

# THEORETISCHE UNTERSUCHUNG DER SCHLEIFSCHEIBENSTANDZEIT MIT DIMENSIONSANALYSE UND IHRE PRAKTISCHEN FOLGERUNGEN

I. KALÁSZI

Institut für Fertigungstechnik  
Technische Universität, H-1521, Budapest,  
Eingegangen am 28. Januar, 1988

## Abstract

For avoiding the great scatterings at the practical application of the at present proposed  $T-Z$  equations the author studied theoretically by dimension analysis the grinding wheel tool life and examined its practical consequences.

## 1. Einleitung

Auf zwei bemerkenswerte Voraussagen der internationalen technologischen Trendanalysen (1) wird hingewiesen:

- im Jahre 2000 werden die Schleifarbeiten die Hälfte sämtlicher mechanisierter Bearbeitungen darstellen;
- in 1990 wird es möglich sein, die Ausgangsparameter des Schleifens für alle Werkstoffe, Schleifscheiben und Schleifmaschinen auf theoretisch exakte anzugeben.

Während die erste Voraussage annehmbar scheint, zeigt sich die zweite — jetzt bereits nicht mehr als zwei Jahre früher — kaum wahrscheinlich, besonders bei Beachtung der Gleichungen der Scheibenstandzeit sowie der Vielfältigkeit der Schleifkörner; laut dem in den USA üblichen „FI-Index“ (friability index) sind in der Welt mehr als zehn  $Al_2O_3$  Körnchentype bekannt, die vom Herstellungsort und der Technologie abhängig sind. Übrigens hat jeder Hersteller sein eigenes Geheimnis für die gute Scheibenherstellung. In dieser Tatsache liegt der Grund dafür, daß in den bisherigen Publikationen, Handbüchern und Normenberechnungstabellen für Schleifen zahlreiche Standzeitgleichungen empfohlen werden. Alle Gleichungen beziehen sich aber auf einen beschränkten technologischen Bereich und zeigen bei gleichen Bedingungen bedeutende Streuungen auf, im Falle die Paarung der Werkstoffe und der Schleifscheiben bei Aufstellung der Gleichung und bei dem Hersteller unterschiedlich sind.

Wahrscheinlich in Kenntnis dieser Schwierigkeiten, durch die eine zufriedenstellende theoretische Lösung unmöglich gemacht wird und bei Nichtbeachtung der Trendanalysen wurden durch INFOSS (2) für die in der BRD üblichen Scheiben und meistens eingesetzten Metallwerkstoffe, mit großem Kostenaufwand, die Standzeitgleichungen der Schleifscheiben erarbeitet. Zahlreiche Gleichungen wurden auch von ungarischen Forschern aufgestellt. Ihre Widersprüche haben sich aber erst bei Einleitung der EDV-Projektierung des technologischen Prozesses (CAM) vom Schleifen herausgestellt, als die erhaltenen Angaben wegen ihrer Nichtübereinstimmung mit den tatsächlichen praktischen Standzeiten von den Betrieben wiederholt beanstandet wurden.

Die Zielsetzung des Verfassers in diesem Beitrag ist *keinesfalls eine neue, allgemeingültige Standzeitgleichung zu bieten, sondern zu überprüfen, ob sich eigentlich einen Ausweg gibt*. Es wird schon imvoraus betont, daß die theoretischen Überlegungen des Verfassers zu einer negativen Antwort geführt haben. Deswegen sollen kurzzeitige Verfahren mit geringem Kostenaufwand, jedoch mit praktisch annehmbarer Genauigkeit zur Aufstellung der Standzeitgleichungen gesucht werden. Der Verfasser wünscht in diesem Beitrag diese Notwendigkeit zu beweisen und zur schnellen und ökonomischen Bestimmung der für die verschiedenen Werkstoff-Scheiben-Paarungen spezifischen Beziehungen einen Vorschlag zu machen, die von ihm als  $T-Z$  Gleichungen bezeichnet sind. („Z“ stellt eine unabhängige Variable dar, charakteristisch für die Scheibenbelastung, zur Bezeichnung des Zeitspannungsvolumens in  $\text{mm}^3/\text{mm} \cdot \text{min}$ ; die Gleichung wird in der Regel in Form  $T_s \cdot f(Z) = C$  aufgestellt).

## 2. Theoretische Grundlagen\*

Wie bekannt, wird das Ergebnis des Schleifprozesses von mehr als 30 Variablen beeinflusst. Ebenso ist es bekannt, daß zwischen dem Verschleiß und der Standzeit der Scheibe nachweisbare physische Beziehungen bestehen müssen. In einer, vor kurzer Zeit durchgeführten Forschungsarbeit des Verfassers (3) wurde ein neues Modell für den Aufbau der Scheiben gebildet, mit Hilfe dessen *der Betrieb der Scheiben stochastisch geprüft wurde*. Im Wesen wird die Idee von KOLOC (4) weiterentwickelt; die Scheibe „im Betrieb“ wird als eine, aus sphärischen Körnchen bestehende Einheit betrachtet. Diese Annahme wurde durch eine große Anzahl von Verschleißversuchen, auf Grund des vom Verfasser als „*volumetrischer Verschleiß*“ bezeichneten physischen Prinzipes unterstützt.

Die ersten Versuche des Verfassers vor mehr als zehn Jahren hatten noch keine eindeutigen Ergebnisse zum Resultat (5). Nur durch mehrjährige Forschungen war es möglich, nachweisbare gute Erfolge zu erzielen. Im Laufe der weiteren Versuche ist es aber mit dem neuen Modell gelungen, die für die zerspanenden Scheibenkör-

\* Bemerkung: Alle folgenden Bezeichnungen nach (14).



- ein erhöhter Kornverschleiß bei höherer Geschwindigkeit des Werkstückes (höherer Wert „ $I_K$ “);
- ein geringerer Kornverschleiß bei Vergrößerung des Scheibendurchmessers ( $d_s$ );
- ein geringerer Kornverschleiß bei Verminderung des Wertes „ $\mu$ “ (z. B. falls Kühl-Schmiermittel verwendet werden).

Da diese Folgerungen durch praktische Erfahrungen bewiesen sind, dient Gleichung (2) als geeigneter Ausgangspunkt zur Dimensionsanalyse. Zwecks Vereinfachung der Ausführungen wird natürlich nur das *Einstechschleifen* behandelt.

### 3. Dimensionsanalyse auf Grund der Gleichung (2)

Nach Wissen des Verfassers wurde dieser Versuch bis zum Vorlegen seiner Dissertation nicht durchgeführt.

Im Interesse einer Dimensionsanalyse der Gleichung  $T_s \cdot f(x) = C$  mit gutem Erfolg wird bei Benützung der Gleichung (2) die entsprechende unabhängige Variable „ $x$ “ gewählt. Heutzutage wird von meisten Forschern — nach einer Vielfalt von Umwegen — das Zeitspanvolumen  $Z$  als unabhängige Variable der empirisch aufgestellten Standzeitgleichungen intuitiv gewählt ( $\text{mm}^3 \cdot \text{mm}^{-1} \cdot \text{min}^{-1}$  oder  $\text{mm}^3 \cdot \text{mm}^{-1} \cdot \text{sec}^{-1}$ ), (6, 7, 8). Auch der Verfasser hat diese Wahl bei mehreren Industriearbeiten als die beste geeignet gefunden (9).

Wie aus den Metall-Metall-Verschleißversuchen offensichtlich ist, bewirkt die Erhöhung der Verschleißgeschwindigkeit nicht nur die Verlängerung des Verschleißweges, sondern auch eine Steigerung der Temperatur, die zwischen den Reibflächen

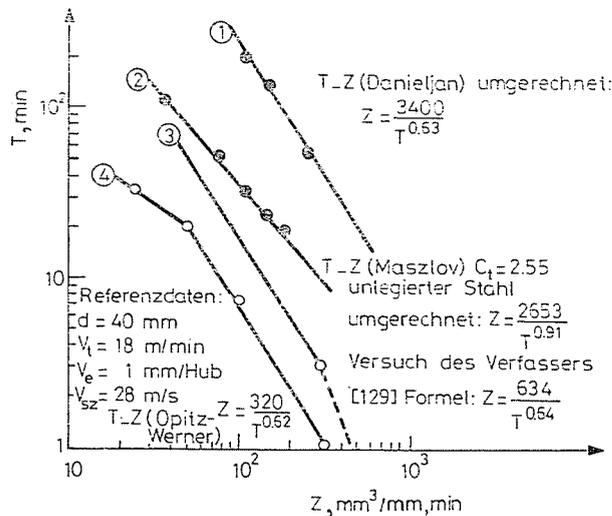


Bild 2. Allgemeine Scheibenstandzeit-Kurven ( $T-Z$  Kurven) in Abhängigkeit vom Zeitspanvolumen  $Z$  (siehe im Text)

entsteht. Die physischen und chemischen Prozesse, die sich bei Paarungen verschiedener Schleifkörper und Metalle abspielen, sind noch nicht geklärt, wie aber aus Erfahrungen bekannt ist, erleiden die Körner einen „Wärmeschock“, d. h. an ihren Mikroschichten tritt in einer sehr kurzen Strecke der Vollumdrehung der Scheibe eine Erhitzung auf, die sich in der weiteren Strecke der Umdrehung in der Luft (oder in einem anderen Medium) wieder abkühlt. Dagegen ist das Werkstück einer starken Erwärmung ausgesetzt ohne sich rasch abkühlen zu können; diese Erscheinung hat unbedingt einen Einfluß auf den Anfangswärmeimpuls, der dem Korn im Moment seiner Eindringung in den Werkstoff zugeführt wird. Als Folge dieses Wechselprozesses tritt in der Temperatur bei der Paarung der Ausgleichszustand (Aequilibrium) im Bruchteil einer Sekunde auf (kann als „quasi stationär“ betrachtet werden).

Die Rolle der Wärme wird auch durch die Praxis bewiesen. Es ist nämlich bekannt, daß sich beim Schleifen von Metal-legierungen mit schlechter Wärmeleitfähigkeit (z. B. Ni, Ti) der Kornverschleiß auch auf das Mehrfache steigern kann (10), obwohl der Wert  $Z$  unverändert bleibt, demzufolge wird mit sehr kurzen Standzeiten gearbeitet. Solch eine Standzeitverminderung würde nur wegen der größeren Kornbelastung selbst nicht vorkommen.

Bei Inbetrachtung der bisherigen Überlegungen sind die physischen Faktoren zusammenzufassen, die auf die Standzeit eine Wirkung haben nämlich:

- die Temperatur des Werkstückes,
- die spezifische normale Kraft, durch die der Korn belastet wird,
- die Geschwindigkeit der Volumentrennung vom Werkstück, die gleichzeitig auch die Wärme und Kraft beeinflusst,
- der Reibungsweg, der von der Scheibengeschwindigkeit  $v_s$  abhängig ist,
- der Wärmeverteilungs-Koeffizient  $\lambda \cdot c_p$  (in der englischen Literatur als „heat value“ bezeichnet), der vom Werkstückstoff abhängig ist und die Wärmeverteilung am Werkstück, demzufolge auch die Erhitzung der Körner beeinflusst.

Zusammen mit der Scheibenstandzeit „ $T_s$ “ gibt es also insgesamt 6 physische Variablen. Nach der Mathematik der Dimensionsanalyse sollen im Falle von 6 Variablen in jeder Gleichung  $Q_1$  und  $Q_2$  je fünf Variablen angegeben werden. Es wird empfohlen, diese in einer Tabelle zu veranschaulichen (s. Tab. 1): Von der obigen Tabelle ausgegangen ist es schon möglich, die Gleichungen  $Q_1$  und  $Q_2$  für die Dimensionanalyse mit Exponenten aufzuschreiben, d. h.

$$Q_1 = F_n^a \cdot Z^b \cdot v_s^c \cdot H^d \cdot T_s^1 \quad (3)$$

$$Q_2 = F_n^e \cdot Z^f \cdot v_s^g \cdot H^i \cdot \tau^1 \quad (4)$$

wo die Exponenten  $a, b, c, d, e, f, g, i$  noch unbekannte Werte sind.

Die weitere Ableitung ist dem Abschnitt *A* des Anhanges zu entnehmen, wobei die ausgewählten physischen Größen in den Gleichungen (3) und (4) mit Dimensionen ersetzt und dann die gegebenen gemeinsamen Dimensionen zur Potenz er-

Tabelle 1

Variable	Symbol	Dimension	Gleichung*	
			Q <sub>1</sub>	Q <sub>2</sub>
Temperatur des Werkstückes	$\tau$	$\theta$	—	+
Standzeit der Scheibe	$T_s$	$T$	+	—
Spezifische Kraft	$F_n$	$ML^{-1}T^{-2}$	+	+
Geschwindigkeit der Volumenabtrennung	$Z$	$L^3T^{-1}$	+	+
Scheibengeschwindigkeit	$v_s$	$LT^{-1}$	+	+
Wärmeverteilung ( $\lambda \cdot c$ )**	$H$	$M^2T^{-5}Q^{-2}$	+	+

Bemerkungen:

\* Wenn das Symbol „+“ variabel ist, wird es in der angegebenen Gleichung angeführt; wenn das Symbol „—“ variabel ist, wird es in der gegebenen Gleichung nicht angeführt

\*\* Ableitung der Wärmeverteilung: im Anhang, Punkt B.

höht werden. Da dimensionslose Größen zu erhalten sind, müssen die Gleichungen der aufgeschriebenen Exponenten gleich 0 sein.

Schließlich gelangen wir zur folgenden Beziehung:

$$Q_1 = C_T Q_2^{m_D} \quad (5)$$

so (siehe den Ausgang, Abschnitt A)

$$Q_1 = Z^{-0,5} \cdot v_s^{1,5} \cdot T_s \quad (6)$$

und

$$Q_2 = F_n^{-1} \cdot Z^{-1/4} \cdot v^{-1/4} \cdot H^{0,5} \cdot \tau. \quad (7)$$

In Gleichung (5) sind  $C_T$  und der Exponent  $m_D$  noch unbekannt. Gleichzeitig ist es laut Gleichung (5) möglich, durch Potenzierung der Gleichung  $Q_2$  auf  $m_D$  die Beziehung zwischen  $Q_1$  und  $Q_2$  zu ermitteln. Sei  $Q_2$  durch Gleichung (7) ersetzt und die Potenzierung auf  $m_D$  durchgeführt. So ergibt sich nach Umordnung der Gleichung (5) zur Temperatur „ $\tau$ “ die Gleichung

$$\tau = \frac{C_T}{H^{0,5}} F_n Z^{(0,25-0,5m_D)} v_s^{(0,25+1,5m_D)} T_s^{m_D}. \quad (8)$$

Eines der wichtigsten Ergebnisse der Analyse, die *Temperaturgleichung des Schleifens* liegt also vor. Falls in dieser Gleichung zur Vermeidung des Oberflächenbrennens vom Werkstück „ $\tau \cong C$  (konst.)“ und die Gleichung (8) zum Wert  $T_s$  umgeordnet und, die Potenzierung mit dem aus der Dimensionsanalyse erhaltenen Exponenten durchgeführt wird, sind wir bereits im Besitz der *Scheibenstandzeit-Gleichung, in der die physischen Größen, an den angegebenen Exponenten ermittelt,*

als dimensionslose Größen anzunehmen sind, d. h.:

$$T_s = \left[ \frac{C \cdot H^{0,5}}{C_T^*} \right]^{1/m_D} \frac{1}{(Z) \frac{(0,25 - 0,5m_D)}{m_D} (F_n)^{1/m_D}}. \quad (9)$$

Diese Gleichung (9) ist jedoch noch unnützlich; vorher muß der Wert  $m_D$  (vom Verfasser als „Dimensionsexponent“ bezeichnet) empirisch ermittelt werden, wobei die berechneten Werte in der Gleichung  $Q_1$ , bzw.  $Q_2$  in log—log Diagramm aufgenommen und die zusammenhängenden Punkte mit einer Gerade angenähert werden. Der Wert  $m_D$  wird durch den Neigungswinkel (Tangent) dieser Gerade bestimmt. Die Darstellung mehrerer Versuchsergebnisse wird empfohlen, damit *der gesuchte Exponentenwert einen guten Mittelwert geben kann*.

Zur gestellten Aufgabe werden im weiteren die Ergebnisse von einer der Versuchsreihen von OPITZ und FRANK [6] unter den nachstehenden Bedingungen benützt:

— für  $Q_2$ :  $\tau \cong 300^\circ\text{C}$  ( $573^\circ\text{K}$ ) und  $v_s = 28 \text{ m/sec}^{-1}$ , von denen der letzte Wert während der ganzen Versuchsreihe konstant ist und daher

— in der Gleichung für  $Q_1$ :  $v_s^{1,5} = 148,16 = \text{konstant}$ .

So ergibt sich eine der Gleichungen zum Diagramm:

$$Q_2 = \frac{H^{0,5}}{v_s^{0,25} \cdot F_n \cdot Z^{0,25}} = \frac{8,6 \cdot 300}{2,3 \cdot F_n \cdot Z^{0,25}} = \frac{1122,74}{F_n \cdot Z^{0,25}}. \quad (10)$$

Die Ermittlung des Wertes  $H^{0,5} = 8,6$  befindet sich im Abschnitt C des Anhangs.

Die andere Gleichung ist:

$$Q_1 = 148,2 \frac{T_s}{Z^{0,5}}. \quad (11)$$

Es ist zweckmäßig, die mit den Gleichungen (10) und (11) ermittelten physischen Größen  $Q_1$  und  $Q_2$  in Abhängigkeit vom  $Z_i$  in Tafelform anzugeben (s. Tab. 2):

Während zur Ermittlung der  $T_s$ -Werte in Tab. 2 die empirische  $T_s$ — $Z$  Standzeitkurve von OPITZ und FRANK als Basis diente, mußten die spezifischen Kräfte  $F_n$  (da diese von den obigen Forschern nicht angegeben wurden) auf Grund der Kraftgleichung nach Masslow [11] laut den gegebenen technologischen Kennzeichen ermittelt werden.

Durch graphische Analyse des mit den Angaben der Tab. 2 aufgestellten log—log Diagrammes läßt sich der Wert

$$m_D = 0,34$$

ermitteln. Mit diesem Wert nimmt Gleichung (9) die nachstehende Form auf:

$$T_s = \frac{C}{Z^{0,23} \cdot F_n^{3,13}}. \quad (12)$$

Tabelle 2

$a$ [mm/U]	$Z$ [ $\frac{\text{mm}^3}{\text{mm, min}}$ ]	$Z^{0,25}$	$Z^{0,5}$	$T_s^*$ (min)	$F_n^{**}$ (kp/mm)	$F_n Z^{0,25}$	$Q_1$	$Q_2$
0,0026	46,80	2,62	6,84	25	0,286	0,742	541,52	1511,78
0,0033	59,40	2,78	7,71	18	0,330	0,917	435,90	1222,28
0,0077	138,60	3,43	11,77	3	0,549	1,883	37,76	595,72
0,0130	234	3,91	15,29	1	0,752	2,940	9,38	381,54
0,0180	324	4,25	18,00	0,4	0,915	3,889	3,29	288,43

Bemerkungen:

\* Die Werte  $T_s$  wurden der Standzeitkurve nach OPITZ—FRANK entnommen.

\*\* Die Kraft wurde nach Massiow für eine Schleiflänge  $b=30$  mm berechnet, daraus folgt, wenn  $F_n/F_z=1,7$  (aufgenommener Wert):

$$\frac{F_z}{30} \cdot 1,7 = F_n \text{ (kp/mm)}.$$

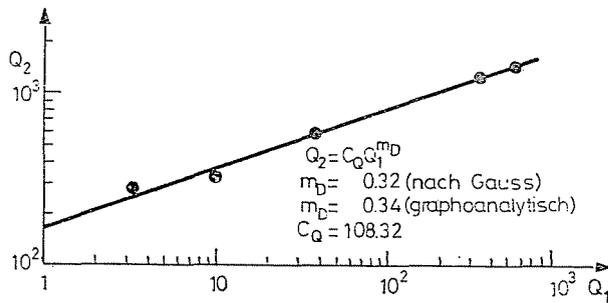


Bild 3. Numerische Lösung vom Dimensionsexponenten  $m_D$  aus den Gleichungen  $Q_1$  und  $Q_2$  (siehe im Text)

Im Rahmen der bereits erwähnten Forschungsarbeiten (3) wurden vom Verfasser viele eigene und von anderen Forschern übernommene  $F_n=f(Z)$  Funktionen studiert. Es wurde festgestellt, daß die Regressionsfunktion  $F_n=C_{F_n} \cdot Z^n$  benützlich ist; der Wert  $n$  kann zwischen 0,6 und 0,9 liegen (werkstoffbedingt). Der gute Mittelwert:  $n=0,75$ . So wird nach den bisher empirisch erhaltenen  $T-Z$  Gleichungen die folgende theoretische Gleichung aufgestellt:

$$T_s = \frac{C^*}{Z^{0,28} \cdot Z^{0,75}} = \frac{C^*}{Z^{0,97}} = \frac{C^*}{Z^s}. \quad (13)$$

Das bedeutet, daß mittels der Dimensionsanalyse eine sogenannte  $T-Z$  Gleichung erzielt wurde. Der Wert  $s$  hängt leider von den Bedingungen ab. Also kein Wert  $s$  mit allgemeiner Gültigkeit existiert!

**4. Ursachen der Unterschiede zwischen den Exponenten „s“ in der unabhängigen Variable Z der T-Z Gleichungen**

Die Ausführungen in Abschnitt 3 führten zur Folgerung, daß der Exponent der unabhängigen Variable Z in den T-Z Scheibenstandzeitgleichungen der Funktion

$$s = (s_1 + s_2) = \frac{0,25 - 0,5m_D}{m_D} + \frac{n}{m_D} \tag{14}$$

gleich ist, wo  $m_D$  den durch Dimensionsanalyse erhaltenen Wert darstellt, während der Exponent  $n$  für die Kraftgleichung charakteristisch ist.

Falls Gleichung (14) auf die beschriebene Weise auf zwei Glieder getrennt, d. h. Beziehung  $s = s_1 + s_2$  angenommen wird, können die folgenden festgestellt werden:

Der Höchstwert von  $m_D$  kann nicht 0,5 betragen, da sonst der Exponent  $s_1$  ohne Erläuterung bleibt. Ebenso kann der Exponent der Dimension nicht 0 sein, da ein unendlicher Wert  $s_1$  sinnlos wäre. Bei Annahme, daß sich  $m_D$  zwischen 0,1 und 0,48 verändern kann (vom Wärmeäquivalenten „H“ des abgeschliffenen Metalls abhängig), dann wird  $s_1$  zwischen den Grenzen

$$\left. \begin{aligned} [s_1]_{\max} &= \frac{0,25 - 0,5 \cdot 0,1}{0,1} = \frac{0,20}{0,10} = 2 \\ [s_1]_{\min} &= \frac{0,25 - 0,5 \cdot 0,48}{0,48} = \frac{0,01}{0,48} \cong 0,02 \end{aligned} \right\} \tag{15}$$

und

liegen.

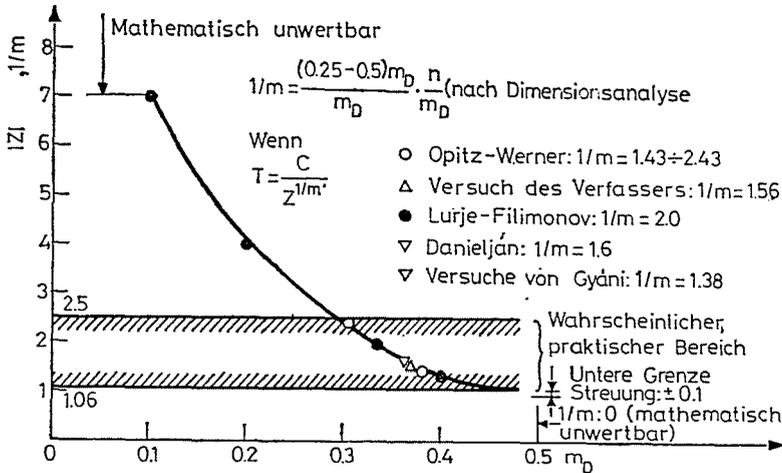


Bild 4. Der wahrscheinliche  $1/m$  Exponentbereich der in Form  $T = C/Z^{1/m}$  gegebenen Scheibenstandzeit-Gleichungen (siehe im Text)

Für das andere Glied, d. h.  $s_2$  gilt:

$$\text{bzw. } \left. \begin{aligned} [s_2]_{\max} &= \frac{0,9}{0,1} = 9 \\ [s_2]_{\min} &= \frac{0,60}{0,48} = 1,2 \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

Durch Addierung der Höchst- und Mindestwerte nach den Gleichungen (15) und (16) wird für  $s$  geschrieben:

$$\text{bzw. } \left. \begin{aligned} [s]_{\max} &= 2 + 9 = 11 \\ [s]_{\min} &= 0,02 + 1,2 = 1,22 \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

So ist ersichtlich, daß sich der Exponent  $s$  der unabhängigen Variable  $Z$  in Gleichung (13) im Sinne der Gleichung (17) zwischen den Grenzen 1,22 und 11,0 *bloß theoretisch* verändert. Die empirischen Standzeitgleichungen zahlreicher Forscher wurden vom Verfasser studiert. Tab. 3 gibt eine Übersicht über einige der wichtigsten.

Tabelle 3

Forscher	Ref. No. in Literatur	Exponent $m_D$
König—Werner	(7)	1,1
Masslow	(11)	1,59
Opitz—Frank	(6)	2,4
Kalászi	(3)	1,56

Höchstwahrscheinlich liegt also „ $s$ “ im Bereich 1,1—2,5. Dies bedeutet, daß vom Koeffizienten  $H = \lambda \cdot C$  des abgeschliffenen Metalls abhängig:  $m_D = 0,3—0,4$ .

### 5. Kurzfassung, praktische Folgerungen

- Es ist bewiesen, daß die nach der unabhängigen Variable  $Z$  empirisch aufgestellten  $T-Z$  Gleichungen der Scheibenstandzeit theoretisch richtig sind.
- $T-Z$  Gleichungen für Universalanwendung können jedoch nicht aufgestellt werden, da die Konstanten immer von der Paarung der Werkstoffe und Scheiben sowie den Betriebsbedingungen abhängig sind (Kraft, Geschwindigkeitsverhältnis, „ $H$ “ Wärmeverteilung, Kühl-Schmierflüssigkeit usw.). Die Maßnahmen von „IN-FOSS“, durch Versuche unterstützte Standzeitgleichungen aufzustellen (ohne Beachtung der Trendanalyse bis 1990) waren also richtig.
- In Anbetracht der erwähnten Tatsachen ist es wichtig, *kostsparende und zeitsparende Methoden zur Standzeitbestimmung zu entwickeln*. Bei Benützung der Kon-

stante nach LURJE wurde vom Verfasser eine solche Methode erarbeitet, durch die eine zufriedenstellende Genauigkeit und ein geringer Arbeitsaufwand ermöglicht wird (12). Der Einsatz dieser Methode wird zur Benützung im Rahmen einer nationalen technologischen Datenbank vorgeschlagen.

- Schließlich wird vom Verfasser darauf hingewiesen, daß *die Gültigkeit der durch Dimensionsanalyse aufgestellten Standzeitgleichungen nur bis zur Grenze  $Z_{\text{krit}}$  (3) besteht, von welcher ab der Kornverschleiß dem vom Verfasser als „volumetrischer Verschleiß“ bezeichneten physischen Prinzip nicht mehr entspricht.*

## Anhang

### A) Lösung der Dimensionsanalyse

Die zwei angegebenen Gleichungen sind wie folgt:

1.  $Q_1 = F_n^a Z^b v_s^c H^d T_s^1$
2.  $Q_2 = F_n^e Z^f v_s^g H^i \cdot \tau^1$ .

Aufgabe: *beide Gleichungen sollen dimensionslos umgewandelt werden.* Werden die physischen Größen mit den Dimensionen in *Tab. 1* des Abschnittes 3 ersetzt, ergeben sich die folgenden Gleichungen:

$$Q_1 = (ML^{-1}T^{-2})^a \cdot (L^3T^{-1})^b \cdot (LT^{-1})^c \cdot (M^2T^{-5} \cdot \Theta^{-2})^d \cdot T^1$$

und

$$Q_2 = (ML^{-1}T^{-2})^e \cdot (L^3T^{-1})^f \cdot TLT^{-1})^g \cdot (M^2T^{-5} \cdot \Theta^{-2})^i \cdot \Theta^1.$$

Sowohl die Gleichung  $Q_1$  als auch die Gleichung  $Q_2$  sind dimensionslos, falls die Exponenten gleich 0 sind. So erhält man die nachstehenden Gleichungen mit mehreren Unbekannten:

bei  $Q_1$ :

für (L):  $(-a + 3b + c) = 0$

für (T):  $(-2a - b - c - 5d + 1) = 0$

für (M):  $(a + d) = 0$

für ( $\Theta$ ):  $(2d = 0)$ .

Zur Lösung:

aus ( $\Theta$ ):  $\underline{d = 0}$

aus (M):  $\underline{a = 0}$

aus (T):  $-b - c + 1 = 0$ ;  $b = \underline{1 - c}$

aus (L):  $3 - 3c + c = 0$ ;  $2c = 3$  und  $c = 3/2 = 1,5$ ; also  $\underline{b = -0,5}$ .

Mit den unterstrichenen Ergebnissen schließlich:

$$Q_1 = Z^{-0,5} \cdot v_s^{1,5} \cdot T_s.$$

Bei  $Q_2$ :

$$Q_2 = (ML^{-1} T^{-2})^e \cdot (L^3 T^{-1})^f \cdot (LT^{-1})^g \cdot (M^2 T^{-5} \Theta^{-2})^i \cdot \Theta^1.$$

Auch  $Q_2$  ist nur dann dimensionslos, falls die Exponenten der Dimensionen gleich 0 sind:

$$\text{für } (L): (-e + 3f + g) = 0$$

$$\text{für } (T): (-2e - f - g - 5i) = 0$$

$$\text{für } (M): (e + 2i) = 0$$

$$\text{für } (\Theta): (1 - 2i) = 0.$$

Nach Lösung der obigen Gleichungen:

$$\text{aus } (\Theta): \underline{i = 0,5}$$

$$\text{aus } (M): \underline{e = -1}$$

$$\text{aus } (T): (+2 - f - g - 5/2) = 0 \quad \text{und} \quad \underline{f = -1/2 - g}$$

$$\text{aus } (L): (+1 - 3/2 - 3g + g) = 0, \quad \text{daraus} \quad \underline{g = 1/4} \quad \text{und deshalb}$$

$$f = 1/2 - 1/4 = \underline{1/4}.$$

Mit den unterstrichenen Ergebnissen:

$$Q_2 = F_n^{-1} \cdot Z^{1/2} \cdot v_s^{-1/4} \cdot H^{0,5} \cdot \tau$$

q.e.d.

### B) Bestimmung des Wertes „H“

Der Wert „H“ ist eigentlich der Wärmeverteilungs-Koeffizient. In der englischen Literatur wird dies als „Wärmeäquivalent“ (“consolidated heat value”) bezeichnet. Wird einer Einheit des Volumens eine Wärmemenge zugeführt, die einer Arbeit  $W$  entspricht, tritt eine Erwärmung von der spezifischen Wärmekapazität abhängig auf, während die Abkühlung der Wärmeleitungsfähigkeit des Metalls unterworfen ist. Die beiden Prozesse erreichen im Schleifverfahren einen Ausgleichszustand, folglich ist die englische Benennung „Konsolidation“ ist bestätigt. Diese Fähigkeit des Werkstoffes wird vom Wert „H“ ausgedrückt, der auf die folgende Weise abgeleitet wird:

Wärme (Arbeit) wird dem Werkstoff zugeführt, d. h.

$$1. \quad W = FL = ML^2 T^{-2}$$

abgeführt gemäß der Wärmeleitungsfähigkeit

$$2. \quad \lambda = \text{Kcal/m, h, } ^\circ\text{C} = M \cdot L^2 \cdot T^{-2}/L, \quad T \cdot \Theta = MLT^{-3} \Theta^{-1}$$

und die Erwärmung des Volumens wird durch die spezifische Wärmekapazität beeinflusst:

$$3. \quad c = \text{kcal/m}^3, \quad ^\circ\text{C} = ML^2 T^{-2}/L^3, \quad \Theta = ML^{-1} T^{-2} \Theta^{-1}$$

vorausgesetzt, daß die Wärme des Volumens durch den Wärmeverteilungskoeffizienten  $\lambda$ .  $c$  geregelt wird, daher ergibt sich die Dimension

$$4. \quad \lambda \cdot c = (MLT^{-3} \Theta^{-1}) \cdot (ML^{-1} T^{-2} \Theta^{-1}) = M^2 T^{-5} \Theta^{-2}$$

die in die Dimensionsanalyse eingeführt wurde.

### C) Wert „ $H^*$ “ für normalisierten Stahl C 45

Bei niedriglegiertem Stahl und für den Wärmeleitungskoeffizienten  $\lambda$  interpoliert wird nach dem Handbuch (13) der Wert 36,5 (Kal/m, h,  $^\circ\text{C}$ ) aufgenommen, wobei  $c=0,127$  (Kal/m<sup>3</sup>), d. h.  $H^* = \lambda \cdot C = 36,5 \cdot 0,112 = 4,46$ .

Bei Beachtung der Berührungszone des Schleifens wird empfohlen, den Wert  $\lambda$  nach der Dimension (Kcal/mm, min,  $^\circ\text{C}$ ) anzugeben. Der Umrechnungsfaktor beträgt  $1000/60=16,6$ , so:  $H = H^* \cdot 16,6 = 4,46 \cdot 16,6 = 73,96$ . Bei  $H=73,96$  ist  $H^{0,5} = 8,6$ , wie in Gleichung (10) geschrieben.

### Zusammenfassung

Um die großen Streuungen auszuschließen, die bei der praktischen Anwendung der bisher empfohlenen  $T-Z$  Gleichungen auftreten, wurde vom Verfasser mit Hilfe eines neuen Modells eine Dimensionsanalyse mit gutem Erfolg entwickelt. Nach der Theorie sind die Abweichungen begründet. Daher wird vorgeschlagen, für jede Paarung von Werkstoffen und Schleifscheiben je eine  $T-Z$  Gleichung empirisch aufzustellen, wozu die vom Verfasser erarbeitete, neue, zeitsparende Methode dient.

### Literatur

1. COLDING, B. et al.: Recent research and development in grinding. Annals of CIRP. vol. 21 No. 2 (1972).
2. KÖNIG, W., BÖTTLER, E.: INFOSS Informationszentrum für Schnittwerte: Schleifen. Ind. Anz. 101 Jg. (1979) No. 910, pp. 30—32.
3. KALÁSZI, I.: Schneidfähigkeit der konventionellen ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) Schleifscheiben. Dissertation, Ung. Wiss. Akademie, (1985) Budapest (Manuskript).
4. KOLOC, J.: On the wear of grinding wheels. Microtechnic, Vol. XIII. No. 1, 1962, pp. 12—16.
5. KALÁSZI, I.: Some remarks on grinding wheel and wheel life. Periodica Polytechnica (Mech. Eng.). Vol. 16, No. 1, pp. 97—108, 1972.
6. OPITZ, H., FRANK, J.: Richtwerte für das Aussenrundsleifen. Westdeutscher Verlag, Köln/Op-laden, 1961.
7. KÖNIG, W., WERNER, G.: Adaptive control optimization of high efficiency external grinding

- concept, technological basis and applications. *Annals of CIRP*, Vol. 23 (1974), No. 1, pp. 101—102.
8. LINDSAY, R. P., HAHN, R. S.: The relationship between wheel characteristic and operating problems in high production precision grinding. *Annals of the CIRP*, Vol. 21/1, 1972, pp. 77—79.
  9. KALÁSZI, I. et al.: Entwicklung einer Laborversuchsmethode für Schleifkühlmittel. Ind. Antrag von GTI, No. 20 — 1929, unveröffentlicher Forschungsbericht (Manuskript), Budapest, 1969.
  10. LURJE, G. B.: Nomogramma dlja opredelenie rezsima kruglogo vreznogo slifovanija bez prizogov. *Sztanki i instrument*, 1975, No. 1, pp. 35—36.
  11. MASSLOW, E. N.: Grundlagen der Theorie des Metallschleifens, Vlg. Technik, 1952, Berlin.
  12. KALÁSZI, I.: Erweiterung der Schneidfähigkeitsparameter nach Lurje auf die Planung der Schleiftechnologie, *Periodica Polytechnica*, Vol. 27, No. 1—2, pp. 23—26, 1983.
  13. KRIST, T.: Werkstatt-Tabellen, Band I, p. 316, Leipzig, 1952.
  14. KÖNIG, W.: Fertigungsverfahren. Band 2. Schleifen, Honen, Läppen. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1980.

Dr. István KALÁSZI, H-1521. Budapest.