine für die zahlenmässige Erfassung des Verschleisszustandes geeignete Messgrösse – das *Verschleisskriterium* – ergeben. Das *Erliegenskriterium* ist dann der Wert dieser Messgrösse, bei welchem das Werkzeug als nicht mehr schneidfähig betrachtet werden muss. Dieser Verschleiss darf wegen der damit verbundenen Gefahr grösserer Beschädigungen praktisch nicht erreicht werden. Deshalb muss das sogenannte *Standzeitkriterium* – die zulässige Abnutzung – so angesetzt werden, dass ein Erliegen mit Sicherheit vermieden wird. In gewissen Fällen ist es sogar erforderlich, das Standzeitkriterium wesentlich unter dem Erliegenskriterium anzusetzen, z. B. wenn bestimmte Anforderungen an die Oberflächengüte gestellt werden. Daraus geht hervor, dass das Standzeitkriterium mindestens teilweise durch Konvention und Normung festgesetzt werden muss. Dies bedingt aber jeweils die Angabe der benützten Kriterien, wenn man Ergebnisse vergleichen will. Die Frage nach den zweckmässigsten Standzeitkriterien soll im Rahmen dieser Arbeit nur soweit diskutiert werden, als neue Gesichtspunkte dies erforderlich machen. Im übrigen sei hier auf die Literatur verwiesen, z. B. [8, 10 bis 13].

Bevor nun die einzelnen Verschleissformen betrachtet werden, sind noch einige allgemeine Bemerkungen über die Bezeichnungen vorzuschicken:

Der Ursprungsspanquerschnitt wird durch die Ursprungsspanndicke b_1 und die Spanbreite gegeben. Die Spanbreite bestimmt die Breite der Schneidkante, die durch Verschleiss angegriffen wird. Leider ist hier jedoch die Wahl der Bezeichnungen nicht konsequent. So bedeutet z. B. die Verschleissmarkenbreite nicht die Breite der Verschleissmarke im obigen Sinn, sondern ihre Grösse senkrecht dazu, was man besser mit Höhe oder Länge der Verschleissmarke bezeichnen müsste. Da sich jedoch jener Ausdruck allgemein eingebürgert hat, soll er auch im folgenden verwendet werden. Im Gegensatz hierzu soll an der Spanfläche mit «Breite» die Breite im obigen Sinn verstanden sein, während die Grösse in Richtung des Spanablaufes mit *Länge* bezeichnet wird. Als *Berührungslänge* wird *stets* – sowohl an der Frei- wie an der Spanfläche – die Grösse in der Richtung der Gleitbewegung verstanden. Die Breite der Berührungsfläche entspricht dann wiederum der Spanbreite.

3.1. Freiflächenverschleiss

Der Freiflächenverschleiss, zu dem in diesem Zusammenhang auch der artgleiche Spitzen- und Nebenfleichenverschleiss zu rechnen ist, führt nicht direkt zu einer Schwächung der Schneide, da er den Keilwinkel vergrössert. Dagegen steigt, wie sich in den Versuchen immer wieder bestätigte (Anlauffarben des Werkzeuges, des Spanes und z. T. auch des Werkstückes), mit zunehmender Verschleissmarke die Temperatur des Werkzeuges, was bei grossen Verschleissmarkenbreiten zu einer immer rascheren Zunahme des Verschleisses und einer Verringerung der mechanischen Festigkeit des Werkzeuges führt. Zudem können nachteilige Gefügeänderungen auftreten [14]. Ein weiteres Arbeiten wird unter solchen Umständen also allein schon vom Werkzeug aus betrachtet unwirtschaftlich. Darüber hinaus steigt der Leistungsbedarf, und die Werkstückoberfläche wird schlecht. Sie kann sogar infolge der starken Wärmeentwicklung anlaufen. Obwohl der Freiflächenverschleiss also im allgemeinen nicht zu einem markanten, eindeutigen Erliegen führt, muss aus den genannten Gründen doch eine *maximal* zulässige Verschleissmarkenbreite festgelegt werden, die die Bedeutung des *Erliegenskriteriums* besitzt. Bisher wurde in der Literatur diese Grenze wiederholt nach freiem Ermessen bei einer Verschleissmarkenbreite $B = 1$ mm gelegt [8, 11, 13]. Auf Grund eigener Überlegungen erscheint es ratsam, das Erliegenskriterium auf zirka 0,7 mm festzusetzen, damit ein zu häufiges Überschreiten von t_{II} (vgl. *Abbildung 12* sowie Abschnitt III/4.1) vermieden wird. Demgegenüber liegen die *Standzeitkriterien* sehr oft wesentlich tiefer, z. B. bei 0,4 mm und weniger. Es sei jedoch bereits hier darauf hingewiesen, dass beim Freiflächenverschleiss das *Standzeitkriterium* nur dann unter dem *Erliegenskriterium* gewählt werden soll, wenn eindeutige, objektive Gründe dafür sprechen.

In *Abbildung 5* ist eine Verschleissmarke wiedergegeben. Daran erkennt man die an dem von der Werk-

zeugspitze entfernten Ende häufig auftretende Kerbe (B_{max}). Hier schneidet das Werkzeug die bereits durch die Spanabnahme erzeugte Oberfläche. Die Randzone dieser Fläche ist, wie *F. Eugene* [15] nachwies, durch die vorhergehende Bearbeitung verhärtet, worin eine der Hauptursachen für den erhöhten Verschleiss liegen dürfte. Die

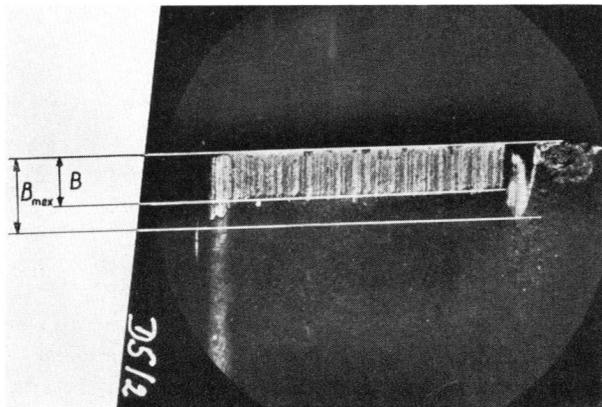


Abb. 5. Verschleissmarke, B = mittlere Verschleissmarkenbreite, B_{max} = grösste Verschleissmarkenbreite

Kerbe tritt aber durchaus nicht immer auf. Auch hängt sie deutlich vom genauen Einhalten der Schnitttiefe ab, weshalb sie meist keineswegs regelmässig wächst. Das von *Shaw* und *Dirke* [16] vorgeschlagene Verschleisskriterium B_{max} bildet demnach keine zuverlässige Grösse zur Beurteilung des Verschleisszustandes. Zudem hat sich in Versuchen gezeigt, dass die Kerbe für die Schneidhaltigkeit nicht von Bedeutung ist. Die heute meist verwendete mittlere Verschleissmarkenbreite B liefert hier eindeutig die bessere Grundlage, da sie ein Mass für die Grösse der Reibfläche darstellt. Gerade diese aber ist für die Verschleissvorgänge und das Verschleisswachstum von wesentlicher Bedeutung (vgl. auch I/4.3. und II/5.1.).

3.2. Spanflächenverschleiss

Wie bereits angeführt, unterscheidet man beim Spanflächenverschleiss zwischen Kantenrundung, Dachverschleiss und Kolkverschleiss. Die beiden ersten Formen beeinträchtigen die Schneidhaltigkeit nicht wesentlich. Beide führen zu einer Erhöhung der mechanischen Stabilität der Schneide. Allerdings tritt, besonders beim Dachverschleiss, eine Erhöhung der Temperatur und der Kraft durch Verringerung des Spanwinkels ein. Gegenüber dem gleichzeitig auftretenden Freiflächenverschleiss sind beide Formen jedoch normalerweise von untergeordneter Bedeutung und werden nicht gemessen. Hingegen führt der Kolkverschleiss zu einer Verringerung des Keilwinkels, so dass mit zunehmendem Verschleiss die Gefahr eines Ausbruches wächst. Das Verschleisskriterium zur Beurteilung der Auskolkung muss also die Schwächung des Schneidkeiles erfassen. Zu diesem Zweck wurde von *Weber* [8] das Verhältnis $K_T/K_M = K$, im folgenden *Kolkfaktor* genannt, eingeführt (Abbildung 6). Dabei bedeuten K_T die Kolkentiefe an der tiefsten Stelle des Kolkes und K_M den Abstand dieser tiefsten Stelle von der

Schneidkante. (Daraus folgt, dass K_M durchaus nicht immer gleich $K_L/2$ ist).

Demgegenüber benützten *Bickel* und *Kirschsieper* [90] den aus K_T und der Kolklänge K_L bestimmten *Kolkwinkel* ϱ ($= K_T/K_L/2$) als Kriterium. Dieser deckt sich nur dann mit dem aus K_T und K_M ermittelten, wenn keine Fase auftritt und die tiefste Stelle des Kolkes tatsächlich in der Mitte liegt, was oft nicht zutrifft.

Frühere Forscher beschränkten sich auf die Angabe der Kolkentiefe [7] oder Kolklänge [69], womit der Verschleisszustand aber nur sehr mangelhaft wiedergegeben wurde.

Weber nahm für die Auskolkung einen kreisförmigen Querschnitt an. In Wirklichkeit gilt dies nur näherungsweise (vgl. Abbildung 7). Bei der Beurteilung des Kolkprofils dürfen Aufschweisungen, wie in Abbildung 7 c und d, nicht mit eingeschlossen werden.

Das die Schneidenschwächung am sichersten kennzeichnende Kriterium wäre eigentlich der Winkel ϱ_T als Tangente von der Schneidkante an die Auskolkung. Damit wird die Keilwinkelverringering am besten und ohne Beeinflussung durch die Fase oder Abweichungen in der Kolkform ermittelt. Er hat jedoch den wesentlichen Nachteil, dass sich für ihn keine eindeutigen Wachstumsgesetze ergeben (Abschnitt II/4.2). Auch ist seine Messung oft schwieriger, als die von K_T und K_M , da er sich nicht aus diesen Grössen errechnen lässt. Das Kriterium,

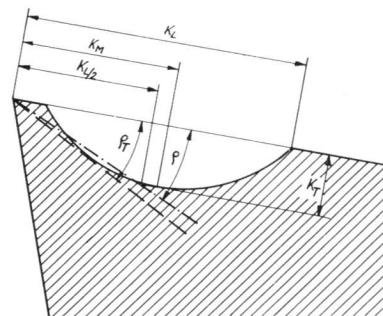


Abb. 6. Messgrössen an der Auskolkung: K_L = Kolklänge, K_M = Kolkmittenabstand, K_T = Kolkentiefe, ϱ = Kolkwinkel, bestimmt aus K_T und $K_L/2$, ϱ_T = Winkel der Tangente von der Schneidkante an den Kolk

das ihm an Aussagefähigkeit am nächsten kommt, ist der Kolkfaktor, denn er stützt sich neben der Kolkentiefe auf den Abstand der tiefsten Stelle von der Schneidkante. Im Gegensatz zu dem aus K_T und K_L bestimmten Kolkwinkel verursachen beim Kolkfaktor unsymmetrische Kolkquerschnitte keine zusätzlichen Fehler. Da zudem bei grösserem Verschleiss die Fase stets klein ist und der Kolkquerschnitt mindestens zwischen Schneidkante und Kolkmitte keine schroffen Abweichungen von der Kreisbogenform aufweist, sind ϱ_T und K in ihrer Aussagefähigkeit über den Schneidzustand nahezu gleichwertig. K hat aber den Vorteil eines einfachen zeitlichen Wachstums und der damit verbundenen Extrapolationsmöglichkeit. Dieser überwiegt bei weitem die geringe Unterlegenheit in der Sicherheit der Beurteilung des Ver-

schleisszustandes. Dies um so mehr, als das Eintreten eines Ausbruches noch durch andere, teils zufallsbedingte Faktoren erfolgen kann, so dass ohnehin dem Standzeitkriterium ein gewisser Sicherheitszuschlag beigegeben werden muss.

Aus diesen Überlegungen ergibt sich also, dass der Kolkfaktor das für die Beurteilung des Verschleisszustandes an der Spanfläche geeignetste Verschleisskriterium ist.

Als maximal zulässiges Standzeitkriterium für den Kolk wurden Kolkfaktoren von 0,2 bis 0,4 vorgeschlagen [17, 20], Werte, die sich auch in eigenen Versuchen als zweckmässig erwiesen. Die zulässige Grösse hängt dabei von der Werkstoffpaarung und den Schnittbedingungen ab. Die kleineren Werte sind besonders beim Auftreten von Schwingungen, unterbrochenen Schnitten

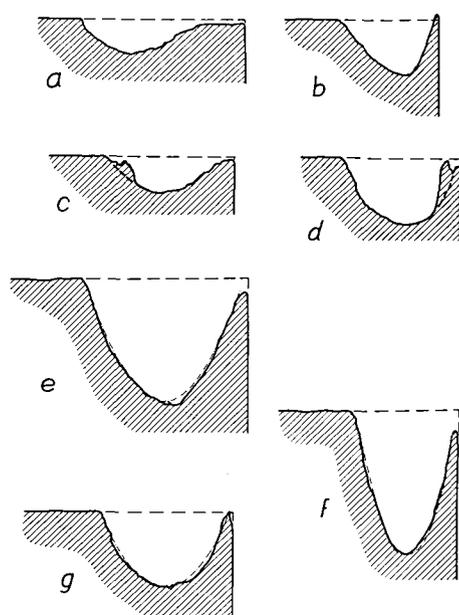


Abb. 7. Talysurf-Oberflächendiagramme verschiedener Auskolkungen (Überhöhung 1:10). *a, b* unsymmetrische Kolkprofile; *c, d* Aufschweissungen in der Auskolkung; *e, f, g* Vergleich praktisch symmetrischer Auskolkungen mit dem Kreisbogen, engere und weitere Kolkquerschnitte

oder ähnlichem zu wählen. Für Vergleichsuntersuchungen erweist sich oft ein Kolkfaktor von 0,1 mm als vorteilhaft.

Aus den vorangehenden Ausführungen geht demnach hervor, dass der Verschleisszustand der Werkzeugschneide durch die zwei Grössen Verschleissmarkenbreite B und Kolkfaktor K hinreichend beschrieben werden kann. Im allgemeinen tritt sowohl Freiflächen- als auch Kolkverschleiss auf. Da die Reibungsverhältnisse an den beiden Flächen verschieden sind (siehe Abschnitt I/4) und durch Änderungen der Schnittbedingungen unterschiedlich beeinflusst werden, lässt sich aus dem Verhalten der einen Verschleissform nicht auf das der andern schliessen. Je nach Schnittbedingungen und Werkstoffpaarung wird die eine oder andere dominieren.

So beeinflussen z.B. Änderungen der Schnittgeschwindigkeit den Kolkverschleiss stärker als den Freiflächenverschleiss. Grundsätzlich ist bei kleinen Geschwindigkeiten der Freiflächenverschleiss massgebend, bei grossen der Kolkverschleiss. Die Grösse der Grenzgeschwindigkeit, bei welcher beide Kriterien die gleiche Bedeutung besitzen, hängt dabei von der Werkstoffpaarung und den übrigen Schnittbedingungen, insbesondere dem Vorschub, ab. Entgegen oft geäusserten Behauptungen – z. B. auch *Weber* [17] – haben die eigenen Versuche in Übereinstimmung mit verschiedenen Veröffentlichungen [13, 16, 18 bis 20] ergeben, dass der Freiflächenverschleiss *mindestens* ebensooft die Standzeit bestimmt, wie der Kolkverschleiss.

4. Verschleissursachen

Der Verschleiss, wie er im folgenden behandelt wird, entsteht durch Reibung, also durch das Zusammenwirken einer Kraft, und einer Gleitbewegung. Für das Ausmass des Verschleisses sind die Verhältnisse in den Gleitflächen von besonderer Bedeutung. Die Einflussgrössen beim Verschleissvorgang lassen sich etwa folgendermassen zusammenstellen:

- Kraft
- Temperatur
- Zeit
- Werkstoffpaarung

sind – vom Verschleiss aus gesehen – die direkten Ursachen. Die indirekten sind:

- Schnittbedingungen
- Starrheit des Werkzeuges, Werkstückes und der Maschine.

Eine Änderung der indirekten Ursachen bewirkt immer eine Änderung mindestens eines Teils der direkten.

Während der Einfluss der Zeit und der Werkstoffpaarung auf den Verschleiss in Abschnitt I/4.3 behandelt wird, sollen zunächst die beiden primären, äusseren Einflussgrössen Kraft und Temperatur näher betrachtet werden.

4.1. Die Schnittkraft

Wie sich aus der Betrachtung der Spanentstehung vermuten lässt, treten bei der Spanbildung erhebliche Kräfte auf. Die spezifische Schnittkraft liegt z. B. bei Stahl je nach Analyse, Gefüge und Spanquerschnitt etwa zwischen 100 und 400 kg/mm², wobei vor allem der Spanquerschnitt die Grösse der spez. Schnittkraft beeinflusst. Änderungen in Analyse und Gefügearart wirken sich nur relativ geringfügig und nach vorläufig noch nicht bekannten Gesetzen auf die Grösse der spez. Schnittkraft aus. Versuche [18] an insgesamt 13 Stählen verschiedenster Legierungen ergaben Schnittkraftschwankungen von etwa $\pm 10\%$ bei einer vergleichweisen Änderung der Zugfestigkeit von

$\pm 100\%$. Die Änderung der Schnittkraft und der Zugfestigkeit liefen dabei nicht parallel. Daraus geht hervor, dass sich die Grösse der Schnittkraft praktisch nicht nach den Unterschieden in den Festigkeitseigenschaften und Analysen innerhalb einer Werkstoffgruppe (hier Stahl) richtet. Die Schnittkraft ist zwar für das Auftreten des Verschleisses von wesentlicher Bedeutung (Kraftwirkung auf die Reibfläche), doch wird das Ausmass des Verschleisses weit mehr durch andere Faktoren (z.B. Werkstoffanalyse) bestimmt.

Die gemessene Schnittkraft ist die Resultierende der an allen Reibflächen angreifenden Kräfte. Bis heute hat man noch keine Möglichkeit gefunden, die Kräfte an den einzelnen Flächen einwandfrei getrennt direkt zu ermitteln. Es wird also immer nur die resultierende Schnittkraft, meist durch Messung der drei Komponenten, Hauptschnitt-, Vorschub- und Rückkraft, bestimmt.

Im allgemeinen beschränken sich die Forscher bei ihren Überlegungen darauf, die gesamte Schnittkraft an der Spanfläche angreifen zu lassen, wie *Ernst* und *Merchant* [2] oder *Hucks* [21 bis 24] u. a., doch kommt man damit nicht über das rein theoretische Stadium hinaus. Allein schon die Tatsache, dass Freiflächenverschleiss auftritt, deutet darauf hin, dass hier ein Teil der Schnittkraft wirken muss. In neueren Untersuchungen wurde denn auch von *Kattwinkel* [25] und *Roehlke* [26] das Vorhandensein massgebender Kräfte an der Freifläche nachgewiesen. Die Grössenordnung lag etwa bei einem Drittel der Gesamtkraft, ein Ergebnis, das noch nicht als gesichert betrachtet werden kann. Einerseits musste *Kattwinkel* für seine spannungsoptischen Messungen extrem kleine Schnittgeschwindigkeiten wählen. *Roehlke* konnte andererseits zwar unter normalen Schnittgeschwindigkeiten arbeiten, doch liessen sich die Kräfte nur in der Hauptschnitttrichtung direkt aus der Messung trennen. Auf das Verfahren selbst soll hier nicht näher eingetreten werden. Nur einige Punkte seien kurz kritisch betrachtet: Auch die Trennung in der Hauptschnitttrichtung wurde erst durch einige hypothetische Annahmen ermöglicht, die aber nur näherungsweise Gültigkeit besitzen; die Messfehler wirken sich nämlich verhältnismässig stark aus, weil die eine der zur Trennung erforderlichen Komponenten sehr klein ist. Zudem muss diese als Differenz aus der Vorschub- und der Rückkraft bestimmt werden und weist oft etwa die gleiche Grössenordnung auf, wie der Messfehler, weshalb die Zuverlässigkeit der Bestimmung doch etwas in Frage gestellt ist. Damit wird natürlich auch die Bestimmung des Spanflächenteiles mit einer entsprechenden Unsicherheit behaftet.

Die Teilung der *Abdrängkraft* (vektorielle Addition der Vorschub- und Rückkraft) in die Komponenten der Span- und Freifläche musste *Roehlke* rechnerisch vornehmen, wobei er sich auf die Scherwinkel-Reibungswinkel-Beziehungen verschiedener Forscher stützte. Dabei stellte er erhebliche Abweichungen zwischen den einzelnen Beziehungen fest. Auf Grund der ihm am wahrscheinlichsten erscheinenden berechnete er dann die Zusammensetzung der Abdrängkraft. Bei näherer Betrachtung seiner Werte kommt man jedoch zu eigenartigen Feststellungen, so z.B. der, dass der Reibungs-

koeffizient an der Freifläche bei einer Änderung der Ursprungsspanndicke von 0,3 auf 0,7 unter sonst gleichen Bedingungen von 0,51 auf 1,63 steigt, während er auf der Spanfläche auf 0,35 bleibt! Ein solches Ergebnis dürfte wohl kaum der Wirklichkeit entsprechen.

Es soll damit lediglich gezeigt werden, dass diese Untersuchungen, obgleich sie an sich wertvoll sind, noch keine Ergebnisse liefern, deren Genauigkeit eine weitere Verwertung ermöglicht.

In dieser Beziehung versprechen die Arbeiten von *Hrovat* [27], die hier leider nicht näher besprochen werden können, eine sicherere Grundlage abzugeben. In seinen Untersuchungen fand er bei Vorschüben von 0,069 bis 0,25 mm/U Freiflächenkräfte von etwa 11 bis 21% der Hauptschnittkraft.

Das Problem der Trennung der Schnittkraft in ihre verschiedenen Anteile scheint sich somit auf dem Wege zu einer Lösung zu befinden. Dagegen konnte bis heute noch keine Bestimmungsmöglichkeit der für die Ausbildung der Verschleissform besonders an der Spanfläche wesentlichen *Verteilung* der Schnittkraft über der Berührungsfläche unter betriebsnahen Bedingungen gefunden werden. Damit wird klar, dass beim Studium der Verschleissvorgänge das Verhalten der Schnittkraft, wie es sich aus den Messungen ergibt, nur mit grosser Vorsicht zu deren Erklärung beigezogen werden darf.

In zahlreichen Untersuchungen beschränkt man sich auf die Verfolgung der Hauptschnittkraft, wobei entsprechend der Bauart der heute gebräuchlichen Schnittkraftmesser im allgemeinen nur Mittelwerte gemessen werden. Zur Auswertung benützt man oft entweder die Schnittkraft pro mm Spanbreite (P_1/b), oder die spezifische Schnittkraft bezogen auf den Ursprungsspanquerschnitt des Spanes, d.h. auf die Fläche $a \cdot s$ (Schnittiefe mal Vorschub). Die spez. Schnittkraft ist nicht unbedingt ein Mass für die Belastung der Schneide, da die gesamte Berührungsfläche des Spanes auf der Spanfläche massgebend ist. Diese ist grösser als die Fläche $a \cdot s$. Sie hängt von der Ursprungsspanndicke und der Spanstauung ab; ändert sich die Spanstauung, dann ändert sich die Berührungsfläche und damit die Kraft pro Flächeneinheit, während die üblicherweise benützte spez. Schnittkraft die wirkliche Berührungsfläche nicht berücksichtigt. Gerade bei Betrachtung der Reibung ist aber die tatsächliche Flächenbelastung wesentlich. Um beide Fälle klar auseinanderhalten zu können, wird im folgenden unter der *spez. Schnittkraft*, wie bisher üblich, die Kraft pro Flächeneinheit des unverformten Spanes verstanden, während die auf die gesamte Berührungsfläche zwischen Span und Spanfläche bezogene Schnittkraft mit *Flächenpressung* bezeichnet werden soll. Im Gegensatz zur spez. Schnittkraft kann man hier eine Flächenpressung an der Spanfläche und eine solche an der Freifläche unterscheiden.

Der Einfluss der Schnittbedingungen auf die spez. Schnittkraft ist bereits verschiedentlich untersucht und von *Kronenberg* [28] zusammengefasst worden. Es zeigt sich, dass die spez. Schnittkraft mit zunehmendem Spanquerschnitt abnimmt. Dabei ist vor allem die Vergrösserung der Spandicke (b_1) von Bedeutung, während die-

jenige der Spanbreite keine wesentliche Reduktion der spez. Schnittkraft hervorruft [97]. Wird die *Schnittgeschwindigkeit* gesteigert, so fällt die Schnittkraft im allgemeinen leicht ab. Beginnt man allerdings mit der Geschwindigkeitserhöhung schon bei sehr kleinen Schnittgeschwindigkeiten, so zeigt sich häufig, dass die Schnittkraft zunächst ansteigt, ein Maximum durchläuft und hierauf erst rasch, dann allmählich langsamer absinkt [98]. Unter betriebsüblichen Schnittgeschwindigkeiten kann die Kraft in weiten Bereichen, mindestens näherungsweise, als von der Geschwindigkeit unabhängig betrachtet werden.

4.2. Die Temperatur

Die auf die Werkzeugschneide einwirkende Wärme wird durch die unter hohem Druck erfolgende Gleitbewegung zwischen dem Span und der Spanfläche einerseits, dem Werkstück und der Freifläche andererseits, erzeugt. Obwohl die Reibungswärme im Vergleich zur gesamten entwickelten Wärmemenge nur einen verhältnismässig geringen Anteil (zirka 20%) ausmacht [29, 30], führt sie doch zu sehr hohen Temperaturen. Einerseits ist die Wärmeabfuhr durch das Werkzeug gering. Andererseits gleitet auf der Spanfläche, an welcher der grössere Teil der Reibungswärme erzeugt wird, der durch die plastische Verformung bereits auf einige 100°C erhitzte Span [29]. Dadurch wird die Wärmeabfuhr durch den Span verringert. Es fliesst zwar keine Wärme vom Span in das Werkzeug, da die höchste Temperatur in der Trennschicht liegt. Entsprechend der hohen Spantemperatur (kleines Temperaturgefälle) wird aber im Vergleich zur relativ kühlen, an der Freifläche reibenden Schnittfläche ein wesentlich geringerer Teil der Reibungswärme vom Span aufgenommen und abgeführt (kleinere Gleitgeschwindigkeit). An der Spanfläche ist also nicht nur die erzeugte Wärmemenge an sich grösser, sondern zudem auch der auf das Werkzeug übertragene Anteil.

Die höchste Temperatur tritt also an der Spanfläche auf. Sie kann jedoch an dieser Stelle nicht direkt gemessen werden. Die oft angewandte Methode der Messung mittels der Thermospannungen, bei welcher der Span und das Werkzeug das Thermoelement bilden, ergibt nicht die wirklichen Temperaturen, da die Thermospannungen durch die ganze Berührungsfläche, also Span- und Freifläche erzeugt werden. Bei einer so ausgedehnten Kontaktfläche, in welcher stark verschiedene Temperaturen herrschen, besteht keine Möglichkeit, aus der Thermospannung auf die höchste auftretende Temperatur oder die Temperaturverteilung zu schliessen. *Bickel* und *Widmer* [30] entwickelten deshalb eine Methode, bei welcher das Temperaturfeld im Werkzeug mittels Temperaturumschlagfarben bis nahe an die Spanfläche ermittelt wurde. Aus diesem folgte anschliessend die Bestimmung der Temperaturen an der Spanfläche mit Hilfe eines elektrolytischen Analogieversuches. So konnte erstmals mit einiger Sicherheit die Temperatur an der Spanfläche bestimmt werden.

K. J. Küsters [31] beschriftet zur Ermittlung der Temperaturen in der Spanfläche ebenfalls den Weg über die

Messung des Temperaturfeldes. Hierzu benützte er aber feinste Thermoelemente, die er durch dünne Bohrungen an den verschiedensten Stellen ins Werkzeug einführte. Aus diesen Messungen wurde die Spanflächentemperatur durch graphische Extrapolation gefunden.

Die mit diesen Verfahren ermittelten Temperaturen liegen wesentlich über den früher angenommenen. So wurden bei der Zerspanung mit Hartmetall und den entsprechenden Schnittgeschwindigkeiten solche von 1000°C und mehr beobachtet.

Die beiden beschriebenen Methoden weisen zusätzlich den Vorteil auf, dass sie das ganze Temperaturfeld im Werkzeug liefern, aus welchem auf den Werkzeugverschleiss geschlossen werden kann. So zeigen z. B. die Messungen von *Küsters*, dass die Temperatur in der *Kolkmitte*, also dort, wo die Auskolkung am tiefsten ist, ihren *Höchstwert* erreicht.

Die Schneidentemperaturen werden hauptsächlich durch folgende Grössen beeinflusst:

1. die spez. Schnittkraft, bzw. die Flächenpressung,
2. die spez. Wärme und Wärmeleitfähigkeit des Werkstückes, bzw. vor allem des Spanes,
3. die Wärmeleitfähigkeit des Werkzeuges,
4. die Schnittgeschwindigkeit,
5. den Spanquerschnitt.

Die beiden letztgenannten Grössen sind frei wählbar; die unter 2 und 3 genannten sind Werkstoffkonstanten und als solche für eine bestimmte Werkstoffpaarung gegeben. Die spez. Schnittkraft schliesslich hängt vom Werkstoff und den Schnittbedingungen ab. Nach *Kronenberg* [28] ist die Temperatur direkt proportional zur Schnittkraft, während sie sich nur mit der 0,5- bis 0,2-Potenz der Schnittgeschwindigkeit ändert. Zu diesen Ergebnissen ist allerdings zu bemerken, dass die Versuche jeweils mit der alten thermoelektrischen Methode durchgeführt wurden. Deshalb kann den Ergebnissen kaum mehr als eine gewisse qualitative Bedeutung zugesprochen werden. Die Wirkung der Schneidentemperatur liegt

1. in der Beeinflussung der mechanischen Werkstoffeigenschaften des Werkzeuges und
2. in der Beeinflussung der Reibungsverhältnisse, auf die im nächsten Abschnitt eingetreten werden soll.

Die Temperatur der Schneide darf einen kritischen Wert, bei dem die Schneide die mechanischen Belastungen gerade noch erträgt, nicht überschreiten. Hier liegt einer der Hauptgründe für die Forderung nach einer grossen Dauerwarmhärte des Werkzeuges.

Die Beeinflussung der mechanischen Werkstoffeigenschaften kann jedoch auch über Gefüge- und Zustandsänderungen erfolgen, worüber in I/4.3 noch gesprochen werden soll.

Aber nicht nur die Schneidentemperatur, sondern auch die Temperatur in der Scherebene wirkt sich auf den Verschleiss aus: Abgesehen davon, dass sie die Temperatur des Spanes und damit auch diejenige der Spanfläche

mitbestimmt, beeinflusst sie die Schnittkraft [29] und das Verformungsvermögen. Eine Erhöhung der Temperatur ergibt eine Reduktion der Schnittkraft und damit der Flächenpressung; gleichzeitig bringt sie eine Erhöhung des Verformungsvermögens mit sich, wodurch die Spanstauchung vergrößert wird. Eine Vergrößerung der Stauchung führt aber, wie schon *Weber* [8] zeigte, zu einer Vergrößerung der Berührungsfläche, bzw. der Kolllänge. Diese Zunahme der Berührungslänge dürfte vor allem darauf zurückzuführen sein, dass der Temperaturgradient im dickeren Span kleiner ist und somit auch die den Span krümmenden Kräfte. Gleichzeitig verringert sich bei grösserer Stauchung auch die Gleitgeschwindigkeit.

Die Temperatur ist eine der wichtigsten Randbedingungen des Reibungsvorganges. Die folgenden Ausführungen werden noch zeigen, welche grosse Bedeutung ihr für den Verschleiss zukommt. Im Gegensatz zur Schnittkraft variiert sie in weiten Grenzen, weshalb sie in viel grösserem Masse Art und Geschwindigkeit des Verschleisses bestimmt. Trotzdem ist es auch hier (wie schon bei der Schnittkraft) nicht möglich, direkt aus ihr auf dessen Ausmass zu schliessen. Sie stellt zwar eine wesentliche, aber doch nur *eine* Einflussgrösse dar. Welche Vorgänge und wie stark sie sich bei einer bestimmten Temperatur abspielen, hängt dann immer noch von den Reibpartnern selbst und den übrigen Bedingungen, wie Druck und Gleitgeschwindigkeit, ab.

4.3. Reibung und Verschleiss

Reibung ist die Kraft, die sich einer gegenseitigen Verschiebung zweier unter Druck aneinanderliegender Körper entgegenstellt. Je nach ihrer Wirkungsweise kann sie zu Verschleiss führen, oder nicht. Im folgenden handelt es sich stets um trockene Reibung. Beim Zerspanungsvorgang kann man sich dabei grundsätzlich auf zwei Reibungsarten beschränken:

1. Die mechanische Reibung, die dadurch entsteht, dass sich härtere Partikel durch den weicheren Werkstoff pflügen. Auf diese Weise entsteht der mechanische Verschleiss oder *Abrieb*.
2. Die «physikalisch-chemische» Reibung, die dadurch entsteht, dass sich Teile der gepaarten Oberflächen in irgend einer Form aneinanderbinden und diese Bindungen wieder getrennt werden müssen. Auch hierdurch entsteht Verschleiss. Beim Zerspanungsvorgang kann sogar angenommen werden, dass der grössere Teil des Verschleisses auf diese Weise zustande kommt.

Während die erste Verschleissform leicht verständlich und erklärbar ist – sie kann etwa mit dem Schleifvorgang verglichen werden –, ist die zweite erheblich komplexer. Noch bis vor kurzem war die Ansicht verbreitet, dass dem mechanischen Verschleiss, mindestens in gewissen Bereichen der Schnittgeschwindigkeit, die Hauptbedeutung zukomme. Erst in neuerer Zeit kam man allmählich dazu, vorwiegend in der physikalisch-

chemischen Reibung die Ursache für den Werkzeugverschleiss zu sehen. Untersuchungen über die Vorgänge in den Grenzschichten sind freilich äusserst schwierig und müssen sich notgedrungen auf mehr oder weniger problematische Arbeitshypothesen stützen. Bisher wurden im wesentlichen nur vereinzelte Anhaltspunkte und Hinweise gefunden, wobei sich die Versuche auf Eisenwerkstoffe und Hartmetalle beschränkten.

Während der Spanbildung wird der Werkstoff sehr starken plastischen Verformungen unterworfen, ganz besonders diejenigen Werkstoffpartien, die nach der Trennung die Grenzschichten der Schnittfläche und der Spanunterseite bilden. Diese werden nämlich unter hohem Druck gegen die Schneidkante gepresst, während gleichzeitig Zugkräfte in der Richtung der Span- und Freifläche die Teile bis zum Bruch auseinanderziehen. Diese Zugbelastung unter gleichzeitigem senkrecht dazu wirkendem Druck führt zusammen mit der hier herrschenden hohen Temperatur zu den genannten starken Verformungen. Beim Abgleiten über die Werkzeugflächen entstehen – mindestens in den Grenzschichten – zusätzlich weitere plastische Verformungen [32]. Der Werkstoff und vor allem die frisch entstandenen, völlig reinen Oberflächen befinden sich deshalb in einem durch die Erwärmung, die hohe Verformung und die Trennung äusserst stark aktivierten Zustand, was sich auch an der erstmals von *Kramer* [33] und später von andern [34 bis 36] beobachteten starken Elektronenemission erkennen lässt. Diese Oberflächen werden nun unter hohem Druck und hohen Temperaturen auf die Werkzeugflächen gepresst und darüber weggeschoben. Unter diesen Voraussetzungen muss ein intensives Einwirken der beteiligten Stoffe aufeinander erwartet werden.

So wies bereits *Dawidl* [9] darauf hin, dass der Verschleiss – mindestens bei höheren Schnittgeschwindigkeiten – vor allem durch Verschweissung entstehen müsse. Für die Bildung einer Verschweissung sei dabei grundsätzlich die Wirkung der freien Kraftfelder genügend angenäherter, oxydfreier Oberflächen durchaus hinreichend. Offenbar nahm er jedoch noch an, dass genügend feste Verbindungen erst bei höheren Temperaturen entstünden.

Später gelangte *Vieregge* [37], entgegen einer seiner früheren Arbeiten [29], zur Überzeugung, dass gerade bei kleinen Schnittgeschwindigkeiten die sog. Pressschweissung für den Verschleiss massgebend sei, ohne allerdings näher auf den physikalischen Vorgang einzutreten. Dagegen gewinne mit zunehmender Temperatur die Diffusion an Bedeutung.

Der Begriff Pressschweissung besagt zunächst weiter nichts, als dass offenbar unter höheren Drücken ein «Verkleben» der gepaarten Oberflächen eintritt. Zur Diskussion des physikalischen Vorganges soll zunächst der im Bezug auf die Zerspanung extreme Fall der Kaltpressschweissung betrachtet werden.

Durch verschiedene englische Veröffentlichungen [38 bis 41] angeregt, begannen in Deutschland *Hofmann* und *Ruge* [42] mit Untersuchungen über die Kaltpressschweissung. Auch *Erdmann-Jesnitzer* und Mitarbeiter [43, 44] behandelten diese im Zusammenhang mit Ver-

wachstumserscheinungen an Kristallen. Sie kamen allerdings zu andern Ergebnissen als *Hofmann* und *Ruge*, vor allem jedoch deshalb, weil die Verhältnisse bei ihren Versuchen denjenigen bei der eigentlichen Kaltpressschweissung zu wenig nahe kamen. Die Untersuchungen von *Schüller* [45] konnten denn auch die Ansichten von *Hofmann* und *Ruge* bestätigen und erweitern.

Demnach muss die Kaltpressschweissung ausschliesslich als ein *Oberflächenvorgang* betrachtet werden. Sie entsteht also durch die Wirkung der freien Kraftfelder, wobei Platzwechselvorgänge von Oberflächenatomen mitwirken können. Eine Löslichkeit der verschweissten Stoffe ineinander ist dabei nicht erforderlich [42, 45, 46]. Dagegen ist eine gewisse minimale Verformung notwendig, um erstens die Fremdschichten an der Oberfläche (Oxyde, adsorbierte Gase usw.) aufzureissen. Zweitens müssen genügend grosse Flächenanteile einander so nahe gebracht werden, dass die atomaren Kraftfelder zur Wirkung kommen können (ungefähr Gitterabstand). Bereits *Bowden* [47] wies darauf hin, dass die tatsächliche Berührungsfläche* zwischen zwei Körpern nur gerade so gross ist, dass sie die Belastung zu tragen vermag, also $F = P/\sigma_D$; wenn P die Belastung und σ_D die Druckfliessspannung des Werkstoffes ist. In der wirklichen Berührungsfläche ist also immer mit einem innigen Kontakt zu rechnen. Ist die Belastung und damit F klein, so werden die Verbindungen bei der Entlastung durch die elastische Rückfederung der an die Schweisszonen angrenzenden Werkstoffpartien zerstört. Während die Festigkeit der Verbindung in den eigentlichen Berührungspunkten immer etwa gleich gross sein dürfte, wird eine merkliche Festigkeit der Schweissung (immer auf den scheinbaren Verbindungsquerschnitt bezogen) nur dann erzielt, wenn ein grösserer Anteil der Fläche verschweisst. Wesentlich ist bei diesem Vorgang, dass die *Zeit* der Berührung keine ausschlaggebende Rolle spielt. Die *Temperatur* hat insofern eine Bedeutung, als höhere Temperaturen den Vorgang erleichtern. Jedoch sind solche keine notwendige Voraussetzung (*Hofmann* und *Ruge* stellten Pressschweissungen bei -150°C her). Viel grössere Bedeutung kommt dem Zustand der Oberfläche zu, wie *Bowden* [47, 48] an umfangreichen Untersuchungen zeigte. Bei der Zerspanung sind Fremdschichten allerdings von untergeordneter Bedeutung, da, wie bereits erwähnt, die Oberflächen normalerweise in völlig reinem Zustand vorliegen. Bei den gleichzeitig stets auftretenden hohen Drücken sind deshalb die Voraussetzungen für das Zustandekommen von Pressschweissungen besonders günstig.

Unter diesen Umständen muss man deshalb damit rechnen, dass beim Zerspanen immer eine Pressschweissung auftritt. Bei der dabei entstehenden innigen Berührung sind – je nach den herrschenden Bedingungen – weitere Einwirkungen der gepaarten Werkstoffe aufeinander, also insbesondere *Diffusion*, zu erwarten.

* Innerhalb der normalerweise als Berührungsfläche zweier Körper bezeichneten Fläche tragen nur einige wenige Punkte. Die Summe dieser kleinen Flächenanteile ist die tatsächliche Berührungsfläche.

Im Gegensatz zur Pressschweissung tritt bei der Diffusion eine ausgeprägte Tiefenwirkung auf. Voraussetzung für ihr Auftreten ist die Fähigkeit der beteiligten Stoffe, Mischkristalle zu bilden. Die Stärke der Diffusion ist zeit- und in sehr hohem Masse temperaturabhängig [56, 57]. Mit zunehmender Temperatur steigt die Diffusionsgeschwindigkeit. Sie hängt aber auch von den beteiligten Elementen selbst, von deren Konzentrationen und vom Vorhandensein und der Art weiterer Legierungsbestandteile ab [57]. Aber nicht nur die Art und der Anteil aller Elemente ist von Bedeutung, sondern auch die Form ihres Auftretens, also des Gefüges. Schliesslich wird die Diffusionsgeschwindigkeit beim Auftreten plastischer Verformungen erhöht, was gerade bei der Zerspanung von Bedeutung ist.

Hinweise für das Auftreten von Diffusion beim Zerspanen wurden von verschiedenen Forschern gefunden, z.B. [37, 49–53]. Nähere Untersuchungen, die wenigstens einen ersten qualitativen Einblick in die Vorgänge geben, wurden vor allem von *Vieregge* [37] sowie *Opitz* und *Ostermann* [51 bis 53] durchgeführt. Sie entbehren leider – wie auch aus den nachfolgenden Darstellungen hervorgeht – noch einer gewissen Klarheit, insbesondere bezüglich präziser Aussagen über den möglichen Weg der Diffusion und den Ort der Mischkristallbildung. *Vieregge* beobachtete bei Diffusionsversuchen mit Guss-eisen auf Hartmetall im Ruhestand, dass C und in geringerem Masse auch Fe in das Hartmetall einwanderte, was durch die Anwesenheit von Co erleichtert wurde (die Diffusion verläuft primär in der Kobaltphase). Dadurch entstand eine Auflockerung des Hartmetallgefüges, die sowohl bei titankarbidhaltigen als auch bei titankarbidfreien Hartmetallen etwa gleich gross war. Damit wurde also auch in beiden Fällen eine absolut gesehen gleich grosse Reduktion der Zähigkeit herbeigeführt. Sie wirkte sich deshalb bei den zäheren WC-Hartmetallsorten relativ betrachtet weniger stark aus, als bei den ohnehin schon spröderen titan-tantalhaltigen Qualitäten.

Bei der Paarung von Hartmetall mit Stahl stellte *Vieregge* ein anderes Verhalten fest. Hier diffundierte zunächst C und dann W aus dem Hartmetall in den Stahl. Die titan-(tantal)-reichen Mischkarbide beteiligten sich dabei nicht an der Diffusion, während die reinen Wolframkarbide verhältnismässig leicht in das $(\text{WFe})_6$ C-Mischkarbid übergeführt wurden. (Offenbar vorwiegend in der eigentlichen Randzone oder nach der Diffusion von W und C in den Stahl in diesem. Eine Mischkarbidbildung im Hartmetall selbst müsste ein Eindiffundieren von Fe zur Voraussetzung haben. In gewissem Umfang trifft dies auch zweifellos zu, doch wird hierüber nichts gesagt.) Dass die Mischkarbidbildung WC-Fe relativ leicht vor sich geht, ist auch den Untersuchungen von *Takeda* [54] und *Dawibbl* [55] zu entnehmen, die eine Verbindung mit der ungefähren Formel $\text{Fe}_3\text{W}_3\text{C}$ fanden. Diese erwies sich gegenüber dem reinen WC als wesentlich spröder. Die höhere Widerstandsfähigkeit der titan-(tantal)haltigen Mischkarbide gegen eine Auflösung erklärt die Überlegenheit der diese enthaltenden Hartmetalle bei der Stahlzerspanung.

Opitz und Ostermann [51 bis 53] dehnten die Diffusionsuntersuchungen auf verschiedene Stahl-Hartmetall-Paarungen aus. Dabei konnten sie (wie zu erwarten) eine starke Abhängigkeit des Diffusionsverhaltens von der Zusammensetzung der Partner feststellen. Sie beobachteten, dass mit zunehmendem C-Gehalt des zerspannten Werkstoffes die Diffusion an Bedeutung verlor und der Verschleiss vermehrt als Folge von Verschweissungen (offenbar Pressschweissungen) entstand, durch welche ganze Hartmetallpartikel direkt herausgerissen wurden (ohne vorherige Schwächung durch Diffusion). Auch wurde die stärkere Anfälligkeit der reinen Wolframkarbide gegenüber den titanhaltigen auf Diffusion bestätigt. Die Diffusionsvorgänge wurden so dargestellt, dass bei der Stahlzerspannung zunächst Fe in die Kobaltphase diffundiert und dann nach einer Mischkristallbildung mit dem Kobalt die Karbide auflöse. Nach dieser Annahme scheint eine Erklärung der oben angeführten Abnahme der Bedeutung der Diffusion mit zunehmendem C-Gehalt weniger augenfällig, als wenn man, wie Vieregge, den hauptsächlichen Diffusionsvorgang in einem Übertreten von W und C in den Stahl sieht. So stellte auch Loladse [87] ähnlich wie Vieregge fest, dass die Diffusion von W in Fe viel stärker verlaufe, als diejenige von Fe in das Hartmetall.

Meines Erachtens ist durchaus anzunehmen, dass die Auflösung der Wolframkarbide nicht nur durch das über die Kobaltphase eindringende Eisen erfolge, sondern dass vielmehr Wolfram auch in den Stahl diffundiert, wo sich verhältnismässig leicht die erwähnten W-Fe-C-Mischkristalle bilden können. Hierbei muss angenommen werden, dass auch diese Diffusion zur Hauptsache über die Kobaltphase verläuft, da hier die Beweglichkeit grösser ist, und nur zu einem geringeren Teil durch die Karbide selbst.

Die Diffusionsgeschwindigkeiten der einzelnen Komponenten sind im allgemeinen nicht gleich gross. Bei genügendem Unterschied können dann Löcher im Werkstoff entstehen [57]. Für die Diffusion von Stahl und Hartmetall (Chrom-Nickel-Stahl auf Hartmetall K 40 [G 2])

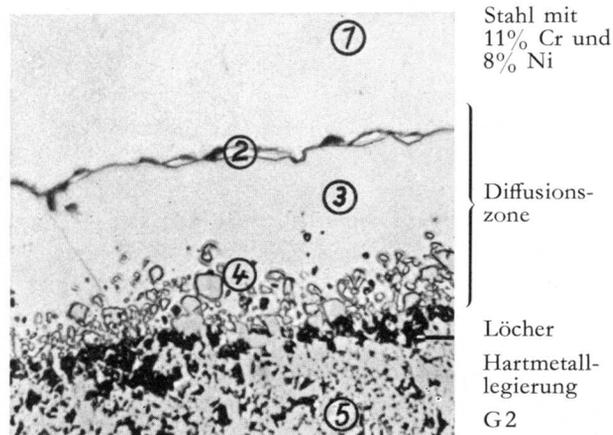


Abb. 8. Diffusionszone zwischen Hartmetall G 2 (K 40) und Chrom-Nickel-Stahl. Mikrohärtigkeit (50-g-Belastung) bei (1) 270, (2) 500, (3) 1050, (4) 1400 und (5) 1400 kg/mm². Vergrößerung 500:1 (nach Vieregge)

wurde von Vieregge [37] die Lochbildung im Hartmetall nachgewiesen (Abbildung 8). Gleichzeitig verschiebt sich auch die Schweissnaht (sog. Kirkendall-Effekt). Da die Lochbildung im allgemeinen auf der Seite der rascher diffundierenden Komponente auftritt, ist hierin eine gewisse Bestätigung der oben angegebenen Vorgänge und Diffusionsrichtungen zu sehen.

Daraus ist zu ersehen, dass beim Auftreten von Diffusion tiefgreifende Änderungen im Werkzeugstoff entstehen, die sich im allgemeinen verschleissfördernd auswirken.

Zweifellos kann die Diffusion nur bei höheren Temperaturen von Bedeutung sein, d.h. also vor allem bei höheren Schnittgeschwindigkeiten. Hier ist jedoch die Berührungszeit des Spanes sehr kurz. Es stellt sich deshalb die Frage, ob sich die Diffusionsvorgänge überhaupt abspielen können. Zweifellos sind trotz der kurzen Berührungszeit Pressschweissungen zu erwarten. Die Festigkeit der Schweissungen liegt dabei meist über derjenigen der reibenden Stoffe [42, 52]. Beim Weitergleiten des Spanes wird die Trennung im schwächsten Glied, also meist im heissen Span erfolgen und zwar im ganzen Bereich der Berührungszone (nicht nur bei der Aufbauschneide!). Somit werden Spanteile auf dem Werkzeug haften bleiben. Man muss also m. E. sagen – was an sich auch logisch ist –, dass der Span vorwiegend am Werkzeug verschleiss und nur zu einem verhältnismässig geringen Teil umgekehrt. Zwischen diesen am Werkzeug verbleibenden Stahlteilchen und dem Hartmetall können sich nun Diffusionsvorgänge abspielen, wobei wesentlich mehr Zeit zur Verfügung steht, als der Berührungszeit eines Spanelementes entspricht. Die in dieser Zone auftretenden Temperaturen von 700 ° bis über 1200 °C fördern die Vorgänge ganz erheblich.

Grundsätzlich verläuft die Diffusion immer in beiden Richtungen, sofern jede Komponente die andere unter Mischkristallbildung aufnehmen kann*. Dabei können aber in den Diffusionsgeschwindigkeiten Unterschiede bestehen, die zum genannten Kirkendall-Effekt und zur Lochbildung führen. Die von Vieregge, Opitz und Ostermann sowie Loladse angegebenen Diffusionsrichtungen sind deshalb lediglich als «resultierende» Wirkung zu betrachten. Als Folge der Diffusion entstehen Legierungen (Mischkristalle, chemische Verbindungen usw.), also Änderungen der Werkstoffe. Die Bedeutung dieser Vorgänge liegt dabei nicht primär im Stofftransport durch Diffusion, sondern in der dadurch hervorgerufenen Veränderung und Schwächung des Hartmetallgefüges, die zunächst der Bindephase entlang vorschreitet und von dort aus auf die Karbide übergreift (bei den Karbiden, die direkt an der Oberfläche mit dem Stahl in Berührung kommen, kann die Diffusion natürlich auch direkt erfolgen). Die dadurch entstehende Schwächung und Auflockerung des Gefüges führt dazu, dass der Span einzelne Partien aus dem Schneidstoff mitreissen kann und so den Verschleiss hervorruft.

* Beispielsweise vermag Kobalt einen gewissen (temperaturabhängigen) Prozentsatz an Wolframkarbid aufzunehmen, ist selbst aber im WC nahezu unlöslich; die Diffusion erfolgt also praktisch nur von WC in Co (siehe [59]).

Treten noch höhere Temperaturen als 1200 °C auf, was nach *Küsters* bei hohen Schnittgeschwindigkeiten ohne weiteres erwartet werden muss, so wird die Zerstörung der Schneide noch verschärft. Bei 1280 °C schmilzt nach *Takeda* [54] das Co-WC-Eutektikum, was sich auch mit der Ansicht von *Trent* [58] deckt. Dadurch werden infolge der höheren Beweglichkeit der Atome die Diffusions- und Auflösungsvorgänge wesentlich beschleunigt. Die Wirkung wird noch dadurch begünstigt, dass Fe und Co oberhalb 1200 °C vollständig ineinander löslich sind, was den Eintritt von Fe erleichtert. Gleichzeitig löst die bei diesen Temperaturen bereits flüssige Bindemetallphase die Karbidbrücken teilweise auf, was bereits *Axer* [14] festhielt. Die Auflösung der Karbide schreitet aber noch weiter, da die Diffusion des bereits im Co vorhandenen WC in den Stahl eine Störung des Gleichgewichtes im Bindemetall nach sich zieht, wodurch weitere Karbide von der Kobaltphase aufgelöst werden.

Bei 1320 °C schliesslich entsteht auch im Stahl auf Grund der Wolframaufnahme eine flüssige Phase [52]. Durch das Auftreten flüssiger Phasen wird die Legierungsbildung wesentlich erleichtert. Bei Temperaturen über zirka 1250 ° ist deshalb mit sehr heftigen Reaktionen in der Reibfläche zu rechnen. Hierin dürfte auch der Grund für die rasche Standzeitabnahme bei Geschwindigkeitssteigerung im Bereich hoher Schnittgeschwindigkeiten liegen. Immerhin wird diese Wirkung dadurch etwas abgeschwächt, dass beim Auftreten flüssiger Phasen auch der Reibungswiderstand abnimmt.

Es zeigt sich also, dass die Temperatur einen ausschlaggebenden Einfluss auf die Natur der Verschleissvorgänge (und ihre Intensität) ausübt. Allgemein kann gesagt werden, dass bei mässiger Temperatur – abgesehen vom *stets* vorhandenen mechanischen *Abrieb* – der Verschleiss vorwiegend als Folge der Pressschweissungen entsteht. Ihre Wirkung wird dabei bei kleinen Schnittgeschwindigkeiten durch die stärkere mechanische Wechselbelastung (gröbere Spänelemente) unterstützt.

Bei hohen Temperaturen wird das Ausmass des Verschleisses vorwiegend durch Legierungsbildung infolge Diffusion – in extremeren Fällen unterstützt durch die Bildung flüssiger Phasen – bestimmt. Dabei wird durch die Werkstoffpaarung, bzw. ihre Diffusionskonstanten und deren Temperaturabhängigkeit der Temperaturbereich festgelegt, in welchem die Diffusionsintensität für den Verschleiss wesentlich zu werden beginnt. Allerdings kann – genügende Einwirkungsdauer vorausgesetzt – der Diffusion auch bei niedrigeren Temperaturen eine gewisse Bedeutung zukommen.

Neben der Diffusion sind bei hohen Temperaturen auch noch andere Vorgänge von Bedeutung. Infolge der stark unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten der Karbide und des Kobalts quillt dieses heraus und wird vom Span bzw. der Schnittfläche abgetragen, was zu einer Versprödung des Hartmetalls führt [60]. Gleichzeitig entstehen durch die unterschiedlichen Dehnungen innere Spannungen. Diese sind nach *Pfau* und *Rix* [99] in der Gegend von 400 °C ungefähr null. Darunter wirken Zug-, darüber Druckspannungen von der Bindemetallphase auf das Karbidskelett. Beim Werkzeug liegen die

Temperaturen im Bereich der Reibflächen immer – z. T. ganz wesentlich – darüber, so dass eine Sprengwirkung auf das Karbidskelett ausgeübt wird. Dadurch sinkt die Festigkeit des Gefüges und damit auch der Widerstand gegen Ausreissen oder Ausbrechen einzelner Karbidkörner oder Korngruppen. Treten wechselnde Temperaturen auf (z. B. Fräsen), so entstehen durch den Wechsel der inneren Spannungen sog. Kammmisse [60], die ebenfalls eine zusätzliche Schwächung der Schneide verursachen. Diese Erscheinung bildet in Verbindung mit der wechselnden Schnittkraft die Ursache dafür, dass beim Fräsen der eigentliche Standweg eines einzelnen Messers wesentlich kürzer ist, als derjenige eines unter gleichen Bedingungen, aber mit dauerndem Eingriff eingesetzten Drehwerkzeuges [19]. Der Einfluss dieser Wechselbeanspruchung kann sich auch beim Drehen mit unterbrochenem Schnitt oder sehr kurzen Eingriffsdauern bemerkbar machen [61]. Sie wirkt sich, wie eigene Versuche [62] ergeben haben, jedoch erst aus, wenn die Einzelschnittzeit unter 2 min liegt.

Schliesslich sei noch darauf hingewiesen, dass sich auch das umgebende Medium (Luft, Schneidflüssigkeit) am Vorgang beteiligt, sei es durch Kühlung oder durch chemische Wirkung. Bereits zahlreiche Forscher beschäftigten sich mit dem Einfluss und der Wirkungsweise von Schneidflüssigkeiten, z. B. *Bickel* [3], *Niedzwiedzki* [63, 64], *Axer* [65] u. a. Eine chemische Wirkung innerhalb der Reibflächen bei kontinuierlichem Schnitt ist, mindestens an der Spanfläche und bei höheren Schnittgeschwindigkeiten, wenig wahrscheinlich. An der Freifläche wurden von *Axer* [65] durch Einblasen verschiedener Gase Standzeitunterschiede erzielt, die eine Wirkung bis in die Reibflächen hinein mindestens als möglich erscheinen lässt. Unter normalen Verhältnissen (also kein Einblasen unter hohem Druck) gelangen Schneidmittel aber auch an der Freifläche nicht bis in die Gleitflächen. Dies kann bereits daraus geschlossen werden, dass z. B. beim Trockenschnitt die offenbar durch Oxidation entstandene Verfärbung des Plättchens erst in einem gewissen Abstand *unterhalb* der Verschleissmarke beginnt.

Das Einblasen von Gasen an der Spanfläche ergab keinen Erfolg. Da sich die Spanunterseite in einem hochplastischen und z. T. bereits flüssigen Zustand befindet, ist das Auftreten der oft angenommenen feinen Kapillaren, in welchen völliges Vakuum herrscht, wenig wahrscheinlich und damit die vorgeschlagenen «kapillaren Wirkungen» [66] praktisch nicht denkbar. Anders mögen die Verhältnisse bei kleinen Schnittgeschwindigkeiten, etwa beim Gewindeschneiden, liegen, doch soll auf diese hier nicht eingetreten werden. Viel eher könnte man sich eine Diffusion (vorwiegend entlang der Oberfläche) der Gasmoleküle in die Reibflächen vorstellen. Es ist jedoch nicht zu erwarten, dass eine solche den Verschleiss stark beeinflussen könnte, da zu geringe Mengen einzudringen vermöchten. Die wichtigste Wirkung der Schneidflüssigkeit bei *kontinuierlichem* Schnitt bleibt die Kühlung (Schnittverhältnisse, wie die hier behandelten vorausgesetzt). Sie kann sich aber auch ungünstig auswirken. Abgesehen von einer allfälligen Förderung der Kamm-

rissbildung verringert sie die Spanstauchung und damit die Länge der Berührungsfläche. Es kann dann, wie Versuche am WML der ETH [67] ergaben, vorkommen, dass zwar das an der Spanfläche abgetragene Volumen kleiner ist, der Kolkfaktor aber rascher wächst als ohne Kühlung. Dies ist eine Folge der *Verkürzung* der Berührungsfläche und mit ihr des Kolkmittenabstandes K_M , so dass bereits bei wesentlich kleineren Verschleissvolumina mindestens gleich grosse Kolkfaktoren entstehen (*Abbildung 9*).

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass der Verschleiss im wesentlichen von der Werkstoffpaarung (Art der Werkstoffe und Zustand), der Schnittkraft, der Gleitgeschwindigkeit und der Temperatur bestimmt wird. Dabei ist besonders bei der Kraft und der Temperatur auch deren zeitlicher Ablauf (Wechselwirkung) von Bedeutung.

Durch diese Einflussgrößen wird die Art des Verschleissangriffes, die Festigkeit der entstehenden Verschweissung und die der Werkstoffpartien in deren unmittelbaren Umgebung gegeben. Durch die Festigkeitsunterschiede in diesen Zonen wird der Ort der Trennung bestimmt. Sie sind deshalb für das Ausmass des Verschleisses ausschlaggebend. Zudem beeinflussen sie die mechanische Festigkeit der Schneide und bestimmen die Schneidenbelastung.

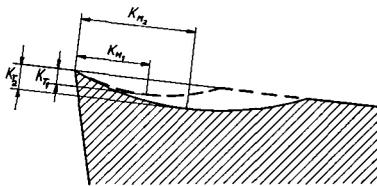


Abb. 9. Unterschiedliches Verschleissvolumen bei gleichem Kolkfaktor

Da hier schon von Verschweissungen die Rede ist, soll auch kurz auf die Entstehung der Aufbauschneide hingewiesen werden, da man sehr oft Aufbauschneide mit Verschweissung identifiziert.

Meines Erachtens ist jedoch die Bildung der Aufbauschneide weniger auf die Entstehung von Verschweissungen, als auf die Ausbildung des Kraftfeldes an der Schneide zurückzuführen. Verschweissungen (primär Pressschweissungen) treten im ganzen Bereich der Berührungsfläche auf, nicht nur dort, wo die Aufbauschneide entsteht. Die Tatsache, dass der Spanwerkstoff hier in grösserer Ansammlung liegen bleibt, deutet nicht auf eine stärkere Verschweissung hin. Vielmehr wird sie dadurch verursacht, dass im Bereich der Aufbauschneide die in der Spanfläche zu dieser tangentialen Geschwindigkeits- und Kraftkomponenten klein oder sogar null sind. Die zur Trennung der Verschweissung oder des Werkstoffes notwendigen Schubspannungen erreichen – entsprechend des sich einstellenden Kraftfeldes – erst in einem gewissen Abstand von der Spanfläche die erforderliche Grösse. Die Verhältnisse sind etwa mit denen im Stau- punkt einer Strömung vergleichbar. Als Hinweis für die

Richtigkeit der angeführten Überlegungen möge die Feststellung gelten, dass auch bei keramischen Schneidstoffen Aufbauschneidenbildung beobachtet wurde, wobei allerdings die Aufbauschneide nicht am Werkzeug haften blieb.

Damit soll nun allerdings nicht gesagt sein, dass zwischen Aufbauschneide und Werkzeug keine Verschweissung eintrete. Eine Pressschweissung tritt ja hier auf jeden Fall ein. Dagegen wird sich die Diffusion und damit die Legierungsbildung weniger stark auswirken als z. B. in der Kolkmitte. Denn die Trennebene zwischen Werkzeug und Spanwerkstoff (Aufbauschneidenunterseite) liegt bereits in einem gewissen Abstand von der Gleitfläche, die durch die Aufbauschneidenoberseite gebildet wird und in welcher die Reibung und Wärme- erzeugung stattfindet. Es entsteht also entsprechend der Dicke der Aufbauschneide bereits ein gewisses Temperaturgefälle, weshalb zwischen Werkzeug und Aufbauschneide bereits merklich kleinere Temperaturen herrschen. Das macht sich in einer entsprechenden Verminderung der Diffusionsvorgänge bemerkbar.

In den vorangegangenen Abschnitten wurde versucht, einen umfassenden Überblick über die Vorgänge bei der Zerspanung und beim Verschleiss zu geben. Obwohl zahlreiche Probleme dieser komplexen Vorgänge noch ungelöst sind, wurde eine möglichst auf sicheren Beobachtungen und Feststellungen beruhende Darstellung der Vorgänge angestrebt, um eine Vermischung hypothetischer Behauptungen und tatsächlicher Forschungsergebnisse zu vermeiden.

II. Kapitel: Der Verschleissverlauf

Es sei daran erinnert, dass unter *Verschleissverlauf* das zeitliche Wachstum des Verschleisses zu verstehen ist.

1. Die Bedeutung der genauen Kenntnis des Verschleissverlaufes

Die genaue Kenntnis des Verschleissverlaufes ist keineswegs nur von theoretischer, sondern ebenso sehr von praktischer Bedeutung. Die zahlreichen täglich auftretenden Probleme lassen sich grossenteils auf die beiden Fragen

- nach der Standzeit bei gegebenen Schnittbedingungen oder
- nach den optimalen Schnittbedingungen

zurückführen. Im Hinblick auf eine optimale Zerspanung kann auch nach derjenigen Wärmebehandlung gefragt sein, die zum zerspanungstechnisch vorteilhaftesten Gefüge des Werkstoffes führt (Beurteilung der Zerspanbarkeit). Die Beantwortung all dieser Fragen – sowie auch die Aufstellung der Schnittgeschwindigkeits-Standzeit-Beziehung – beruht auf der Messung des Verschleisses als Funktion der Zeit. Der Verschleissverlauf bildet also die Basis – die Grundfunktion – für all diese Zusammenhänge. Sein Studium rechtfertigt sich

deshalb schon allein aus diesem Grunde. Zudem erscheint es naheliegend, einen Weg zu suchen, um diesen Verlauf wenigstens teilweise im voraus zu bestimmen und so die Versuche abzukürzen. Voraussetzung hierfür ist jedoch die genaue Kenntnis des Verlaufes. Die bisher bekannten Kurzprüfverfahren versuchen zwar meist die Ermittlung der Grundfunktion zu umgehen, doch ist sie zum mindesten implizite in allen enthalten. Näheres hierüber in Kapitel III. Eine genaue Betrachtung der Verschleisszunahme als Funktion der Zeit muss also die Grundlage für alle weiteren Untersuchungen bilden.

2. Bisherige Erkenntnisse

Trotz der Bedeutung, die dem Verschleissverlauf zukommt, sind bisher nur wenige eingehendere Untersuchungen hierüber durchgeführt worden, worauf auch z. B. *Burmester* [68] hinweist. Es sollen nun im folgenden zuerst die bisherigen Erkenntnisse bezüglich Freiflächenverschleiss und anschliessend die den Spanflächenverschleiss betreffenden behandelt werden.

2.1. Der Freiflächenverschleiss

Verfolgt man den zeitlichen Verlauf der Verschleissmarkenbreite B , so beobachtet man sehr oft ein degressives Ansteigen; die Steigung der Kurve nimmt stetig ab. So stellten u. a. *Schallbroch* und *Wallich* [7] diesen Verlauf fest und suchten ihn näher zu ergünden. Sie fanden, dass B^2 über der Zeit aufgetragen gerade verlief (B^2 ist proportional dem abgetragenen Volumen). Bei der Überprüfung ihres Ergebnisses anhand von Kurven anderer Forscher fanden sie ihre Beobachtungen bestätigt. Sie schlossen daraus, dass beim Freiflächenverschleiss *in gleichen Zeiten gleiche Mengen* des Werkzeugstoffes abgetragen würden, also

$$B = c \sqrt{t}. \quad (1)$$

Zusätzlich stellten sie die Behauptung auf, dass der Anpressdruck (= Flächenpressung) konstant bleibe, was sie aus «dem regelmässigen Verlauf des Verschleissvorganges» schlossen. Sie nahmen an, dass bei Zunahme der Verschleissmarke die Reibung, und damit die Schnittkraft wachse. Die Schnittkraftehöhung erkannten sie aus Versuchen, aus welchen sich ein proportionales Verhalten der Kraft und der Verschleissmarkenbreite ergab.

Diese Aussagen über das Schnittkraftverhalten stehen aber m. E. im Gegensatz zur Behauptung, dass in gleichen Zeiten gleiche Mengen des Schneidwerkstoffes abgetragen werden. Massgebend für den Verschleiss ist die tatsächliche Berührungsfläche*. Diese wird, wie schon unter I/4.3 ausgeführt, bei gegebener Paarung durch die Belastung bestimmt. Unabhängig von der Grösse der scheinbaren Berührungsfläche (hier die Verschleissmarke) ergibt eine gleiche Kraft auf diese Fläche deshalb

* Innerhalb der normalerweise als Berührungsfläche zweier Körper bezeichneten Fläche tragen nur einige wenige Punkte. Die Summe dieser kleinen Flächenanteile ist die tatsächliche Berührungsfläche.

stets gleiche tatsächliche Berührungsfläche. Bei konstanter *Flächenpressung* wird also die tatsächliche Berührungsfläche proportional zur scheinbaren anwachsen. Dies bedeutet eine Zunahme des Verschleissvolumens. Für gleiche minutliche Verschleissmenge muss demnach die wirkliche Berührungsfläche konstant bleiben, was konstante *Kraft* und nicht konstante Flächenpressung bedingt. Dies gilt natürlich nur unter der Voraussetzung, dass die übrigen, den Verschleiss mitbestimmenden Grössen zeitlich konstant bleiben, was von *Schallbroch* und *Wallich* angenommen wurde. Dieser Widerspruch wurde von den beiden Forschern nicht berücksichtigt.

Burmester [68] beobachtete ebenfalls ein lineares Wachstum der Schnittkraft in Abhängigkeit von der Verschleissmarkenbreite, folgerte aber daraus – in Übereinstimmung mit obiger Überlegung – dass das minutliche Verschleissvolumen zunehmen müsse. Aus der Proportionalität der Schnittkraft und der Verschleissmarkenbreite schloss er auf eine zeitlich konstante Flächenpressung und prägte für das Verschleisswachstum den Satz: «In gleichen Zeiten gleiche Schichtdicken». Auf diese Weise erklärte er den von *Leyensetter* [69] gefundenen linearen Anstieg von $B = f(t)$ (von einem endlichen Wert bei $t = 0$ aus ansteigend).

Da *Burmester* neben dem linearen auch das degressive Wachstum von B feststellte und in mehreren Literaturstellen vorfand, fasste er die verschiedenen Formen in der Gleichung

$$B = at^\alpha + b \quad (2)$$

zusammen. Dabei galt $b \geq 0$; $0,5 \leq \alpha \leq 1$.

Auf Grund von Versuchsergebnissen verschiedener Forscher und eigener Untersuchungen kam er zum Schluss, dass scheinbar bei stossartiger Belastung oder geringerer Widerstandsfähigkeit der Schneide der Exponent α kleiner sei, d. h. also degressives Wachstum, allerdings mit grösserer Steigung. Er erklärte dies mit zwei artverschiedenen Verschleissvorgängen, nämlich

1. dem *Abreiben* von kleinsten Schneideteilen durch den vorbeigleitenden Werkstoff und
2. durch gewaltsames Abscheren grösserer Schneideteile.

Burmester nahm an, dass das Abreiben nach dem Prinzip «in gleichen Zeiten gleiche Schichtdicken» verlaufe. Dagegen trete bei gewaltsamem Abscheren mit zunehmendem Verschleiss eine bessere Unterstüzung der Schneideteile ein, wodurch der Verschleissanstieg degressiv verlaufe. Eine Bestätigung seiner Darstellung sah *Burmester* darin, dass er bei kontinuierlichem Schnitt jeweils Verschleissgeraden erhielt, im unterbrochenen Schnitt aber parabelähnliche Kurven. Leider konnte diese Beobachtung von *Weber* [70] u. a., die auch bei kontinuierlichem Schnitt den parabelähnlichen Anstieg fanden, nicht bestätigt werden. Ebenso wurde auf Grund der gleichen Versuche die von *Ulbricht* [71] erstmals aufgestellte Theorie des Kaskadenverschleisses fallengelassen, weil sich kein kaskadenförmiger Verlauf feststellen liess. Mit dem Kaskadenverschleiss befassten sich während

einiger Zeit verschiedene Forscher, wie *Schallbroch* [72], *Burmester* [68], *Arnold* [61] u.a. Eine genauere Betrachtung der von diesen veröffentlichten Kurven lässt die Vermutung aufkommen, dass die Kaskaden oft aus rein zufalls- und teils messtechnisch bedingten Streuungen herausgelesen wurden. Es wurden nämlich meist 3 bis 5 Messpunkte zu einer Kaskade zusammengefasst, und dies trotz verschiedenster Schnittbedingungen und Intervalle zwischen den einzelnen Messpunkten.

Immerhin sei festgehalten, dass der Verschleiss – wie man ohne weiteres aus Abschnitt I/4.3 entnehmen kann – an sich *nicht* völlig gleichmässig mit der Zeit fortschreitet. In den Berührungsflächen tritt durch die verschiedenen, soeben besprochenen Wirkungen eine *allmähliche* Auflockerung und (oder) Versprödung des Gefüges ein, bis einzelne Stellen bei der nächsten Berührungsschweissung oder beim nächsten Stoss herausgerissen werden. Es ist nun anzunehmen, dass die Berührungsfläche in zahlreiche kleinste Bezirke zerfällt, die alle in einem andern Stadium dieses Vorganges stehen. Daraus resultiert dann im allgemeinen doch ein mehr oder weniger gleichmässiger Verschleiss.

In *Abbildung 10* ist eine Kaskadenkurve nach *Köss* [73] dargestellt, die von *Burmester* mit der eingezeichneten Geraden angenähert wurde. Bei genauerer Betrachtung scheint jedoch ein Kurvenverlauf nach *Abbildung 11* den Messpunkten am besten zu folgen. Über einen solchen Kurvenverlauf wurde erstmals vom Verfasser und *Kirschsieper* [74] sowie unabhängig davon wenig später von *Shaw* und *Dirke* [16] berichtet. Während wir den Verlauf in einen degressiven, einen linear und einen progressiv ansteigenden Abschnitt unterteilen, sprachen *Shaw* und *Dirke* nur von einem degressiven und einem progressiven. Wesentlich bei beiden ist jedoch die Feststellung, dass nach Erreichen grösserer Verschleissmarken die Verschleissgeschwindigkeit allmählich zuzunehmen beginnt. Im Gegensatz zum Schnellstahl, wo ein fast plötzlicher, sehr rascher Anstieg beim Eintritt der Blankbremsung entsteht, erfolgt hier ein sanfter Übergang. In *Abbildung 12* ist nochmals eine solche Kurve dargestellt (aus einem Versuch am WML der ETH [75]).

Shaw und *Dirke* versuchten nun, auf Grund theoretischer Überlegungen das Wachstumsgesetz für den

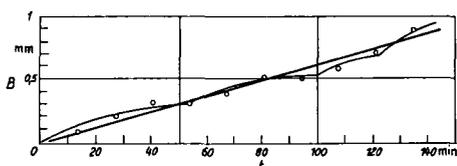


Abb. 10. Kaskadenkurve nach Köss mit mittelnder Geraden von Burmester ($V_B = B$. aus [68])

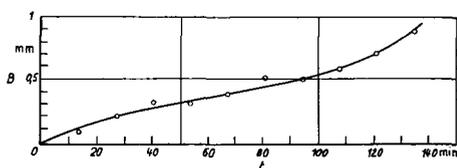


Abb. 11. Der den Messpunkten von Köss am besten folgende Kurvenzug

ersten Teil der Kurve (degressiven Anstieg) abzuleiten. Für ihre Berechnungen gingen sie von der Grösse der tatsächlichen Berührungsfläche aus und berechneten die Zahl und Grösse der Berührungspunkte, unter Berücksichtigung der herrschenden Normalkraft. Dazu führten sie einige Vereinfachungen ein, die im folgenden kurz angeführt seien:

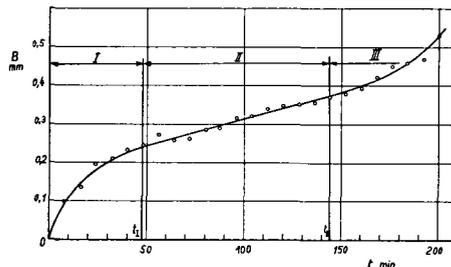


Abb. 12. Freiflächenverschleiss als Funktion der Zeit. Werkstückstoff St. 50.11. Werkzeugstoff S 2 (P 20). $a = 3$ mm, $s = 0,41$ mm/U, $v = 120$ m/min

Bei Vergrösserung der Normalkraft auf den gegeneinander reibenden Oberflächen wird

1. die Höhe c (*Abbildung 13*) eines Verschleisssteilchens mit zunehmendem Durchmesser a des tatsächlichen Berührungspunktes kleiner und zwar so, dass das Volumen des Verschleisssteilchens konstant bleibt, also

$$a^2 \cdot c = \text{konstant.} \quad (3)$$

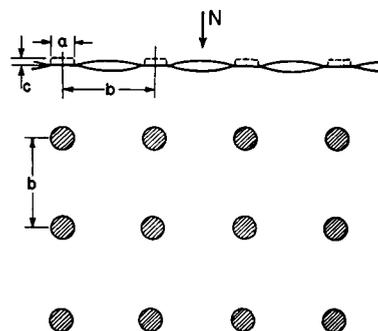


Abb. 13. Schematische Darstellung der Berührungsfläche. Oben: Querschnitt, unten: Aufsicht. N = Normalkraft. n ist in dieser Skizze = 4, wenn Längeneinheit als $4b$ angenommen

2. nimmt n (= Zahl der in einem Schnitt durch die Trennebene liegenden Berührungspunkte pro Längeneinheit) mit zunehmendem Normaldruck zu und zwar so, dass

$$n \cdot c = \text{konstant} \quad (4)$$

Die Anwendung auf den Verschleiss führt schlussendlich auf

$$L = \text{konstant} \frac{B^2}{N}. \quad L = \text{Standweg} \quad (5)$$

Für $N = \text{konst.}$ erhalten wir den bekannten Zusammenhang

$$B = c\sqrt{t} \quad (6)$$

Nach *Shaw* und *Dirke* liegen nun die Verschleisskurven zwischen dieser Form und

$$B = c \cdot t \quad (7)$$

was sich praktisch mit der mathematischen Darstellung von *Burmester* und von *Weber* deckt.

Gleichung 7 erhält man, wenn die Normalkraft proportional zu B ansteigt. Nebenbei bemerkt wurden aus eigenen Versuchen Näherungen errechnet, die einen Wurzelexponenten grösser 2 aufwiesen, was nach *Shaw* (und *Burmester*) sinkende Normalkraft bedeuten müsste. Dieser Fall liegt jedoch ausserhalb des von *Shaw* als möglich betrachteten Bereiches.

Während man die Annahme 1 als Näherung gelten lassen kann, besteht für Annahme 2 (Gleichung 4) keine innere Begründung. Sie scheint auf das gewünschte Endergebnis zugeschnitten zu sein. Die Beziehung 4 stellt eigentlich eine Verknüpfung von zwei Grössen, die keinen direkten kausalen Zusammenhang aufweisen, dar. Die Zahl der Berührungsstellen hängt u. a. von der Belastung und der Oberflächenbeschaffenheit ab, während c von der Grösse der einzelnen Berührungsflächen abhängt. Diese wiederum wird zwar auch von der Belastung und der Oberflächenbeschaffenheit bestimmt. Dabei ist es jedoch so, dass bei rauher Oberfläche wenige grosse Berührungsstellen entstehen; eine Lastzunahme führt zu einer Vergrösserung von a und damit Sinken von c , ohne dass unbedingt mehr Berührungspunkte entstehen. Andererseits kann bei einer sehr glatten und ebenen Oberfläche die Lastzunahme rasch zu einer grösseren Zahl kleiner Berührungspunkte führen. Das heisst n steigt rasch an, während der mittlere Durchmesser der Berührungspunkte kaum zunimmt, oder sogar sinkt. Aus diesen Überlegungen ist zu ersehen, dass 4 eine recht grobe Näherung darstellt. Da dank ihr die einfache Gleichung 5 und daraus 6 entsteht, dürfen diese nicht als Gesetzmässigkeit des Verlaufes, sondern ebenfalls nur als Näherungen gewertet werden. Über den wahren Charakter der Kurve ist damit nichts ausgesagt.

Der Beginn des progressiven Anstieges der $B(t)$ -Kurven erklärt *Shaw* damit, dass hier das Verhältnis von Normaldruck zur scheinbaren Berührungsfläche die Fließgrenze des weicheren Werkstoffes erreicht, und dieser deshalb nahezu auf der ganzen Fläche aufliegt, was einen erhöhten Verschleiss mit sich bringt.

Als Endergebnis dieser theoretischen Betrachtungen fand *Shaw* für den $B(t)$ -Verlauf die Gesetzmässigkeiten, die von *Burmester* zusammengefasst worden waren, bestätigt.

Interessant bei den Überlegungen von *Shaw* ist, dass sämtliche Änderungen des Kurvencharakters auf die zeitliche Änderung der Kraft an der Freifläche zurückgeführt wurden. Leider wurde nicht versucht, diese bedeutende Behauptung experimentell zu bestätigen.

2.2. Der Kolkverschleiss

Obwohl auch bei Hartmetall-Werkzeugen das Auftreten eines Spanflächenverschleisses schon frühzeitig erkannt wurde, zog man ihn nicht zur Beurteilung des Verschleiss-

zustandes heran. Dies ist vermutlich darauf zurückzuführen, dass

1. der Freiflächenverschleiss immer auftritt und leicht zu messen ist,
2. der Spanflächenverschleiss verschiedene Formen annehmen kann, von denen nicht alle ein Erliegen herbeiführen können,
3. die Bedeutung des Kolkverschleisses für das Erliegen des Werkzeuges durch Ausbruch nicht erkannt wurde,
4. das Erreichen der Standzeit in zahlreichen Fällen tatsächlich durch den Freiflächenverschleiss bestimmt wird.

Gelegentlich wurde von einer «Verschliessmarkenbreite an der Spanfläche» gesprochen (z. B. [69]). Aber bereits *Schallbroch* und *Wallichs* [7] erkannten alle verschiedenen möglichen Verschleissformen an der Spanfläche und legten sämtliche Messgrössen, wie Kolklänge und Kolktiefe fest. Einzig der Kolkmitteabstand fehlte. Leider schenken sie jedoch dem Kolkverschleiss keine weitere Beachtung.

Erst wesentlich später trat erstmals *Weber* [76] mit einem zweckmässigen Kriterium für den Kolkverschleiss und einer eingehenden Analyse des Verschleisses an der Spanfläche – insbesondere des Kolkverschleisses – an die Öffentlichkeit. Für sein Kolkkriterium war dabei das Wesentliche, dass er die Bedeutung der Keilwinkelverringering erkannte und für deren Charakterisierung ein geeignetes, verhältnismässig leicht messbares Kriterium fand.

Auf Grund zahlreicher Versuche stellte er empirisch folgende Zusammenhänge fest:

1. Die Kolktiefe wächst linear mit fortschreitender Drehzeit.
2. Der Kolkmitteabstand bleibt – abgesehen von gewissen extremen Schnittbedingungen – zeitlich konstant. Die Auskolkung gräbt sich also in einem bestimmten Abstand von der Schneide in die Tiefe.

Die von ihm gefundenen Abhängigkeiten waren demnach überraschend einfach. Leider fehlen in der Literatur Angaben über eingehende Überprüfungen seiner Ergebnisse durch andere Forscher. Im Gegensatz zu den Untersuchungen des Freiflächenverschleisses wurde hier auch nie versucht, das lineare K_T -Wachstum aus den Verschleissvorgängen an der Spanfläche abzuleiten.

3. Durchführung eigener Versuche

Zweck der eigenen Versuche war vor allem, die zeitliche Entwicklung des Verschleisses zu untersuchen, um daraus einen allgemeingültigen Verlauf abzuleiten. Die Variation der Schnittbedingungen und Werkstoffpaarungen diente ebenfalls vorwiegend dieser Aufgabe. Die Änderung der Kurvenverläufe im einzelnen in Abhängigkeit von den genannten Einflussgrössen war im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen durchaus sekundärer Natur. Sie wurden deshalb auch nur soweit sie von

speziellem Interesse für einzelne Probleme waren, behandelt.

3.1. Umfang der Versuche

Werkstückstoffe: Unlegierter Stahl C 45.61 und C 60.61 im Walzzustand und normalisiert.

Grauguss mit Brinellhärten von 170 bis 224. Die Mehrzahl der Versuche wurde auf Stahl gefahren.

Werkzeugstoffe: Hartmetall der Qualitäten P 10 (S 1), P 20 (S 2), P 30 (S 3), K 10 (H 1), K 5 (H 2). Die Mehrzahl der Versuche wurden mit P 10 und P 30 gefahren.

Schnittbedingungen: Schnitttiefen von 1 bis 3 mm. Vorschübe von 0,161 bis 0,56 mm/U. Schnittgeschwindigkeiten von 40 bis 240 m/min.

3.2. Versuchsdurchführung

Als Versuchsmaschine stand eine durch eine Leonardgruppe angetriebene Oerlikon-Universaldrehbank DM2 zur Verfügung. Damit war es also möglich, bei jedem beliebigen Durchmesser die gewünschte Schnittgeschwindigkeit genau einzustellen. Die Leonardgruppe wurde später zur automatischen Konstanthaltung der eingestellten Schnittgeschwindigkeit (bzw. Drehzahl) durch eine elektronische Steuerung ergänzt.

Bei sämtlichen Versuchen wurden die Hartmetallplatten in Klemmhaltern eingesetzt. Die Klemmhalterung bietet, besonders bei der Durchführung von Versuchen, verschiedene Vorteile:

1. Wegfall der von Lötspannungen herrührenden Störeinflüsse und dadurch gleichmäßigere Anfangsbedingungen.
2. Die Aufbereitung der Plättchen ist leichter und kann deshalb gleichmäßiger erfolgen, so dass die durch die Aufbereitung entstehenden Streuungen ebenfalls in engen Grenzen gehalten werden können.
3. Die Handhabung für die Messungen ist leichter, da nur die Hartmetalleinsätze unter die Messinstrumente gebracht werden müssen. Das Auswechseln der Plättchen während einer Versuchsreihe, die normalerweise immer mehrere Werkzeuge umfasst, kann sehr rasch erfolgen.

Es gelangten verschiedene Ausführungen von Klemmhaltern zur Anwendung, wovon eine in *Abbildung 14* wiedergegeben ist. Allen gemeinsam war die Form der Hartmetall-Einsätze: A 20, DIN 4966 sowie die in den meisten Fällen gewählte Schneidengeometrie:

$$\begin{aligned} \gamma &= 10^\circ, \kappa = 45^\circ, \\ \lambda &= 2^\circ, \varepsilon = 90^\circ. \end{aligned}$$

Dazu am Hartmetall angeschliffen, in den meistens Fällen

$$\alpha = 8^\circ, r = 0,25 \text{ bis } 0,5 \text{ mm.}$$

Durch die Klemmhalterung bedingt, war in allen Fällen eine Spanleitstufe vorhanden. In einer früheren Arbeit [77] wurde jedoch bereits darauf hingewiesen, dass bei nicht zu geringen Spanleitstufenabständen keine

wesentliche Änderung des Verschleisses zu erwarten sei und doch schon eine wirkungsvolle Verbesserung der Spanform erzielt werden könne. (Zudem wird auch in der Praxis sehr häufig mit Spanleitstufen gearbeitet.) Die

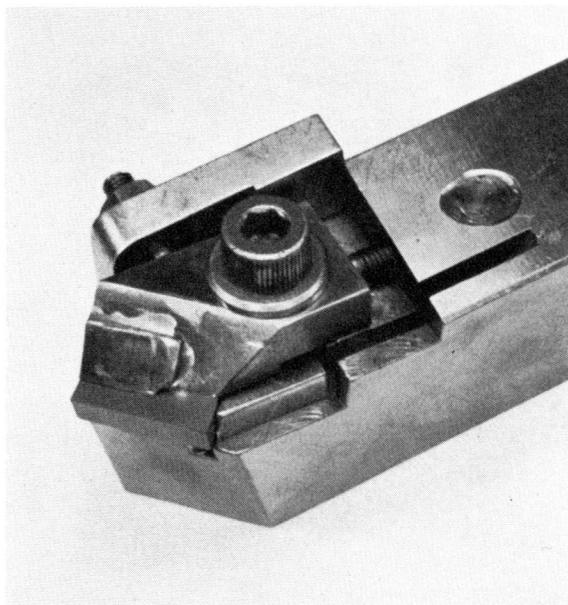


Abb. 14. Beispiel eines Klemmhalterkopfes

benützten Versuchswellen wiesen Durchmesser von 200 bis 250 mm und Längen von zirka 1000 mm auf. Die in einer Versuchsreihe benützten Werkzeuge wurden jeweils «parallel» gefahren, d.h. in gleichbleibendem Turnus mit gleichen Eingriffszeiten (z. B. 5 oder 6 min), die gleichzeitig den Messintervallen entsprachen. Da, wie bereits erwähnt (I/4.3 [62]), sich erst bei Eingriffs dauern unter 2 min die Schnittunterbrüche auf den Verschleissverlauf auswirkten, bestand bei solchen von 5 bis 6 min keine Gefahr einer Beeinflussung von dieser Seite, auch wenn gelegentlich wegen Erreichens des Wellenendes während der vorgeschriebenen Eingriffszeit ein zusätzlicher Unterbruch erfolgte.

Durch den turnusmäßigen Einsatz wurde der Einfluss von Werkstoffstreuungen innerhalb der Versuchswelle weitgehend gleichmäßig auf die verschiedenen Werkzeuge verteilt. Wo es der Zweck der Versuchsreihe gestattete, wurden die Werkzeuge eines nach dem andern durchgeführt, da so der Einfluss des Werkstückstoffes auf den Verschleissverlauf am geringsten ist. Die Wirkung werkstoffseitiger Streuungen wurde noch dadurch verringert, dass sich die Versuchsreihen soweit irgend möglich nicht über mehr als eine Welle erstreckten (besonders wichtig für den zeitlichen Verlauf der Kurven). Die Streuungen der Werkzeugstoffe erwies sich im allgemeinen als gering (siehe Kapitel III).

3.3. Messmethoden

3.3.1. Freiflächenverschleiss

Zur Messung des Freiflächenverschleisses wurden die Schneidplatten so auf den Kreuztisch des Mikroskopes

(Ablesegenauigkeit 1μ) gelegt, dass die Spanfläche parallel zur optischen Achse lag*. Diese Methode schliesst einen systematischen Messfehler in sich, da die Messung an der zur optischen Achse senkrechten Verschleissmarke erfolgen müsste. Die Spanfläche und Verschleissmarke stehen aber nur bei einem Spanwinkel von $\gamma = 0^\circ$ senkrecht aufeinander. In allen andern Fällen liegt die Verschleissmarke um den Winkel γ geneigt unter dem Mikroskop. Statt der Verschleissmarkenbreite B misst man nur die Grösse $B \cdot \cos \gamma$, oder für den in der vorliegenden Arbeit meist angewandten Spanwinkel von 10° um 1,5% zu klein. Da dieser Fehler klein und für einen bestimmten Spanwinkel bei allen Werten gleich gross und bekannt ist, kann er ohne weiteres bei der Messung und Auswertung unberücksichtigt bleiben.

Ein weiterer systematischer Fehler liegt in der Vernachlässigung der Wölbung der Verschleissmarke, die ausser bei $\kappa = 90^\circ$ immer auftritt. Der Wölbungsradius R fällt mit dem Krümmungsradius der Schnittfläche zusammen und hängt vom Wellendurchmesser D und dem Einstellwinkel κ ab:

$$R = \frac{D}{2 \cos \kappa} \quad (8)$$

Die Wölbung der Verschleissmarke kann, je nach betrachteter Messgrösse und den absoluten Grössen von R und B verschiedene Bedeutung erlangen. Folgende Messgrössen können von Interesse sein:

- tatsächliche Berührungslänge zwischen Freifläche und Schnittfläche (= die auf dem Wölbungsbogen gemessene Verschleissmarkenbreite),
- tatsächliches Verschleissvolumen,
- tatsächlicher Schneidkantenversatz.

Im folgenden sollen nun die durch die Wölbung der Verschleissmarke bei den einzelnen Messgrössen entstehenden Fehler betrachtet werden, wobei vergleichsweise die zulässige Abweichung des genäherten vom wirklichen Wert auf 3% angesetzt wird. Die massgebende Variable ist hierbei der Winkel φ (Abbildung 15), der sowohl den Einfluss des Wölbungsradius R , als auch den der Verschleissmarkenbreite B vereinigt, weil

$$\sin \varphi = \frac{B}{R}. \quad (9)$$

Die wirkliche Berührungslänge ist für die Reibungsverhältnisse an der Freifläche von wesentlicher Bedeutung, da sie sowohl die Flächenpressung als auch die Temperatur beeinflusst. Geometrisch gesehen ist sie gleich φ (in Bogenmass) mal R , während $B = R \sin \varphi$ ist.

Für kleine Winkel φ fallen die Werte des Argumentes und seines Sinus praktisch zusammen. Der Unterschied zwischen Sinus und Argument wird erst bei etwa $24,5^\circ$ 3%. Dieser Winkel würde für $B = 1$ mm, was allgemein beim Schrappen als oberste Grenze angesehen wird,

* Die Messungen wurden auf einem Hauser-Werkstattmessmikroskop und üblicherweise mit einer Vergrösserung von $50 \times$ durchgeführt

einen Radius R von 2,4 mm ergeben! Bei kleineren B würde auch R entsprechend kleiner. Die zugehörigen Wellendurchmesser fallen damit weit ausserhalb des hier betrachteten Bereiches, denn ein «Schruppschnitt» bei diesen Durchmessern wird unter ganz anderen Bedingungen und wohl niemals bis zu einer Verschleissmarkenbreite von 1 mm gefahren. Die Verschleissmarkenbreite

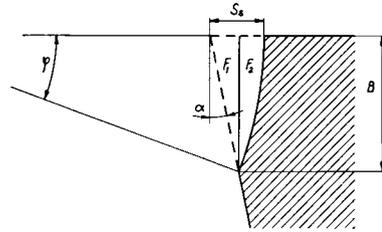


Abb. 15. Freiflächenverschleiss im Querschnitt. F_1 = direkt aus B ermittelte Verschleissfläche. F_2 = Zusätzliche Verschleissfläche als Folge der Verschleissmarkenkrümmung. S_s = Schneidkantenversatz in Richtung der Spanfläche

B entspricht also mit guter Genauigkeit der tatsächlichen Berührungslänge.

Obwohl dem durch Verschleiss an der Freifläche abgetragenen Volumen im allgemeinen für die Auswertung keine besondere Bedeutung zukommt (eindeutiger geometrischer Zusammenhang zwischen Volumen und Verschleissmarkenbreite), gibt es doch Fälle, in welchen es von Interesse sein kann. Es soll deshalb auch hier kurz auf die Grösse des systematischen Fehlers eingetreten werden.

Zur Verfolgung des Volumenverschleisses genügt die Betrachtung der Verschleiss-Querschnittsfläche ($F_1 + F_2$), da die Schnitttiefe und damit die Länge der Verschleissmarke zeitlich konstant bleibt. Für F_1 ergibt sich

$$F_1 = \frac{B^2 \operatorname{tg} \alpha}{2} \quad (10)$$

Für flache Kreisabschnitte, und um solche handelt es sich bei F_2 , kann die Näherungsformel

$$F = \frac{2}{3} \cdot s \cdot b \quad (11)$$

benützt werden. Im vorliegenden Fall gilt $s = 2B$ und $b = B \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}$. Da nur der halbe Kreisabschnitt auftritt, ergibt sich somit

$$F_2 = \frac{2}{3} \cdot B^2 \cdot \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \quad (12)$$

Mit Gleichung 10 und 12 erhält man also

$$\frac{2}{3} \cdot B^2 \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \leq \frac{3}{100} \cdot \frac{B^2 \operatorname{tg} \alpha}{2}$$

oder

$$\operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} = 0,0225 \operatorname{tg} \alpha \quad (13)$$

Da es sich hier bei φ stets um kleine Winkel handelt, kann man näherungsweise $\operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \cong \sin \frac{\varphi}{2}$ und $2 \cdot \sin \frac{\varphi}{2} \cong \sin \varphi$

setzen. Mit $\sin \varphi = \frac{B}{R}$ kann Gleichung 13 auch folgendermassen geschrieben werden:

$$\frac{B}{R} \leq 0,0450 \operatorname{tg} \alpha$$

Für den häufig verwendeten Freiwinkel von 8° wird dann der Grenzwert $\frac{B}{R} = 0,00637$. Damit ergibt sich für $B = 1$ mm bei einem α von 45° nach Gleichung 8 ein Wellendurchmesser von 222 mm, während für $B = 0,4$ mm der Wellendurchmesser, bei welchem die Abweichung 3% erreicht, noch 88,8 mm beträgt. Hier besteht also praktisch die Möglichkeit, dass diese Grenze überschritten wird. Bei relativ dünnen Wellen und (oder) grossen Verschleissmarkenbreiten ist deshalb eine Kontrolle zu empfehlen.

Von grösserem Interesse als das Verschleissvolumen mag der Schneidkantenversatz in Richtung der Spanfläche S_s sein, denn von ihm hängen schlussendlich z. B. die Zahl der möglichen Nachschleife und die Masshaltigkeit ab. Aus *Abbildung 15* lässt sich die Grösse des Schneidkantenversatzes mit

$$S_s = B \cdot \operatorname{tg} \alpha + B \cdot \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \quad (15)$$

angeben. Daraus folgt also

$$B \cdot \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \leq \frac{3}{100} \cdot \operatorname{tg} \alpha$$

und mit den oben eingeführten Näherungen für die Winkelfunktionen schlussendlich

$$\frac{B}{R} = \frac{6}{100} \cdot \operatorname{tg} \alpha \quad (16)$$

Daraus ist zu ersehen, dass – wie auch beim Volumen – mit kleineren Freiwinkeln oder grösserem Verschleiss die Abweichungen rascher gross werden. So liegt beispielsweise die Grenze für 8° Freiwinkel bei einem Wellendurchmesser von 167 mm ($\alpha = 45^\circ$), für 5° Freiwinkel bereits bei 270 mm ($B = 1$ mm), dagegen für 8° Freiwinkel und $B = 0,4$ mm bei nur $D = 66,9$ mm.

Auch bei der Bestimmung des Schneidkantenversatzes empfiehlt sich also für genaue Ergebnisse im allgemeinen eine Kontrolle, sobald der Verschleiss eine gewisse Grösse erreicht hat.

3.3.2. Kolkverschleiss

Die Messung des Kolkverschleisses erfolgte auf dem Taylor-Hobson-Oberflächenprüfgerät «Talysurf» und, wo dessen Bereich nicht genügte, mit Hilfe eines auf einer SIP-Messmaschine montierten Schmalz-Lichtschnittgerätes. Beim Arbeiten mit dem Talysurf wurde die Auskolkung jeweils auf dem Messtreifen registriert und auf diesem ausgemessen. Da hierbei nur ein Vertikalschnitt an einer einzigen Stelle des Kolkes gelegt wurde, wurden die Schneidplättchen in einer Vorrichtung nach *Abbildung 16* eingespannt. Diese ermöglichte ein Abtasten der Auskolkung immer an der gleichen Stelle, was

die Streuung der Messpunkte reduzierte. Die Streuungsreduktion war vor allem für die Verfolgung des zeitlichen Kolkwachstums von Bedeutung.

Beim Schmalz-Gerät wurden Kolkgänge, Kolkmittenabstand und Kolktiefe direkt auf der Messmaschine ausgemessen. Da bei dieser Messmethode durch Verschieben des Schmalzaufsatzes mit Leichtigkeit die ganze Auskolkung betrachtet werden konnte, war es auch einfacher, charakteristische Masse für die genannten Grössen zu finden. Photographische Aufnahmen des Schmalzbildes wurden nur ausnahmsweise erstellt.

Die Messergebnisse von Talysurf und Schmalzgerät zeigten eine gute Übereinstimmung. Darüber hinaus wurden, sobald man in die Nähe der Grenze des Talysurfs gelangte, jeweils mehrere Messungen parallel durchgeführt, um allfällige systematische Abweichungen erkennen zu können.

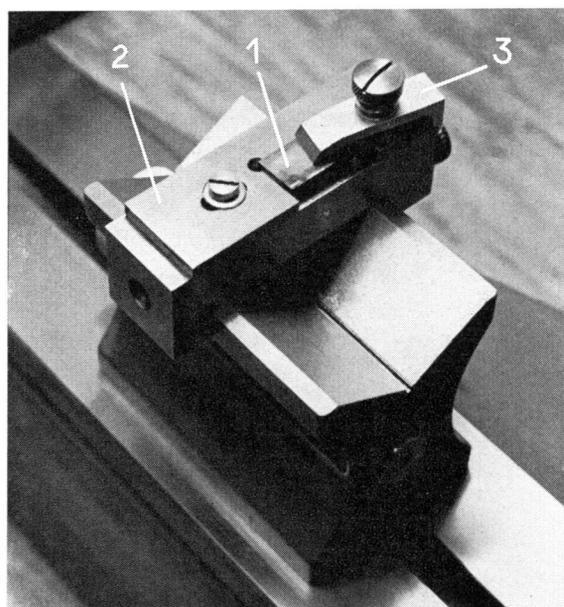


Abb. 16. 1 = Hartmetallplättchen, 2 = verschiebbarer Anschlag, 3 = Klemmbügel

4. Versuchsergebnisse

In diesem Abschnitt soll zunächst der empirisch festgestellte Verlauf des Verschleisswachstums behandelt werden.

4.1. Freiflächenverschleiss

In einer früheren Veröffentlichung [74] wurde, wie bereits in II/2.1. erwähnt, erstmals darauf hingewiesen, dass der bis dahin angenommene $B(t)$ -Verlauf den tatsächlichen Verhältnissen nicht voll entspreche. In *Abbildung 17* sind nochmals einige Verschleisskurven – hier einmal für verschiedene K -Sorten auf Guss – wiedergegeben. Die Gliederung in drei Abschnitte, einen degres-

siven, einen linearen und einen progressiven Anstieg, lässt sich daraus deutlich erkennen. Auf Grund der eigenen Versuche, wie auch derjenigen von *Shaw* und *Dirke* [16], muss angenommen werden, dass bei genügend

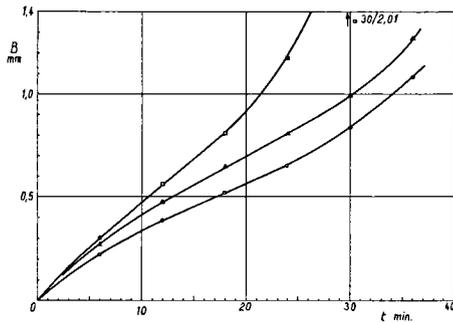


Abb. 17. Verschleissmarkenbreite als Funktion der Zeit. GE: HB 177-244.

	a mm	s mm/U	v m/min
○	2	0,25	90
□	2	0,25	100
△	2	0,25	100

langer Drehzeit *stets* alle drei Abschnitte, also insbesondere auch der progressive Anstieg, auftreten; die Erklärung hierfür findet sich in II/5.1. *Dieser Verlauf besitzt somit allgemeine Gültigkeit.* Er umfasst sowohl das von *Schallbroch* und *Wallichs* [7], *Weber* [70] u.a. beobachtete degressive Wachstum, als auch das von *Leyensetter* [69] u.a. festgestellte lineare Ansteigen, ergänzt diese aber durch die bei langen Drehzeiten auftretende beschleunigte Verschleisszunahme. Der sich von Fall zu Fall einstellende *Kurvencharakter* wird lediglich durch die Ausdehnung der einzelnen Abschnitte bestimmt. Auch der scheinbar rein lineare Anstieg muss zuerst einen, wenn auch kurzen, degressiven Abschnitt aufweisen, da zur Zeit Null auch der Verschleiss null ist und ein plötzliches Ansteigen auf den Ordinatenwert der Geraden nicht angenommen werden kann. Andererseits ist es ohne weiteres möglich, dass der Abschnitt I sich über mehr als 60 min erstreckt, wodurch man bei Versuchen und sicher auch in der Praxis oft gar nicht über diesen Abschnitt hinausfährt.

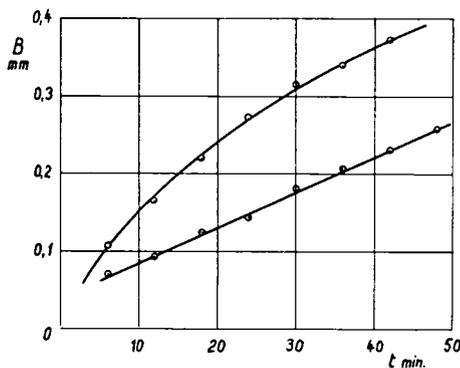


Abb. 18. $B = f(t)$. Werkzeug P 10. $a = 2$ mm, $s = 0,25$ mm/U, $v = 200$ m/min. Werkstoff: St. C. 45.61.

In beiden Fällen identische Bedingungen, jedoch 2 verschiedene Wellen nominell (d.h. nach Werkstoffnorm) gleichen Werkstoffes und gleichen Gefügestandes

Die einzelnen Kurvenabschnitte können also eine stark unterschiedliche Ausdehnung aufweisen, was die von früheren Forschern oft eingeführte Trennung in zwei verschiedene Kurventypen erklärt.

Die Ausdehnung der einzelnen Kurvenabschnitte wird sowohl von der Werkstoffpaarung als auch von den Schnittbedingungen bestimmt. Die grössere Bedeutung fällt dabei offenbar der Werkstoffpaarung zu. *Abbildung 18* zeigt hierzu ein Beispiel. Es wurden Werkzeuge der gleichen Charge unter den gleichen Schnittbedingungen auf verschiedenen Wellen gleicher Normbezeichnung, Vorbehandlung und des gleichen Lieferwerkes gefahren. Während die eine Kurve den ganzen gemessenen Bereich linear durchläuft (d.h. Abschnitt I kleiner als 5 min), steigt die andere während der gleichen Zeit dauernd degressiv an. Demnach üben also bereits kleinste Werkstoffänderungen einen ausschlaggebenden Einfluss auf den Kurvencharakter aus. Dass dabei auch die absolute Höhe der Kurven nicht ungefähr übereinstimmte, ist nicht verwunderlich, steht aber in keinem direkten Zusammenhang mit dem Kurvencharakter. Es sei nochmals wiederholt, dass der starke Unterschied des Verschleissverlaufes, sowohl in den absoluten Beträgen, als auch im Charakter, *nicht* durch Unterschiede im Schneidenwerkstoff erklärt werden kann. Auch so geringfügige Unterschiede, wie sie in ein und derselben Welle vorkommen, bewirken, wenn sie sich über einen grösseren Bereich erstrecken, deutlich erkennbare Steigungsschwankungen der Verschleisskurven (*Abbildung 19*). Dies zeigt mit aller Deutlichkeit, wie empfindlich der Verschleiss auf kleinste Änderungen im Werkstoff reagiert. Welche Änderungen des Werkstückstoffes diese Unterschiede im einzelnen hervorrufen, konnte bisher noch nicht ergründet werden (vgl. auch III/1), da es sich hier um sehr komplexe Vorgänge handelt. Was den Einfluss auf die Änderung des *Kurvencharakters* betrifft, würden sich die ausserordentlich umfangreichen, zur Klärung dieser eigentlichen Detailfrage notwendigen Untersuchungen nicht rechtfertigen. Der Aufwand zum Erreichen aussagefähiger Ergebnisse wäre ganz erheblich, der Erfolg, d.h. der Nutzen dieser Aussagen jedoch gering. Die Bekräftigung dieser Bemerkung wird sich auch aus den Überlegungen in III/1 ergeben. Zudem würden solche

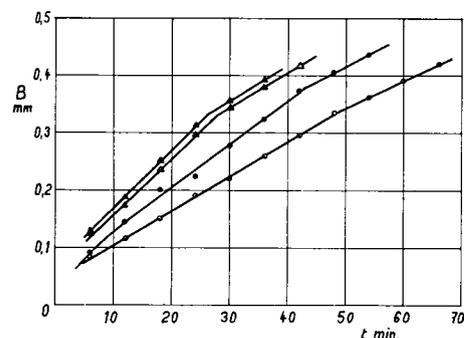


Abb. 19. $B = f(t)$. Einfluss von Änderungen im Werkstückstoff auf die Steigung der Kurve. Kurven paarweise auf der gleichen Welle gefahren. (△ ▲ 1. Versuch, ○ ● 2. Versuch), Plättchen abwechslungsweise eingesetzt

Untersuchungen auch den Rahmen der vorliegenden Arbeit sprengen.

Ebenso wenig wie beim Einfluss der Werkstoffpaarung lässt sich auch bei dem der Schnittbedingungen eine klare Beziehung zum Kurvencharakter im einzelnen erkennen. Obwohl sich da und dort gewisse Anzeichen einer Systematik andeuten, soll hier nicht näher darauf eingetreten werden. Dies um so mehr, als sich daraus weder für die Erklärung des Kurvenverlaufes, noch für seine Vorausbestimmung wertvolle Schlüsse ziehen lassen. Eine weitere Behandlung dieser Fragen rechtfertigt sich demnach nicht. Es sei hier lediglich festgehalten, dass eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit stets eine Zunahme der Steigung in allen Abschnitten zur Folge hat und die Abschnittsgrenzen im allgemeinen zu kleineren Zeiten hin verschoben werden.

4.2. Kolkverschleiss

Zur Bestimmung des Verschleisszustandes an der Spanfläche sind die zwei Messgrößen K_T und K_M erforderlich. Ihre zeitliche Entwicklung bestimmt dann diejenige des Kolkfaktors K , also des eigentlichen Verschleisskriteriums.

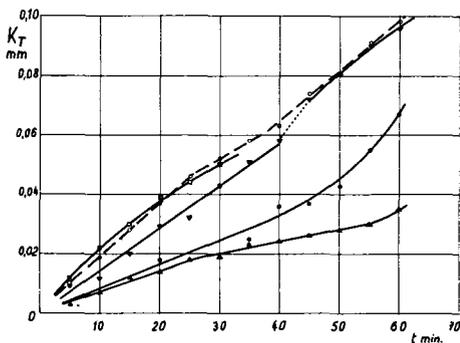


Abb. 20. Kolkiefenwachstum als Funktion der Zeit. Verschiedene Kurvenformen

Das von Weber [70] gefundene lineare Wachstum der Kolktiefe mit zunehmender Drehzeit wurde auch in eigenen Versuchen oft beobachtet. Es stellten sich aber auch von diesem Verlauf abweichende Kurven ein. Einige Beispiele sind in *Abbildung 20* wiedergegeben*. Irgend eine systematische, allen gemeinsame Grundform lässt sich daraus nicht ableiten. Es muss angenommen werden, dass diese Abweichungen rein zufälliger Natur sind. Im allgemeinen treten auch keine sehr starken Steigungsänderungen auf. Hingegen konnte in eigenen Versuchen, im Gegensatz zu Weber oft beobachtet werden, dass die Geraden nicht durch den Nullpunkt gingen, sondern am Anfang zunächst ein degressiver Anstieg erfolgte (*Abbildung 21* oder auch *22* und *26b*). Es entsteht also ein

* Die Schnittbedingungen sollen in diesem und den nachfolgenden Bildern (21 bis 26) nicht angegeben werden, da hier ausschliesslich das Aussehen des Verlaufes der Verschleisskurven interessiert

erhöhter Anfangsverschleiss, der allmählich abnimmt, bis sich schliesslich eine konstante Verschleissgeschwindigkeit einstellt, eine Beobachtung, die sich mit derjenigen von Hake [79] deckt. Hier scheint nun eine systematische Abweichung vorzuliegen, wobei der degressive Anstieg in einzelnen Fällen sogar über eine Drehzeit von 20 min hinausgehen kann. Es zeichnet sich also eine Analogie zum Freiflächenverschleiss ab. Im Gegensatz zu jenem tritt aber hier dieser Ordinatenrestwert durchaus nicht in allen Fällen auf. Bei sehr schwachem Kolkwachstum, wie es in *Abbildung 21* wiedergegeben ist (bei keinem der dargestellten Versuche überstieg K nach 60 min einen Wert von 0,05!), kann er in den meisten Fällen beobachtet werden. In diesem Bereich ist allerdings der Kolkverschleiss normalerweise für die Standzeit des Werkzeuges belanglos. Leider sind aber solche Abweichungen auch bei rascherem Kolkwachstum anzutreffen (*Abbildung 22*), wobei jedoch der degressive Anstieg in keinem der beobachteten Fälle über 10 min Drehzeit hinausging.

Es entstehen also einerseits verschiedene vom linearen Verlauf abweichende Kurvenformen, offenbar durch rein zufällige Änderungen der Verschleissgeschwindigkeit (Kurvensteigung). Sie werden offensichtlich durch

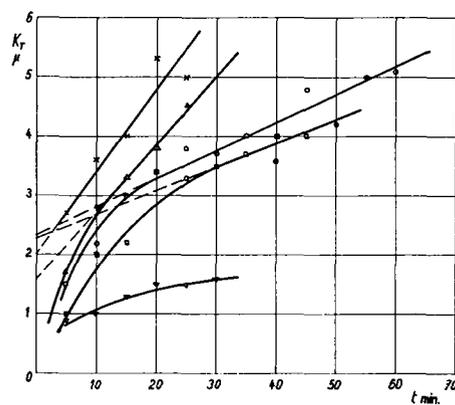


Abb. 21. $K_T = f(t)$. Degressiver Anstieg am Anfang

Änderungen im zerspannten Werkstoff, wie sie schon bei der Behandlung des Freiflächenverschleisses beschrieben wurden, hervorgerufen (vgl. auch *Abbildung 45b*). Andererseits scheint eine spezielle Abweichungsform – ein anfänglich erhöhter Verschleiss und damit degressives Ansteigen der Kurve – auf einer Gesetzmässigkeit zu beruhen. Das kann daraus geschlossen werden, dass diese Abweichungsform in grundsätzlich gleicher Weise immer wieder beobachtet wird, und dass der Steigungsunterschied zwischen Anfangssteigung und linearem Kurventeil grösser ist, als die bei rein zufälligen Steigungsänderungen auftretenden Unterschiede.

Aus den Versuchen lässt sich jedoch erkennen, dass offenbar der grundsätzlich allgemeingültige Verlauf der Kolktiefe als Funktion der Zeit als geradlinig angenommen werden kann, allerdings mit der Erweiterung, dass die Geraden nicht durch den Nullpunkt gehen müssen. Die Bestätigung dieser Feststellung folgt in Abschnitt 5.

Der *Kolkmittenabstand* kann im allgemeinen in Übereinstimmung mit *Weber* praktisch als *zeitlich konstant* angesehen werden, obwohl häufig geringe Änderungen – ein allmähliches Abwandern – möglich sind (*Abbildung 23*). Nur unter extrem hohen Schnittgeschwindigkeiten kann eine stärkere Abhängigkeit von der Drehzeit beobachtet werden. Es ist jedoch zu berücksichtigen, dass die Messung des Kolkmittenabstandes bei geringem Kolkverschleiss nicht immer ganz einfach ist, weshalb oft anfänglich eine etwas grössere Messtreuung auftritt (*Abbildung 23*). Eine sichere Ermittlung des Kolkmittenabstandes kann also erst beim Auftreten eines

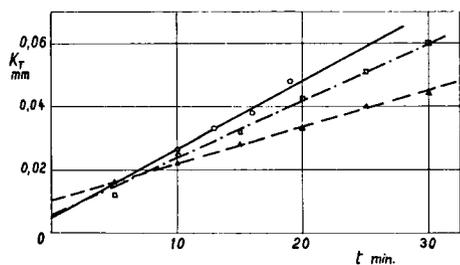


Abb. 22. $K_T = f(t)$. Lineares Wachstum mit Ordinatenrestwert auch bei rascherem Verschleiss. Vergleichsweise steilste Kurve: $K = 0,17$ bei $t = 30$ min

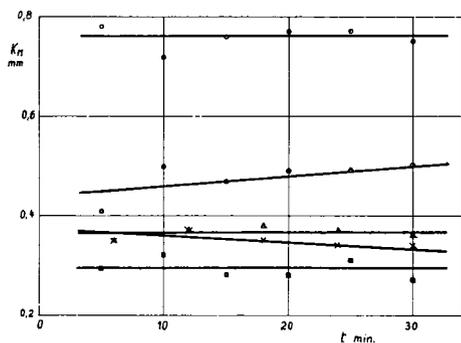


Abb. 23. Änderung des Kolkmittenabstandes als Funktion der Zeit

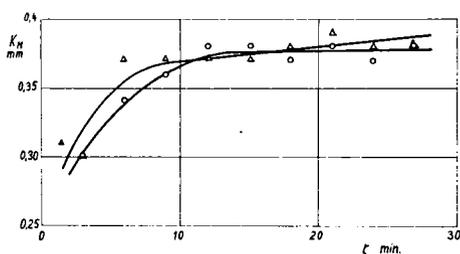


Abb. 24. Anfängliches Wachstum des Kolkmittenabstandes

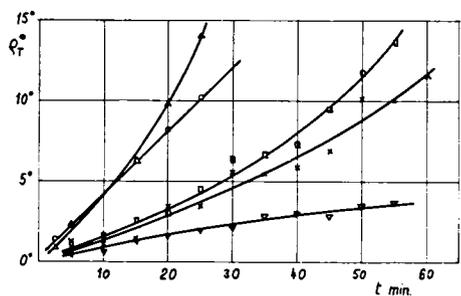


Abb. 25. Wachstum des Winkels φ_T als Funktion der Zeit

gewissen Verschleisses erfolgen. Gelegentlich kann auch eine anfängliche Zunahme des Kolkmittenabstandes festgestellt werden (*Abbildung 24*), doch bildet dies die Ausnahme und ist auf Änderungen der direkten Einflussgrößen zurückzuführen (vgl. II/5.2).

Zur Überprüfung des Winkels φ_T (*Abbildung 6*) auf seine Eignung als Verschleisskriterium wurde auch sein Wachstum verfolgt. Die Kurven sind in *Abbildung 25* dargestellt. Mehrheitlich ergibt sich ein progressiver Anstieg, während der linear oder degressiv ansteigende Verlauf offenbar die Ausnahme bildet. Daraus lässt sich erkennen, dass

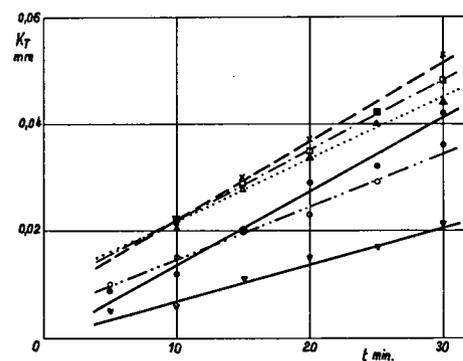
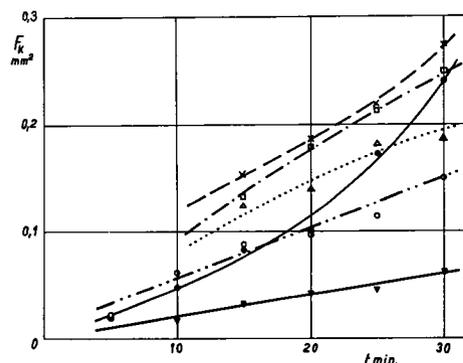


Abb. 26. a) = Wachstum der Kolkquerschnittsfläche als Funktion der Zeit; b) = Das bei den Werkzeugen von 26a beobachtete Kolkflächenwachstum. (Die entsprechenden Kurven des gleichen Werkzeuges sind mit den gleichen Signaturen dargestellt)

1. dieses Kriterium sich für eine allfällige Extrapolation weit weniger gut eignet, als der Kolkfaktor, und
2. die Kolkform nicht in allen Phasen dem aus K_T und K_M ermittelten Kreisbogen entspricht, da sonst der Winkel degressiv wachsen müsste (unter der Annahme, dass K_T linear wächst und K_M konstant bleibt).

Schliesslich seien der Vollständigkeit halber noch einige Versuchsergebnisse bezüglich des Volumenverschleisses angeführt, obwohl sich in den folgenden Abschnitten zeigen wird, dass dem *Gesamt*volumenverschleiss an der Spanfläche keine besondere Bedeutung zukommt. Dennoch lassen sich einige aufschlussreiche Feststellungen daraus ableiten.

Abbildung 26 zeigt zunächst einige experimentell bestimmte Kurven des Volumenverschleisses, bzw. des Kolkquerschnittes, der dem Volumen proportional ist. Die Querschnittsfläche wurde dabei jeweils durch Plani-

metrieren aus den Kolkdiagrammen gewonnen. Aus den mannigfaltigen Kurvenformen lässt sich nicht mit Sicherheit eine bestimmte grundsätzliche Tendenz ableiten. Auch zeigt sich, dass das Wachstum des gesamten Verschleissvolumens an der Spanfläche durchaus keiner einfachen Gesetzmässigkeit folgt.

Ein solches Wachstum des Verschleissvolumens schliesst jedoch ein lineares Kolkiefenwachstum, wie es bei allen in *Abbildung 26a* gezeigten Beispielen auftrat (vgl. *Abbildung 26b*), bei konstantem K_M keineswegs aus. Diese drei Grössen stehen nur bei bestimmter stets gleicher Querschnittsform in festen Beziehungen zueinander. Bei der Vielfalt der auftretenden Querschnittsformen, wie sie schon in *Abbildung 7* gezeigt wurden, für die die Kreisbogenform nur eine, oft nicht sehr genaue Näherung darstellt, bestehen solche Beziehungen nicht.

In diesem 4. Abschnitt wurde der empirisch gefundene Verlauf der verschiedenen Verschleissgrössen als Funktion der Zeit, wie er sich aus zahlreichen Versuchen ergab, dargestellt. Für den Verlauf der Verschleisskriterien wurde eine allgemeingültige Grundform herauskristallisiert und die beobachteten Abweichungen, die besonders im Hinblick auf die Entwicklung eines Kurzprüfverfahrens von Bedeutung sind, aufgezeigt. Im folgenden Abschnitt soll nun versucht werden, die Entstehung der gefundenen Kurvenverläufe mit Hilfe der in Kapitel I dargestellten Vorgänge zu erklären.

5. Der zeitliche Ablauf der Verschleissvorgänge

Der Werkzeugverschleiss entsteht durch das Zusammenwirken zahlreicher Einflussgrössen und Einzelvorgänge, wie sie in Kapitel I eingehend besprochen wurden. Zwar kann man sie, mindestens teilweise, einzeln untersuchen. Es ergeben sich jedoch daraus nur rein qualitative Angaben über ihr Verhalten. Ihre Bedeutung für den Verschleiss, d.h. der durch sie hervorgerufene Anteil am Gesamtverschleiss, kann jedoch experimentell nicht bestimmt werden. Dies ist einerseits eine Folge der Unzulänglichkeit von Analogieversuchen, andererseits eine Folge der Unmöglichkeit, beim Zerspanen die Wirkung der Einzelvorgänge auseinanderzuhalten. Es ist also nicht möglich, experimentell festzustellen, welcher Anteil am Gesamtverschleiss durch einen bestimmten Vorgang entsteht; z.B. lässt sich mit keiner Methode ermitteln, ob die an der Spanunterseite haftenden Werkzeugpartikel durch mechanischen Abrieb oder durch Pressschweissung mit oder ohne Diffusion aus dem Werkzeug herausgerissen wurden. Es können nur indirekt aus dem Verschleissverhalten gewisse Rückschlüsse gezogen werden.

Die Ermittlung der allgemeinen Gesetze für das zeitliche Wachstum des Verschleisses kann deshalb nicht – oder zum mindesten noch nicht – durch eine experimentelle Analyse im obigen Sinne erfolgen. Für die nachfolgenden Ausführungen ist jedoch eine möglichst eingehende Kenntnis und klare Vorstellung der Entwicklung des Verschleisses wesentlich. Auch soll sie zu prüfen ermöglichen, ob die experimentell als «allgemeingültig» bestimmte Form des Verschleissverlaufes sich tatsächlich

zwangsläufig aus dem Zusammenwirken der Vorgänge ergeben muss. Es soll deshalb versucht werden, auf Grund der Kenntnis der verschiedenen Verschleissvorgänge zu einer allgemein gültigen Erklärung für das Verschleissverhalten zu kommen, obwohl man gelegentlich Annahmen treffen muss, die nur indirekt gestützt werden können. Diese sollen sich allerdings auf ein Minimum beschränken.

5.1. Freiflächenverschleiss

Es sei hier zunächst noch einmal daran erinnert, dass das zeitliche Wachstum der Verschleissmarkenbreite zuerst degressiv, dann linear und schliesslich progressiv verläuft. Zufolge der stark unterschiedlichen Ausdehnung der Abschnitte kann sich die Kurve im gemessenen Bereich sowohl rein parabelähnlich, als auch rein linear (mit Ordinatenrestwert) präsentieren. In der bisherigen mathematischen Darstellung dieses Verlaufes als Potenzfunktion wurde die Krümmung durch den Wurzelexponenten, der für die ganze Kurve galt, festgelegt. Beim linearen Verlauf wurde der Ordinatenrestwert als additive Konstante in der Gleichung eingesetzt. Die unterschiedlichen Wurzelexponenten wurden von *Shaw* (Abschn. II/2.1) auf ein unterschiedliches Verhalten der Freiflächenkraft zurückgeführt. Er behauptete, dass bei zeitlich konstanter Freiflächenkraft die Verschleissmarkenbreite proportional der Wurzel aus der Zeit wachse, bei linearem Verschleisswachstum dagegen die Kraft proportional B zunehme.

Der Charakter der Kurve würde demnach einzig vom Verlauf der Freiflächenkraft abhängen. Nun fanden aber gerade die Begründer des Gesetzes $B = c \cdot \sqrt{t}$, *Schallbroch* und *Wallichs*, einen proportional zur Verschleissmarkenbreite ansteigenden Kraftverlauf, der auch von *Burmester* [68] bestätigt wurde. Ein anderes Verhalten, also insbesondere eine Konstanz der Schnittkraft wurde nie erwähnt. Die Kenntnis des Einflusses der Kraft auf das Verschleisswachstum ist für dessen Erklärung von wesentlicher Bedeutung. Zur Klärung dieser Fragen wurden deshalb eigene Schnittkraftmessungen durchgeführt [78], wobei in einem normalen Langzeitversuch periodisch der Freiflächenverschleiss und die Kräfte gemessen wurden. Vor jeder Messung wurde die Spanfläche

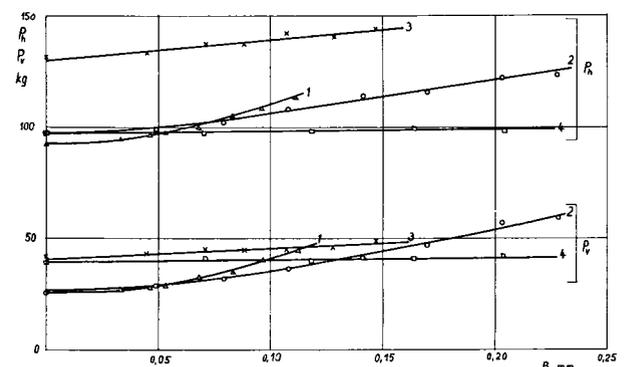


Abb. 27. Hauptschnitt- und Vorschubkraft als Funktion des Freiflächenverschleisses. Der zugehörige zeitliche Verschleissverlauf ist in *Abbildung 28* wiedergegeben

abgeläpft, um die Kraftänderungen durch die Auskolkung zu eliminieren und die durch das Lappen verursachte B -Verringerung zu berücksichtigen. Einige Messergebnisse sind in den *Abbildungen 27* und *28* wiedergegeben. Daraus muss geschlossen werden, dass im Gegensatz zu *Shaws* Behauptung zwischen dem zeitlichen Verlauf der Freiflächenkraft und dem des Freiflächenverschleisses *kein* Zusammenhang besteht.

Abbildung 27 zeigt die Hauptschnitt- und Vorschubkraft (Orthogonalschnitt) für vier Beispiele, für die die Verschleisskurven in *Abbildung 28* dargestellt sind. Trotz verschiedenartigem Kraftverlauf zeigt der Freiflächenverschleiss immer den gleichen Kurvencharakter. Immerhin ist es interessant festzustellen, dass es Fälle gibt, in welchen die Kraft bei wachsendem Freiflächenverschleiss tatsächlich praktisch konstant bleibt (Kurve 4), nur hat dies keinen Einfluss auf den Kurvencharakter (in diesem Fall sollte nach *Shaw* B degressiv wachsen). Man kann den Kurven weiter entnehmen, dass die Flächenpressung offenbar häufig – mindestens am Anfang – sinkt. Konstante Flächenpressung würde lineares Anwachsen der Kraft bedeuten (Kurve 1), konstante Kraft dagegen sin-

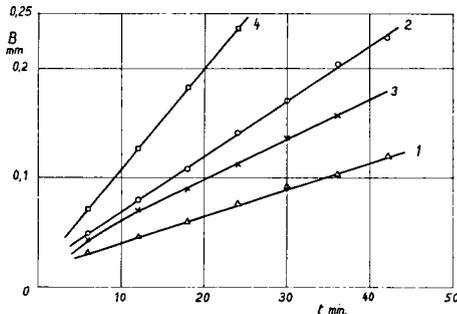


Abb. 28. Zeitliches Wachstum des Freiflächenverschleisses bei den in *Abbildung 27* dargestellten Kraftverläufen

kende Flächenpressung. Bei den Kurven 2 und 3 sinkt die Flächenpressung anfänglich, bei Kurve 4 im ganzen gemessenen Bereich. Dennoch ändert dies den Charakter der $B(t)$ -Kurven nicht. Damit wird also die Feststellung bestätigt, dass die Schnittkraft nur insofern wesentlich ist, als durch ihr Vorhandensein der Verschleiss überhaupt erst entstehen kann. Dagegen scheint der Einfluss ihrer Änderung durch andere Vorgänge weitgehend überschattet zu werden. *Eine Erklärung des Verschleissverlaufes auf Grund des Kraftverlaufes allein ist demnach nicht möglich.* Das Wachstum des Freiflächenverschleisses nach dem bekannten Verlauf muss also auf andere Weise erklärt werden:

Beim frisch geschliffenen Werkzeug sind die Schneideteilchen infolge des positiven Freiwinkels verhältnismässig schwach unterstützt, so dass sie unter der Wirkung der Reibungskraft leichter ausbrechen. Die oft vertretene Ansicht aber, es trete unmittelbar im Anschnitt ein so starker Verschleiss auf, dass praktisch sofort eine endliche Verschleissmarke entstehe, kann m. E. nicht als zulässig erachtet werden. Vielmehr bildet sich bei frisch geschliffenem Werkzeug sofort eine *Berührungsfläche* von einer gewissen Ausdehnung aus. Sie ist aber nicht

identisch mit der Verschleissfläche im Sinne der Verschleissmarke, da die Werkzeugform noch nicht verändert worden ist. Das heisst der der Verschleissmarkenbreite entsprechende Schneidkantenversatz fehlt. Die Berührungsfläche entsteht – wie auch die Kraft an der Freifläche – durch die elastischen Spannungen im Werkstück, die den Werkstoff an die Freifläche anpressen, so dass er sich trotz des Freiwinkels über eine gewisse Strecke an diese anschmiegt.

Die Verschleissgeschwindigkeit ist am Anfang zwar hoch, aber durchaus noch endlich. In dieser Phase muss als Verschleissursache vorwiegend das direkte Herausreißen kleiner Hartmetallpartikel als Folge der Kraftwirkung der vorbeigleitenden Werkstoffteile und durch Pressschweissungen angesehen werden.

Mit zunehmender Verschleissmarkenbreite findet – bezogen auf die Verschleissfläche – ein immer grösserer Teil der Oberflächenpartikel einen besseren Halt, so dass die Verschleissgeschwindigkeit allmählich abnimmt. Gleichzeitig sinkt nach den oben angeführten Beobachtungen offenbar anfänglich auch die Flächenpressung, was diese Verschleissverminderung unterstützt. Nun gewinnt aber infolge der Zeit- und Temperatureinwirkung die Auflockerung des Hartmetallgefüges durch Diffusion und direkte thermische Wirkungen (Kobaltphase) an Bedeutung. Denn die Verschleissvorgänge, wie sie in Abschnitt I/4.3 dargestellt wurden, gelten gleichermaßen für Frei- und Spanfläche. Nur sind die Randbedingungen, wie Kräfte, Temperaturen, Gleitgeschwindigkeiten usw. nicht gleich. Da mit zunehmender Verschleissmarkenbreite im allgemeinen auch die Reibungsarbeit und damit die Temperatur steigt, werden diese Vorgänge immer stärker gefördert, d. h. also, dass die verschleisssteigernden Einflüsse immer mehr an Bedeutung gewinnen.

Es entsteht also eine Überlagerung eines verschleissmindernden (a) und eines verschleissfördernden (b) Vorganges, wie es zur Veranschaulichung in *Abbildung 29*

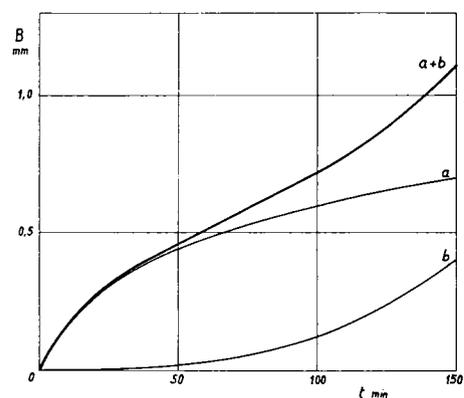


Abb. 29. Schematische Darstellung der beiden Verschleisskomponenten: a = degressiv ansteigender, b = progressiv ansteigender Anteil. $a+b$ = Überlagerung mit degressivem, linearem und progressivem Anstieg

dargestellt ist. Beide Änderungen der Verschleissgeschwindigkeit gehen – mindestens von einer gewissen Drehzeit an – langsam vor sich, so dass sich über einen

grösseren Zeitabschnitt ohne weiteres ein linearer Anstieg einstellen kann.

5.2. Kolkverschleiss

Während sich die aus Langzeitversuchen als allgemeingültig herauskristallisierte Form der Entwicklung der Verschleissmarke relativ leicht erklären lässt, sind die Verhältnisse beim Kolkverschleiss weit weniger übersichtlich. Dies ist vor allem darauf zurückzuführen, dass man sich bei der Erklärung des Freiflächenverschleisses in den einzelnen Phasen des Verschleissfortschrittes mit einer Abschätzung der relativen Bedeutung der verschiedenen Verschleissursachen zueinander begnügen kann. Beim Kolkverschleiss treten solche Änderungen nur in geringem Masse auf und sind für den Verschleiss von durchaus untergeordneter Bedeutung.

Verschleiss bedeutet stets ein Abtragen von Werkstoff, er ist also ein gewichts- bzw. volumenmässiger Vorgang. Die Erfassung des Verschleisszustandes kann zwar über lineare Grössen erfolgen, für die Erklärung der Vorgänge, aus der sich dann das Verhalten der linearen Grössen ergeben sollte, muss jedoch vom Volumenabtrag ausgegangen werden – und vom Bereich, in welchem er erfolgt. Beim Kolkverschleiss ist die Reibfläche nicht wie beim Freiflächenverschleiss gegeben, sondern sie stellt sich nach bestimmten Gesetzen mehr oder weniger frei ein. Wesentlich für den Verschleiss ist jedoch nicht nur die Grösse der Berührungsfläche, sondern auch die Kraftverteilung. Die Grösse der Berührungsfläche, wie sie sich dem Beschauer im Mikroskop zeigt, lässt deshalb keine direkten Aussagen zu. Gerade bei geringem Verschleiss und wenn der Span keine deutliche Tendenz zeigt, sich von selbst zu krümmen, wird die Berührungsfläche verhältnismässig gross. Der Span gleitet über eine längere Strecke bei relativ geringem Druck auf der Spanfläche, bevor er sich allmählich abhebt (bei grösserem Verschleiss tritt diese Erscheinung im allgemeinen kaum mehr auf, da sich der «Kolkradius» dem Span aufzwingt). Es muss also eine Kraftverteilung herrschen, die nahe der Schneidkante eine hohe Flächenpressung erzeugt, die gegen das Kolkende hin allmählich abnimmt.

Rückschlüsse auf die für den Verschleiss massgebende Fläche bzw. ihre zeitliche Änderung, lassen sich viel eher aus dem Verhalten des Kolkmittenabstandes ableiten, mindestens solange der Verschleiss noch gering ist und deshalb die Berührungsfläche noch nicht deutlich begrenzt ist. Es ist nun durchaus anzunehmen, dass die Kraftverteilung auf der Spanfläche relativ zur Kolkmitte unter gleichen äusseren Bedingungen (Schneidengeometrie, Schnittbedingungen, Werkstoffe) auch gleich liegt. Die Berührungsfläche ändert sich dann zeitlich parallel mit K_M – solange der Verschleiss noch gering ist.

Nach den Untersuchungen von *Weber* [70] wird K_M bei gegebener Werkstoffpaarung grundsätzlich durch den Stauchgrad λ^* und die Ursprungsspanndicke bestimmt bei der Verfolgung der zeitlichen Entwicklung, somit von λ^* allein. Unter diesen Verhältnissen (alle äusseren Bedingungen konstant) kann sich der Stauchgrad und damit auch der Kolkmittenabstand nur bei Änderung

des Reibungskoeffizienten ändern, ebenfalls unter der Voraussetzung eines geringen Verschleisses.

Die Oberflächenschicht eines frisch geschliffenen Werkzeuges ist als Folge der vorhergehenden Bearbeitung und durch die Lagerung an Luft verunreinigt. Wird dieses Werkzeug eingesetzt, so erfolgt zunächst kein reiner Metall-zu-Metall-Kontakt. Dieser stellt sich erst nach einem gewissen Verschleiss ein. Der Reibungskoeffizient ist dann anfänglich geringer. Es muss sich daraus also mit obiger Überlegung ein kürzeres K_M ergeben. Allerdings lässt sich dies messtechnisch kaum feststellen, da schon beim Auftreten des geringsten Verschleisses reiner intermetallischer Kontakt entsteht und so der Reibungskoeffizient erhöht wird, womit K_M sofort

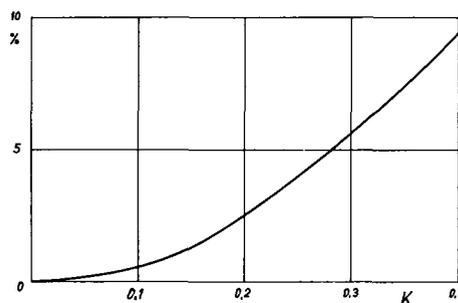


Abb. 30. Vergrösserung der Berührungsfläche in % bei zunehmendem Kolkfaktor, d.h. Kolktaufe. K_M und K_L als konstant angenommen

steigt. Die in II/4.2 beschriebene gelegentlich beobachtete anfängliche K_M -Zunahme kann nach eigenen Beobachtungen nicht hierauf zurück geführt werden (diese Erscheinung dürfte eher durch die Spanleitstufe – Anheben des Spanes und dadurch Verkürzung der Berührungsfläche bei geringem Verschleiss – oder durch Änderungen im Grundwerkstoff des Werkzeuges oder des Werkstückes verursacht werden).

Daraus geht hervor, dass auch die Berührungsfläche des Spanes anfänglich kürzer ist und dann rasch auf einen grösseren Wert ansteigt. Mit zunehmendem Verschleiss tritt dann meist eine weitere langsame Zunahme der Berührungslänge auf. Diese wird vor allem dadurch verursacht, dass der Span durch die Auskolkung in einen immer engeren Krümmungsradius gezwungen wird. Der Span übt also auf die aufsteigende Flanke des Kolkes einen Druck aus. Die Zunahme der Kolklänge muss deshalb, obwohl sie gering ist, theoretisch als Normalfall angesehen werden. Sie wird aber oft durch den vom Freiflächenverschleiss herrührenden Schneidkantenversatz teilweise oder ganz kompensiert. In seltenen, extremen Fällen kann sie sogar überkompensiert werden, so dass eine allmähliche Abnahme der Kolklänge möglich ist.

Eine zusätzliche Vergrösserung der Berührungsfläche wird durch die Kolktaufzunahme bewirkt, also dadurch, dass die Berührungsfläche nicht eben, sondern gewölbt ist. Das Ausmass der hieraus entstehenden Vergrösserung ist in *Abbildung 30* wiedergegeben, wobei der Rechnung ein kreisförmiger Querschnitt zugrunde gelegt wurde.

Bei bekannter Berührungsfläche liesse sich aus dem zeitlichen Verlauf des Volumenverschleisses das Verhalten der linearen Grössen – insbesondere K_T – bestimmen, vorausgesetzt, dass sich die Verschleissform nach einer bestimmten Gesetzmässigkeit ausbildete d. h. wenn die Querschnittsfläche beispielsweise ein Kreisabschnitt wäre. Nun wurde bereits in Abschnitt II/4.2 gezeigt, dass der Kolkquerschnitt oft und z. T. merklich von der Form eines Kreisabschnittes abweicht (vgl. auch *Abbildung 7*). Dabei kann die Querschnittsfläche sowohl grösser als auch kleiner sein, als die entsprechende Kreisabschnittsfläche. Die Auskolkung ist demnach nicht an eine feste geometrische Form gebunden. Zwischen Kolkiefenwachstum und Volumenverschleiss besteht also keine bestimmte Beziehung. *Vielmehr schreitet der Verschleiss an jeder Stelle des Kolkes entsprechend der dort herrschenden Bedingungen fort.* Die Kolkform ist nur eine Folge dieser lokalen Verschleissgeschwindigkeiten. Deshalb lassen sich weder aus ihr, noch aus dem totalen Volumenverschleiss Rückschlüsse auf das Tiefenwachstum ziehen. Dass sich keine schroffen Übergänge ergeben, sondern ein kreisbogenähnlicher Querschnitt, folgt aus den Randbedingungen des Verschleisses und daraus, dass diese sich über die Kolklänge stetig ändern, so dass sich auch die Verschleissgeschwindigkeit stetig ändert. Zudem wird, falls der Verschleiss an einer Stelle zu rasch fortschreiten sollte, an dieser sogleich die Flächenpressung nachlassen, weil sich der Span auf den angrenzenden, langsamer verschleissenden Partien abstützt. Die Randbedingungen stellen sich über die Kolklänge verteilt etwa folgendermassen dar:

Kolkankfang	Kolkmitte	Kolkende
Temperatur mässig	Temperatur hoch	Temperatur mässig
Druck hoch	Druck mässig	Druck gering
Spangeschwindigkeit mässig	Spangeschwindigkeit hoch	Spangeschwindigkeit hoch
(Staupunktsnähe «Aufbauschneide»)		
Daraus folgt: mässiger Verschleiss	Daraus folgt: hoher Verschleiss	Daraus folgt: mässiger Verschleiss

Daraus ergibt sich also eine Querschnittsform, die *an jeder Stelle ein weitgehend ungehindertes Fortschreiten des Verschleisses entsprechend der dort herrschenden Bedingungen erlaubt, ohne Rücksicht auf eine bestimmte, stets gleiche geometrische Form.* Hierin liegt auch die Begründung, weshalb die Erklärung für das zeitliche Kolkiefenwachstum nicht im Verlauf des gesamten Verschleissvolumens an der Spanfläche gefunden werden kann. Denn je nach Werkstoffpaarung wird die Abhängigkeit der Verschleissgeschwindigkeit von den Randbedingungen des Verschleisses – insbesondere der Temperatur – verschieden sein. Es ist deshalb falsch, wenn man – wie bisher – das Kolkiefenwachstum aus dem gesamten Verschleissvolumen an der Spanfläche und einer bestimmen – als theoretisch richtig angenommenen – geometrischen Kolkform ableiten will. Eine Bestätigung dieser Überlegungen ist z. B. auch darin zu sehen, dass *Hake [79]* in seinen Versuchen ebenfalls keinen Zusammenhang zwischen dem Volumenverschleiss und dem Kolkiefen-

wachstum finden konnte. Das Tiefenwachstum im Kolk kann deshalb als örtliches Verschleissproblem betrachtet werden, wobei sich der Verschleiss an jeder Stelle entsprechend der dort herrschenden Bedingungen entwickelt. Um nun die Art des zeitlichen Fortschreitens der Kolkiefe theoretisch erklären zu können, sollen die Verschleissvorgänge nochmals kurz zusammengefasst werden:

Der Verschleiss an der Spanfläche geht nach den bisherigen Darlegungen durch direktes mechanisches Abscheren bzw. Ausbrechen von Schneidenpartikeln, durch Herausreissen von durch innere Spannungen oder Diffusion geschwächten Zonen und in geringem Masse durch *reine Diffusion vor sich**. Im Gegensatz zum Freiflächenverschleiss ändern sich an der Spanfläche die Randbedingungen für den Verschleiss wesentlich weniger, sobald sich das Temperaturfeld im Werkzeug dem Beharrungszustand nähert, was schon nach kurzer Drehzeit eintritt (nach Versuchen am Werkzeugmaschinenlabor der ETH etwa nach 3 min). Es ändert sich dann im wesentlichen nur noch die Kraft. Leider ist es bisher noch nicht gelungen, die Kraftverteilung über der Spanfläche experimentell zu bestimmen. Die Änderung des Kraftfeldes mit zunehmendem Verschleiss kann deshalb nur abgeschätzt werden; sie muss sich etwa folgendermassen abspielen:

Da am Kolkankfang der Spanwinkel steigt, sinkt hier die Kraft. Der Druck im Kolk selbst und vor allem gegen dessen Ende hin, wird aber durch die dem Span hier aufgezwungene Krümmung mit zunehmendem Verschleiss ebenfalls etwas zunehmen. Da jedoch mit der Verschleisszunahme auch eine Flächenvergrösserung einhergeht, überlagert sich dieser Änderung eine Abnahme der Flächenpressung.

Für den Kolkankfang ergibt sich zweifellos eine Reduktion des Druckes mit zunehmendem Verschleiss (Wachsen des Spanwinkels), ihre Wirkung wird aber durch die Verringerung der Aufbauschneidenbildung wieder weitgehend wettgemacht.

Wegen der oben erwähnten Kräfteüberlagerung ist im Bereich der Kolkmitte keine nennenswerte Änderung der Flächenpressung zu erwarten, während diese gegen das Kolkende hin eher zunehmen dürfte. Da in der Kolkmitte auch die Gleitgeschwindigkeit konstant ist, besteht somit kein Grund für eine Änderung der Temperatur. *Die Randbedingungen des Verschleisses sind hier also konstant.* Die Verschleissgeschwindigkeit kann sich deshalb nur ändern, wenn durch andauernde Einwirkung dieser konstanten Bedingungen eine laufende Änderung des Verschleisswiderstandes des Werkzeuges eintritt. Entsteht durch die Zeiteinwirkung nur eine Verschiebung des Verschleisswiderstandes auf ein anderes Niveau, so ändert dies die Verschleissgeschwindigkeit nur anfäng-

* Es versteht sich wohl von selbst, dass die durch Diffusion hervorgerufene Schwächung des Werkzeugstoffes nur dann von Bedeutung sein kann, wenn die Diffusionsgeschwindigkeit grösser ist, als die durch die andern Verschleissursachen hervorgerufene Verschleissgeschwindigkeit. Sonst wird der Werkstoff abgetragen, bevor die Diffusion ein nennenswertes Ausmass erreicht hat.

lich. Dies gilt z.B. bei der Diffusion. Die Diffusion braucht eine gewisse Zeit, um sich so stark auszubreiten, dass eine merkliche Schwächung des Werkstoffes eintritt. Dieses Ausmass wird zunächst nur in den der Oberfläche am nächsten gelegenen Schichten erreicht und schreitet dann entsprechend der Diffusionsgeschwindigkeit fort, während laufend die schwächsten Partien abgetragen werden. Das heisst also, dass der durch die Diffusion hervorgerufene Verschleiss mit der gleichen Geschwindigkeit vorwärtsschreitet, wie die Diffusion. Da die Randbedingungen, insbesondere die Temperatur konstant sind, ist die Diffusionsgeschwindigkeit auch konstant und somit also auch die zugehörige Verschleissgeschwindigkeit.

Eine zeitliche Änderung der Verschleissgeschwindigkeit wäre allenfalls noch bei den durch die Kobaltphase hervorgerufenen innern Spannungen möglich. Da diese allmählich herausquillt und abgetragen wird, wäre eine teilweise Entspannung denkbar. Gleichzeitig werden jedoch auch die Karbide dieser Zonen abgetragen, so dass sich eine laufende Änderung der Verschleissgeschwindigkeit auch hier nicht vorstellen lässt.

Es ergibt sich demnach, dass alle Verschleissursachen zu einer zeitlich konstanten Werkstoffabtragung führen – vorausgesetzt, dass die Randbedingungen konstant bleiben. Dies ist für Druck und Temperatur weitgehend der Fall – weniger allerdings für die Konstanz der Werkstoffpaarung, insbesondere des zerspannten Werkstoffes, die wiederum auf Druck und Temperatur zurückwirkt. *Für das Kolkiefenwachstum folgt daraus allgemein, dass dieses grundsätzlich und abgesehen vom Anfangsverchleiss (veränderte Oberflächenschicht des Werkzeuges!) linear verlaufen muss.* Die immer wieder beobachteten zeitweiligen Änderungen der Verschleissgeschwindigkeit müssen vor allem auf die oben erwähnten Änderungen in den Werkstoffen zurückgeführt werden.

Die Ausführungen des letzten Abschnittes konnten nur teilweise und mittelbar durch Versuche belegt werden. Dennoch ist es m. E. gelungen, mit Hilfe dieser und der Ausführungen des I. Kapitels ein wahrheitsnahes Bild der Vorgänge wiederzugeben.

6. Mathematische Darstellung des Verschleissverlaufes

Bereits im Abschnitt II/1 wurde auf die grosse Bedeutung des Verschleissverlaufes hingewiesen. Dementsprechend fehlte es nicht an Versuchen, vor allem das Wachstum der Verschleissmarkenbreite analytisch zu erfassen. Immer wieder wurden die gefundenen Ausdrücke (vgl. II/2.1) bei theoretischen Überlegungen und bei der Aufstellung weiterer mathematischer Formulierungen, insbesondere bei der Aufstellung von Kurzzeitmethoden, zu Hilfe genommen.

Allein schon die Tatsache, dass die mathematische Darstellung des Verschleissverlaufes für die verschiedensten Untersuchungen wertvolle Dienste leisten kann, rechtfertigt, dass man sich mit ihr im Sinne reiner Grundlagenforschung beschäftigt. Dies sei auch die primäre Veranlassung für die nachfolgenden Untersuchungen.

Parallel dazu sollen aber die gefundenen Ausdrücke bereits im Hinblick auf eine Möglichkeit der rechnerischen Extrapolation hin geprüft werden. Diese Extrapolation soll gestatten, aus einem verhältnismässig kurzen, experimentell bestimmten Kurvenstück alle Konstanten der Kurvengleichung mit genügender Genauigkeit zu ermitteln, so dass man die ganze Verschleisskurve auf rechnerischem Wege erhält.

Das Ziel besteht also darin,

1. eine möglichst gute Annäherung an die experimentell bestimmten Kurven zu finden,
2. soll diese Darstellung die Möglichkeit einer rechnerischen Extrapolation bieten.

Der Vollständigkeit halber sollen auch jene Darstellungen Erwähnung finden, die nicht zum Ziele führten, wobei hier jedoch nicht zu sehr auf Einzelheiten der Untersuchung eingetreten wird, sondern zur Hauptsache nur die Ergebnisse angeführt werden.

Aus den Versuchsergebnissen geht hervor, dass sich eine mathematische Untersuchung des Verlaufes des Kolkfaktors praktisch erübrigt, da im allgemeinen Fall wenigstens von einer gewissen Zeit an K_M konstant bleibt und K_T linear anwächst. Die Anfangsabweichungen sind meist nach wenigen Minuten überwunden und treten zudem längst nicht in allen Fällen auf. Der Versuch einer Extrapolation aus diesem ersten, kurzen Bereich heraus auf den späteren Verlauf müsste allein schon wegen der messtechnischen Schwierigkeiten problematisch werden. Zudem entsteht der erhöhte Anfangsverchleiss, weil am Anfang andere Reibungsbedingungen vorliegen. Zwischen diesen und den später herrschenden muss kein funktioneller Zusammenhang bestehen, so dass auf Grund der Verschleissvorgänge eine Extrapolation aus diesem ersten Anfangsbereich heraus als unzulässig betrachtet werden muss. Aus diesen Gründen kann ohne weiteres auf eine mathematische Darstellung des Anfangsverchleisses verzichtet werden. Beim Freiflächenverschleiss wurden schon verhältnismässig früh Gleichungen für den Kurvenverlauf aufgestellt (vgl. Abschn. II/2.1), die in ihrer allgemeinsten Form auf die Darstellung von *Burmester* führten:

$$B = at^x + b \quad \text{mit } b \geq 0 \quad 0,5 \leq x \leq 1$$

Auf Grund der eigenen Messungen musste schon bald festgestellt werden, dass

1. die Gleichung $B = at^x + b$ oft nur ungenügende Näherungen ergab,
2. der Bereich $0,5 \leq x \leq 1$ nach unten hin weit unterschritten wurde.

Beispiele hierzu sind in *Abbildung 31* dargestellt.

3. Wurde beobachtet, dass die immer wieder anzutreffende Behauptung, der Exponent sei eine Konstante der Werkstoffpaarung (siehe auch *Weber* [70]), nicht zutrifft, ja sogar dass
4. die Konstanten der Gleichung für B nicht einmal bei einer bestimmten Kurve über den ganzen Zeitbereich die gleichen blieben.

In einer früheren Veröffentlichung [74] wurde deshalb die Einteilung in drei Abschnitte vorgeschlagen (vgl. *Abbildung 12*). Da auch die Approximation des 1. Abschnittes nicht voll befriedigte, wurde nach andern

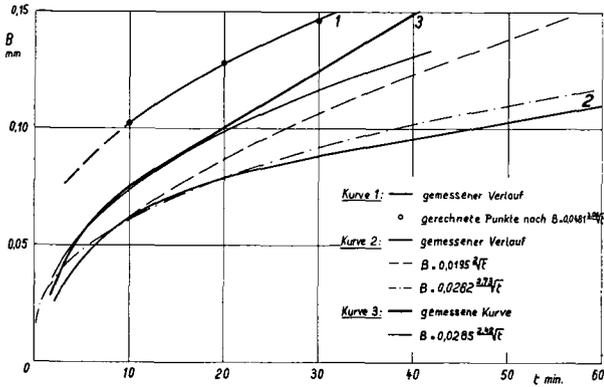


Abb. 31. Approximation von Verschleisskurven mit Hilfe der Potenzfunktion. Ungenügende Näherungen und Exponenten ausserhalb des angegebenen Bereiches

Lösungen gesucht und in der gleichen Veröffentlichung die Kombination des ersten und zweiten Abschnittes in der Form

$$B = a \cdot t + b(1 - e^{-ct}) \quad (17)$$

dargestellt (*Abbildung 32*).

Die weiteren Untersuchungen zeigten, dass die mit dieser Gleichung gefundenen Näherungen denjenigen mit $B = at^x$ nicht nur ebenbürtig, sondern deutlich überlegen waren (*Abbildung 33*). In den Fällen, in welchen die

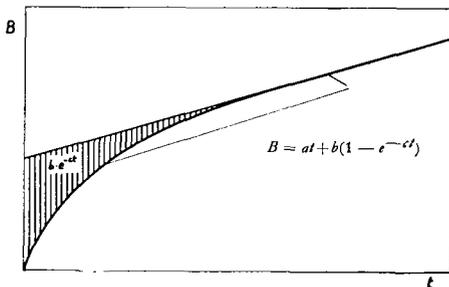


Abb. 32. Darstellung des Verschleissverlaufes nach Gleichung 17

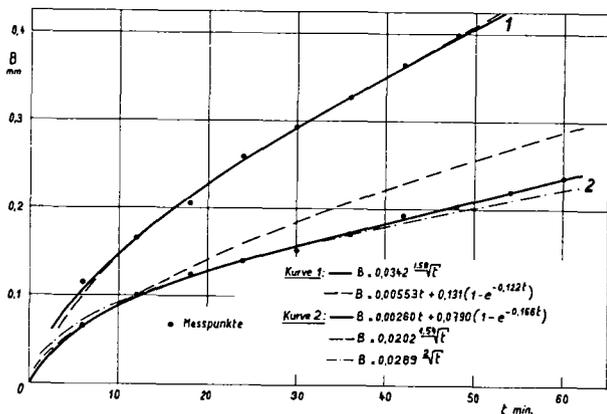


Abb. 33. Vergleich der Näherungen mit Potenzfunktionen gegenüber solchen nach Gleichung 17

Potenzfunktion eine gute Näherung ergab, traf dies auch für die Lösung nach Gleichung 17 zu (vgl. Kurve 1, *Abbildung 33*); diese lieferte aber auch dann noch gute Lösungen, wenn die Potenzfunktion keine mehr bot (Kurve 2). Zudem wies die Gleichung 17 den grossen Vorteil auf, auch im linearen Abschnitt ihre Gültigkeit zu behalten, so dass sie über grössere Zeitbereiche unweigerlich die besseren Näherungen ergeben musste. Ihr einziger Nachteil bestand im Fehlen des 3. progressiv ansteigenden Abschnittes.

Die Bedeutung dieses dritten Abschnittes ist darin zu sehen, dass durch den progressiven Anstieg des Verschleisses ein objektives Kriterium für die Beendigung der Standzeit gegeben wird. Üblicherweise stützt man sich ja sonst auf eine mehr oder weniger willkürlich festgelegte Breite der Verschleissmarke als Standzeitkriterium. Es lässt sich zwar im progressiven Teil der Verschleisskurve auch noch längere Zeit arbeiten, doch wird der Einsatz zusehends unwirtschaftlicher. Dagegen ist es vorteilhaft, den zweiten, linearen Abschnitt möglichst voll auszunützen, da hier die auf die Zunahme der Verschleissmarkenbreite bezogene Verschleissgeschwindigkeit am geringsten ist. Bei häufigerem Nachschleifen muss der erhöhte Anfangverschleiss öfter durchfahren werden. Es ist deshalb vom Standpunkt der Lebensdauer und der Kosten des Werkzeuges vorteilhaft, möglichst grosse Verschleissmarken zuzulassen. Dies gilt jedoch nur solange die Verschleissmarkenbreite degressiv oder höchstens linear anwächst. Anders liegen die Verhältnisse im 3., dem progressiven Abschnitt. Dort geht der Verschleiss so rasch vor sich, dass bei seinem Erreichen die Standzeit als beendet gelten kann.

Daraus folgt, dass das Ende des zweiten Abschnittes bzw. der Beginn des progressiven Anstieges der B-Kurve das wirtschaftliche Standzeitende angibt.

Aus diesem Grunde wurde Wert darauf gelegt, auch den dritten Abschnitt in der analytischen Darstellung zu erfassen. Deshalb wurde zunächst auf ein weiteres Studium der Gleichung 17 verzichtet. Ebenso wenig befriedigte aber die Gliederung in drei getrennte Abschnitte, denn

1. mussten die Konstanten in jedem Abschnitt für sich ermittelt werden,
2. konnte keine Beziehung zwischen den Konstanten der einzelnen Abschnitte gefunden werden, sowenig wie zwischen den Abschnittsgrenzen,
3. erwies es sich ebenfalls als unmöglich, bei Kenntnis der Konstanten der beiden ersten Abschnitte und der ersten Abschnittsgrenze wenigstens auf den Zeitpunkt der zweiten Abschnittsgrenze zu schliessen,
4. enthielt die Darstellung des ersten Abschnittes immer noch die als unzureichend erkannte Potenzfunktion.

Es wurde deshalb nach neuen Lösungen gesucht, die eine bessere Näherung bringen und nach Möglichkeit die ganze Kurve in einen einzigen analytischen Ausdruck zusammenfassen sollten.

Bei der Gliederung in drei getrennte Abschnitte war der Kurvenverlauf in jedem Abschnitt jeweils durch eine

Potenzfunktion dargestellt worden [74], die in etwas abgeänderter Form folgendermassen lautete:

- I. $B = a \cdot t^n$
- II. $B = b(t-t_I) + C_I$
- III. $B = d(t-t_{II})^m + b(t-t_{II}) + C_{II}$
- $t_I = 1.$ Abschnittsgrenze
- $t_{II} = 2.$ Abschnittsgrenze
- $C_I =$ Ordinatenwert bei t_I
- $C_{II} =$ Ordinatenwert bei t_{II}

Es lag also nahe, die Verbindung zwischen den einzelnen Gleichungen dadurch herzustellen, dass die Konstanten selbst als Funktion von t aufgefasst wurden. Damit konnte der Übergang auf die verschiedenen Abschnitte kontinuierlich erfolgen.

Diese Variante wurde zunächst im ersten Kurvenabschnitt auf ihre Eignung hin überprüft. Dabei wurde einerseits a , andererseits n konstant gehalten und schliesslich beide variiert. Die entsprechenden Kurven sind in *Abbildung 34* wiedergegeben.

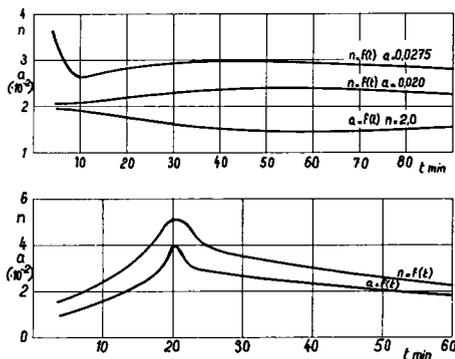


Abb. 34. Die «Konstanten» der Potenzfunktion in Abhängigkeit von t . 34a: $a = f(t)$ für $n =$ konstant, $n = f(t)$ für $a =$ konstant; 34b: a und n gleichzeitig Funktionen von t

Daraus wird klar, dass eine analytische Darstellung der Verschleisskurve auf diesem Wege nicht zweckmässig ist, denn den Kurven nach *Abbildung 34* entsprechen keine einfachen Funktionen. Zudem führten verschiedene Überlegungen zur Annahme, dass sich die Potenzfunktion zur Näherung nicht eigne. Immerhin wurde als letzte Variante stichprobenweise eine Reihenentwicklung durchgeführt, die aber zugunsten der unten aufgeführten Lösung ebenfalls fallen gelassen wurde, allein schon deshalb, weil sie wesentlich umfangreicher ausgefallen wäre.

Die Gründe, die dazu führten, speziell für den ersten Abschnitt die ganze Tradition der Potenzfunktion über Bord zu werfen, waren folgende:

1. Da die Berührungsfläche zwischen Frei- und Schnittfläche nie unendlich klein ist, ist auch die Flächenpressung nie unendlich gross, ebensowenig also die Verschleisszunahme. Die Verschleisskurve kann deshalb im Ursprung keine vertikale Tangente besitzen, wie dies bei der Potenzfunktion der Fall ist.

2. Die Verschleissursachen, wie sie im vorhergehenden Abschnitt beschrieben wurden, können im wesentlichen in zwei Gruppen zusammengefasst werden:
 - a : solche, die einen degressiven Anstieg der Verschleissmarkenbreite bewirken;
 - b : solche, die ein progressives Wachstum hervorrufen (vor allem als Folge der Temperatursteigerung mit zunehmendem Verschleiss). Diese Zweigliederung sollte, um die Vorgänge am besten wiederzugeben, in der Funktion zum Ausdruck kommen.
3. Aus der Darstellung der Verschleissvorgänge geht weiter hervor, dass beide Wirkungsgruppen bereits von Anfang an wirken. Sie überlagern sich also und folgen nicht aufeinander.

Die den Vorgängen am besten entsprechende Funktion muss also ein degressiv und ein progressiv ansteigendes Glied enthalten (vgl. auch *Abbildung 29*).

Bei sehr kleinen Zeiten wird auf Grund dieser Überlegungen das degressive Glied den Verlauf der Verschleissmarkenbreite bestimmen, muss aber mit zunehmender Drehzeit unter die experimentell ermittelte Kurve zu liegen kommen. Im gleichen Masse, wie die Divergenz dieser Kurven wächst, muss das zweite Glied an Bedeutung gewinnen. Da die Tangente im Ursprung nicht vertikal sein soll und aus der Überlegung heraus, dass zahlreiche Vorgänge in der Natur Exponentialfunktionen folgen, wurde als erstes Glied der positive Ast des natürlichen Logarithmus gewählt. Nach der Darstellung der Vorgänge in II/5.1 muss auch das Verschleissvolumen anfänglich degressiv anwachsen. Wird nun B durch einen \ln angenähert, so ist diese Forderung tatsächlich erfüllt, weil das Quadrat des \ln ebenfalls stets degressiv ansteigt (bei der Potenzfunktion würde das Volumen nur dann degressiv steigen, wenn der Wurzel-exponent grösser als 2 wäre!) Als zweites Glied wurde eine Potenzfunktion angesetzt, da sich eine Exponentialfunktion hier als zu schroff ansteigend erwies. Die allgemeine Form der Gleichung lautet damit

$$B = a \cdot \ln(1 + bt) + ct^n \quad n > 1 \quad (21)$$

Diese Gleichung besitzt zunächst einmal den wesentlichen Vorteil, dass sie *stets* dem für B als allgemein gültig gefundenen Verlauf mit den drei Abschnitten folgt – solange n grösser als 1 ist (wobei allerdings der Übergang in die einzelnen Abschnitte nicht deutlich zum Ausdruck kommt). Die Überprüfung der Anpassung des ersten Gliedes im degressiven Teil der Kurve ergab, dass die gerechnete Kurve hier tatsächlich den gewünschten Verlauf nahm. Wurde sie der experimentell bestimmten im Bereich kleiner Zeiten angepasst, so legte sie sich dieser über eine gewisse Zeitdauer hinweg sehr gut an und begann dann allmählich nach unten zu divergieren. Dabei zeigte sich, dass der Bereich, in welchem experimentelle und gerechnete Kurven zusammenfielen, im allgemeinen um so grösser war, je geringer die Beanspruchung des Werkzeuges war, d.h. je langsamer der Verschleiss stieg (*Abbildung 35*).

Dieses Verhalten entsprach auch den Erwartungen auf Grund der Verschleissvorgänge. Demgegenüber zeigte

z. B. die Näherung mittels Potenzfunktionen immer wieder die Tendenz, die experimentelle Kurve zu übersteigen (Abbildung 35).

Daraus ergab sich also, dass der \ln für den Kurvenanfang tatsächlich die richtige Lösung darstellte.

Die Funktion nach Gleichung (21) wurde nun zunächst daraufhin untersucht, wie gut sie sich dem empirisch gefundenen Verlauf über den gesamten Bereich angleiche. Die verhältnismässig langwierige Berechnung der Konstanten erfolgte auf der elektronischen Rechenmaschine des Instituts für angewandte Mathematik der ETH (ERMETH). Dabei zeigte sich an verschiedensten Beispielen, dass die gerechnete Kurve der gemessenen sehr sauber folgte – wenn die vier zur Ermittlung der Konstanten erforderlichen Messpunkte einigermaßen über den ganzen Bereich verteilt lagen.

Beispiele hierfür zeigen die Abbildungen 36a und 36b. Man kann also festhalten, dass Gleichung 21 das wirkliche Gesetz für das zeitliche Wachstum der Verschleissmarkenbreite darstellt.

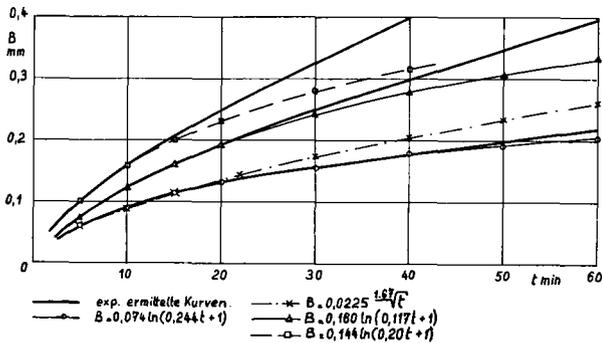


Abb. 35. Anpassung des \ln an die gemessenen Kurven; je steiler die Kurve, desto kürzer die Übereinstimmung. Vergleich mit der Potenzfunktion bei der untersten Kurve

Die Untersuchung der Extrapolationsmöglichkeiten erfolgte ebenfalls auf der ERMETH, wobei die für die Extrapolation gewählten Kurvenpunkte nun alle im vordern Bereich der Kurve lagen. Hier zeigte sich, dass der gerechnete Verlauf zu empfindlich auf geringe Streuungen dieser Punkte reagierte (Abbildung 37). Dies war eigentlich kaum anders zu erwarten, weil das zweite Glied, das für den Anstieg massgebend ist, aus den, bei den kurzen Zeiten sehr geringen Anteilen berechnet werden musste. Zur Veranschaulichung ist in Abbildung 37 auch der \ln allein eingetragen.

Besonders ungünstig wirkte sich aus, dass gerade die Bestimmung des Exponenten aus solchen Werten nur ungenau erfolgen konnte, was sich dann aber bei den grösseren Zeiten sehr stark auswirkte. Leider erwies sich auch der Weg, mit einem einheitlichen Exponenten zu arbeiten, nicht als gangbar.

Eine zuverlässige Ermittlung der Konstanten hätte demnach bei der experimentellen Bestimmung des Kurvenverlaufes in diesem ersten Bereich eine Messgenauig-

keit erfordert, wie sie praktisch nicht erreicht werden kann, nämlich mindestens $0,1 \mu^*$.

Zusammenfassend ergibt sich also, dass das erste Ziel erreicht wurde: In Form der Gleichung 21 ist die analytische Darstellung des empirisch ermittelten Kurvenverlaufes gefunden, was durch die gute Übereinstimmung in allen drei Abschnitten belegt wird.

Das zweite Ziel konnte insofern erreicht werden, als der Ausdruck für das Wachstum der Verschleissmarkenbreite als einzige aller untersuchten Funktionen wenigstens grundsätzlich eine Extrapolation aus dem ersten

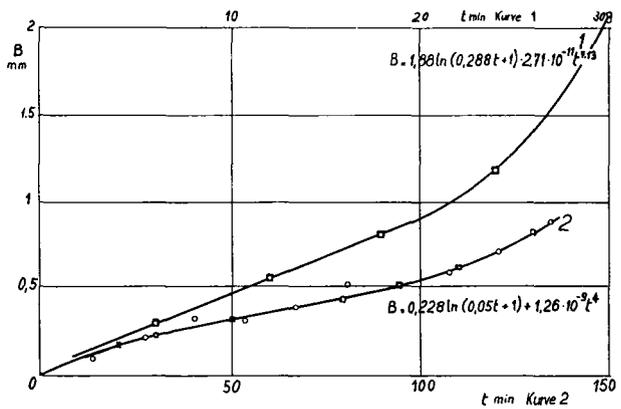
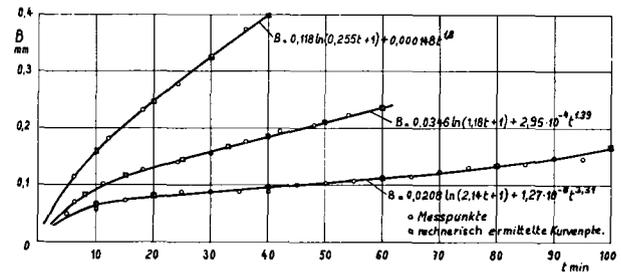


Abb. 36a und 36b. Übereinstimmung des gemessenen und des nach Gleichung 21 berechneten Kurvenverlaufes an verschiedenen Beispielen. Abb. 36a: P10, P20 auf unlegiertem Stahl. Abb. 36b: K5 auf Guss

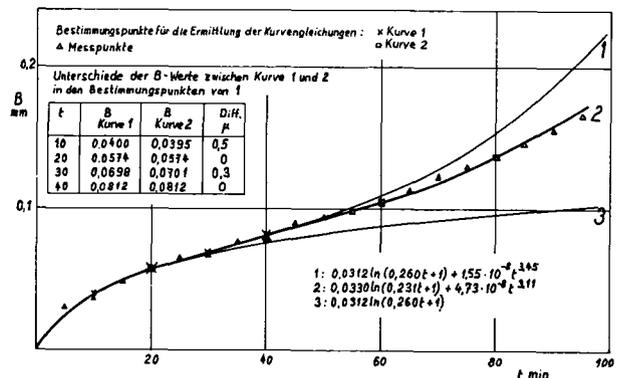


Abb. 37. Einfluss geringer Verschiebungen in den Bestimmungspunkten auf den extrapolierten Kurvenverlauf. Zur Illustration der kleinen Anteile, aus welchen das zweite Glied für die Extrapolation bestimmt werden muss, ist auch der \ln allein eingetragen

* Möglicherweise liesse sich hier die Genauigkeit durch Verschleissmessungen mittels radioaktiver Isotope steigern – jedoch ohne Verkürzung der Versuchsdauer. Ob sich allerdings daraus ein industriell verwendbares Kurzprüfverfahren entwickeln liesse, ist noch fraglich

Abschnitt *bis in den dritten* ermöglichte. Leider erweist sich diese Extrapolation in der Praxis als nicht mit genügender Genauigkeit durchführbar, weil die praktische Messunsicherheit für einige wenige Wertepaare innerhalb eines kurzen Zeitabschnittes ($t \leq 10 \div 20$ min) zu gross ist.

Die Untersuchungen haben aber gleichzeitig ergeben, dass eine Extrapolation vom ersten bis in den dritten Abschnitt auch mit andern Näherungsformeln für das B-Wachstum – falls sich solche in geeigneter Form noch finden liessen – kaum mehr Erfolg zeitigen könnte, als die hier gefundene Lösung. Der Grund hierfür ist in den Verschleissursachen zu suchen, denn eine mathematische Darstellung des Wachstums der Verschleissmarkenbreite muss auf diese Rücksicht nehmen, wenn sie die Möglichkeit einer Extrapolation bieten soll. Nun sind aber gerade jene Ursachen, die das progressive Wachstum erzeugen, zwar schon von Anfang an wirksam, ihre Bedeutung für den Gesamtverschleiss fällt jedoch noch kaum ins Gewicht. Die Bestimmung der Entwicklung ihres Anteils am Gesamtverschleiss aus Messungen nach verhältnismässig kurzer Zeit wird also immer auf ähnliche Schwierigkeiten stossen.

Daraus muss die Schlussfolgerung gezogen werden, dass die Vorausbestimmung des zeitlichen Verlaufes der Verschleissmarkenbreite bis zum Erliegen – bzw. die Ermittlung des 2. Wendepunktes der Verschleisskurve – auf Grund der Kenntnis des Verschleissverlaufes bei kurzen Zeiten nicht möglich ist.

Inwieweit allenfalls einzelne der hier untersuchten Zusammenhänge trotzdem als Grundlage für eine Kurzzeitmethode noch beigezogen werden können, soll erst im nachfolgenden Kapitel geprüft werden, nachdem erläutert worden ist, welche Anforderungen an eine solche Methode gestellt werden können.

III. Kapitel: Die kurzfristige Ermittlung der Standzeit

1. Die Bedeutung kurzfristiger Standzeitermittlung

Bei jeder spanabhebenden Bearbeitung müssen die Schnittbedingungen festgelegt werden, mit welchen die Maschine arbeiten soll. Dies mag je nach Organisationsstufe des Betriebes auf andere Weise und durch andere Instanzen geschehen – im Extremfall durch den Dreher selbst. Immer aber bleibt Voraussetzung für diese Festlegung die Kenntnis der Standzeit des Werkzeuges bei gegebenen Schnittbedingungen bzw. umgekehrt die Schnittbedingungen zum Erreichen einer bestimmten Standzeit. Falsch angesetzte Schnittbedingungen ergeben immer Verluste. Sind sie zu hoch, so erliegt das Werkzeug vorzeitig, meist durch Ausbruch. Es entstehen Unterbrüche, erhöhte Werkzeugkosten und u.U. Beschädigungen am Werkstück. Sind sie zu tief angesetzt, so werden die Produktionsmittel nur mangelhaft ausgenützt, was wiederum höhere Kosten verursacht.

Zur Festlegung der Schnittbedingungen bedient man sich heute meist der Richtwerte, die man entweder selbst bestimmt hat oder Handbüchern entnimmt. Diese Richtwerte erweisen sich jedoch bei näherer Betrachtung als sehr mangelhafte Hilfsmittel, worauf schon Bickel

[3,93] mit aller Deutlichkeit hingewiesen hat. Dies lässt sich schon aus der Diskrepanz der Richtwertangaben erkennen (*Abbildung 38*). Auch in eigenen Versuchen, die zur stichprobenweisen Überprüfung der Angaben eines Handbuches dienten, ergaben sich Standzeitunterschiede von über 300%. Die Ursachen für diese Unterschiede liegen zunächst in der grossen Zahl der im Einzelfall auftretenden Einflussgrössen, die bereits in den vorhergehenden Kapiteln behandelt wurden und bei welchen oft kleinste Änderungen einzelner Grössen eine starke Wirkung ausüben können. Zudem sind diese Einfluss-

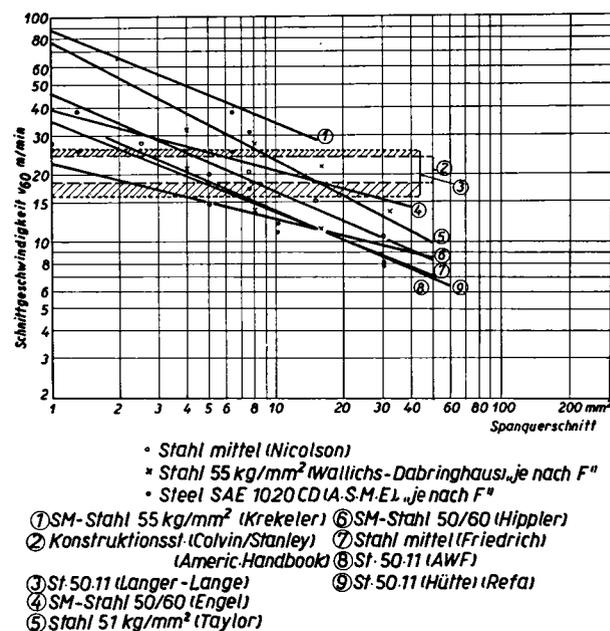


Abb. 38. Vergleich von Richtwertangaben nach verschiedenen Quellen (nach [93])

grössen sehr oft nur mangelhaft bekannt, oder sie lassen sich beim Ablesen des Richtwertes nicht berücksichtigen. Mit andern Worten sind häufig die Angaben ungenügend, wie z.B. diejenigen bezüglich der Werkstoffe. Es ist bereits hinlänglich bekannt, dass die Wärmebehandlung und die Erschmelzungsart des Werkstoffes seine Schrubbbarkeit* beeinflusst [18, 80, 81]. Die Richtwertangaben nehmen darauf keine Rücksicht. Ebenso begnügen sie sich mit der Angabe der Hartmetallqualität, obgleich auch hier der Unterschied zwischen verschiedenen Herstellern etwa im Verhältnis von 1:3 liegen kann, wie sich aus eigenen Versuchen ergab.

Man könnte vielleicht der Ansicht sein, diese Nachteile liessen sich durch Verbesserung der Richtwertangaben lösen. Hierzu ermutigt z.B. die Beobachtung, dass verschiedene Hartmetallplättchen gleicher Qualität und gleicher Herkunft, auch wenn sie aus verschiedenen Chargen stammen, nur verhältnismässig geringe Streu-

* Die Wärmebehandlung beeinflusst natürlich auch die Schlichtbarkeit usw. Da im Rahmen dieser Arbeit aber nur das Schruppen behandelt wird, interessieren die andern Formen der Zerspanbarkeit nicht. Weiteres über den Begriff Schruppbarkheit siehe Bickel [94].

ungen in ihrem Standzeitverhalten aufweisen. Diese Streuung liegt meist unter 10% und übersteigt nur in seltenen Fällen 20%.

Anders verhält es sich aber mit dem zu zerspanenden Werkstoff, und hier liegt sicher mit ein Grund dafür, weshalb die Richtwerte z. T. so grosse Unterschiede aufweisen. Es ist in der Praxis genügend bekannt, dass zwei Werkstücke gleichen nominellen Werkstoffes, gleicher Erschmelzungsart und gleicher Wärmebehandlung ganz verschiedene Schruppbarkeit aufweisen können. Sogar in ein und demselben Werkstück, besonders wenn es sich um grosse handelt, können Unterschiede bestehen, die sich deutlich auf den Verschleiss auswirken (vgl. auch *Abbildung 19*). Einzelne Versuche zur Klärung dieser Unterschiede wurden schon durchgeführt und sind z. T. noch im Gange. So untersuchte *Schaumann* [85] in einer sehr sorgfältigen Studie den Verschleissangriff von nominell gleichem, aus verschiedenen Schmelzen gewonnenem Stahl auf Hartmetall im Drehversuch, wobei auch gleichzeitig der Gefügeeinfluss berücksichtigt wurde. Die Standzeiten zwischen den einzelnen Schmelzen mit gleichem Gefüge streuten beim untersuchten St. C. 60, DIN 17200 in einem Verhältnis von 5,9:1 oder prozentual ausgedrückt und auf eine mittlere Qualität bezogen von 49% bis 288%*, während beim 3 R St Ni V 90, HgN 12115 (leg. Stahl für Kanonenrohre) die Standzeiten in einem Bereich von 1:35 streuten! Darüber hinaus zeigte sich, dass unter sonst gleichen Bedingungen nicht immer das gleiche Kriterium massgebend war. Bei einigen Schmelzen war der Freiflächenverschleiss massgebend, während bei andern trotz gleicher Schnittbedingungen der Kolkverschleiss stark hervortrat. Es konnte eindeutig nachgewiesen werden, dass die Ursache für die Standzeitunterschiede ausschliesslich im zerspannten Werkstoff zu suchen war. Die eingehende Prüfung der Werkstoffe bezüglich Gefüge, Festigkeit, chemische Analyse und Rückstandsisolierung erbrachte als *einzigsten* Unterschied, der noch eine gewisse Andeutung eines Zusammenhanges zum Zerspanungsverhalten zeigte, die Grösse des Oxydanteils im Rückstand. Diese schwankte beim St. C. 60 zwischen 0,334‰ und 0,089‰, während sie beim Rohr Stahl in den Grenzen von 0,484‰ bis 0,144‰ lag. Ein sicherer Zusammenhang konnte allerdings auch hier nicht nachgewiesen werden.

Demgegenüber vermutet *Opitz* [83], dass sich das unterschiedliche Verschleissverhalten auf die Umwandlungsfreudigkeit (d. h. die Neigung, sich beim Erhitzen rasch in Austenit umzuwandeln) des Stahles zurückführen lasse. Unmittelbar an der Spanunterseite herrschen, wie bereits dargelegt, Temperaturen in der Grössenordnung von 1000 °C und mehr, also Temperaturen, bei welchen Stahl normalerweise in austenitischer Form vorliegt. Wegen des höheren Lösungsvermögens des Austenites für C wird sich Fe stärker an den Diffusions-

* Im Aufsatz von *Schaumann* wird die Streuung beim St. C. 60 mit 9,3:1 bzw. 49–454% angegeben. Diese Werte wurden korrigiert, weil *Schaumann* als Kriterium für den Kolkverschleiss die Kolkentiefe anstelle des Kolkfaktors gewählt hatte.

vorgängen zwischen dem Stahl und dem Hartmetall beteiligen. Die Annahme von *Opitz* geht nun dahin, dass bei umwandlungsfreudigem Stahl die γ -Phase an der Spanunterseite rascher auftritt und somit den Diffusionsverschleiss begünstigt. Daraus resultiert ein erhöhter Kolkverschleiss.

Hier muss aber berücksichtigt werden, dass die Diffusion nach den bisherigen Überlegungen nicht direkt zwischen gleitendem Span und Werkzeug wirkt, sondern zwischen den auf dem Werkzeug haftengebliebenen Spanteilen und dem Werkzeug. Da diese wesentlich länger dort verweilen und dadurch überhaupt erst eine richtige Diffusion ermöglichen, erscheint mir die Bedeutung der Umwandlungsfreudigkeit doch fraglich.

Daraus geht hervor, dass vorläufig noch weitgehende Unklarheit darüber herrscht, wie diese unterschiedliche Schruppbarkeit zustande kommt. Es ist deshalb heute noch nicht möglich, auf Grund einer bestimmten Werkstoffprüfung Aussagen über die Schruppbarkeit zu machen. Nach den Schwierigkeiten zu urteilen, welchen man bisher begegnet ist, lässt sich dies in absehbarer Zeit auch nicht erwarten.

Es muss hier vielleicht angefügt werden, dass die Schruppbarkeit sich überhaupt nicht in einem einzigen Kennwert ausdrücken lässt. Was man schlussendlich sucht, ist das Standzeitverhalten eines bestimmten Werkzeugstoffes auf einem bestimmten Werkstückstoff. Einen gewissen Anhaltspunkt für die Schruppbarkeit bildet zwar der v_{60} -Wert, der dann aber nicht Kennwert des Werkstoffes, sondern der Werkstoffpaarung ist. Der v_{60} -Wert liefert in mancher Beziehung eine wertvolle Vergleichsbasis, doch darf man deshalb seine Bedeutung nicht zu hoch einschätzen. Bedenkt man, dass sich z. B. beim Freiflächenverschleiss die T - v -Kurven verschiedener Vorschübe ohne weiteres kreuzen können, und dass je nach den Schnittbedingungen entweder der Freiflächen- oder der Kolkverschleiss massgebend ist, so muss einleuchten, dass dem v_{60} -Wert nur beschränkte Bedeutung zukommen kann. Bei einer anderen Schnittgeschwindigkeit kann sich eine andere Reihenfolge der Schruppbarkeit ergeben. Am besten und vollständigsten liesse sich die Schruppbarkeit durch die Standzeit-Schnittgeschwindigkeitskurven bei verschiedenen Vorschüben (und evtl. Schnittiefen) beschreiben, d. h. also praktisch durch ein ganzes Diagramm. Hierfür rechtfertigt sich jedoch der Aufwand praktisch nicht. Ein Vergleich der Schruppbarkeit verschiedener Werkstoffpaarungen muss deshalb richtigerweise stets unter möglichst den Bedingungen vorgenommen werden, bei welchen man sie kennen will. Denn, wie bereits angedeutet, beeinflusst die Schruppbarkeit nicht nur die absolute Höhe der T - v -Kurven, sondern auch deren Neigungen. Ganz besonders wirkt sich dies aus, wenn das eine Mal das Standzeitende durch den Kolk, das andere Mal durch den Freiflächenverschleiss bestimmt wird.

Wollte man diese Unterlagen mittels Langzeitversuchen beschaffen, so würde die Arbeit ausserordentlich umfangreich und kostspielig. Zudem erlaubt der hohe Werkstoffverbrauch die Anwendung dieser Methode gar nicht, da es sich nicht um eine einmalige Bestimmung

von Richtwerten handeln kann. Vielmehr sollten die einmal aufgestellten Richtwerte für jede neue Charge des Werkstückstoffes neu geprüft werden. Dabei braucht man natürlich nicht das ganze Feld der möglichen Schnittbedingungen zu kontrollieren, sondern nur den meist ziemlich engen Bereich der praktisch vorkommenden.

Die Festlegung zweckmässiger Schnittbedingungen erfordert also

1. die *Aufstellung von Richtwerten* für die bestimmte Werkstoffpaarung,
2. deren *laufende Kontrolle* bei jeder neuen Charge des Werkstückstoffes (die Standzeitstreuung innerhalb ein und derselben Charge sind gegenüber den Streuungen zwischen den Chargen gering).

Diese Aufgabe kann nur mit Hilfe einer geeigneten Kurzzeitmethode mit vertretbarem Aufwand und innert nützlicher Frist gelöst werden. Ihre Bewältigung ist aber von grundlegender Bedeutung, denn nur so können sichere Zerspanungswerte vorgegeben werden, die erlauben, zum mindesten in der Nähe des wirtschaftlichen Optimums zu arbeiten. Darüber hinaus kann eine solche Methode auch bei zahlreichen weiteren Untersuchungen, wie Vergleich von Schneidflüssigkeiten, Werkzeugstoffen usw., wertvolle Dienste leisten.

Aus diesen Gründen wurden immer wieder Versuche zur Aufstellung von Kurzzeitmethoden unternommen. Die wesentlicheren der bisherigen Vorschläge sollen im nächsten Abschnitt kurz besprochen werden.

2. Bisherige Vorschläge

Auf der Suche nach einer geeigneten Kurzzeitmethode wurden grundsätzlich drei Wege beschritten:

1. Arbeiten unter verschärften Schnittbedingungen. Hierzu gehören der Standwegversuch das Schnittgeschwindigkeits-Steigerungs-Verfahren. Das Pendelverfahren von *Leyensetter* [84] gehört im wesentlichen – soweit es zur Ermittlung der Schnittbedingungen dient – ebenfalls zu den v -Steigerungsverfahren. Der wesentliche Unterschied liegt nur in der Messmethode. Es soll hier deshalb nicht weiter darauf eingetreten werden.
2. Ableitung von Zusammenhängen zwischen dem Verschleiss und einzelnen seiner Einflussgrößen, wie Schnittkraft oder Schneidentemperatur [85, 86]. Es ist bereits hinlänglich bekannt, dass die Versuche, aus der Schnittkraft oder der Temperatur allein auf das Verschleissverhalten zu schliessen – abgesehen vielleicht von Einzelerfolgen in beschränkten Bereichen – scheiterten. Aus der Darstellung der Verschleissvorgänge geht auch ohne weiteres hervor, dass dieser Weg nicht zum Ziele führen kann. Immerhin soll der Vollständigkeit halber ein aus jüngster Zeit stammendes Beispiel dieser Kategorie, die mit der «Zerspanfestigkeit» arbeitende Methode von *Weber* [17] kritisch beleuchtet werden.

3. Arbeiten unter betriebsüblichen Bedingungen bis zu einem gewissen Verschleiss und Extrapolation daraus bis zum Standzeitende. Infolge ungenügender Kenntnis des funktionellen Zusammenhanges zwischen Verschleiss und Zeit wurden hier nur wenige Vorschläge veröffentlicht, nämlich insbesondere die Methode mit dem Kolkgrenzwinkel und die radioaktive Kurzzeitmethode.

Die rein rechnerischen Methoden der Standzeitvorbestimmung sollen hier überhaupt nicht behandelt werden. Zu diesen gehören z. B. Rechengерäte, wie dasjenige der *General Electric (Carbology)*. Einerseits handelt es sich hier nicht mehr um Kurzzeitmethoden im eigentlichen Sinn, sondern um eine geschickte Anwendung mehr oder weniger sorgfältig bestimmter Richtwerte. Andererseits – oder gerade deshalb – können sie die an die Kurzprüfmethoden gestellten Anforderungen gar nicht erfüllen, da sie weder die Aufstellung von Richtwerten noch deren Kontrolle erlauben. Insbesondere ist es nicht möglich, die Unterschiede zwischen den einzelnen Chargen gleicher Werkstoffe zu berücksichtigen. Die zum Teil erheblichen Abweichungen von den Richtwerten werden also auch hier in Erscheinung treten.

Ebenfalls zu den rechnerischen Methoden, jedoch in etwas anderer Weise, gehört der Vorschlag von *Loladse* [87] – ein erster Versuch, die Standzeit auf synthetischem Wege auf Grund der Kenntnis der atomaren Vorgänge zu gewinnen. Leider erfasst er nur einen Teil der Verschleissursachen, nämlich den Diffusionsverschleiss, da *Loladse* den übrigen bei höheren Schnittgeschwindigkeiten keine besondere Bedeutung mehr beimisst. Dies ist m. E. allerdings nicht zulässig. Zudem müssten, entgegen seiner Behauptung, verschiedene der physikalischen Konstanten (z. B. Diffusionskoeffizienten) immer wieder neu ermittelt werden, da diese bei nominell gleichen Werkstoffen nicht gleich sind (Unterschied zwischen den Chargen!). Ihre Bestimmung würde aber umständlicher, zeitraubender und das Ergebnis unsicherer als ein praktischer Zerspanungsversuch.

2.1. Standwegversuch

Beim Standwegversuch handelt es sich um ein Prüfverfahren unter verschärften Schnittbedingungen. Beim gewünschten Spanquerschnitt wird mit hohen Schnittgeschwindigkeiten die Standzeit, die hier nur wenige Minuten beträgt, bei mindestens zwei Geschwindigkeiten bestimmt. Mit der Annahme, die T - v -Beziehung sei im doppeltlogarithmischen Netz gerade, kann man damit auf andere Standzeiten extrapolieren. Die Methode wurde ursprünglich für Schnellstahl entwickelt, liesse sich aber auch auf Hartmetall anwenden. Für diesen Fall bestehen die wesentlichen Nachteile darin, dass

1. die T - v -Beziehung keine Potenzfunktion ist. Nur in einem gewissen Bereich wird sie in log-log-Darstellung näherungsweise linear. Bei den für diese Methode anzuwendenden kurzen Standzeiten liegt man im allgemeinen ausserhalb dieses Bereiches.

2. Geringe Streuungen in den gemessenen Standzeiten wirken sich bei der Extrapolation auf betriebsübliche Standzeit auch bei linearem Verlauf im log-log-Netz sehr stark aus.

Die Methode ist mit viel zu grossen Unsicherheiten behaftet, als dass sie praktisch verwendet werden könnte.

2.2. Schnittgeschwindigkeits-Steigerungsverfahren

Auch hier handelt es sich um ein Prüfverfahren, das unter verschärften Schnittbedingungen arbeitet und ursprünglich für Schnellstahlwerkzeuge entwickelt wurde. Es kann als Längsdrehversuch mit stufenloser oder gestufter Geschwindigkeitssteigerung oder als Plandrehversuch durchgeführt werden. Für die Anwendung auf Hartmetall fällt der Plandrehversuch weg, weil ein zu grosser Scheibendurchmesser, bzw. extrem hohe Schnittgeschwindigkeiten benötigt würden.

Aus der Anfangs- und Endgeschwindigkeit (= Geschwindigkeit, bei welcher das Werkzeug erliegt) kann man unter gewissen Annahmen auf die zulässige Schnittgeschwindigkeit für beliebige Standzeiten schliessen. Die Schwierigkeit bei der Übertragung der Methode auf Hartmetall liegt darin, dass die Forderung nach einem markanten, leicht und rasch erkennbaren Erliegekraterium nicht mehr erfüllt ist.

Ein wesentlicher Nachteil der Methode besteht darin, dass sie im Grunde genommen nur einen Kennwert liefert, dessen Beziehungen zu den Zerspanungsgrössen erst gefunden werden muss. Dabei ist es fraglich, ob überhaupt ein leicht fassbarer, gesetzmässiger Zusammenhang besteht, da die Randbedingungen des Verschleisses laufend verändert werden. Unter gewissen Annahmen kann man zwar direkt aus dem Versuchsergebnis auf die gesuchte Schnittgeschwindigkeit für eine bestimmte Standzeit umrechnen. Nach diesem Prinzip arbeitet die Methode von *Janssen* [88], die in jüngster Zeit für Hartmetall entwickelt wurde und nach dem Prinzip der stufenlosen Geschwindigkeitssteigerung arbeitet. Die Standzeit ergibt sich also nicht direkt aus dem Versuch, sondern erst durch Umrechnung über angenommene Kennwerte und Zusammenhänge. Gerade aber hierin liegt die Schwäche dieses Verfahrens. Die Annahmen, die er für die Rechnung treffen musste, sind:

1. Alle Gesetze des Verschleisswachstums sind Potenzfunktionen;
2. ebenso die T - v -Beziehung (Taylorgleichung).

Sie stimmen zwar mit den auch von andern Stellen oft und gern benützten Näherungen überein, treffen aber nur zum geringsten Teil zu:

1. Aus den Untersuchungen in II/6 hat sich ergeben, dass nur das Kolkiefenwachstum als Potenzfunktion angesehen werden könnte, allerdings mit einem Exponenten = 1 und oft einer additiven Konstanten! $K_{\lambda T}$ ist praktisch eine Konstante und der Freiflächenverschleiss folgt einer ganz anderen Funktion.

2. Die Taylorgleichung gilt nur in gewissen Grenzen und auch hier oft nur näherungsweise. Gerade aber in dem Bereich, in welchem der Versuch gefahren wird (hohe Schnittgeschwindigkeiten), gilt sie zumeist nicht mehr.

Aus diesen Gründen kann die Methode keine sicheren Werte geben. Ihr Erfolg, d.h. ihre Genauigkeit, hängt weitgehend davon ab, wie nahe die wirklichen Zusammenhänge den funktionellen Annahmen kommen. Er ist also rein zufallsbedingt. Zweifellos mag es Fälle geben, wo die Methode gute Resultate zeitigt – nur weiss man das nicht zum voraus.

Ein weiterer wesentlicher Nachteil besteht darin, dass das Standzeitkriterium nicht ohne weiteres beliebig gewählt werden kann. Dies ist die Folge davon, dass die Grösse der Verschleissmarkenbreite bei der Umrechnung von Kurzversuch auf andere Schnittgeschwindigkeiten nicht auch noch variiert werden kann. Der Kurzversuch führt auf eine bestimmte Verschleissmarkenbreite und durch die Rechnung wird ermittelt, bei welcher Schnittgeschwindigkeit diese Verschleissmarkenbreite nach einer vorgegebenen Zeit erreicht wird.

Schliesslich besteht noch ein Nachteil darin, dass der Taylorexponent bereits bekannt sein muss. Bei der T - v -Kurve für den Kolkverschleiss dürfte dies keine wesentlichen Schwierigkeiten bereiten, weil nach [18] innerhalb einer Werkstoffgruppe – z.B. unlegiertem Stahl – der Taylorexponent nur in geringen Grenzen schwankt.

Anders liegen allerdings die Verhältnisse beim Freiflächenverschleiss. Hier schwankt der Taylorexponent in weiten Grenzen und ändert sich auch bei ein und demselben Werkstoff noch bei Änderung des Vorschubes. Also selbst in dem Bereich, wo die Taylorgleichung als Näherung gelten kann, kommt nun noch die Schwierigkeit der richtigen Wahl des Exponenten hinzu. Aus diesen Überlegungen geht hervor, dass dieser Methode nicht mehr als Teilerfolge beschieden sein können.

2.3. Kurzprüfverfahren auf Grund der Zerspanfestigkeit

Dieses Verfahren gehört zu der Kategorie von Kurzzeitmethoden, die mit Hilfe von Beziehungen zwischen v_{60} und einzelnen Einflussgrössen des Zerspanungsvorganges arbeiten. Die von *Weber* benutzte Grösse ist die Schubspannung τ_0 in der Scherebene, die er als «Zerspanfestigkeit» bezeichnet [17]. Die Beziehungen für τ_0 wurden von *Hucks* [23] abgeleitet. Aus der Hauptschnittkraft und der Spanstauchung lässt sich τ_0 nach

$$\tau_0 = \frac{P_1}{b \cdot b_1 \cdot K_\lambda} \quad (22)$$

K_λ = von der Spanstauchung abhängige Kenngrösse ($K_\lambda = f(\lambda)$) errechnen.

Weber stellte fest, dass die Stunden-Schnittgeschwindigkeiten über τ_0 aufgetragen für unlegierte Stähle einerseits und legierte andererseits je auf einer Kurve lagen, die – wieder einmal mehr – in doppeltlogarithmischer Darstellung Geraden ergaben (*Abbildung 39*). Es müsste

demnach möglich sein, allein durch Messung der Hauptschnittkraft und Spanstauchung die Stundenschnittgeschwindigkeit zu bestimmen.

Zunächst überrascht die scharfe Trennung zwischen legierten und unlegierten Stählen, wo doch die Trennung metallurgisch gesehen alles andere als scharf ist. Auf diesen Punkt wies schon *Rapatx* in der Diskussion des Aufsatzes hin.

Im weiteren ist es mit den bisherigen Überlegungen und Erfahrungen nicht vereinbar, dass es möglich sein soll, aus einer Schnittkraft und Spanstauchungsmessung direkt die Stundenschnittgeschwindigkeit zu bestimmen.

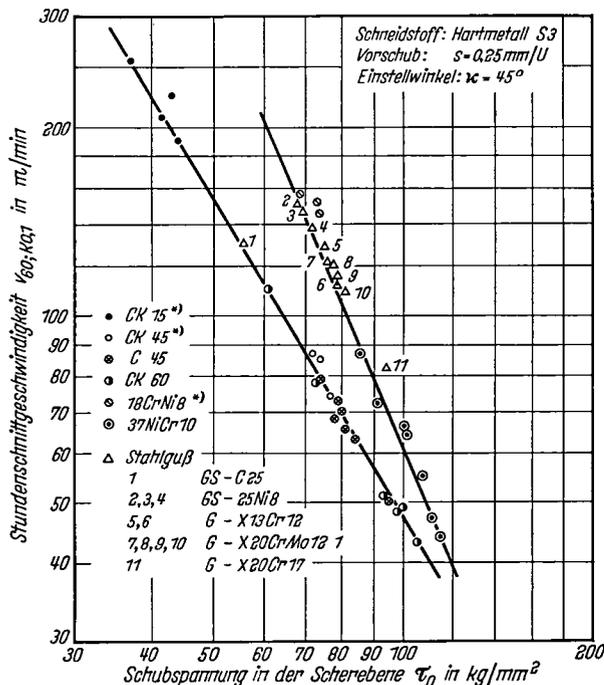


Abb. 39. Stundenschnittgeschwindigkeit als Funktion der Zerspanfestigkeit nach *Weber* [17]

Man muss sich nur vergegenwärtigen, dass τ_0 definitionsgemäss die zum Auslösen der Gleitung erforderliche Schubspannung in der Scherebene ist. Sie muss also als *Kenngrösse des Werkstoffes* angesehen werden. Als solche ist sie folglich unabhängig vom Werkstoff des Werkzeuges und von den Reibungsbedingungen. Demnach ist nicht einzusehen, wie der Zusammenhang zwischen v_{60} und τ_0 zustande kommt. Nun ist aber bei *Weber* τ_0 von den Reibungsbedingungen *abhängig*. Der Grund hierfür liegt darin, dass nach *Hrovat* [27] sowie *S. Kobayashi* und *E. G. Thomsen* [89] die von *Weber* verwendete Gleichung für τ_0 zwar richtig, das K_λ aber falsch ist. Die genannten Autoren erhalten denn auch ein von der Reibung unabhängiges τ_0 , das sogar für verschiedene Wärmebehandlungen den gleichen Wert annimmt(!). Dieses verfügt demnach nicht über die Aussagefähigkeit des τ_0 von *Weber*, die m. E. aber auf einem *Zufall* beruhen muss. Denn selbst wenn τ_0 durch die Reibung beeinflusst würde, könnte dieser Wert nichts über den Verschleiss aussagen, weil er nur die *Reibungskraft* berücksichtigt. Aus der Kraft allein ist aber nicht zu ersehen, wie gross der Verschleiss ist, da die für die Entstehung der Kraft verantwortlichen Trennungen der Verschweissungen vorwie-

gend im Spanwerkstoff erfolgen. Ebenso wenig gibt die Kraft Aufschluss darüber, wie rasch der Diffusionsverschleiss vorschreitet. Dasselbe gilt für die Spanstauchung, die ausser von den Werkstoffeigenschaften auch vom Reibungskoeffizienten beeinflusst wird. Sie kann aus dem gleichen Grunde nichts über die Verschleissgeschwindigkeit aussagen. *Der Beziehung von Weber kann somit keine allgemeine Gültigkeit zugesprochen werden.*

Um diese Überlegungen zu kontrollieren, wurden sie an einem Beispiel überprüft, wobei zur Sicherung der Objektivität Versuchswerte aus der Literatur beigezogen wurden und zwar diejenigen von *Schaumann* [82].

Schaumann gibt bei den Untersuchungen an St. C. 60 an:

Schmelze A normalisiert $K_T = 0,2$ erreicht nach 150 min
Schmelze D normalisiert $K_T = 0,2$ erreicht nach 16 min

Massgebend ist allerdings nicht K_T , sondern $K = K_T / K_M \cdot K_M$ ergibt sich aus seinen Kolkdiagrammen zu

Schmelze A $K_M = 0,6$ mm also $K = 0,334$
Schmelze D $K_M = 0,95$ mm also $K = 0,211$

Auf gleiches K umgerechnet ergibt sich für die Schmelze A eine Standzeit von $T_{K 0,211} = 95$ min.

Zur Bestimmung von τ_0 müssen P_1 und λ^* bekannt sein. Da in der Arbeit *Schaumann* keine Schnittkraftmessungen verzeichnet sind, müssen die Schnittkräfte rechnerisch ermittelt werden. Hierdurch kann kein nennenswerter Fehler entstehen, da bekanntlich die Schnittkraft selbst bei den verschiedensten Stählen nur im Bereich von $\pm 10\%$ schwankt. Die Berechnung erfolgt nach den Angaben von *Weber* in dem hier behandelten Aufsatz. Bei *Schaumann* war $\alpha = 60^\circ$ und $s = 0,31$ mm/U, somit $b_1 = 0,268$ und

$$P_1/b = b^{0,78} \cdot 178 \text{ kg/mm} = 38,5 \text{ kg/mm}$$

Es soll dabei zunächst angenommen werden, dass in beiden Fällen gleich grosse Schnittkraft auftritt.

Die Bestimmung der Spanstauchung λ^* erfolgt aus K_M und der Faustformel von *Weber* $K_M/b_2 = 1,25$ [76]:

Schmelze A $K_M = 0,6$ mm $b_2 = 0,48$ mm $\lambda^* = 1,8$
 $K_\lambda = 3,3$
Schmelze D $K_M = 0,95$ mm $b_2 = 0,76$ mm $\lambda^* = 2,8$
 $K_\lambda = 4,1$

Die Werte für K_λ wurden dem in [17] aufgeführten Diagramm (*Abb. 7*) entnommen. Es folgt nun mit

$$T_0 = \frac{P_1}{b \cdot b_1 \cdot K_\lambda}$$

für Schmelze A $\tau_0 = 43,6$ kg/mm² und damit $v_{60; K 0.1} \cong 200$ m/min
für Schmelze D $\tau_0 = 35,0$ kg/mm² und damit $v_{60; K 0.1} \cong 280$ m/min

Bei *Schaumann* waren die Standzeiten vergleichsweise bei $v = 150$ m/min

Schmelze A $T_{K_{0.1}} = 45$ min, daraus folgt $v_{60} = 137$ m/min
 Schmelze D $T_{K_{0.1}} = 7,6$ min, daraus folgt $v_{60} = 72$ m/min

Die v_{60} -Werte sind rechnerisch ermittelt. Zur Umrechnung wurde angenommen, dass die T - v -Beziehung doppellogarithmisch eine Gerade sei, deren Neigung nicht wesentlich von derjenigen in [18] abweiche (etwa -3). Natürlich kann es sich hier nur um Näherungen handeln. Es soll auch kein Anspruch auf Kontrolle der absoluten Werte erhoben werden. Vielmehr interessiert nur die Grössenordnung, bzw. die relative Lage der v_{60} -Werte zueinander. Es lässt sich sofort erkennen, dass genau das entgegengesetzte Verhalten als nach der Rechnung von Weber auftritt: Während nach seiner Kurve die zulässige Schnittgeschwindigkeit für eine Standzeit von 60 min bei Schmelze D um 40% höher liegt als bei A, ergeben die Messwerte, dass in Wirklichkeit A eine nahezu doppelt so hohe Stundenschnittgeschwindigkeit zulässt als D.

Man könnte nun allenfalls die Gleichheit der Schnittkraft bei beiden Schmelzen anzweifeln, obwohl die gute Übereinstimmung der Zugfestigkeiten und die Tatsache, dass es sich um den nominell gleichen Werkstoff handelt, grössere Abweichungen als sehr unwahrscheinlich erscheinen lässt. Dennoch soll der Vollständigkeit halber die Rechnung mit verschiedenen P_1 -Werten wiederholt werden. Dabei soll der volle bei Stahl festgestellte Schwankungsbereich der Schnittkraft von $\pm 10\%$ ausgenützt werden. Es ergeben sich für Schmelze A $v_{60} 240$ m/min, für D $\cong 210$ m/min, also nahezu gleiche Werte.

Damit dürfte nachgewiesen sein, dass dem Kurzprüfverfahren auf Grund der Zerspanfestigkeit zum mindesten keine allgemeine Gültigkeit zugesprochen werden kann.

2.4. Kurzprüfverfahren mit Hilfe des Kolkgrenzwinkels

Dieses Verfahren wurde von Bickel und Kirschsieper entwickelt und beruht auf dem Prinzip der Extrapolation der Verschleiss-Zeit-Kurven auf Grund der Kenntnis des Wachstumsgesetzes und gilt für Schnellstahl-Drehwerkzeuge. Von wesentlicher Bedeutung für den Aufbau der Methode war die Erkenntnis, dass die Blankbremsung stets bei gleichem Kolkwinkel eintrat. Die Bestimmung von ϱ erfolgt aus K_L und K_T , wobei für K_L lineares, für K_T degressives Wachstum beobachtet wurde. Die Ermittlung der Standzeit erfolgte in kurzen Zügen so, dass aus dem bekannten Grenzwinkel und dem Verlauf von K_L der Verlauf des kritischen K_T errechnet wurde. Diese Kurve wurde in doppellogarithmischer Darstellung aufgetragen (leicht gekrümmt) und mit der aus den Messpunkten als Gerade extrapolierten K_T -Kurve zum Schnitt gebracht. Die Zeitkoordinate des Schnittpunktes ergab dann die Standzeit. Eine genaue Beschreibung der Methode wurde von Bickel in [90] gegeben.

Die Methode lässt sich nicht auf Hartmetall anwenden, weil hier der Verschleiss anderen Zeitfunktionen folgt. Deshalb wurde sie auch nicht weiter untersucht. Eine Übertragung wäre zwar grundsätzlich möglich, wenn $K_T(t)$ schon aus dem Ursprung heraus linear verlaufen

würde. Dies ist jedoch nicht immer der Fall. Zudem ergeben die bei Hartmetall gefundenen Verschleiss-Zeit-Funktionen der Auskolkung eine einfachere Möglichkeit der Extrapolation auf den zulässigen Grenzwert (siehe III/4).

2.5. Radioaktive Verschleissmessung als Kurzprüfverfahren

Über die radioaktive Verschleissmessung bei Hartmetallwerkzeugen finden sich verschiedene Berichte in der Literatur, wie diejenigen von Hake [79, 91] oder Kattwinkel [92] u.a. Zur Beurteilung des Standzeitverhaltens lässt sie sich nur auf den Freiflächenverschleiss anwenden, weil Verschleissvolumina gemessen werden, aus welchen der Kolkfaktor nicht bestimmbar ist.

Die Idee, auf der radioaktiven Verschleissmessung ein Kurzprüfverfahren aufzubauen, entspringt der Feststellung, dass sich mit dieser Messmethode bereits geringste Verschleissmengen genau bestimmen lassen. Man kann also den Verschleissverlauf bereits durch zahlreiche Messungen verfolgen, bevor der Verschleiss eine im Mikroskop messbare Grösse erreicht hat. Für die Anwendung als Kurzprüfverfahren nützt dies allerdings nichts, weil

1. die Verschleissbedingungen, insbesondere der Zustand der Werkzeugoberfläche am Anfang noch anders sind, weshalb das Wachstum in dieser Phase noch gestört ist;
2. keine Möglichkeit besteht, aus so kurzen Zeiten auf den weiteren Verlauf des Verschleisses zu extrapolieren.

Man müsste also auch bei der Verschleissmessung mittels radioaktiver Werkzeuge bis in den Bereich hineinfahren, wo die mikroskopische Messung ohne weiteres möglich wird. Erschwerend kommt noch hinzu, dass hier nicht das Verschleisskriterium selbst – also die Verschleissmarkenbreite B – gemessen wird, sondern eine momentane Verschleissgeschwindigkeit, aus der durch Integration das Volumen und daraus dann B errechnet werden muss. Da die Verschleissgeschwindigkeit dauernd leichten Schwankungen unterworfen ist, sind zahlreiche Messpunkte erforderlich, um aus der Integration genügend genaue Werte zu erhalten. Der Aufwand wird dann – auch abgesehen von den kostspieligen Einrichtungen – sehr bald grösser als bei der Messung mit dem Mikroskop, ohne dass die Aussagefähigkeit des Ergebnisses gesteigert würde. Hier sei nochmals betont, dass selbst die genaueste Kenntnis des Verschleissverlaufes während der ersten fünf oder zehn Minuten nicht weiterhilft, wenn eine sichere Möglichkeit der Extrapolation fehlt. Das Kurzprüfverfahren mittels radioaktiver Isotope stellt aber nur eine Mess-Methode dar, die es ermöglicht, den Verschleiss schon nach kurzer Zeit genau zu ermitteln. An Extrapolationsmöglichkeiten erbrachte sie nichts Neues. Denn Hake [91] nahm an, der Volumenverschleiss steige nach Überwindung der Anfangsunregelmässigkeiten linear. Dies würde nur zutreffen, wenn $B(t)$ eine Potenzfunktion mit dem Exponenten 0,5 wäre, was den Versuchsergebnissen widerspricht.

Selbst jene Forscher, die das B-Wachstum als Potenzfunktion angeben, beobachten meist von 0,5 abweichende Exponenten.

Die radioaktive Verschleissmessung ist demnach als Kurzprüfverfahren ungeeignet, auch wenn es sich nur um Vergleichsmessungen handelt, weil man nicht aus dem gemessenen Bereich heraus weiterschliessen kann. Dennoch sei nachdrücklich darauf hingewiesen, dass die Messmethode als solche dank ihrer Empfindlichkeit in der *Forschung* wertvolle Dienste leisten kann.

Die Analyse der bekannten, auf Hartmetall anwendbaren Kurzprüfverfahren zeigt also, dass bei allen im Interesse einer möglichst raschen Ermittlung eines Ergebnisses z. T. erhebliche Konzessionen an die Treffsicherheit gemacht wurden. In den folgenden Ausführungen soll nun umgekehrt die Genauigkeit und Zuverlässigkeit den Vorrang erhalten.

3. Grundsätze einer brauchbaren Kurzzeitmethode

Das Hauptgewicht bei der hier gesuchten Kurzzeitmethode wird darauf gelegt, dass

1. eine Bestimmung der Standzeit unter *beliebigen* Schnittbedingungen möglich ist, also stets unter Betriebsbedingungen erfolgen kann;
2. soll eine bestimmte, in allen Fällen geltende Genauigkeit erzielt werden (im Gegensatz etwa zum v -Steigerungsverfahren, bei welchem die Genauigkeit der ermittelten Werte nicht mit Sicherheit von vorneherein bekannt ist).

Der Aufwand muss sich nach diesen Forderungen richten.

Die meisten Kurzprüfverfahren versuchen direkt die T - v -Beziehung zu finden, d. h. unter den verschiedensten Schnittbedingungen für beliebig gewählte Verschleisszustände und -größen die Beendigung der Standzeit vorauszusagen, ohne die Änderung dieser Größen als Funktion der Zeit zu verfolgen oder zu berücksichtigen. Ein wesentlicher Grund hierfür ist neben einer Zeitersparnis der, dass diese Funktion bisher nie eingehend untersucht wurde und deshalb die benützten mathematischen Näherungen auch nie den gewünschten Erfolg zeitigten. Der Hauptfehler liegt bei diesen Methoden darin, dass sie stets auf zu vielen Annahmen über die funktionellen Zusammenhänge basieren. Diese gelten, wie erwähnt, nur in gewissen Bereichen und häufig auch hier nur näherungsweise, während sie in anderen überhaupt nicht zutreffen. Die Grenzen des Gültigkeitsbereiches sind im allgemeinen zum voraus nicht bekannt. Auch müssen meist gewisse Konstanten bereits bekannt sein. Es wären also stets in einem gewissen Umfang vorgängige Langzeitversuche erforderlich.

Daraus geht hervor, dass bei den bisher bekannten Kurzprüfverfahren durchwegs zu viele Annahmen über Größen und Zusammenhänge getroffen werden müssen, die man nur zum geringsten Teil tatsächlich schon von vorneherein festlegen dürfte. (Diese Annahmen müssen die fehlenden Versuchsergebnisse ersetzen.)

Auf Grund dieser Betrachtungen kommt man zum Schluss, dass beim Aufbau einer Kurzzeitmethode folgender Grundsatz zu beachten ist:

Die Methode soll sich auf möglichst wenige, sichere und allgemein gültige Zusammenhänge stützen.

Die einzige Möglichkeit diesen Grundsatz zu erfüllen, liegt m. E. im Aufbau einer Kurzzeitmethode auf der Verschleiss-Zeit-Funktion und zwar auf dem zeitlichen Wachstum der gewählten Verschleisskriterien B , K_T , K_M . Diese ist gewissermassen die «Stammfunktion». Auf ihr bauen alle übrigen Zusammenhänge auf, d. h. man muss zu deren Ermittlung den Verschleiss als Funktion der Zeit ermitteln. Demnach müssen bei einer direkt auf der Stammfunktion basierenden Kurzzeitmethode am wenigsten Annahmen getroffen werden. Auch hat sich gezeigt, dass das Verschleisswachstum stets in der grundsätzlich gleichen Form vor sich geht. Die Verschleiss-Zeit-Funktion besitzt somit die gewünschte allgemeine Gültigkeit.

Bevor auf die Möglichkeit eines solchen Kurzprüfverfahrens eingetreten werden kann, sind noch einige Erläuterungen erforderlich. Da die notwendige und die erreichbare Genauigkeit von wesentlicher Bedeutung sind, muss zuerst abgeklärt werden, auf welche Grösse man sich hierbei stützen will.

Folgende Möglichkeiten stehen zur Verfügung:

1. der Unterschied in der Verschleissmarkenbreite bzw. im Kolkfaktor nach einer bestimmten Drehzeit.
2. Der Unterschied in der Standzeit bei einer bestimmten Grösse des Verschleisskriteriums.
3. Der Unterschied in der Stundenschnittgeschwindigkeit.

Die drei Varianten sollen nun kurz miteinander verglichen werden. In *Abbildung 40* sind zwei Kurvenpaare dargestellt, die je eine Differenz von 10% in der Verschleissmarkenbreite aufweisen. Der Standzeitenunter-

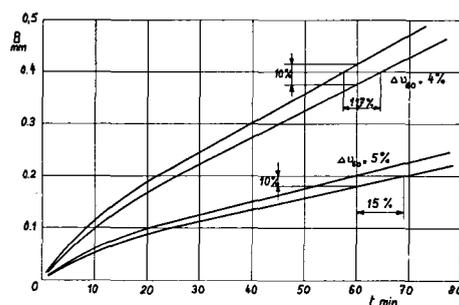


Abb. 40. Gegenüberstellung der Streuungen bei den verschiedenen Ausdrucksgrößen B , T , v_{60}

schied beträgt dann im einen Fall ($B = 0,4$ mm) 11,7%, im andern 15%. Je flacher die Kurven verlaufen, desto grösser wird dieser Unterschied. Demgegenüber wirkt sich ein 10prozentiger B -Unterschied auf v_{60} bei den üblichen Standzeitkriterien immer schwächer aus. Wird

beispielsweise ein mittlerer Taylorexponent von 0,33 gewählt, so dass die Taylorfunktion

$$vT \cdot \sqrt[3]{T} = K$$

lautet, so ergibt sich für die Kurvenpaare von *Abbildung 40* ein Unterschied in den v_{60} bei $B = 0,4$ mm von 4%, bei $B = 0,2$ mm 5%. Bei sehr flachen Kurven tritt eine Umkehr ein, d. h. der Unterschied in v_{60} wird grösser als der in B . Dagegen zeigt sich, dass bei *grossen* Standzeitunterschieden stets die Differenz in v_{60} wesentlich kleiner ist (vgl. z. B. III/23 Versuche *Schaumann*: Standzeitunterschied 5,9:1; v_{60} -Unterschied ungefähr 2:1). Für den Kolkverschleiss liegen die Verhältnisse grundsätzlich gleich, weshalb sie hier nicht gesondert betrachtet werden.

In den folgenden Ausführungen sollen nun stets die *Unterschiede in der Verschleissmarkenbreite – bzw. im Kolkfaktor – nach einer bestimmten Drehzeit betrachtet werden.*

Im wesentlichen ist dies Sache einer Konvention. Diese Wahl hat aber auch praktische Hintergründe, denn hier ergeben sich bezüglich der Streuung mittlere Werte. Würde man nach der Standzeit urteilen, so ergäben sich grössere Differenzen, während aus der Stundenschnittgeschwindigkeit kleinere resultieren. Zudem sind die Unterschiede im Verschleisskriterium die *einzigsten*, die sich *unmittelbar* aus der Verschleissmessung ergeben. Dreht man beispielsweise mit v_{60} ; $K_{0,2} 60$ min und stellt dann einen Kolkfaktor von 0,18 fest, so kann man daraus sofort den Fehler von 10% bestimmen. Die andern Varianten lassen eine so direkte Fehlerermittlung nicht zu, sondern sie verlangen Inter- bzw. Extrapolation oder Umrechnungen. Immerhin ist es auch hier empfehlenswert, den Kurvenverlauf an der kritischen Stelle durch mehrere Messpunkte zu ermitteln, damit die Streuung der Einzelmessung herausfällt.

Nachdem nun das Kriterium festgelegt ist, muss noch die geforderte und die erreichbare Genauigkeit für eine Extrapolation abgeschätzt werden. Letztere hängt natürlich von der Kurzzeitmethode ab. Sie muss also im Zusammenhang mit dieser bestimmt werden. Die geforderte Genauigkeit lässt sich nicht ohne weiteres festlegen. Man kann sich einerseits durch die Streuungen, die bei Wiederholungen unter gleichen Bedingungen innerhalb einer Charge und Wärmebehandlung auftreten, leiten lassen. Andererseits ist aber besonders der Unterschied zwischen einzelnen Schmelzen von Bedeutung, denn es gilt, vor allem diesen zu erkennen.

Zur genauen Beurteilung der innerhalb einer Charge von Werkzeug- und Werkstückstoff auftretenden Streuungen fehlen leider die notwendigen zahlreichen und kostspieligen Versuche. Auf Grund bisheriger Erfahrungen dürfte man jedoch nicht gross fehl gehen, wenn man die Streuung bei etwa $\pm 15\%$ sieht. Dieser Wert umfasst sowohl den Einfluss des Werkzeug- als auch den des Werkstückstoffes ein und derselben Charge bei gleicher Vorbehandlung. Er gilt für den Freiflächenverschleiss, während für den Kolkverschleiss eher noch weitere Grenzen angenommen werden müssen. Nicht berücksichtigt bleiben die Einflüsse unterschiedlicher Werkzeugmaschinen, Werkzeugkonstruktionen (Starrheit) usw.

Die durch den Werkstückstoff verursachten Streuungen liessen sich zwar durch eine sehr sorgfältige Wärmebehandlung der gesamten aus einer Schmelze stammenden Lieferung zur Erzielung eines möglichst gleichmässigen Gefüges teilweise reduzieren. Dieser Aufwand würde sich aber wirtschaftlich kaum rechtfertigen, wenn dadurch ausschliesslich eine Verringerung der Standzeitstreuung erzielt wird.

Es sei hier besonders unterstrichen, dass, wie aus den obigen Ausführungen hervorgeht, auch die in *einem Langzeitversuch* ermittelte Standzeit innerhalb der genannten Grenzen vom wahren Wert abweichen kann. Die zuverlässige Bestimmung, bzw. Kontrolle eines Richtwertes könnte also immer nur aus mehreren unter gleichen Bedingungen gefahrenen Langzeitversuchen erfolgen. Hierauf wird man, wenn nicht gerade grosse Mengen der gleichen Werkstoffcharge zerspannt werden müssen (und selbst dann oft), aus wirtschaftlichen Gründen meist verzichten und dafür einen etwas ungenaueren Richtwert in Kauf nehmen.

Die Frage nach der Genauigkeit der Richtwertermittlung wird also schlussendlich eine wirtschaftliche; je geringer der Aufwand, desto ungenauer das Ergebnis. Sie muss von Fall zu Fall abgeklärt werden. Eine generelle Richtlinie lässt sich nicht geben. Es muss hier betont werden, dass es durchaus Fälle gibt, wo das Arbeiten nach Handburchrichtwerten vollauf genügt. Es scheint mir jedoch eine Notwendigkeit, dass überall dort, wo grössere Mengen der gleichen Werkstoffcharge (bezogen auf den Zerspanungsweg und nicht auf das Volumen) zerspannt werden, eine Kontrolle der Richtwerte für jede neue Charge oder Wärmebehandlung erfolgt. Denn hier können die starken Abweichungen auftreten [80, 82], die krasse Unterschiede zwischen vorgegebener und effektiver Standzeit verursachen. Vor allem diese müssen verhindert werden, weil hier die Standzeit um einige 100% variieren kann.

Nach diesen Überlegungen erscheint es durchaus zweckmässig, bei der *geforderten* Genauigkeit des Einzelversuches des Kurzprüfverfahrens sich mit einer Streuung von $\pm 15\%$ zufriedenzugeben, d. h. also des gleichen Bereiches, wie er für Schwankungen innerhalb einer Charge angenommen wurde.

4. Ein neues Kurzprüfverfahren zur Ermittlung der Standzeit

Zunächst muss man sich darüber klar sein, dass nur ein Kurzprüfverfahren Aussicht auf Erfolg hat, das *sowohl die Beurteilung des Kolk- als auch die des Freiflächenverschleisses zulässt*. Weder die Behauptung, nur die Verschleissmarkenbreite sei massgebend, noch diejenige, allein der Kolkverschleiss beende die Standzeit, sind zutreffend. Immerhin zeichnet sich auf Grund der eigenen Versuche ab, dass offenbar mehrheitlich der Freiflächenverschleiss vor dem Kolkverschleiss das Standzeit-Kriterium erreicht. Ganz allgemein überwiegt bei grossen Standzeiten der Freiflächenverschleiss, während bei kleinen dem Kolkverschleiss die primäre Bedeutung zukommt. Die Begründung hierfür liegt in dem Umstand, dass die

Standzeit-Schnittgeschwindigkeitskurve für den Freiflächenverschleiss flacher verläuft als für den Kolkverschleiss; demnach schneiden sich also diese beiden Kurven. Oberhalb der diesem Schnittpunkt zugeordneten Schnittgeschwindigkeit wird das Erreichen des Standzeitendes durch den Kolkverschleiss bestimmt, darunter durch den Freiflächenverschleiss. Im Schnittpunkt selbst wird der grösstzulässige Verschleiss zugleich an der Span- und an der Freifläche erreicht. Da jedoch der Schnittpunkt der beiden Kurven nicht bekannt und von Fall zu Fall verschieden ist, müssen stets beide Kriterien beobachtet werden.

Ein anderer Punkt, weshalb häufig der Freiflächenverschleiss zum massgebenden Kriterium wird, ist der, dass oft auch beim Schruppen gewisse Anforderungen an das *Aussehen* der Oberfläche gestellt werden. D.h. sie soll – ohne Festlegung bestimmter Rauheitswerte – einfach einigermaßen sauber aussehen. Dadurch wird die zulässige Grösse der Verschleissmarke wesentlich reduziert ($B < 0,3$ bis $0,4$ mm) und mit ihr auch die Freiflächenstandzeit. Sie wird damit gegenüber dem Kolk in den Vordergrund gerückt.

Trotzdem lässt sich nicht generell sagen, dass immer der Freiflächenverschleiss die Standzeit bestimme, so dass die Kurzzeitmethode stets beide Kriterien verfolgen muss.

Zudem muss die Kurzzeitmethode einfach, leicht verständlich und zuverlässig sein. Die Erfüllung dieser Anforderungen hängt ab

1. von der Versuchsanordnung,
2. von der Extrapolationsmethode.

Für die Versuchsanordnung gelten bei beiden Kriterien die gleichen Grundsätze. Auch sollen für beide die Unterlagen dem gleichen Versuch entnommen werden. Da jedoch der Verlauf der Verschleissmarkenbreite komplizierter ist, wird vor allem er die Versuchsanordnung bestimmen. Diese wird deshalb im Detail bei der Kurzzeitmethode Freiflächenverschleiss besprochen und beim Kolkverschleiss lediglich deren Zweckmässigkeit kontrolliert.

Der Versuch liefert die Grundlagen für die Extrapolation. Je ungenauer diese sind, desto ungenauer wird auch die Extrapolation. Ihre Genauigkeit hängt dabei von der Messgenauigkeit und der Versuchsdauer ab. Es wurde bereits in III/2.5 darauf hingewiesen, dass der Verschleiss am Anfang noch gewissen Unregelmässigkeiten unterworfen ist. Zudem lässt sich aus einem sehr kurzen Kurvenstück praktisch nicht auf das weitere Verhalten schliessen. Und schliesslich wird der Einfluss der Messtreuung auf die Ermittlung des Kurvenverlaufes reduziert, wenn die Messpunkte nicht zu dicht aufeinander folgen. Auch hier gilt: Je kürzer der Versuch, desto ungenauer das Ergebnis. Man darf also keine Wunder erwarten; eine *zuverlässige* Kurzzeitmethode kann nur eine *relative* Kurzzeitmethode sein.

Auf Grund der eigenen Untersuchungen lassen sich folgende allgemeine Regeln für den Kurzzeitversuch aufstellen:

1. soll zur Überbrückung der Anfangsunregelmässigkeiten die erste Messung erst nach 10 Minuten erfolgen;
2. soll der Versuch von da ab über mindestens 10 weitere Minuten laufen (näheres siehe Kurzprüfverfahren Freiflächenverschleiss) und mindestens 5 Messpunkte enthalten;
3. müssen die Messungen mit aller Sorgfalt durchgeführt und die Versuchsbedingungen möglichst genau eingehalten werden. Nur so kann das kurze, für die Extrapolation zur Verfügung stehende Kurvenstück mit der notwendigen Genauigkeit ermittelt werden.

4.1. Kurzprüfverfahren Freiflächenverschleiss

Die wichtigste Frage, die sich bei der Aufstellung eines Kurzprüfverfahrens stellt, ist zunächst diejenige nach der Extrapolationsmöglichkeit. Erst in zweiter Linie – und auf das Verfahren abgestimmt – kommen dann die Detailfragen der Versuchsanordnung.

Leitgedanke bei der Suche nach einem geeigneten Extrapolationsverfahren war, dass grundsätzlich jede mathematische Darstellung einer Kurve, die dem experimentellen Kurvenverlauf mit guter Näherung folgt, auch zwangsläufig die Möglichkeit der Extrapolation bieten muss. Denn bei guten Näherungen soll man in der Wahl der für die Ermittlung der Konstanten erforderlichen Kurvenpunkte praktisch frei sein. Voraussetzung ist allerdings, dass sich ihre Konstanten auch bei verhältnismässig kurzen Zeiten schon mit genügender Genauigkeit bestimmen lassen. Gerade diese Bedingung ist aber bei der Darstellung nach Gleichung 21

$$B = a \ln(1 + bt) + ct^n$$

die die Kurve am besten und als einzige über alle drei Abschnitte in einem Ausdruck erfasste, nicht erfüllt. Wie bereits im Abschnitt II/6 erläutert, eignet sie sich nicht zur Extrapolation, weil die Bestimmung des zweiten Gliedes bei kurzen Zeiten wegen der geringen Anteile zu ungenau wird.

Als einzige Erfolg versprechende Lösung bleibt somit Gleichung 17

$$B = at + b(1 - e^{-at})$$

da sie – mindestens in den beiden ersten Abschnitten – sehr gute Näherungen erbrachte. Sie war nicht weiter verfolgt worden, weil sie den dritten Kurvenabschnitt nicht enthielt. Diesem Nachteil muss man nun dadurch Rechnung tragen, dass man die maximal zulässige Verschleissmarkenbreite so ansetzt, dass man üblicherweise nicht, oder doch nicht wesentlich in den progressiven Anstieg hineinfährt. Die Grenze zwischen Abschnitt II und III ist allerdings Schwankungen unterworfen, deren Gesetzmässigkeit noch nicht erkannt werden konnte*. Nach

* Grundsätzlich verhält sich der Anfangspunkt des progressiven Anstieges t_{II} (vgl. Abb. 12) vermutlich so, dass er bei langsamem Verschleisswachstum zwar erst nach langer Zeit, aber bei einer relativ geringen Verschleissmarkenbreite auftritt, während er bei raschem Verschleisswachstum schon bald, dafür jedoch bei einer grösseren Verschleissmarkenbreite eintreten wird.

eigenen Erfahrungen lässt sich aber normalerweise ein Erreichen des progressiven Anstieges durch Festlegen einer maximal zulässigen Verschleissmarkenbreite von 0,7 mm vermeiden, ohne dass dabei der lineare Abschnitt zu stark beschnitten wird. Die Verschleissmarkenbreite von 0,7 mm wird somit bei diesem Kurzprüfverfahren zum Erliege-kriterium erklärt.

Damit wird nun allerdings eine vereinfachende Annahme getroffen, die zusätzliche Fehler mit sich bringen kann: Der Verschleiss kann bereits in den progressiven Anstieg eingetreten sein, so dass die extrapolierte Grösse einen kleineren Wert ergibt als der Wirklichkeit entspricht (bzw. eine zu grosse Standzeit); andererseits kann zwar die Extrapolation richtig sein, der progressive Abschnitt aber erst später auftreten, wodurch der lineare Teil nicht voll ausgenutzt werden kann. In beiden Fällen entsteht bei Verwendung dieses Wertes als Kriterium für die Beendigung der Standzeit theoretisch eine Zunahme der Kosten. Sie wird aber erst in einem letzten kurzen Kurvenstück verursacht, so dass sie gegenüber Streuungen, wie sie Werkstoffungleichmässigkeiten hervorrufen, in den Hintergrund tritt. Man kann somit die Festlegung einer bestimmten, für alle Fälle geltenden maximalen Verschleissmarkenbreite als durchaus zulässig annehmen. Darüber hinaus muss in der Praxis auch beim Schrappen ohnehin sehr häufig aus andern Gründen eine kleinere Verschleissmarkenbreite – etwa 0,4 mm – als Standzeitkriterium gewählt werden, so dass man in all diesen Fällen den kritischen Bereich gar nicht erreicht.

Aus diesen Überlegungen folgt, dass Gleichung 17 ohne weiteres für die Extrapolation Verwendung finden kann. Hierfür bedarf es der Kenntnis der Konstanten. Diese erhält man aus drei Kurvenpunkten $(B_1, t_1/B_2, t_2/B_3, t_3)$ des bekannten Kurvenstückes. Da aber die Gleichung eine transzendente Funktion enthält, ist die direkte Auflösung nach den Konstanten nicht möglich. Unter Beiziehung der ersten Ableitung lassen sich die Konstanten wie folgt ermitteln:

$$B = at + b - b e^{-ct} \quad (17)$$

$$B' = a + b c e^{-ct}$$

$$B c = a c t + b c - b c e^{-ct}$$

$$\underline{B' = a - B c + a c t + b c} \quad (23)$$

Setzt man in diese Gleichung die Werte B_1, t_1 bzw. B_2, t_2 ein und subtrahiert beide voneinander, so erhält man

$$\underline{(B'_1 - B'_2) = -(B_1 - B_2) c + a c (t_1 - t_2)} \quad (24)$$

Stellt man Gleichung (24) analog für die Punkte B_2, B'_2, t_2 und B_3, B'_3, t_3 auf und löst nach a auf, so erhält man

$$a = \frac{c(B_3 - B_2) - (B'_2 - B'_3)}{c(t_3 - t_2)} \quad (25)$$

Diesen Ausdruck in (24) eingesetzt, ergibt

$$B'_1 - B'_2 = -(B_1 - B_2) c - \frac{(B'_2 - B'_3) - c(B_3 - B_2)}{c(t_3 - t_2)} c(t_1 - t_2)$$

Im zweiten Glied der rechten Seite kürzt sich c weg und es bleibt, wenn man nach c auflöst und überall so gruppiert, dass sich positive Differenzen ergeben:

$$c = \frac{(t_3 - t_2)(B'_1 - B'_2) - (B'_2 - B'_3)(t_1 - t_1)}{(t_3 - t_2)(B_2 - B_1) - (B_3 - B_2)(t_2 - t_1)} \quad (26)$$

Wählt man einfachheitshalber stets $t_2 - t_1 = t_3 - t_2$, was ohne weiteres möglich ist, so vereinfacht sich die Gleichung für die Bestimmung von c zu

$$c = \frac{(B'_1 - B'_2) - (B'_2 - B'_3)}{(B_2 - B_1) - (B_3 - B_2)} \quad (27)$$

Ist c bekannt, so kann a nach Gleichung (25) bestimmt werden, wobei man wahlweise auch die Punkte 1 und 2 einsetzen kann. Die Gleichung lautet dann etwas umgeformt

$$a = \frac{B_2 - B_1}{t_2 - t_1} - \frac{B'_1 - B'_2}{c(t_2 - t_1)} \quad (28)$$

Damit lässt sich b aus Gleichung (23) nach der Formel

$$b = \frac{B'_1 - a}{c} + B_1 - a t_1 \quad (29)$$

bestimmen.

Die Errechnung der Konstanten mittels dieser drei einfachen Gleichungen geht sehr rasch vor sich, da die Rechenschiebergengenauigkeit durchaus genügt. Auch die Errechnung von B aus Gleichung (17) bietet keine Schwierigkeiten, wenn der Rechenschieber die Skalen für die Bestimmung der Potenzen von e enthält. Zudem muss der Anteil der e -Funktion nicht mehr berücksichtigt werden, sobald das Produkt $c \cdot t \geq$ zirka 4,5 ergibt, weil von da ab dieses Glied den Verlauf praktisch nicht mehr beeinflusst. Die Gleichung vereinfacht sich dann zu

$$\underline{B = at + b}$$

Es wurde zunächst an bestehenden Kurven kontrolliert, ob dieses Verfahren ohne besonderen Aufwand an Genauigkeit zu brauchbaren Resultaten führe. Das konnte auf Grund der Gleichung durchaus erwartet werden, weil sich diese aus einer Geraden und einem mit zunehmender Zeit abnehmenden Glied zusammensetzt (vgl. *Abbildung 32*), dessen Anteil also gerade bei kleinen Zeiten gross und damit leicht bestimmbar ist, während es bei grossen Zeiten praktisch bedeutungslos wird. Hier sollten demnach bei der Bestimmung der Konstanten keine Schwierigkeiten auftreten. Es kann also auch für die Extrapolation eine gute Übereinstimmung erwartet werden, wenn der Kurvenverlauf – wie bei dieser Kontrolle – bereits über einen weiten Bereich bekannt und deshalb das für die Extrapolation benützte Teilstück in seinem Verlauf richtig ist. Diese Erwartungen wurden bei den Kontrollen an bereits bestehenden Kurven früherer Versuche bestätigt. *Abbildung 41* zeigt hiezu zwei Beispiele.

In allen Fällen wurden der Ermittlung der Kurvengleichungen die Kurvenpunkte bei $t_1 = 10, t_2 = 15$ und $t_3 = 20$ min zu Grunde gelegt. Die Übereinstimmung kann als sehr gut bezeichnet werden. Weiterhin ergibt sich, dass

- zur Bestimmung der Konstanten die Rechenschiebergenauigkeit genügt;
- die Extrapolation nicht sehr empfindlich auf Änderungen des Verlaufes bei kleinen Zeiten reagiert. Dies ist sehr wichtig, da hier auch meist die Messtreuung grösser ist;

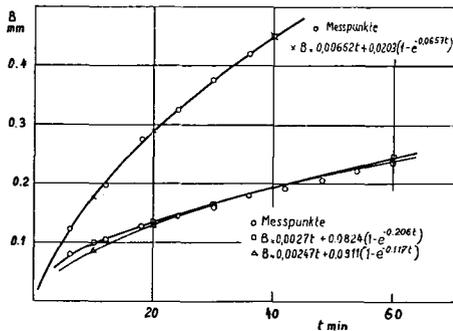


Abb. 41. Vergleich extrapolierter und gerechneter Kurven. Im untern Beispiel geringer Einfluss von Variationen im Anfangsverlauf bei etwa gleicher Abgangsrichtung auf die Extrapolation

- dagegen die Treffsicherheit der Extrapolation stark von der Kurvensteigung im dritten Bestimmungspunkt abhängt. Dies wird in *Abbildung 41* in der untern Kurve deutlich zum Ausdruck gebracht. Die Abweichung beider Kurven bei 10 min ist recht erheblich. Dagegen besteht in den Steigungen der Kurven in den 3. Bestimmungspunkten kein sehr starker Unterschied. Die Extrapolation führt deshalb auch nur zu geringen Differenzen (bei 60 min zirka 2,1%). Umgekehrt ist in *Abbildung 42* der Anfangsverlauf nahezu gleich, die Abgangsrichtung aber verschieden, woraus starke Unterschiede bei der Extrapolation resultieren.

Für die praktische Durchführung des Kurzprüfverfahrens empfiehlt sich folgendes Vorgehen:

- Unter den gewünschten Bedingungen wird ein Versuch von 22 min gefahren. Gemessen wird bei 10, 13, 16, 19 und 22 min. Diese Versuchsdauer ergibt sich aus der Forderung nach 5 Messpunkten für genügende Genauigkeit der gemessenen Kurve und daraus, dass die Intervalle zwischen den Messpunkten nicht wesentlich kleiner als drei Minuten sein sollten, weil sonst eine Beeinflussung des Verschleisses durch die Schnittunterbrechungen möglich würde (vergleiche Seite 17). Da dies die übliche Form des Kurzversuches darstellt, sei sie im folgenden als «Standard»-Versuch bezeichnet.
- Durch die aufgetragenen Messpunkte wird eine Kurve gezogen. Erweist sich der durch die Messpunkte gelegte Verlauf als gerade, so kann direkt graphisch extrapoliert werden. Andernfalls bestimmt man – für dieses Messintervall am geeignetsten bei 10, 15 und 20 min – die Werte von B und B' . Für die Bestimmung von B' verfährt man so, dass man die Tangente an die

Kurve legt, den Winkel misst, den Tangens bestimmt und schliesslich diesen durch den Überhöhungsfaktor* dividiert. Um die gewünschte Genauigkeit zu erhalten, muss die Überhöhung so gewählt werden, dass der Winkel für die Bestimmung von B_1' (hier also bei 10 min) möglichst zwischen 40° und 50° liegt.

- Mit diesen Werten können nun die Konstanten nach Gleichung 27, 28 und 29 und daraus alle gewünschten Kurvenpunkte errechnet werden. Zur Beschleunigung der Rechnung kann man sich eines Formulars, wie es z. B. in *Abbildung 43* dargestellt ist, bedienen. Es sei hier darauf hingewiesen, dass bei gekrümmten Kurven speziell $\Delta \Delta B' (= \Delta B'_{1,2} - \Delta B_{3,4})$ stets grösser als null sein muss, damit die Konstanten ermittelt werden können.

Zur Bestimmung der Genauigkeit des Verfahrens wurde eine grössere Anzahl von Versuchen gefahren. Dabei wurde der Versuch anschliessend an den Kurzzeitversuch jeweils weitergeführt und in einigen Messpunkten verfolgt, um so die Abweichung des Verfahrens zu ermitteln. Die Extrapolation wurde sowohl bei 60 als auch bei 120 min (soweit möglich) kontrolliert. Einige

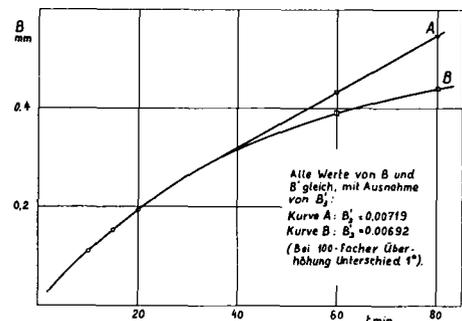


Abb. 42. Unterschied des Verlaufes zweier Kurven, bei welchen in den Bestimmungspunkten ($t = 10, 15, 20$ min) alle Werte gleich sind, mit Ausnahme der Steigung im 3. Punkt

Beispiele solcher Extrapolationen zeigt *Abbildung 44*. Die Messergebnisse sind in der nachfolgenden Tabelle zusammengestellt.

Diese Kontrollversuche wurden auf St. C. 60.61 gefahren. Da die Zweckmässigkeit der Extrapolationsmethode selbst bereits an vorhandenen Verschleisskurven

Werkzeug Qualität	Schnittbedingungen		60 min		120 min		
	a mm	s mm/U	v m/min	B mm	$\Delta B\%$	B mm	$\Delta B\%$
P30	1,5	0,31	90	0,414	5,6	0,80	9,4
P30	1,5	0,31	110	0,549	4,7		
P30	1,5	0,31	110	0,549	0		
P20	1,5	0,34	160	0,274	2,2	0,434	19,0
P10	1,5	0,34	160	0,422	7,4	0,750	11,7
P10	3,0	0,34	160	0,423	8,5		
P10	2,0	0,41	130	0,248	0	0,407	5,7
P10	1,0	0,161	180	0,455	5,5	0,825	8,7
P10	1,5	0,34	160	0,422	6,4	0,75	12,0

* Überhöhungsfaktor: Verhältnis der Ordinaten- zur Abszissentheilung des Diagrammes $B = f(t)$

verschiedenster Werkstoffpaarungen im Bereich Stahl-Hartmetall geprüft worden war, ging es hierbei vor allem darum, abzuschätzen, ob die aus einem Kurzversuch sich ergebenden Unterlagen für eine Extrapolation genügend, und grundsätzlich nicht mehr um die Bestätigung der Extrapolation selbst.

Aus diesen Messungen lässt sich die Streuung* nach

$$s = \sqrt{\frac{\sum \Delta B^2}{N-1}}$$

ermitteln. Es ergibt sich bei

$$t = 60 \text{ min } s_{60} = \sqrt{\frac{257,4}{8}} = 5,67\%$$

$$t = 120 \text{ min } s_{120} = \sqrt{\frac{840,3}{5}} = 12,6\%$$

Datum: _____		Versuchsleiter: _____		Versuchsnr.: _____	
Schnitt: a = _____ mm		Werkzeug: _____			
s = _____ mm/min.		Werkstoff: _____			
v = _____ m/min.		Maschine: _____			
t	φ	$B', \frac{B \cdot \varphi \cdot U}{U}$	$\Delta B'$	$\Delta \Delta B'$	B
$\frac{3}{6} = \frac{C}{C}$			$\frac{1}{9} = \frac{C}{C}$		
$t_2 - t_1 = t_3 - t_2 = \frac{B}{C}$			$\frac{1}{7} = \frac{C}{C}$		
$\frac{2}{8} = \frac{C}{C}$			$\frac{1}{7} = \frac{C}{C}$		
$\frac{2}{7} = \frac{C}{C}$			$\frac{1}{9} = \frac{C}{C}$		
$\frac{2}{7} = \frac{C}{C}$			$\frac{1}{9} = \frac{C}{C}$		
$a = \frac{C}{C}$			$b = \frac{C}{C}$		
t	ct				
e^{ct}	e^{-ct}				
$(t \cdot e^{-ct})$					
b · ()					
a · t					
B					

Abb. 43. Formular zur rechnerischen Bestimmung des Kurvenverlaufes des Freiflächenverschleisses

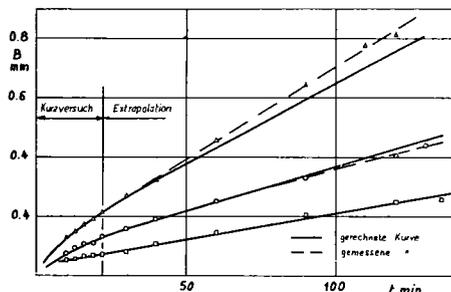


Abb. 44. Beispiele extrapolierter Kurven des Freiflächenverschleisses

* Im folgenden wird unter Streuung im allgemeinen nicht s^2 , sondern die mittlere quadratische Abweichung s verstanden. s = Streuung der Stichprobe, σ = Streuung der Grundgesamtheit.

Ergänzend wurde bei den auf 120 min reichenden Versuchen noch eine Extrapolation von 40 auf 120 min durchgeführt. Für sie ergibt sich eine Streuung von 3,63%.

Zweifellos lässt sich aus einer einzigen Stichprobe dieses Umfanges allein die wirkliche Streuung σ des Verfahrens noch nicht angeben. Man kann jedoch nach Linder [95] aus dem Verhältnis der Streuungen s^2 und σ^2 die Grenzen, innerhalb welcher σ liegen muss, bestimmen. Es ergibt sich aus

$$F = \frac{s^2}{\sigma^2} \text{ die untere, aus } F = \frac{\sigma^2}{s^2} \text{ die obere Grenze von } \sigma.$$

Diese Grenzen – berechnet für $P = 0,05$ (5%-Wahrscheinlichkeit, dass σ ausserhalb dieser Grenzen) – stellen sich damit folgendermassen:

$$\text{Extrapolation von 22 auf 60 min } 4,1 \leq \sigma \leq 9,7\%$$

$$\text{Extrapolation von 22 auf 120 min } 8,5 \leq \sigma \leq 26,3\%$$

$$\text{Extrapolation von 40 auf 120 min } 2,4 \leq \sigma \leq 7,6\%$$

Die wirkliche Streuung des Verfahrens (d.h. also bezogen auf beliebig viele Versuche) muss also zwischen diesen Grenzen liegen. Während demnach die Treffsicherheit des Verfahrens bei den Extrapolationen von 22 auf 60 min und von 40 auf 120 min mit hoher Wahrscheinlichkeit weit innerhalb des geforderten Bereiches liegt, ist auf Grund dieser Kontrolle noch nicht bestätigt, ob die Extrapolation von 22 auf 120 min tatsächlich die gewünschten Grenzen einhält. Um dies abzuklären, bedürfte es noch zahlreicher Versuche. Da es sich hier jedoch nur um den *grundsätzlichen* Beweis der Richtigkeit der Methode handeln kann, wurde auf eine solche Ausdehnung der Versuche verzichtet. Denn aus den beiden andern Varianten lässt sich eindeutig erkennen, dass das Verfahren tatsächlich die Möglichkeit der Extrapolation auf ein Mehrfaches der Versuchsdauer innerhalb der geforderten Genauigkeitsgrenzen bietet. Darüberhinaus zeigt ein Vergleich der Genauigkeit einer Extrapolation von 22 auf 60 min und von 40 auf 120 min, dass beim längeren Versuch die Extrapolation nicht nur absolut, sondern auch relativ genauer wird – eine Extrapolation von 40 min auf die dreifache Versuchsdauer ist also genauer, als eine solche von 22 min auf die dreifache Versuchsdauer. Der Grund hierfür liegt darin, dass bei längerer Versuchsdauer das Verschleissverhalten ausgeprägter zum Ausdruck kommt, und dass die Lage und der Verlauf der Kurve leichter zu erkennen sind.

Im ungünstigsten Fall, d.h. also, wenn σ an der oberen Grenze liegt, kann die Extrapolation bis zum Erreichen der 15% Streuung schätzungsweise von 22 bis auf zirka 70–80 min erfolgen, diejenige von 40 bis auf zirka 200 min*). Damit lässt sich also die Regel aufstellen, dass auf Grund dieser ersten Kontrolle mindestens eine Extrapolation auf die 4- bis 5fache Versuchsdauer innerhalb der gewünschten Genauigkeit ohne weiteres zulässig ist.

Es wurde bereits darauf hingewiesen, dass die relative Genauigkeit des Verfahrens – d.h. die Genauigkeit bei Extrapolation auf bestimmte Vielfache der Versuchs-

* Mit einer Streuung von 3,7% des 40-min-Versuches bei 120 min würde schätzungsweise erst eine Extrapolation auf 360 min eine Streuung von 15% aufweisen.

dauer – mit kürzerer Versuchsdauer absinkt. Aus diesem Grunde erscheint eine Verkürzung des 22-min-«Standard»-Versuches nicht ratsam. Aufwandmässig erbrächte eine solche Verkürzung auch keinen wesentlichen Gewinn mehr, da die Zahl der Messpunkte nicht mehr reduziert werden kann und an der Regel, nicht vor 10 min Schnittzeit mit den Messungen zu beginnen, festgehalten werden soll. Umgekehrt kann man bei einer Ausdehnung der Versuchsdauer auch die Messintervalle vergrössern, wobei sich allerdings trotzdem eine Erhöhung der Mess-

4.2. Extrapolation Kolkverschleiss

Beim Kolkverschleiss liegen die Verhältnisse bedeutend einfacher als beim Freiflächenverschleiss, weil sich im Normalfall ein linearer Verlauf des Kolkfaktors, bzw. seiner Bestimmungsgrössen K_T und K_M einstellt (vgl. Abschnitt II/4.2), allerdings oft mit einem verstärkten Anfangsverschleiss. Dieser erstreckt sich jedoch nur in Fällen unbedeutenden Kolkverschleisses über grössere Zeiten. Die Vermutung liegt nahe, dass sich in diesen

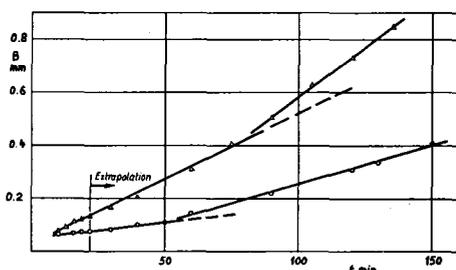


Abb. 45 a

Abb. 45. Einfluss von nachträglichen Unregelmässigkeiten im Verschleissverlauf auf das Ergebnis der Extrapolation
Abb. 45a. Beim Freiflächenverschleiss

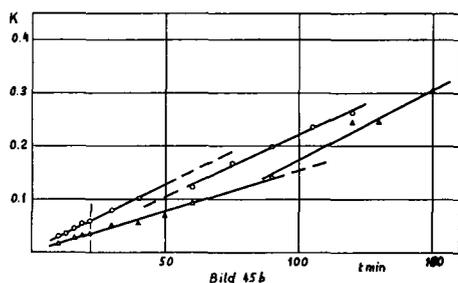


Abb. 45b. Beim Kolkverschleiss

punktzahl empfiehlt. Der Aufwand steigt dennoch weniger als proportional zur Versuchsdauer.

Das Verfahren ermöglicht also, auf einfachste Weise, lediglich durch Variation der Versuchsdauer den Extrapolationsbereich und/oder die Genauigkeit des Ergebnisses direkt zu beeinflussen. Damit lässt es sich weitgehend den jeweiligen Forderungen anpassen.

Auf einen Punkt, der speziell bei der Kontrolle des Verfahrens berücksichtigt werden muss, sei noch besonders hingewiesen: *Der sich aus dem Kurzprüfverfahren ergebende Wert gilt nur für die während des Versuchs herrschenden Verhältnisse.* Ändern sich diese im Laufe des weiteren Einsatzes des Werkzeuges (z.B. durch Änderungen im Werkstückstoff), so wird zwangsläufig eine gegenüber dem extrapolierten Wert veränderte Standzeit auftreten. *Abbildung 45* zeigt hierfür einige Beispiele. Der Wert des Kurzprüfverfahrens wird jedoch dadurch in keiner Weise geschmälert. Ähnliche, auf der gleichen Ursache beruhende Standzeitunterschiede zeigen sich auch in Wiederholungen von Langzeitversuchen, worauf in Abschnitt 5 noch etwas näher eingetreten werden soll.

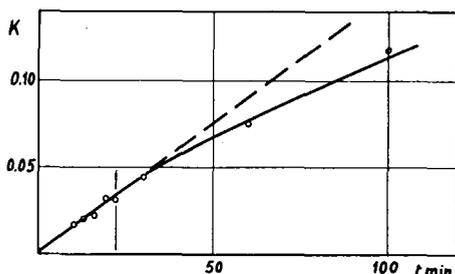
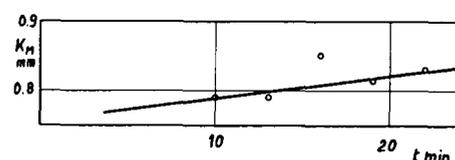
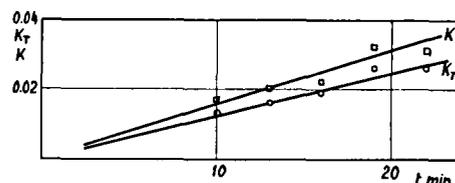


Abb. 46. Unterschied zwischen Extrapolation aus K_T und K_M gegenüber direkter Extrapolation aus K .
Oben: Extrapolationsdiagramm für K_T und K .
Mitte: Extrapolationsdiagramm für K_M .
Unten: Beide Varianten verglichen mit den Messpunkten

Fällen die Extrapolationsmethode, wie sie für das Wachstum der Verschleissmarkenbreite entwickelt wurde, anwenden liesse. Kontrolliert wurde dies allerdings nicht, denn in allen Fällen, in denen der Kolkverschleiss wesentlich langsamer wächst als der Freiflächenverschleiss, kann auf eine genaue Ermittlung des Verlaufes verzichtet werden.

Da beide Verschleisskriterien, die den Kolkverschleiss charakterisieren, K_T und K_M , bis zur Beendigung der Standzeit linear verlaufen, ist die Extrapolation aus relativ kurzzeitigen Messungen ohne weiteres möglich, wobei diese Messungen vorteilhaft mit jenen des Kurzzeitversuches für die Ermittlung von $B(t)$ durchgeführt werden. Dabei hat sich gezeigt, dass es zweckmässiger ist, jeden der Werte K_T und K_M getrennt für sich durch graphische Aufzeichnung zu verfolgen und linear zu extrapolieren und erst anschliessend aus diesen beiden mittelnden Geraden den Verlauf des Kolkfaktors festzulegen. Damit werden genauere Ergebnisse erzielt, als wenn man bei jedem einzelnen Messwert zuerst den Kolkfaktor errechnen und daraus direkt extrapolieren würde.

Das Beispiel in *Abbildung 46* möge dies illustrieren (vgl. auch die grosse Streuung der K -Werte zwischen 10 und 22 min in *Abbildung 47*).

Beim K_T -Verlauf sei daran erinnert, dass die Gerade entweder durch den Nullpunkt gehen, oder die Ordinate in ihrem positiven Ast schneiden muss. Bei der K_M -Ermittlung bereitet die oft grössere Streuung gelegentlich Schwierigkeiten. Es ist aber zu beachten, dass K_M im allgemeinen zeitlich konstant bleibt, oder sich nur langsam ändert (*Abbildung 23*). Im Zweifelsfall ist die Erweiterung um ein bis zwei Messpunkte angezeigt.

Das Verfahren wurde ebenfalls an einigen Beispielen kontrolliert. Wie aus *Abbildung 47* hervorgeht, kann die Übereinstimmung als sehr gut bezeichnet werden. Bei 60 min ergab sich eine Streuung von $s = 3\%$, bei 120 min eine solche von $s = 5,5\%$, wobei jeweils von 22 min aus extrapoliert wurde.

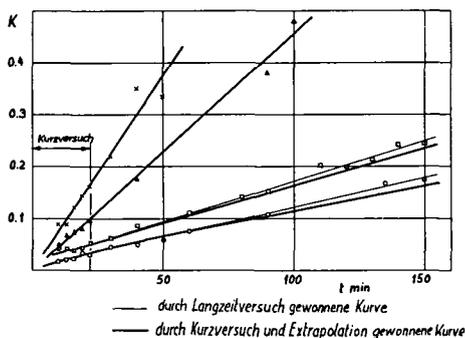


Abb. 47. Beispiel extrapolierter Kurven im Vergleich zu den Langzeitversuchen für den Kolkverschleiss. (Im Anschluss an den Kurzversuch wurden die für diesen benützten Werkzeuge auf dem gleichen Werkstück unter den gleichen Schnittbedingungen weitergefahren)

4.3. Ergebnis

Damit ist also ein Verfahren gefunden, das gestattet, auf Grund eines verhältnismässig kurzen Versuches den weiteren Verlauf des Verschleisses an der Frei- und Spanfläche anzugeben und so die Standzeit unter den im Versuch gefahrenen Bedingungen vorauszusagen. Um diese Methode erfolgreich anwenden zu können, müssen jedoch die folgenden Hinweise beachtet werden:

1. Die Messung und Auswertung sind möglichst sorgfältig auszuführen. Dies setzt eine gewisse Erfahrung voraus.
2. Es ist stets zu berücksichtigen, dass die Extrapolationen nur für die Verhältnisse gelten, wie sie während des Versuches herrschten. Hierauf ist besonders zu achten, wenn man das Verfahren durch Langzeitversuche verifizieren will.
3. Im Zweifelsfall, d. h. wenn aus den Messpunkten der Kurvenverlauf nicht klar hervorgeht, ist es ratsam, durch einen oder mehrere weitere Punkte ein klares

Bild des Verlaufes zu schaffen. Die Extrapolation kann sonst nicht als zuverlässig angesehen werden.

5. Einige Bemerkungen zur Anwendung des Verfahrens

Wohl eine der ersten Fragen, die sich mancher nach dem Studium dieses Kurzprüfverfahrens stellt, mag die nach dem zeitlichen, bzw. wirtschaftlichen Gewinn gegenüber Langzeitversuchen und im Vergleich zu andern Kurzprüfverfahren sein. In der Tat stellt sich der Vergleich zwischen dem hier beschriebenen und etwa dem v -Steigerungsverfahren aufwandmässig zugunsten des letzteren, denn aus diesem lässt sich direkt die T - v -Kurve bestimmen. Dem v -Steigerungsverfahren haften aber verschiedene, bereits erläuterte Mängel an, die seine Genauigkeit und seine Anwendungsmöglichkeiten beeinträchtigen. Im Vergleich zum Langzeitversuch dürfte sich das Kurzprüfverfahren bei Extrapolation von 22 min aus aufwandmässig etwa einem solchen von 30 min gleichstellen, bei Extrapolation von 40 min aus einem solchen von 50 min. Damit ergibt sich also eine Reduktion des Aufwandes auf etwa einen Drittel bis einen Viertel desjenigen für einen Langzeitversuch (bei Ausnützung des vollen, für die Extrapolation zulässigen Bereiches). Bei einem Vergleich der Aussagefähigkeit des Kurzprüfverfahrens gegenüber dem Langzeitversuch muss man sich zunächst vergegenwärtigen, dass auch, wie bereits unter III/B eingehend erläutert, die im Langzeitversuch bestimmte Standzeit einer gewissen Streuung unterworfen ist. Repräsentative Werte können also auch mittels Langzeitversuchen nur durch Wiederholungen gewonnen werden. Ermittelt man nun einen solchen Wert einerseits aus Langzeitversuchen, andererseits mit dem Kurzprüfverfahren, so gibt der relative Wirkungsgrad [96] an, um wieviel das Ergebnis aus Langzeitversuchen genauer ist, oder wieviel mehr Kurzzeitversuche erforderlich sind, um gleiche Genauigkeit zu erzielen. Unter der Annahme, dass zunächst gleich viele Langzeit- wie Kurzzeitversuche gefahren werden, ergibt sich

relativer Wirkungsgrad =

$$\frac{s_1^2}{s_2^2} = \frac{\text{Streuung des Kurzzeitversuches}}{\text{Streuung des Langzeitversuches}}$$

Nach den Streuungsberechnungen für den Freiflächenverschleiss (S. 47) stellt sich bei einer Extrapolation von 40 auf 120 min im ungünstigsten Fall eine Streuung von $\sigma = 7,6\%$ ein, bezogen auf den wirklichen Wert, also eine solche von 22,6%, gegenüber 15% beim Langzeitversuch. Der relative Wirkungsgrad beträgt dann 2,27, während er für gleichen Aufwand 2,4 betragen könnte (2,4 Kurzzeitversuche entsprechen hier aufwandmässig einem Langzeitversuch). Würde σ der in der Stichprobe beobachteten Streuung von 3,7% entsprechen, so würde der relative Wirkungsgrad sogar 1,56. Damit erhielte man bei 65% des Aufwandes für Langzeitversuche aus den Kurzzeitversuchen die gleiche Genauigkeit. Das Kurzprüfverfahren erlaubt also, mit *geringerem*

Aufwand gleiche Genauigkeit wie Langzeitversuche zu erzielen, wobei allerdings noch nicht gesichert ist, ob der Aufwand tatsächlich *wesentlich* geringer ist.

Diesem oberen Grenzfall der Anwendungsmöglichkeiten schliesst sich ein weiter Bereich an, in welchem durch Verringerung der Genauigkeitsforderung der Aufwand noch beträchtlich reduziert werden kann. In der Praxis kann es sich meist nicht darum handeln, nur gerade die Standzeit unter ganz bestimmten Verhältnissen und Schnittbedingungen zu ermitteln. Vielmehr wird man mindestens das Standzeitverhalten in einem bestimmten Geschwindigkeits- und/oder Vorschubbereich kennen wollen, was von vorneherein mehrerer Versuche bedarf. Hier hat man nun weitreichende Möglichkeiten, einerseits durch Variation der Versuchsdauer und der Ausdehnung der Extrapolation des einzelnen Kurzversuches, andererseits durch Variation der Anzahl Versuche den verschiedensten Genauigkeits- und Aufwandforderungen zu genügen. Man kann sich z. B. anhand einiger weniger, kurzer Versuche ein erstes Bild über das Standzeitverhalten einer bestimmten Werkstoffpaarung machen – diese liefert bereits ein besseres Ergebnis, als die Werte aus dem v -Steigerungsverfahren, wobei der Mehraufwand verhältnismässig gering sein dürfte. Von hier ausgehend lässt sich nun durch Steigerung der Versuchszahl (und allenfalls der Genauigkeit der Einzelversuche) jede gewünschte Genauigkeit erzielen. Dabei kann man direkt unter den später in der Produktion benützten Schnittbedingungen arbeiten. Eine Übertragung oder Umrechnung entfällt also. Die erstrebte Genauigkeit soll sich aber stets nach dem Verwendungszweck richten und nicht zu weit getrieben werden – auch bei der späteren Verwendung treten noch Streuungen auf.

Das vorliegende Kurzprüfverfahren gestattet also eine vielseitige Anwendung unter bestimmter, den jeweiligen Verhältnissen anpassbarer Genauigkeit und unter beliebigen Schnittbedingungen (Schruppschnitte). Damit ist also das für das gesuchte Kurzprüfverfahren gesteckte Ziel erreicht.

Dass sich der Aufwand hierbei gegenüber andern Kurzprüfverfahren höher stellt, ist nicht anders zu erwarten. Er rechtfertigt sich durch die höhere Genauigkeit, die bei den bisherigen Methoden für die meisten Fälle als zu gering bezeichnet werden musste. Umgekehrt ergibt sich aber bei voller Ausnützung des zugebilligten Streubereiches (der fallweise auch erhöht werden könnte) doch eine erhebliche Reduktion des Aufwandes gegenüber Langzeitversuchen. Ein weiterer Vorteil besteht darin, dass die Genauigkeit nicht durch das Verfahren selbst, sondern nur durch den Aufwand und somit durch die jeweiligen Anforderungen begrenzt ist.

6. Gültigkeitsbereich des Kurzprüfverfahrens

Die Betrachtungen wären ohne ein kurzes Streifen der Frage des Gültigkeitsbereiches nicht vollständig. Grundsätzlich lässt sich das Verfahren überall dort anwenden, wo Kurven des beschriebenen Charakters auftreten. (Die Verwendung der Extrapolationsmethode braucht sich deshalb nicht grundsätzlich auf die Verschleissvorgänge bei

der Zerspanung zu beschränken). Das heisst also, dass grundsätzlich nur der Kurvencharakter über die Verwendbarkeit der Methode entscheidet. Sie liesse sich also z. B. auch bei Keramikwerkzeugen verwenden, falls sich dort tatsächlich der gleiche Verschleissverlauf bestätigt. Heute widersprechen sich allerdings die Meinungen hierüber noch.

Für die Zerspanung der Eisenwerkstoffe mit Hartmetallwerkzeugen wurde dieser Kurvencharakter – wie bereits eingehend erläutert – als allgemein gültig erkannt. Für diese Werkstoffpaarungen kann folglich das Verfahren uneingeschränkt verwendet werden. So zeigt z. B. *Abbildung 48* den Vergleich der aus dem Kurzzeitversuch

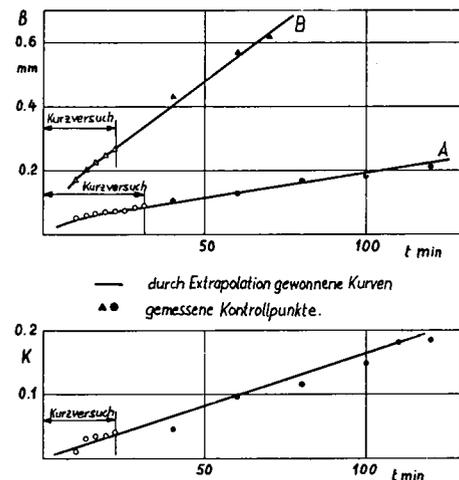


Abb. 48. Extrapolationen aus Versuchen mit P 30 auf VCN 45, oben: Freiflächenverschleiss; unten: Kolkverschleiss

gewonnenen Kurven mit den im Langzeitversuch festgestellten Werten bei Zerspanung von VCN 45 mit P 30. Bei der Ermittlung der Kurve A wurde wegen der durch verhältnismässig starke Aufbauschneidenbildung erhöhten Messunsicherheit der Kurzzeitversuch auf 31 min ausgedehnt. Die Übereinstimmung darf als sehr gut bezeichnet werden.

Da sich nach [19] und anderen auch beim Fräsen von Eisenwerkstoffen mit Hartmetall gleiche Verschleissverläufe wie beim Drehen ergaben, ist die Anwendung des Verfahrens auch hier ohne weiteres möglich.

Zusammenfassung

Das I. Kapitel befasste sich mit den für die vorliegende Untersuchung wesentlichen Grundlagen des Zerspanungsvorganges. Besonderes Gewicht wurde hierbei auf die Erklärung der Verschleissvorgänge gelegt. Im II. Kapitel folgte eine genaue Analyse des Verschleissverlaufes. Die allgemeingültigen Zusammenhänge wurden aufgezeigt und mit Hilfe der Darlegungen des I. Kapitels die zu den gefundenen Verläufen führenden Verschleissvorgänge beschrieben. Im III. Kapitel wurden schliesslich nach einer eingehenden Diskussion der bisher bekannten Kurzprüfverfahren die Richtlinien für eine zweckmässige Methode kurzfristiger Standzeitermittlung festgelegt und daraus ein neues Verfahren entwickelt, das gegenüber den bisherigen zwar aufwandsmässig etwas unterlegen ist, diesen Nachteil aber durch die höhere Genauigkeit und Vielseitigkeit der Anwendungsmöglichkeiten mehr als ausgleicht.

Résumé

Le chapitre I est consacré au rappel des bases importantes du travail à l'outil de coupe, qui ont servi à la présente étude. Un accent plus particulier est mis sur l'explication du processus d'usure des outils. Le chapitre II contient l'analyse exacte des phénomènes d'usure. Les lois générales sont exposées et les processus d'usure correspondant aux essais effectués sont décrits à l'aide des données du chapitre I. Dans le chapitre III, après discussion approfondie des procédés d'essais rapides connus jusqu'ici, on fixe les grandes lignes d'une méthode rapide d'évaluation de la vie des outils de coupe, de laquelle on déduit un nouveau procédé qui, s'il est quelque peu plus compliqué que les procédés actuels, compense amplement cet inconvénient par une exactitude plus poussée et une plus grande diversité d'application.

Literaturnachweis

- [1] *V. Piispänen*, Theory of Formation of Metal Chips, J. Appl. Phys. Vol., 19 (1948) 876.
- [2] *H. Ernst und M. E. Merchant*, Chip Formation, Friction and Finish, Broschüre der Cincinnati Milling Machine Co.
- [3] *E. Bickel*, Grundlagen des Zerspanungsvorganges, Ind. Org., 24 (1955) 135.
- [4] *E. Bickel*, Einleitungsreferat zu den hochfrequenten Zeitlupenaufnahmen (Spanbildung) des Werkzeugmaschinenlaboratoriums ETH, Microtec. IIX (1954) 210.
- [5] *W. Kirschsieper*, Beitrag zur Spanbildung bei hohen Schnittgeschwindigkeiten, Ind. Org., 24 (1955) 145.
- [6] *P. Bastien und M. Weisz*, Etude expérimentale du Mécanisme de Déformation plastique dans la coupe des Métaux par Comparaison avec des Modes de Sollicitation classiques, Ann. du CIRP, Vol. IV (1955) 23.
- [7] *H. Schallbroch und R. Wallichs*, Werkzeugverschleiss, insbesondere an Drehmeisseln, Ber. über Betriebswiss. Arb. 11/1938.
- [8] *G. Weber*, Beitrag zur Analyse des Standzeitverhaltens, Fortschrittliche Fertigung und moderne Werkzeugmaschinen, Verlag W. Girardet, Essen.
- [9] *W. Dawidl*, Eigenschaften von Hartlegierungen und ihr Zusammenhang mit der Verschleissfestigkeit, Z. Metallkde., 32 (1940) 320.
- [10] *J. Witthoff*, Ermittlung und betriebswirtschaftliche Bedeutung der Werkzeugkosten, Werkstatttech. u. Masch.-Bau, 39 (1949) 148.
- [11] *H. J. Burmester*, Das Standzeitkriterium in kostenmässiger Betrachtung, Werkst. u. Betr., 84 (1951) 11.
- [12] *J. Witthoff*, Die Ermittlung der günstigsten Arbeitsbedingungen bei der spanabhebenden Formgebung, Werkst. u. Betr., 85 (1952) 521.
- [13] *J. Witthoff*, Über den Einfluss der Grösse der Verschleissmarkenbreite, Werkstatt und Betrieb, 88 (1955) 5.
- [14] *H. Axer*, Über die Ursachen des Verschleisses an Hartmetall-Drehwerkzeugen, Diss. TH Aachen, 1956.
- [15] *F. Eugène*, Ein Beitrag zum kalorimetrischen und metallographischen Studium der durch den Schnitt im bearbeiteten Werkstück entstandenen Kaltverformungsenergie, Microtec. X (1956) 3.
- [16] *M. C. Shaw und S. O. Dirke*, Verschleiss von Schneidwerkzeugen, Microtec. X (1956) 4.
- [17] *G. Weber*, Neue Untersuchungen über den Zusammenhang zwischen der Spanentstehung und dem Standzeitverhalten beim Drehen von Stahl mit Hartmetall-Legierungen, Stahl und Eisen, 78 (1958) 1678.
- [18] *H. Opitz und G. Weber*, Einfluss der Wärmebehandlung von Baustählen auf Spanentstehung, Schnittkraft und Standzeitverhalten, Forschungsber. 215, Westdeutscher Verlag, Köln und Opladen.
- [19] *H. Opitz, K. H. Fröhlich und H. Siebel*, Richtwerte für das Fräsen von unlegierten und legierten Baustählen mit Hartmetall, Teil I, Forschungsber. 207, Westdeutscher Verlag, Köln und Opladen.
- [20] *H. Opitz, H. Siebel und R. Fleck*, Richtwerte für das Fräsen von unlegierten und legierten Baustählen mit Hartmetall, Teil II, Forschungsber. Nr. 413, Westdeutscher Verlag, Köln und Opladen.
- [21] *H. Hucks*, Plastizitätsmechanische Theorie der Spanbildung, Werkst. u. Betr., 85 (1952) 1.
- [22] *H. Opitz und H. Hucks*, Der Zerspanungsvorgang als Problem der Mohrschen Gleitflächentheorie für den zwei- und dreiachsigen Spannungszustand, Werkstatttech. u. Masch.-Bau, 43 (1953) 6.
- [23] *H. Hucks*, Elastizitätsmechanische Grundlagen und Kenngrössen der Zerspanung, Diss. TH Aachen, 1951.
- [24] *H. Hucks*, Zerspanungskräfte und Werkstoffmechanik, Fortschrittliche Fertigung und moderne Werkzeugmaschinen, Verlag W. Girardet, Essen.
- [25] *W. Kattwinkel*, Untersuchungen an Schneiden spanender Werkzeuge mit Hilfe der Spannungsoptik, Ind.-Anz., 79 (1957) 525.
- [26] *G. Röbke*, Zur Mechanik des Zerspanungsvorganges, Werkst. u. Betr., 91 (1958) 473.
- [27] *St. Hrovat*, Dissertation, noch unveröffentlicht. Auszugsweise veröffentlicht: *E. Bickel*, Beitrag zur Frage der am Drehmeissel wirkenden Kräfte, Microtec. XV (1961) 54.
- [28] *M. Kronenberg*, Grundzüge der Zerspanungslehre, Springer-Verlag, 1954.
- [29] *G. Vieregge*, Die Energieverteilung und die Temperatur bei der Zerspanung, Werkst. u. Betr., 86 (1953) 691.
- [30] *E. Bickel und M. Widmer*, Die Temperatur an der Werkzeugschneide, Ind. Org., 20 (1950) 8.
- [31] *K. J. Küsters*, Das Temperaturfeld im Drehmeissel, Fortschrittliche Fertigung und moderne Werkzeugmaschinen, Verlag W. Girardet, Essen, 1954, 67.
- [32] *W. Leyensetter*, Verformung von Span und Randzone beim Drehen, Stahl und Eisen, 72 (1952) 1139.
- [33] *J. Kramer*, Der metallische Zustand, Verlag Vandenhoeck & Ruprecht, Göttingen, 1950.
- [34] *K. Linder und E. Schmid*, Über eine Kaltelektronenemission metallischer Oberflächen (Exoelektronen), Z. Metallkde., 45 (1954) 276.
- [35] *M. Becker und G. Wolff*, Über die Wirkung bearbeiteter Metalloberflächen auf die photographische Platte, Z. Metallkde., 45 (1954) 286.
- [36] *E. Schmid*, Die Emission von Exo- und Photoelektronen aus metallischen Oberflächen, Gesellschaftsnachrichten, Z. Metallkde., 46 (1955) 313.
- [37] *G. Vieregge*, Der Werkzeugverschleiss bei spanabhebender Bearbeitung im Spiegel der Verschleiss-Schnittgeschwindigkeitskurven, Stahl und Eisen, 77 (1957) 1233.
- [38] *Anonym*, The Engineer, 1948, S. 541, Met. Ind. (London), 72 (1948) 417.
- [39] *Anonym*, Cold Pressure Welding, General Electric Co., Ltd., London.
- [40] *A. B. Sowter*, Materials and Methods, 28 (1948) 60; Weld. J., 28 (1949) 149.
- [41] *R. F. Tylecote*, Trans. Inst. Weld. (London), 8 (1945) 163.
- [42] *W. Hofmann und J. Ruge*, Versuche über Kaltpressschweißungen von Metallen, Z. Metallkde., 43 (1952) 133.

- [43] *F. Erdmann-Jesnitzger und M. May*, Gesetzmässigkeiten bei Verwachsungsvorgängen von Kristallen I. Zeit – Temperatur – Gesetz und Energiewerte, *Z. Metallkde.*, 46 (1955) 756.
- [44] *F. Erdmann-Jesnitzger und W. Wichmann*, Gesetzmässigkeiten bei Verwachsungsvorgängen von Kristallen III. Theorie der Pressschweissung metallischer Körper, *Z. Metallkde.*, 46 (1955) 854.
- [45] *W. Hofmann und M. J. Schüller*, Weiterentwicklung der Kaltpressschweissung (Auszug aus der Dissertation von Schüller), *Z. Metallkde.*, 49 (1958) 302.
- [46] *W. Hofmann und K. Groove*, Kaltverschweissung und Kaltpresslötung, *Z. Metallkde.*, 45 (1954) 92.
- [47] *F. P. Bowden und T. Tabor*, *The Friction and Lubrication of Solids*, Oxford, Clarendon Press, 1950.
- [48] *F. P. Bowden*, Über den Einfluss von Oberflächenfilmen auf die Reibung fester Stoffe, *Schweiz. Arch.*, 18 (1952) 4.
- [49] *W. Dawihl*, Einfluss von Diffusion und Legierungsbildung auf die Verschleissfestigkeit von Hartmetall-Legierungen, *Z. Techn. Physik*, 21 (1940) 44.
- [50] *C. Ballhausen und G. Vieregge*, Beanspruchung und Leistungsfähigkeit von Hartmetallwerkzeugen bei der Zerspanung, *Techn. Mitt.*, 47 (1954) 5.
- [51] *H. Opitz*, Über die Anwendbarkeit oxydkeramischer Schneidstoffe und die Ursachen des Verschleisses von Hartmetall, *Microtec.*, XI (1957) 6.
- [52] *G. Ostermann*, Beobachtungen über den Verschleiss bei Hartmetallwerkzeugen, *Ind.-Anz.*, 80 (1958) 141.
- [53] *H. Opitz und G. Ostermann*, Der Einfluss des Umwandlungsverhaltens von Stählen auf den Werkzeugverschleiss bei deren Zerspanung mit Meisseln aus Hartmetallegerungen, *Stahl und Eisen*, 79 (1959) 515.
- [54] *S. Takeda*, *Science Rep. Tōhoku Imp. University*, Honda-Festband (1936) 864.
- [55] *W. Dawihl*, Die Sinterung von Wolframcarbid-Kobalt-Hartmetallen als Oberflächenreaktion, *Z. Metallkde.*, 43 (1952) 20.
- [56] *G. Masing*, *Lehrbuch der allgemeinen Metallkunde*, Springer-Verlag, 1950, 168.
- [57] *W. Seith*, *Diffusion in Metallen*, 2. Auflage, Springer-Verlag, 1955.
- [58] *E. M. Trent*, *Machinist*, 95 (1951) 1651 und 1693.
- [59] *R. Kieffer und P. Schwarzkopf*, *Hartstoffe und Hartmetalle*, Springer-Verlag, 1953, 391.
- [60] *H. Axer*, Beitrag zur Erforschung der Verschleissursachen an spanenden Werkzeugen, *Ind.-Anz.*, 77 (1955) 610.
- [61] *A. Arnold*, Beitrag zur Frage der Abnutzung von Hartmetallwerkzeugen, *Ind. Org.*, 17 (1948) 3.
- [62] Untersuchungsbericht Nr. U 135 des Werkzeugmaschinenlaboratoriums der ETH, unveröffentlicht.
- [63] *A. Niedzwiedzki*, Role of Antiwelding Agents in Machining of Metals, *Canad. Mach. and Manufact. News*, Dec. 1954.
- [64] *A. Niedzwiedzki*, Le «Comment» et le «Pourquoi» de l'Arrosage, *Mach. Mod.*, Mai 1955.
- [65] *H. Axer*, Zur Physik des Werkzeugverschleisses, Fortschrittliche Fertigung und moderne Werkzeugmaschinen, Verlag W. Girardet, Essen, 64.
- [66] *H. Ernst*, Fundamental Aspects of Metal Cutting and Cutting Fluid Action, *Ann. New York Acad. of Sci.*, 53 (1951) 955.
- [67] Untersuchungsbericht Nr. U 120 des Werkzeugmaschinenlaboratoriums der ETH, unveröffentlicht.
- [68] *H. J. Burmester*, Verschleissmarkenbreite und Standzeit beim Drehen, *Werkstattstech. und Masch.-Bau*, 40 (1950) 415.
- [69] *W. Leyensetter*, Grundlagen und Prüfung der Zerspanung, insbesondere des Drehens, *RKW-Veröff.*, 114, 1938.
- [70] *G. Weber*, Die Beziehung zwischen Spanentstehung, Verschleissformen und Zerspanbarkeit beim Drehen von Stahl, *Diss. Aachen*, 1954.
- [71] *W. Ulbricht*, Zerspanungsuntersuchungen an Automatenstählen kleiner Durchmesser, *Diss. TH München*, 1940.
- [72] *H. Schallbroch*, Verschleissbeurteilung und Verschleisszunahme an der Drehmeisselschneide, *Werkstattstech.*, 35 (1941) 357.
- [73] *A. Köss*, Das Formdrehen von Radsätzen mit negativen Spanwinkeln, *Diplomarbeit TH Hannover*, Institut für Werkzeugmaschinen, 1947.
- [74] *M. E. Müller und W. Kirschsieper*, Zur Ermittlung der Standzeit von Werkzeugschneiden durch Kurzzeitversuche, *Werkstattstech. und Masch.-Bau*, 46 (1956) 159.
- [75] Untersuchungsbericht Nr. U 4 des Werkzeugmaschinenlaboratoriums der ETH, unveröffentlicht.
- [76] *G. Weber*, Einfluss von Werkstoff- und Zerspanungsbedingungen auf Span- und Freiflächenverschleiss, Aufwand, Leistung und Wirtschaftlichkeit neuzeitlicher Werkzeugmaschinen, *Verlag W. Girardet*, Essen, 1953.
- [77] *M. E. Müller*, Die Beherrschung der Spanform beim Drehen, *Werkstattstech. und Masch.-Bau*, 47 (1957) 269.
- [78] Untersuchungsbericht Nr. 138a des Werkzeugmaschinenlaboratoriums der ETH, unveröffentlicht.
- [79] *O. Hake*, Die radioaktive Verschleissmessung in der Zerspanung, *Ind.-Anz.*, Essen, 80 (1958) 385.
- [80] *E. Koerfer, M. Schenck und H. K. Görlich*, Einfluss der Wärmebehandlung auf die Dreh- und Bohrbarkeit von unlegiertem Stahl mit rd. 0,45% C unter besonderer Berücksichtigung des Erschmelzungsverfahrens, *Stahl und Eisen*, 76 (1956) 125.
- [81] *F. Wever, H. J. Wiester, F. W. Strassburg, H. Opitz und K. H. Fröblich*, Einfluss des Gefüges auf die Zerspanbarkeit von Einsatz- und Vergütungsstählen, *Forschungsber. des Wirtsch.- und Verkehrsmin. Nordrhein-Westfalen*, Nr. 284, *Westdeutscher Verlag Köln/Opladen*.
- [82] *R. Schaumann*, Streuwertuntersuchungen der Zerspanbarkeit von Stahlwerkstoffen, *Der Maschinenmarkt*, 62 (1956) WP. 119.
- [83] *H. Opitz*, Vortrag an der Generalversammlung des C. I. R. P. 1959 in Zürich.
- [84] *H. Schallbroch und H. Bethmann*, *Kurzprüfverfahren der Zerspanbarkeit*, B. G. Teubner, Verlagsgesellschaft, Leipzig, 1950.
- [85] *W. Reichel*, *Masch.-Bau*, 11 (1932) 473.
- [86] *W. Reichel*, Die Praxis des Zweistahlverfahrens, *Ind.-Anz.*, 72 (1950) 83/87.
- [87] *T. N. Loladse*, Das Zusammenwirken von Werkzeug- und Werkstückstoff beim Schneiden von Metallen, *Ind.-Anz.*, 81 (1959) 991.
- [88] *J. W. G. Janssen*, Kurzzeitversuch für Drehen mit Hartmetallwerkzeugen, Vortrag an der Generalversammlung des C. I. R. P., 1959 in Zürich.
- [89] *S. Kobayashi und E. G. Thomsen*, Some Observations on the shearing Process in Metal Cutting, *Trans. ASME, J. Eng. for Ind.*, 81 (1959) 251.
- [90] *E. Bickel*, Beitrag zum Problem des Kurzzeitversuches für die Ermittlung von Standzeiten von Drehmeisseln *Microtec. X* (1956), 215.
- [91] *O. Hake*, Radioaktive Verschleissmessung – ein betriebnahes Kurzprüfverfahren, *Ind.-Anz.*, 77 (1955) 627.

- [92] *W. Kattwinkel*, Radioaktive Verschleissmessung mittels aktivierter Hartmetallwerkzeuge, Fortschrittliche Fertigung und moderne Werkzeugmaschinen, Verlag W. Girardet, Essen, 1954, 71.
- [93] *E. Bickel*, Der heutige Stand der Zerspanungsforschung, Schweiz. Arch., 19 (1953) 4.
- [94] *E. Bickel*, Die Zerspanbarkeit der metallischen Werkstoffe, Schweiz. Arch. 25 (1959).
- [95] *A. Linder*, Statistische Methoden, Verlag Birkhäuser, Basel 1945.
- [96] *A. Linder*, Planen und Auswerten von Versuchen, Verlag Birkhäuser, Basel, 1953.
- [97] *O. Kienzle*, Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen, Z. VDI 94 (1952) 299.
- [98] *O. Kienzle und H. Viktor*, Einfluss der Wärmebehandlung von Stählen auf die Hauptschnittkraft beim Drehen, Stahl und Eisen, 74 (1954) 530.
- [99] *H. Pfau und W. Rix*, Z. Metallkde., 43 (1952) 440.

Verzeichnis der wichtigsten Symbole

a	Schnitttiefe (mm); Gleichungskonstante
B	(mittlere) Verschleissmarkenbreite (mm), (<i>Abb. 5</i> ,
B_{max}	grösste Verschleissmarkenbreite (mm), (<i>Abb. 5</i> ,
b_1	Ursprungsspanndicke, d.h. Dicke des unverformten Spanes (mm), (vor der Abtrennung, <i>Abb. 2</i>)
b_2	Spanndicke, d.h. Dicke des abgetrennten (verformten) Spanes (mm), (<i>Abb. 2</i>)
K	Kolkfaktor = K_T/K_M
K_L	Kolklänge (mm)
K_M	Kolkmittenabstand (mm)
K_T	Kolktiefe (mm, μm)
s	Vorschub (mm/U)
t	Zeit (min)
T	Standzeit (min)
$T_{KO, 2}$	Standzeit für einen Kolkfaktor von 0,2, d.h. nach T min beträgt der Kolkfaktor 0,2 (min), (analog für B)
v	Schnittgeschwindigkeit (m/min)
v_{60}	Stundenschnittgeschwindigkeit, d.h. Schnittgeschwindigkeit, bei welcher die Standzeit eine Stunde beträgt
$v_{60; KO, 1}$	Schnittgeschwindigkeit, bei welcher der Kolkfaktor nach 60 min 0,2 beträgt (analog für B)
λ^*	Stauchgrad oder Spanstauchung = b_2/b_1
ϱ	Kolkwinkel, bestimmt aus K_T und $K_L/2$ (<i>Abb. 6</i> ,
ϱ_T	Winkel der Tangente von der Schneidkante an den Kolk (<i>Abb. 6</i>)

Lebenslauf

31. 12. 1928 geboren in Biel
1935–1939 Besuch der Primarschule in Basel
1939–1947 Besuch des Mathematisch-Naturwissenschaftlichen Gymnasiums in Basel, Abschluss mit der Maturität Typus C
1947–1954 Studium an der Eidg. Technischen Hochschule, Zürich, Abteilung für Maschineningenieurwesen, Diplom als Maschinen-Ingenieur mit besonderer Ausbildung in Betriebswissenschaften und Produktionstechnik
1954–1960 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik, Prof. Dr.-Ing. E. Bickel, im Werkzeugmaschinen-Laboratorium der ETH
Seit 1.3.1960 Turbinenfabrik der Firma Aktiengesellschaft Brown, Boveri & Cie., Baden AG