

研削抵抗の解析

村 中 利 吉

Analysis of the Grinding Resistance

Rikichi MURANAKA

For the purpose of analysing the grinding resistance, the actual grinding abrasive grain was transformed into the virtual equivalent tool and the orthogonal cutting theory was applied. On the other hand from above virtual tool geometry and measured actual grinding resistance the relation of shear and friction rate of the specific energy or the specific grinding resistance with grinding conditions were derived and relations of the qualitative tendency of the grinding resistance with grinding conditions also were verified.

● 緒 論

従来研削抵抗の定性的ならびに定量的傾向を解析した論文は種々あるが、いずれにも、その根底をなす切刃の模型の選定根拠には明確な説明が加えられていない。また、切刃の各部に作用する力の作用形態も不明りようである。

したがって、仮定した切刃の模型より求めた切りくず厚さ、または砥粒切込み深さがそれぞれ異なった値をとり、研削抵抗の定性的ならびに定量的解析に大きな混乱を招く。この意味においてまず、切刃の合理的模型を探索し、それが円錐台であることを見出し、さらに、すくい面と二番面がそれぞれ研削作用と摩擦作用を負担することは既報の砥粒切刃の模型で論じた通りである。

研削抵抗はせん断抵抗と摩擦抵抗の合成結果であって、その合成割合は連続切刃間隔、砥石の寸法、および切込み量、工作物や砥石の速度、および摩擦係数などによつて、左右される切りくず変形様相にしたがって変化してくることは切削理論の示すところである。このせん断と摩擦の割合を詳細に分析することが研削抵抗の解析には不可欠の要素である。

切刃の模型とそれに作用する力の作用形態がすでに決定されたから、切刃に作用する比研削抵抗は研削抵抗を実測すれば求められ、さらに、研削条件に対応するせん断と摩擦の割合も分析が可能である。一方、切りくずの変形にともなつて生ずる研削エネルギーを分析すれば、比研削抵抗の場合と同様にせん断と摩擦の割合が導かれ、また、被削材の研削時のせん断応力も算

出される。研削エネルギーの分析を行なう手段としては、砥粒切刃の模型と等価の仮想バイトを誘導し、このバイトによる二次元切削の理論式を適用することが好都合である。研削抵抗の構成内容が正確に分析されると切刃の摩擦機構の探究、研削温度の解析に大きく寄与し、作業条件の選定に大きな指針を与えることとなる。この研究においては、研削抵抗の解析に必要な幾多の要素について追究考察を加え、かつ、必要な実験を試みることによってその定性的傾向を求めようとするものである。

1. 連続切刃間隔

連続切刃間隔は砥粒切込み深さと、密接な間連を有し研削抵抗や研削温度を考える場合、重要な要素である。連続切刃間隔の意味は、砥石最外周円筒面上に存在するある切刃と、それと同一円周上にあつて1個の切りくずを生成するのに必要な研削方向における隣接する他の切刃との距離を示す。砥粒切刃は既報で述べたようにある幅を有し、その模型寸法の考え方によって連続切刃間隔なるものが異なる値をとる。津和⁽¹⁾は砥粒切刃が平均に b なる幅を有し、これが平均切刃間隔 w の間で、いずれも等しい切りくず排除を行なうものと仮定し、切刃間隔の間である任意の直線が切刃 b を通過する確率を基礎として連続切刃間隔 a の値を次式で示している。

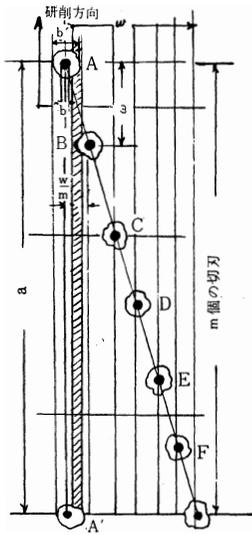
$$a = \frac{w^2}{b} \dots \dots \dots (1)$$

さらに、実験結果として連続切刃間隔は砥石の摩擦するにしたがって減少するものと結論している。また

佐藤²⁾は、やはり平均切刃間隔中にできる研削条痕の数 m を実測して次の式を提示している。

$$a = mw \dots\dots\dots(2)$$

m なる値は砥石の構成要素によって決まり、砥石の摩耗によってあまり変化しないものと考え、したがって、連続切刃間隔は与えられた砥石に対しては一定と見なしている。そこで、これらの異なった代表的意見に対して考察を試みる。いま、切刃が図一のごとく



図一 連続切刃間隔図

規則正しく配列されたものと考え、最初の切刃は黒点のごとく幅 b を有し、次第に摩耗して b' なる幅をもつものとする。切刃が研削方向に移動する場合は m 個の切刃が平均切刃間隔中に研削に与かる。この場合、切刃の幅 b が $\frac{w}{m}$ より小さい範囲においてはある程度の切り残しを残すか、あるいは完全に研削面は研削されるので、連続切刃間隔は2式によって示される。切刃が次第に摩耗してその幅が b' に増大し、その値が $\frac{w}{m}$ 以上になった場合には、図一のA切刃の跡に引き続き砥石の幅方向に隣接するB切刃の斜線を施した部分だけが、A切刃の研削条痕の上を重畳しながら移動する。AB両切刃間隔は w であってこの値は連続切刃間隔に比べて遙かに小さいから、斜線を施した部分の砥粒切込み深さはきわめて小さい筈である。し

たがってAB両切刃の重畳部分はほとんど摩擦作用のみを行なうものと考えられる。すなわち、 b' なる幅を有する切刃はその幅全体に渡って等しい研削作用を行なわないこととなる。この点よりみると(1)式の b 値には限界があることとなり、すなわち、 b の値が $\frac{w}{m}$ より小さいときは(1)式は連続切刃間隔を表わすが b の値が $\frac{w}{m}$ より大きくなると、 b なる幅全体が研削に与かることがなくなり、(1)式は連続切刃間隔を表わさなくなる。図一におけるA、B……なる一連の切刃は、切刃の摩耗が進行してもその位置は変化せず、したがって、連続切刃間隔は切刃の摩耗によって変化しないものとする方が妥当である。切刃の幅が最初からかなり大きなものと考え、図一にみるごとく、AA'なる切刃が存在することとなり、ABいずれも同様な研削作用を行なうものとするれば、津和の示すごとく連続切刃間隔は明らかに短くなる。したがって連続切刃間隔が変化するか一定かということは、砥石の幅方向の隣接切刃が完全な研削作用を行なうか、一部滑りと研削の重畳作用を行なうかの考え方の相違に基づくものである。いままで実験に供したA、46、J砥石についてみるに、平均切刃間隔をT、W式アナライザーによって測定すると0.5mmとなった。一方 w 間における研削条痕の数を小坂式粗さ測定すると $m=26$ であった。これより $\frac{w}{m} \div 0.022 \text{ mm}$ となる。また、既報⁷⁾より切刃底面の幅 kg の値を求めると、砥石の切込み量0.01~0.05mmの範囲においては0.02mm以内である。したがって、(2)式を用いると連続切刃間隔 $a \cong 13 \text{ mm}$ となる。ただし、条痕の中心間隔 $\frac{w}{m}$ と切りくず幅とは必ずしも一致せず、それが切り残しとして研削面に残るものである。したがって、切り残し量を考慮して連続切刃間隔を求めると次式のように示される。任意の砥石切込み量に対して、その場合の平均切りくず幅 b は次式の通りである。

$$b = \bar{g} (k + 2 \tan \phi)$$

上式中、 ϕ =円錐半角、 k =砥粒係数、 \bar{g} =平均砥粒切込み深さ、であるしたがって k を切り残し率とすると(2)式を変形して連続切刃間隔 a は次式によって示される。

$$a = \frac{(1-\epsilon) w^2}{\bar{g} (k + 2 \tan \phi)} \dots\dots\dots(3)$$

いま、既報⁸⁾の式より \bar{g} 、 k を求め、既報⁹⁾式に代入すると、ともに既報¹⁰⁾より $(1-\epsilon)$ の値を求め、切込み量および工作物速度に対応する連続切刃間隔の値を求めると表一のようなになる。表一によると、切込み量 Δ が増すと連続切刃間隔は僅かながら減少し、

表一 切込み量と連続切刃間隔

v = 4 m/min.		v = 6 m/min.		v = 8 m/min.		備考
Δ mm	a mm	Δ mm	a mm	Δ mm	a mm	
0.01	12.75	0.01	12.59	0.01	12.43	v=200m/min f=60
0.02	12.68	0.02	12.49	0.02	12.31	
0.03	12.62	0.03	12.42	0.03	12.22	
0.04	12.58	0.04	12.38	0.04	12.16	
0.05	12.55	0.05	12.33	0.05	12.09	

また、工作物速度が増すと連続切刃間隔は僅かながら

減少することが知られる。しかし、その増減の量は小さく、おおむね作業条件には左右されないものと考えられる。津和は、アナライザーによって面積率と同時に連続切刃間隔を測定する方法を提示しているが、この方法によって求めた連続切刃間隔は切刃が相互に干渉する間隔を示すもので、必しも切りくずを削成する有効切刃間隔、すなわち、連続切刃間隔を示すものではない。試みにこの測定方法によって0.15% C炭素鋼と焼入軸受クロム鋼をA. 46. J, 径200mm砥石によって、切込み量0.01mmづつ繰返し平面研削を行った場合、砥石の摩耗量と連続切刃間隔の関係を求めると、表一2のようになる。

表一2 摩減量と連続切刃間隔。

材質	0.15% c 炭素鋼	焼入軸受クロム鋼	0.15% c 炭素鋼	焼入軸受クロム鋼	0.15% c 炭素鋼	焼入軸受クロム鋼	0.15% c 炭素鋼	焼入軸受クロム鋼	V = 1860 m/min v = 6 m/min Δ = 0.01 mm 測定長さ 100 mm 測定帯幅 0.01 mm
摩減量 mm	0.3 × 10 ⁻³	2.0	2.8	3.6	5.3	5.0	7.3	6.1	
切刃数	28	11	37	13	41	15	44	14	
連続切刃間隔 mm	3.57	9.09	2.70	7.70	2.44	6.66	2.27	7.14	

同表の各数値は砥石の全周を6分して測定した値の平均値である。表一2によると0.15% C炭素鋼の場合には摩耗が進行して砥粒切刃の幅が大きくなると連続切刃間隔は次第に減少するように見られる。しかし、いままで述べたように、切刃には切りくず排除を主役とするもののほかに単に滑りを行なうものも一連の連続切刃間隔中に存在する筈であるから、この方法による連続切刃間隔は干渉切刃間隔を意味することとなる。焼入軸受クロム鋼の場合には、0.15% C炭素鋼に比べて連続切刃間隔がきわめて大きくなるのは、切刃がへき開かれて摩耗が少ないために隣接切刃の干渉が少ないためである。

3. 砥粒切刃の円錐角

既報で砥粒切刃の模型およびその寸法について論じたが、円錐角の値については詳細な考察は試みていない。いま、図一2において切刃すくい面に研削抵抗のみが作用し、しかも接線、垂直両抵抗の合成力がすくい面に垂直に作用するものと考え、一方、切刃二番面には垂直方向には降伏応力が作用し、水平方向には摩擦力のみが作用するものとする。また、砥粒切刃のすくい面に作用する研削抵抗のみによる研削方向に直角な面の比研削抵抗をσ'にて表わし、被削材の降伏応力をσ。とし、また、切刃1個に作用するすくい面の研

削作用のみによる研削方向の平均接線抵抗をt', 平均垂直抵抗をn'とすれば、斜線を施した切刃の微小すくい面に作用する抵抗はそれぞれ次式によって表わされる。

$$dt' = \frac{1}{2} \sigma' \left\{ (\bar{g} \sec \phi + \frac{1}{2} k \bar{g} \operatorname{cosec} \phi)^2 - \left(\frac{1}{2} k \bar{g} \operatorname{cosec} \phi \right)^2 \right\} \cos^2 \phi \sin \phi \cos^2 \psi d\psi$$

$$dn' = \frac{1}{2} \sigma' \left\{ (\bar{g} \sec \phi + \frac{1}{2} k \bar{g} \operatorname{cosec} \phi)^2 - \left(\frac{1}{2} k \bar{g} \operatorname{cosec} \phi \right)^2 \right\} \cos \phi \sin^2 \phi \cos \psi d\psi$$

上式のψを0よりπ/2まで積分して2倍すればt' n'が求められる。したがって、

$$\frac{t'}{t} = \frac{\pi}{4} \sigma g^{-2} (\sec \phi + k \operatorname{cosec} \phi) \sin \phi \cos \phi$$

$$\frac{n'}{n} = \sigma g^{-2} (\sec \phi + k \operatorname{cosec} \phi) \sin^2 \phi$$

あるいは、これを変形すれば次式のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{t'}{t} &= \frac{\pi}{4} \sigma' g^{-2} (\sin \phi + k \cos \phi) \\ \frac{n'}{n} &= \sigma' g^{-2} (\sin \phi + k \cos \phi) \tan \phi \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (4)$$

一方、二番面に作用する摩擦力による接線抵抗t''および垂直抵抗n''は次式の通りである。

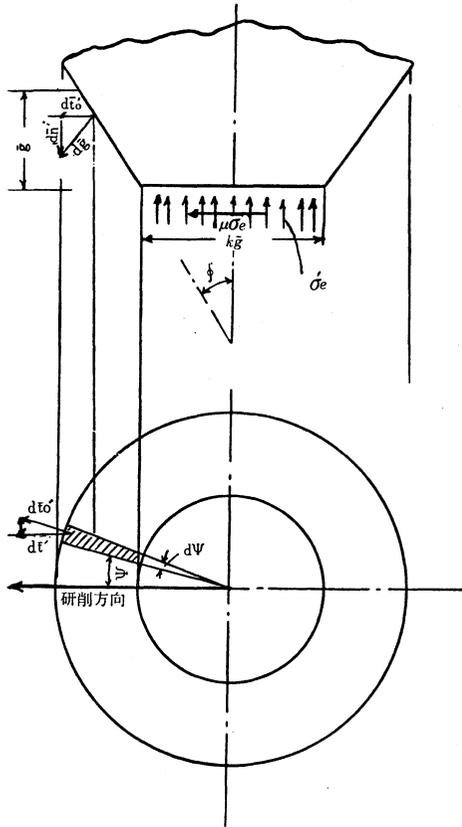


図-2 切刃の作用力図

$$\left. \begin{aligned} \bar{t}' &= \frac{\pi}{4} (\overline{kg})^2 \sigma_e \mu \\ \bar{n}' &= \frac{\pi}{4} (\overline{kg})^2 \sigma_e \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(5)$$

切刃に作用する平均接線および垂直抵抗は(4), (5)両式の和であるから、 \bar{t} , \bar{n} は次式によって示される。

$$\left. \begin{aligned} \bar{t} &= \frac{\pi}{4} \sigma' g^2 (\sin\phi + k\cos\phi) + \frac{\pi}{4} (\overline{kg})^2 \sigma_e \mu \\ \bar{n} &= \sigma' g^2 (\sin\phi + k\cos\phi) \tan\phi + \frac{\pi}{4} (\overline{kg})^2 \sigma_e \end{aligned} \right\} \dots\dots(6)$$

(6)式より ϕ を求めると次式を得る。

$$\tan\phi = \frac{\pi}{4} \frac{\bar{n} - \frac{\pi}{4} \sigma_e (\overline{kg})^2}{\bar{t} - \frac{\pi}{4} \mu \sigma_e (\overline{kg})^2} \dots\dots\dots(7)$$

(7)式において砥粒1個の接線、垂直抵抗を実測し摩擦係数を仮定すれば ϕ は求めることができる。いま、0.15% C炭素鋼をA. 46. J砥石で平面ワンパス研削を行なった場合の、 \bar{t} , \bar{n} の実測値を用い、(7)式によって ϕ の値を求めると次表のようになる。ただし摩擦係数を0.75⁽³⁾とし、0.15% C炭素鋼の降伏応力については切刃の押込み速度は比較的小さく(やく10mm/S)二番面に接する被削材の完全塑性変形をおこす許容応力は静的降伏応力のやく3倍⁽⁴⁾とされているから75 kg/mm²とする。

表-3~表-4によると0.15% C炭素鋼研削の場合には砥粒切刃先端半角は55~60°の範囲にある。摩擦係数が円錐角に大きく影響することは(7)式に見る通りであるが、通常軟鋼を乾式研削する場合は摩擦係数は0.75程度にとられるが、被削材質や潤滑条件によっては0.5程度に減少することもある。一方、切削の場合に見られるように、溶着現象を誘起するような研削状態においては1.1以上にも達することも考えられる。したがって、摩擦係数を一応0.5~1.1の範囲に変化せし

表-3 切込み量と円錐角

v m/min	4	6	8	備考
t kg	3.3×10^{-2}	3.9	4.8	砥石 A.46.J 砥石径 200mm $\Delta=0.02mm$ $V=2000m/min$ $\mu=0.75$ \bar{t}, \bar{n} = 砥粒1個の平均接線, 垂直抵抗 TN = 金接線, 垂直抵抗 ϕ = 円錐半角 l = 接触弧長さ i = 砥粒数
n kg	5.3×10^{-2}	7.4	9.2	
ϕ °	54°10	58°40	58°05	
l mm	2.00	2.00	2.00	
i 個	80	80	80	
T kg	2.60	3.10	3.80	
N kg	4.20	5.90	7.40	

表-4 工作物速度と円錐角

μ	0.5	0.75	1.1	備考
\bar{t} kg	3.9×10^{-2}	3.9	3.9	砥石 A.46.J 砥石径 200mm $\Delta = 0.02\text{mm}$ $V = 2000\text{m/min}$ $\mu = 0.75$ \bar{t}, \bar{n} = 砥粒1個の平均 接線, 垂直抵抗 T, N = 全接線, 垂直抵抗 f = 円錐半角 l = 接触弧長さ i = 砥粒数
\bar{n} kg	7.4×10^{-21}	7.4	7.4	
f°	$55^\circ 50'$	$58^\circ 40'$	$62^\circ 40'$	
l mm	2.00	2.00	2.00	
i 個	80	80	80	
T kg	3.10	3.10	3.10	
N kg	5.90	5.90	5.90	

めた場合について、円錐半角の値を求めると表-5の通りである。潤滑効果の良い場合または焼入軸受クロム鋼、高速度鋼のような摩擦係数が小さく作用する工作物に対しては、円錐角の値はかなり小さく作用することを知る。

4. 切りくずせん断角

砥粒切刃に作用する抵抗および切りくずの変形エネルギーを解析するには、円錐台形切刃をこれ同様の作用を行なうバイトに置換し、二次元切削の操作を利用することが便利である。M. C. Shawがマイクロミリングによる解析を試みたのと同様にして、この仮想バイトの要所の各角度を算出する。切りくずせん断角は、ここでは一応単一せん断角と考えることとすればその値は切りくず長さを実測すると図-3に見るごと

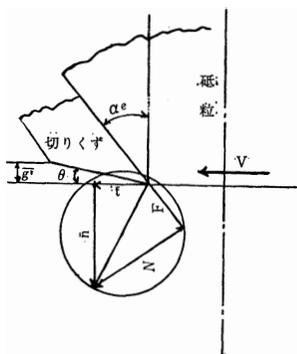


図-3 砥粒の作用力解析図

表-5 摩擦係数と円錐角

Δ mm	0.01	0.02	0.03	0.04	0.05	備考
\bar{t} kg	3.1×10^{-2}	3.9	4.4	4.7	4.8	砥石 A.46.J 砥石径 200mm $V = 2000\text{m/min}$ $v = 6\text{m/min}$ $\mu = 0.75$ \bar{t}, \bar{n} = 砥粒1個の平均接線 垂直抵抗 T, N = 全接線, 垂直抵抗 f = 円錐半角 l = 接触弧長さ i = 砥粒数
\bar{n} kg	6.3×10^{-2}	7.4	8.2	8.7	9.0	
f°	$60^\circ 40'$	$58^\circ 40'$	$58^\circ 10'$	$58^\circ 5'$	$58^\circ 5.0'$	
l mm	1.41	2.00	2.45	2.83	3.16	
i 個	56	80	98	113	126	
T kg	1.7	3.10	4.30	5.30	6.00	
N kg	3.50	5.90	8.0	9.80	11.40	

く次式によって表わされる。

$$\tan \theta = \frac{r \cos \alpha_e}{1 + r \sin \alpha_e} \dots \dots \dots (8)$$

上式中、

$$r = \frac{\text{切りくず実測長さ}}{\text{幾何学的計算長さ}} = \frac{l_e}{l}, \quad \alpha_e = \text{有効すくい角}$$

θ = みかけのせん断角

r の算出に際しては、実際の研削切りくず長さを実測することは困難であるからダイヤモンド単粒による切りくず長さを実測し、平均砥粒切込め深さと長さ比 r との関係を求め、補外法によってその値を決定することにした。

いま、単粒により平面研削を行なった場合の切りくず長さ l は図-4 によると次式で示される。

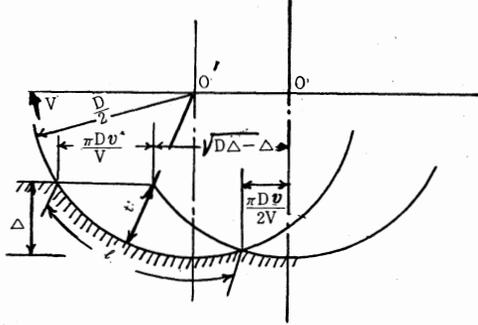


図-4 切りくず厚さの解析図

$$l = \frac{\pi D v}{2V} + \sqrt{\Delta D} \dots (9)$$

上式中、

v = テーブル速度

V = 単粒の周速度

D = 単粒円板直径

Δ = 切込み量

また、単粒の砥粒切込み最大深さ t は次式によって示される。

$$t = \frac{D}{2} - \sqrt{(\sqrt{D\Delta} - \frac{\pi D v}{2V})^2 + (\frac{D}{2} - \Delta)^2} \dots (10)$$

平均砥粒切込み深さ t_m は切りくずを四角錐と仮定すれば、

$$t_m = \frac{t}{\sqrt{3}} \dots (10')$$

実測の方法としては、直径 180 mm のアルミ板の円周上に先端角 120°, 先端曲率半径 0.3 mm のダイヤモンド円錐砥粒を植え込み周速度 1900 m/min にて回転し、一方、0.15% C 炭素鋼を岡本製平面研削盤に取り付け、テーブル送り速度 4.5 m/min として、切

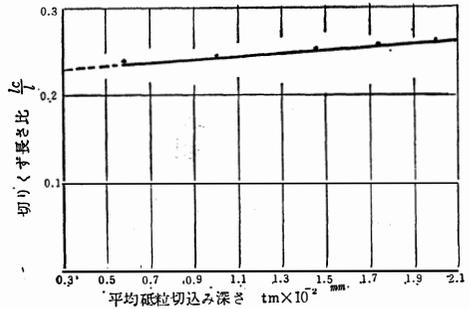


図-5 t_m と $\frac{l}{v} = r$ との関係

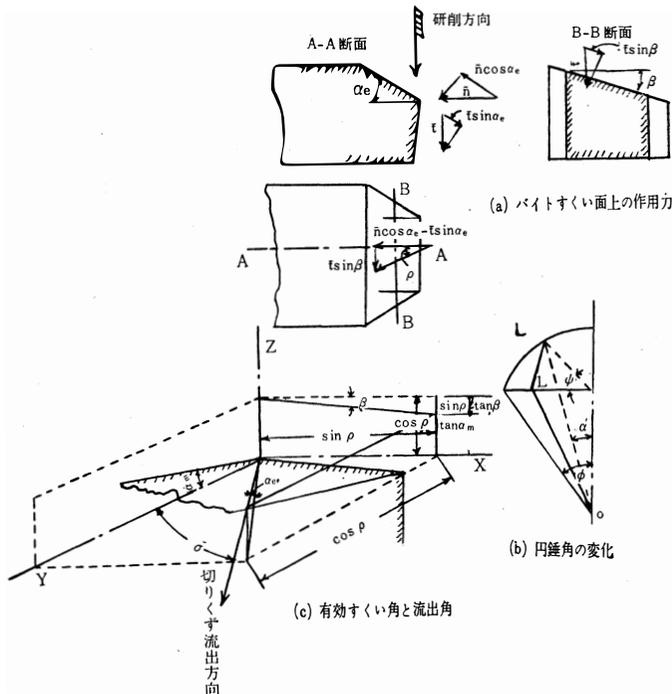


図-6 仮想バイトの形状と角度図

込み量を0.01~0.05 mmの範囲に変化せしめて切削を行ない、その場合排出された切りくずをそれぞれ30個抽出し、これを工具顕微鏡にて測定し、その平均値をかって実測値とした。実測値と(9)式の計算値との比 $\frac{1_e}{1} = r$ と(10)式より求めた t_m との関係を図示すると図-5のようになる。

実験結果を総合すると、0.15% C炭素鋼の場合は切りくず比 $r=0.21$ となる。

5. 有効すくい角, 切りくず流出角

個々の研削砥粒は一般に三次元的な切削を行なうから、切りくずは必ずしも研削方向には排出されず一般に研削方向とある流出角 θ_e を持つ。有効すくい角は、切刃の研削方向への平均投射円錐半角と切りくず流出角との合成角度として生ずるものである。また、切りくず有効せん断角は、切りくず流出方向のせん断角である。図-6 (C)において、バイト中央を原点にとり、Y軸をバイトの軸方向に選び直交座標系X.Y.Zを定めると、切りくず流出角 ρ , 有効すくい角 α_e , 平均すくい α_m および横すくい角 β の間には次の関係がある。

$$\tan \alpha_e = \cos \rho \tan \alpha_m - \sin \rho \tan \beta \dots\dots\dots(11)$$

一方、図-6 (b)に示すように砥粒切刃の研削方向への投射円錐半角 α' は研削方向とのなす角 ψ の変化にともなって変化し、その関係は次式の通りである。

$$\tan \alpha' = \tan \phi \cos \psi$$

いま、その平均値を α_m とすれば、

$$\tan \alpha_m = \frac{2}{\pi} \tan \phi \dots\dots\dots(12)$$

さらに、表-3~表-5より $\phi=60^\circ$ であるから、 $\alpha_m=47^\circ50'$ となる。

また、図-6 (a)において、L. V. Colwell⁶⁾らが提唱するように、切りくずの流出方向がすくい面上の切削抵抗の合力の方向をとるものと仮定すれば、

$$\tan \rho = \frac{\bar{t} \sin \beta}{n \cos \alpha_e - \bar{t} \sin \alpha_e} \dots\dots\dots(13)$$

(13)式における有効すくい角を求めるため、砥粒切刃を二次元切削を行なうバイトに置きかえる。図-3において砥粒切刃1個に作用す平均接線および垂直抵抗をそれぞれ \bar{t} , \bar{n} とすれば、すくい面に垂直方向の抵抗 N およびすくい面方向の抵抗 F はそれぞれ次のようになる。

$$N = \bar{t} \cos \alpha_e + \bar{n} \sin \alpha_e$$

$$F = \bar{n} \cos \alpha_e - \bar{t} \sin \alpha_e$$

いま、摩擦係数を μ とすれば、

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{\bar{n} \cos \alpha_e - \bar{t} \sin \alpha_e}{\bar{t} \cos \alpha_e + \bar{n} \sin \alpha_e}$$

また、 $\frac{\bar{t}}{n} = B$ とすれば、

$$\mu = \frac{1 - B \tan \alpha_e}{B + \tan \alpha_e}$$

$$\text{したがって、} \tan \alpha_e = \frac{1 - \mu B}{\mu + B} \dots\dots\dots(14)$$

いま、(14)式において $\mu=0.75$, $\frac{\bar{t}}{n} = B=0.55$ とすれば、 $\alpha_e=24^\circ20'$ となる。この α_e の値を(13)式に代入すれば切りくず流出角 ρ は次のように変形される。

$$\tan \rho = 0.803 \sin \beta \dots\dots\dots(13')$$

一方、(11)式より、

$$\cos \rho = \frac{0.452 + \sin \rho \tan \beta}{1.104} \dots\dots\dots(11')$$

(13)', (11)'式を満足する ρ, β を選べばよい。同様にして種々の摩擦係数に対応する有効すくい角, 切りくず流出角, 横すくい角を求めることができる。切りくずが研削方向と ρ なる角度をもって流出するから、有効せん断角 θ_e は次式によって示される。

$$\sin \theta_e = \frac{\sin \rho}{\cos \rho} \dots\dots\dots(15)$$

計算によると0.15% C炭素鋼の場合はおよそ 11° となり、一方、有効すくい角は摩擦係数によって大きく変化し、摩擦係数の増大にともなってその絶対値は減少する。

6. 切りくずの研削エネルギー

図-3のバイトによる二次元切削を考えて、バイトのすくい面の研削抵抗と二番面の摩擦抵抗によるエネルギーを考える、すくい面における研削抵抗中せん断抵抗によるせん断仕事量は次式によって示される。

$$W_s = \frac{(\bar{t} \cos \theta_e - \bar{n} \sin \theta_e) \cos \alpha_e V}{\cos (\theta_e + \alpha_e)}$$

上式中の V は研削速度を表わす。一方、単位時間に削れる切りくず容積は切りくずの平均断面積を A_0 とすれば $A_0 V$ である。いま単位時間、単位切りくず体積当りのせん断エネルギーを、比せん断エネルギーとすればその値は次式によって示される。

$$W_s = \frac{(\bar{t} \cos \theta_e - \bar{n} \sin \theta_e) \cos \alpha_e}{A_0 \cos (\theta_e + \alpha_e)} \dots\dots\dots(16)$$

一方、切りくずの単位時間、単位体積当りのすくい面上の摩擦エネルギーを比摩擦エネルギーとすればその値は次式で示される。

$$W_f = \frac{(\bar{t} \sin \alpha_e - \bar{n} \cos \alpha_e) \sin \theta_e}{A_0 \cos (\theta_e + \alpha_e)} \dots\dots\dots(17)$$

また、砥粒切刃の二番面における切りくず単位時間単位体積当りの摩擦エネルギー、すなわち比摩擦エネルギーは σ 。を材料の降伏応力、 μ を摩擦係数とすれば次式

によって示される。

$$W_r = \frac{\pi \mu \sigma_e (\overline{kg})^2}{A_0} \dots\dots\dots(18)$$

全研削エネルギー中せん断エネルギーの割合をAとすると、

$$A = \frac{W_s}{W_s + W_f + W_r} \dots\dots\dots(19)$$

いま、A. 46. J 砥石で平面研削を行なった場合の砥粒切刃1個当りの平均接線、垂直抵抗 \bar{t} 、 \bar{n} を実測し、切込み量 Δ を 0.01~0.05mm の間に変化させた場合および研削速度 V を 2000m/min とし、切込み量 Δ を 0.02mm とし、テーブル速度 v を 4, 6, 8m/min にさせた場合のAの値を計算すると表-6, 表-7 のようになる。

表-6 切込量とせん断エネルギー割合

$\mu = 0.75$

Δmm	$W_s, kg/mm^2$	$W_f, kg/mm^2$	$W_r, kg/mm^2$	$W, kg/mm^2$	A
0.01	5023	2769	1985	9777	0.51
0.02	4145	2055	1589	7789	0.53
0.03	3586	1692	1381	6659	0.53
0.04	3847	1515	1293	6055	0.54
0.05	2829	1390	1195	5414	0.52

表-7 工作物速度とせん断エネルギー割合

$\mu = 0.75$

$v, m/min$	$W_s, kg/mm^2$	$W_f, kg/mm^2$	$W_r, kg/mm^2$	$W, kg/mm^2$	A
4	5098	1872	2637	9607	0.53
6	4145	2055	1589	7789	0.53
8	4107	2105	1128	7340	0.56

表-8 摩擦係数とせん断エネルギー割合

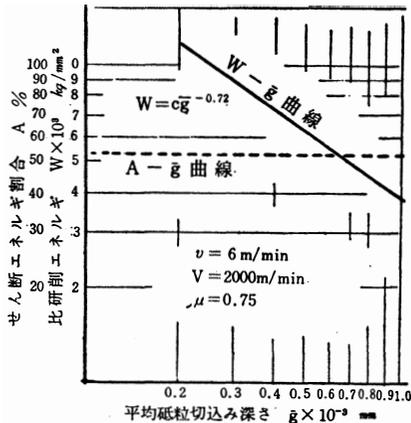
μ	$W_s, kg/mm^2$	$W_f, kg/mm^2$	$W_r, kg/mm^2$	$W, kg/mm^2$	A
0.5	4634	1575	1059	7268	0.64
0.75	4145	2055	1589	7789	0.53
1.10	3788	2427	2331	8546	0.44

表-6, 表-7 は摩擦係数を0.75と仮定した場合であるが、その仮定値が異なる値をとる場合に対してはいま $\Delta = 0.02mm$, $v = 6m/min$, $V = 2000m/min$, としAの変化を求めると表-8 のようになる。

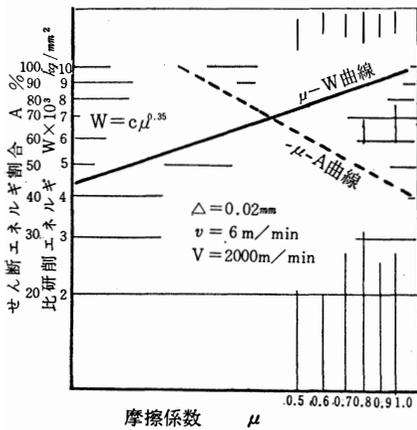
以上の数値を対数座標上にとると図-7(a), (b), (c) のようになる。図によると、全体のエネルギーとの間には指数関係があり、その指数は-0.36 とする。これを平均砥粒切込み深さに換算するとその

表-9 砥粒切刃1個当りの抵抗値

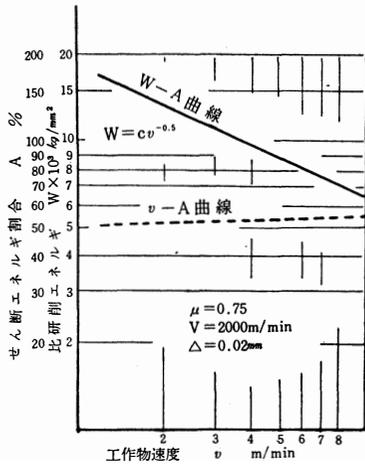
$v = 4m/min$			$v = 6m/min$			$v = 8m/min$		
Δmm	\bar{t}, kg	\bar{n}, kg	Δmm	\bar{t}, kg	\bar{n}, kg	Δmm	\bar{t}, kg	\bar{n}, kg
0.01	2.5×10^{-2}	4.4×10^{-2}	0.01	3.1×10^{-2}	6.3×10^{-2}	0.01	3.6×10^{-2}	8.1×10^{-2}
0.02	3.3	5.3	0.02	3.9	7.4	0.02	4.8	9.2
0.03	3.6	5.9	0.03	4.4	8.2	0.03	5.3	10.4
0.04	3.8	6.4	0.04	4.7	8.7	0.04	5.5	11.2
0.05	3.9	6.7	0.05	4.8	9.0	0.05	5.6	11.9



図一 7 (a) 砥粒切込み深さと比研削エネルギー

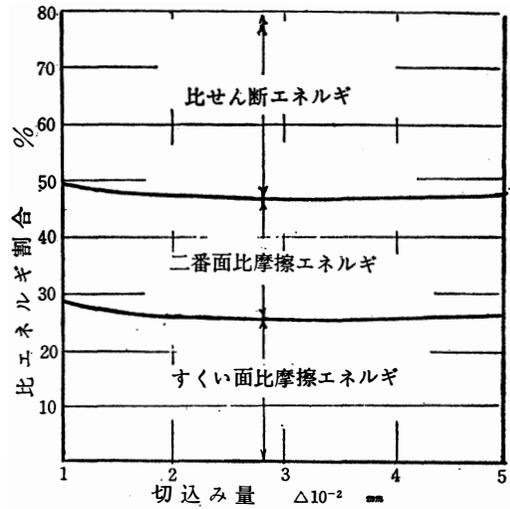


図一 7 (b) 摩擦係数と比研削エネルギー

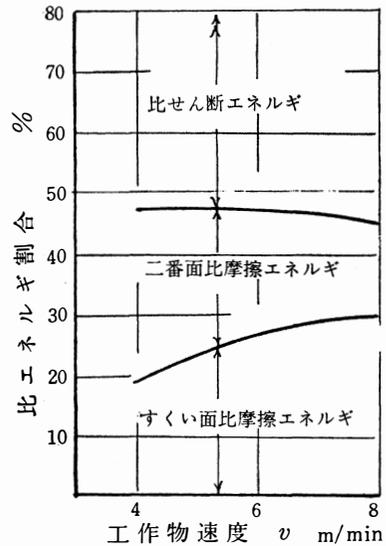


図一 7 (c) 工作物速度と比研削エネルギー

指数は -0.72 となる。また、摩擦係数や工作物速度に対しても指数関係をもち、その指数はそれぞれ 0.35 および -0.5 となる。さらに、砥粒切刃に作用する比せん断エネルギーと比摩擦エネルギーの割合を図示すると図



図一 8 切込み量とエネルギー割合

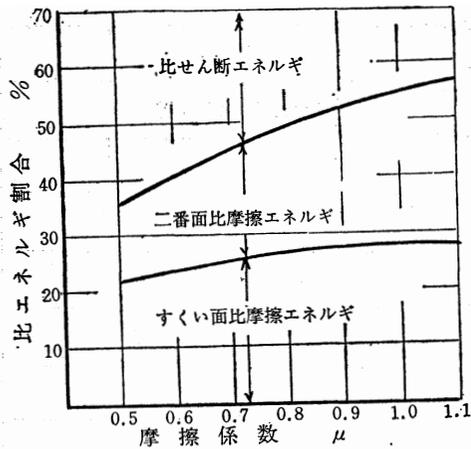


図一 9 工作物速度とエネルギー割合

一 8~10 のようになる。図によると比せん断エネルギーの割合は砥石の切込み量にはほとんど関係がなく、およそ 53% 程度であるが、工作物速度が増加すると次第に増加し、その速度が 8 m/min においてやく 56% 以上にもなる。一方摩擦係数に対しては仮定した摩擦係数が大きくなると著しく減少する。これらの図によると工作物速度や摩擦係数がエネルギーの分布にかなり大きな役割を果すことが知られる。

7. 切りくずせん断応力

研削における切りくずは厚さがきわめて微小で、し



図—10 摩擦係数とエネルギー割合

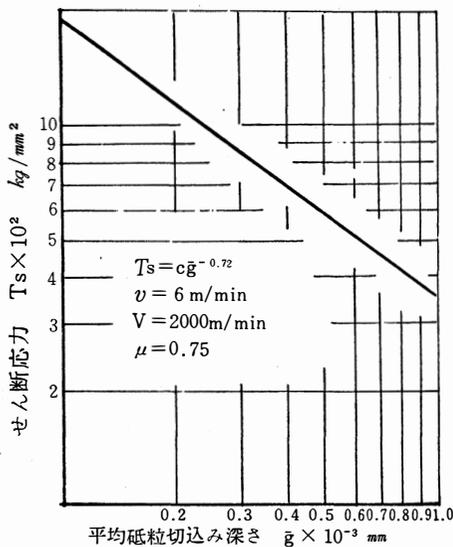
かも著しいせん断ひずみを受け再結晶温度に近い高温下において生成されるゆえに、その場合に生ずる切りくずのせん断応力は普通のバイト切削の場合とはかなり異なった値をとるものと予想せられる。せん断応力の算定は研削作用の本質を究め、また比研削抵抗値の判定を行なうためにも必要な要素である。

切りくずのせん断ひずみは有効せん断角と有効すくい角が与えられると次式によって示される。

$$\epsilon = \cot \theta_e + \tan(\theta_e + \alpha_e) \dots\dots\dots(20)$$

せん断応力はせん断エネルギーをせん断ひずみで除して得られる。ゆえにその値 τ_s は、

$$\tau_s = \frac{W_s}{\epsilon} \dots\dots\dots(21)$$



図—11 平均砥粒切込み深さとせん断応力

表—5～表—7と前に求めた θ_e , α_e を(20), (21)式に代入すれば τ_s は求められる。いま、0.15% C 炭素鋼の乾式平面研削の場合 $\mu = 0.75$ として $\alpha_e = 24^\circ 20'$, $\theta_e = 11^\circ 40'$ とすれば(20)式より、

$$\epsilon = 4.84 + 0.726 = 5.566$$

表—5より W_s を求めこれを(21)式に代入して τ_s を求めると図—11のようになる。図—11は砥粒切込み深さと τ_s との関係を示したものでそれらの間には指数関係が成り立ち、砥粒切込み深さの -0.72 乗に比例する。いま、平均砥粒切込み深さ 1 ミクロンの場合をとるとその時のせん断応力は $3.5 \times 10^2 \text{ kg/mm}^2$ となる。

8. 切刃に作用する研削抵抗

砥粒切刃に作用する接線抵抗と垂直抵抗は(6)式によって示される。いま、0.15% C 炭素鋼を乾式平面研削するものとし、 $\mu = 0.75$, $\sigma_e = 75 \text{ kg/mm}^2$ とおいて(6)式を整理すると、

$$\left. \begin{aligned} \bar{t} &= \frac{\pi}{4} \sigma' g^2 (\sin \phi + k \cos \phi) + 44.16 (\text{kg})^2 \\ \bar{n} &= \sigma' g^2 (\sin \phi + k \cos \phi) \tan \phi + 58.87 (\text{kg})^2 \end{aligned} \right\} \dots\dots(6a)$$

(6a)式中の σ' は砥粒切刃のすくい面に作用する研削抵抗のみによる比研削抵抗である。全体の比研削抵抗を σ とすれば、平均接線抵抗 \bar{t} , 垂直抵抗 \bar{n} はまた次式によって示される。

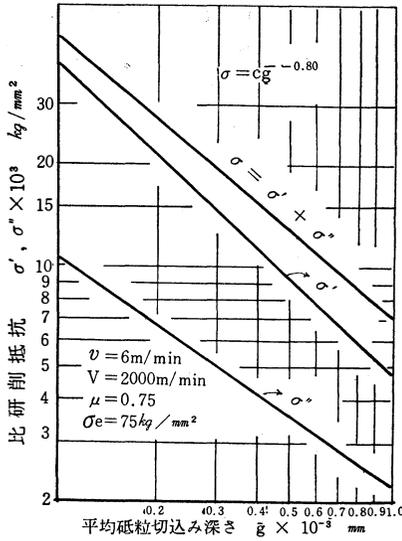
$$\left. \begin{aligned} \bar{t} &= \frac{\pi}{4} \sigma g^2 (\sin \phi + k \cos \phi) \\ \bar{n} &= \sigma g^2 (\sin \phi + k \cos \phi) \tan \phi \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(6a')$$

いま、二番面における摩擦力のみによる比研削抵抗を σ'' とし、(6a), (6a') 式より σ' , σ'' を求めると次式を得る。

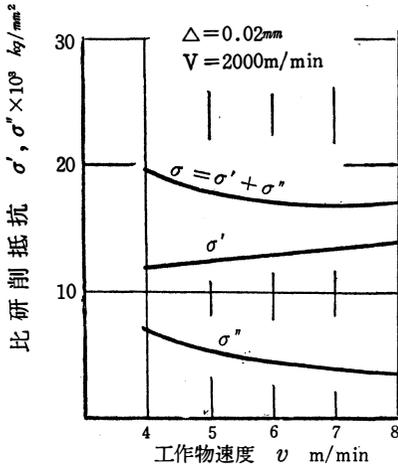
$$\left. \begin{aligned} \sigma' &= \frac{4 \{ \bar{t} - 44.16 (\text{kg})^2 \}}{\pi g^2 (\sin \phi + k \cos \phi)} \\ \sigma'' = \sigma - \sigma' &= \frac{4 \times 44.16 (\text{kg})^2}{\pi g^2 (\sin \phi + k \cos \phi)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(6b)$$

したがって全体の比研削抵抗は、 $\sigma = \sigma' + \sigma''$ である。いま、 $\mu = 0.75$, $v = 6 \text{ m/min}$, $V = 2000 \text{ m/min}$ として A. 46. J 砥石による平均砥粒切込み深さと比研削抵抗との関係を求めると図—12のようになる。また、 $\mu = 0.75$, $V = 2000 \text{ m/min}$ として同様の砥石により $v = 4$, $v = 6$, $v = 8 \text{ m/min}$ と変化して、工作物速度の変化に対応する比研削抵抗は図—13に、さらに摩擦係数の仮定値を変化せしめた場合の比研削抵抗は図—14にそれぞれ示す。

図によると比研削抵抗は砥粒切込み深さに対しては指数関係を持ち、その指数は -0.80 となる。また、工

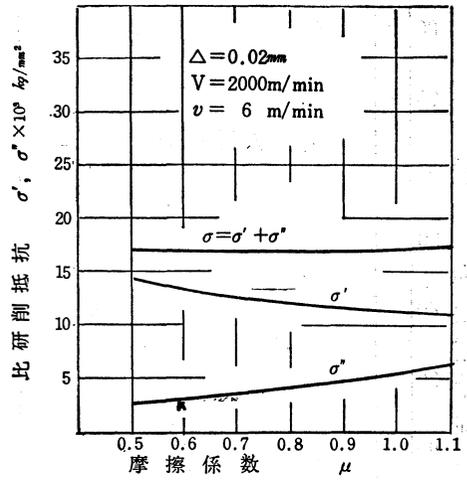


図一12 砥粒比研削抵抗と砥粒切込み深さ

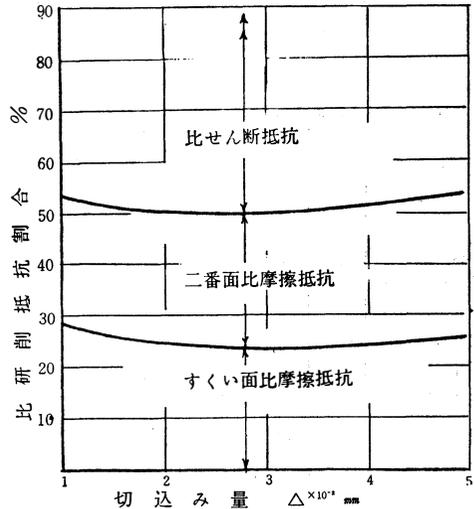


図一13 砥粒比研削抵抗と工作物速度

作物速度に対しては明確な指数関係を示さず、一方、摩擦係数に対してはその影響をうけない、比研削抵抗は純せん断抵抗と摩擦抵抗とを包含しているから両者の割合を求めてみる。それにはすくい面の比研削抵抗 σ' をさらに分析する必要がある。研削エネルギーと抵抗とはほぼ比例の関係にあるから、すくい面における比研削抵抗中のせん断と摩擦の割合は比研削エネルギー中のその部分の割合に等しいとみなしてもさしつかえはない。かように考えると、すくい面におけるせん断と摩擦および二番面における摩擦抵抗の割合は図一15～図一17のように示される。図によるとせん断に基づく



図一14 摩擦係数と比研削抵抗



図一15 切込み量と比研削抵抗割合

比抵抗を比せん断抵抗とし、摩擦に基づく比抵抗を比摩擦抵抗とすれば、比研削抵抗中の比せん断抵抗の割合は砥石の切込み量 Δ に対しては大きな変動がなく、全比研削抵抗のやく50%程度におさまり、切込み量の増加に伴って僅かながら減少してくる。また、工作物速度に対しては砥石の切込み量の場合とは全く趣を異にし、工作物速度が小さいときは比せん断抵抗の割合はやく46%に過ぎないが、工作物速度の増加に伴って急激に増加し、8m/minとなると55%くらいに達す

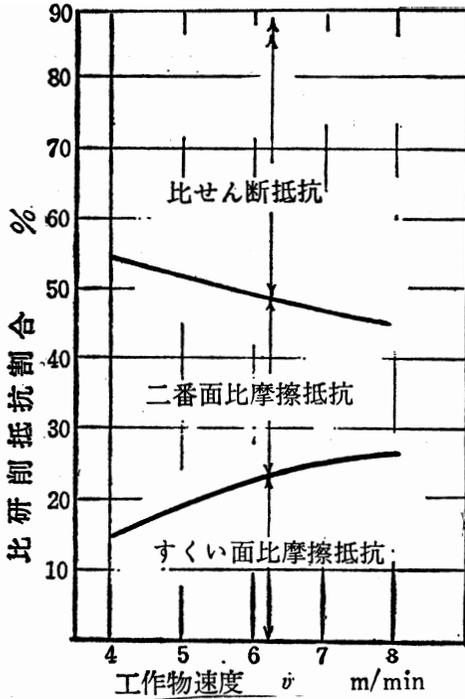


図-16 工作物速度と研削抵抗割合

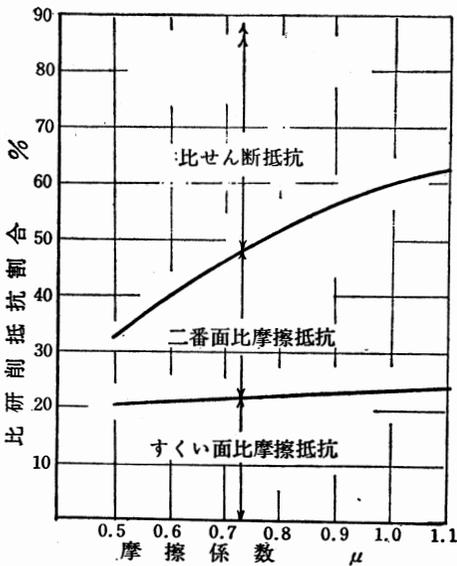


図-17 摩擦係数と比研削抵抗割合

る。
すなわち、工作物速度が小さいときは研削抵抗はかなり摩擦作用の影響をうけることを示している。さらに、摩擦係数も比せん断と比摩擦抵抗の割合に大きな影響を与える。すなわち、摩擦係数の仮定値を大きく

とると比せん断抵抗の割合は次第に減少してくる。通常の乾式平面研削においては $\mu=0.75$ ぐらいに見込まれるから、その場合の比せん断抵抗の割合はやく50%であるが、湿式研削で潤滑効果が現れると $\mu=0.5$ 以下となって、この場合は比せん断抵抗の割合はやく68%ぐらいに達する。

9. 研削抵抗の測定

平面研削盤において砥石のワンパス研削による接線、垂直両抵抗を測定するために次の要領で実験を行なった。使用した機械は岡本製 PSG-6 B型精密平面研削盤であり、加工試料は0.15% C炭素鋼であり、また使用砥石はA. 46. J 直径200mm, 幅20mmである。研削動力計は竹山が使用したフライス動力計に準拠し、弾性リングの歪を利用した自製のもので、リングの内外面に貼布したストレンゲージの歪を電気抵抗で検出し、ストレンメータに直結したオシログラフに記録させて測定した。この場合、研削動力計の相互干渉は小

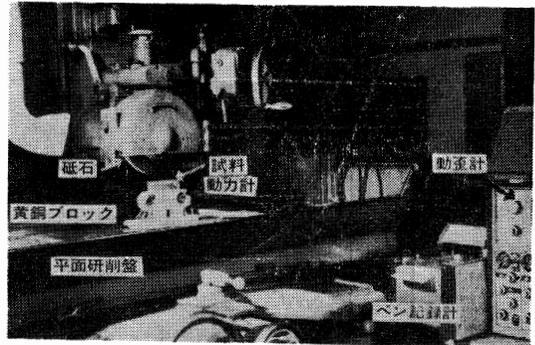


写真-1 研削抵抗測定装置全貌

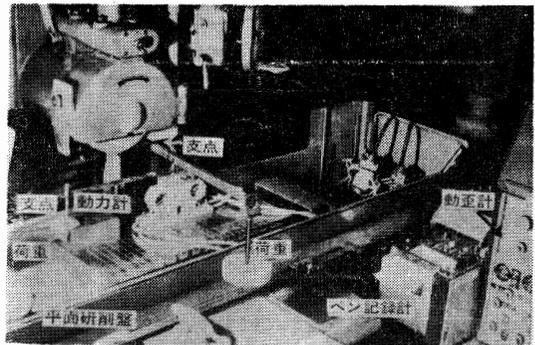


写真-2 動力計較正全貌

さいので補正を行なわなかった。写真-1 および写真-2 に装置の全貌を示し、図-18 (a) に装置の略図を、また図-18 (a) に動力計較正線図を示す。

実験に対しては、砥石の周速を2000m/min, 試料帽を10mmとし、工作物の送り速度を6m/minと一定に

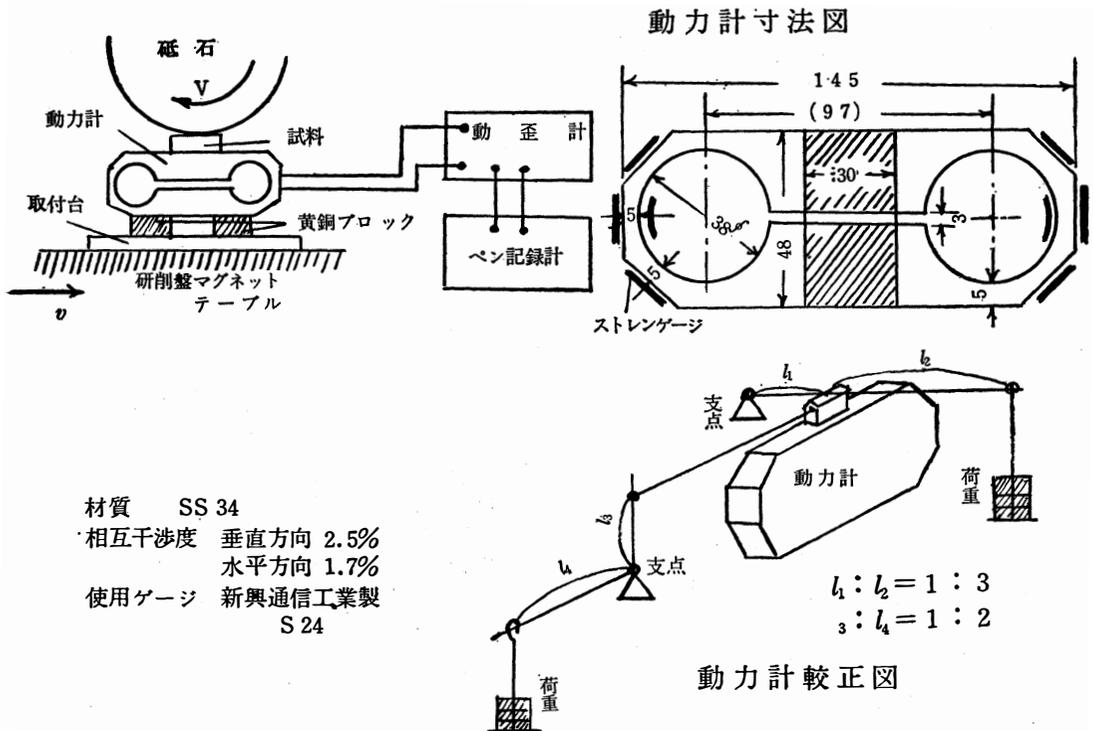


図-18(a) 研削抵抗測定装置図

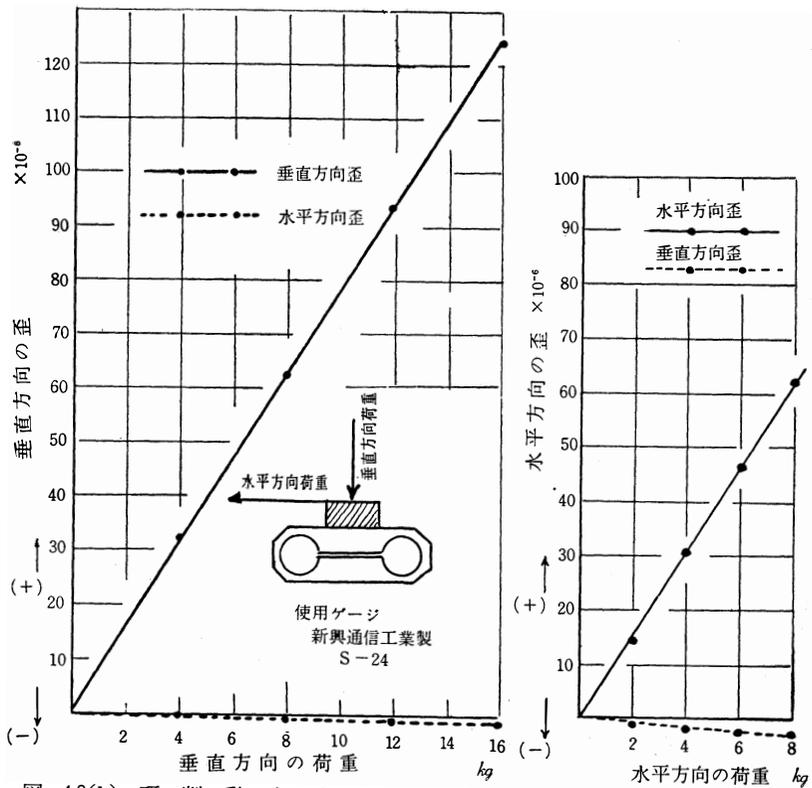


図-18(b) 研削動力計較正線図

たもって切込み量を0.01, 0.02, 0.03, 0.04, 0.05mmと変化させた場合、ならびに切込み量を0.02mmに一定にして工作速度を4, 6, 8m/minと変化させた場合について、それぞれ接線、垂直両抵抗値を測定した。

研削抵抗の測定結果は図-19~図-21の通りである。いま、研削幅を10mmとして、各切込み量に対応する接触弧の長さを \sqrt{AD} の式（平面研削の場合、接触弧の長さ l は砥石の切込み量 Δ と砥石径 D によって $l = \sqrt{\Delta D}$ 式で示される）より計算し、先さに実測した平均切刃間隔 $w = 0.5$ を用いて接触弧の内の全砥粒数を求め、図-19~図-21の各抵抗値をこの砥粒数で除すれ

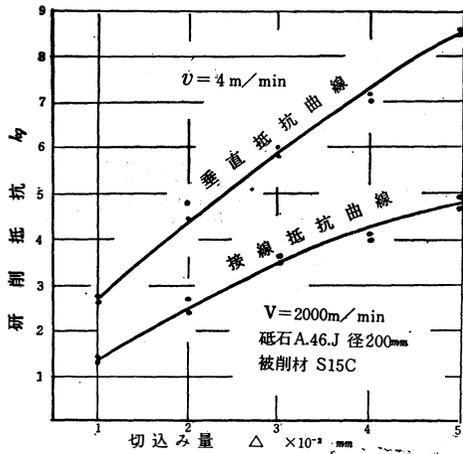


図-19 全研削抵抗

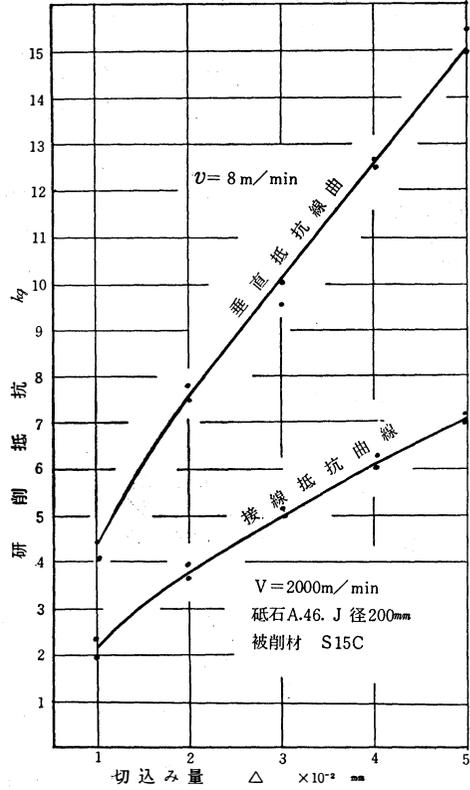


図-21 全研削抵抗

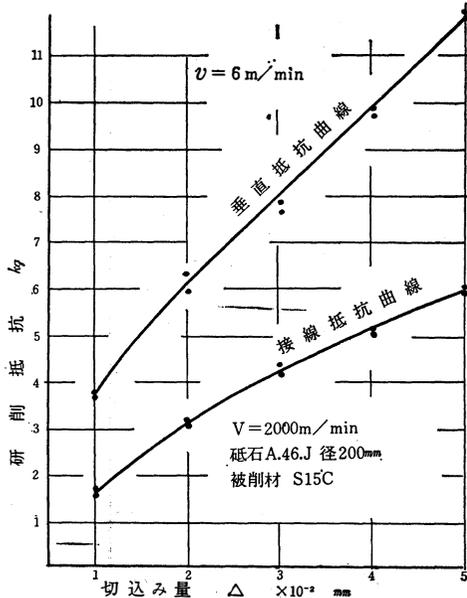


図-20 全研削抵抗

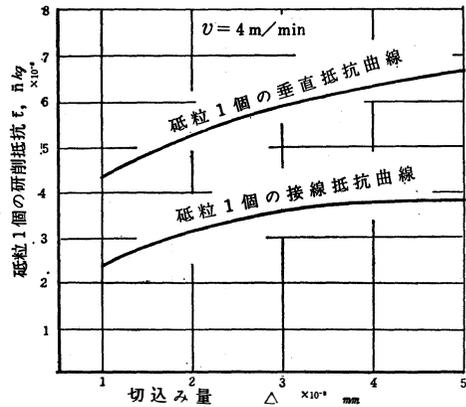
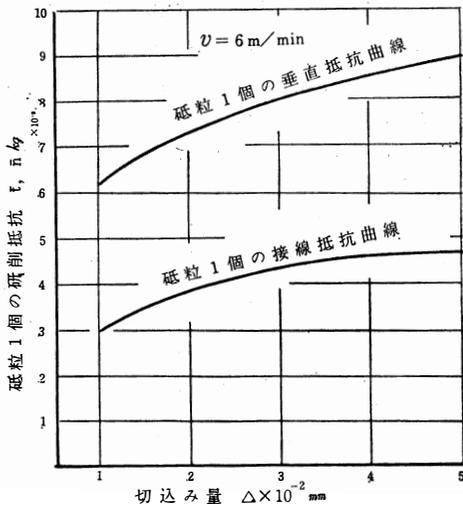
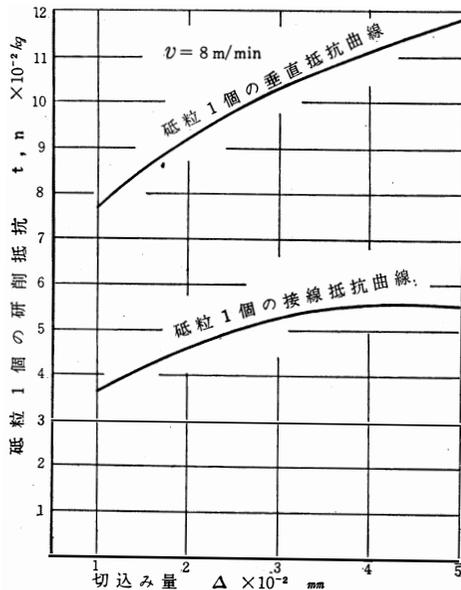


図-22 砥粒1個の研削抵抗

ば砥粒切刃1個当りの平均抵抗が求められる。図-22~24はこのようにして求めた結果を示す。3.8項に引用した \bar{t} , \bar{n} の値はこの結果であって図に一応は示してあるので、各数値は計算に必要であるから表-8



図—23 砥粒1個の研削抵抗



図—24 砥粒1個の研削抵抗

に記する。

10. 解析および実験に対する考察

以上各項にわたる理論的解析結果と、実験結果がいかなる関連を持つかについて考察を加えて見る。まず砥粒切刃の実際の形は球、円錐いずれにも属さず、大小多数の凹凸をもったきわめて不規則な多面体である。従来理論解析に用いた模型は、主として円錐であ

って球と見る場合もある。このような模型では、排出される切りくずの形を考えると都合を生ずる。すなわち、切りくず幅は実際の研削について見ると、切り残し量の測定および切りくず幅の実測結果から判断して、砥粒切込み深さに比してかなり大きな値となる。しかも、砥石の切込み、工作物速度などの作業条件が広範囲に変化しても排出される切りくず幅は15~20ミクロン程度の狭い範囲に変化し、また、作用切刃の形状も作業条件にともなって多少変化してくる。したがって、固定した切刃の形をもって理論解析することは適当ではない。この意味において、筆者の模型は切刃の底面すなわち二番面の形は kg なる可変寸法によって律するのである。また、切刃側面の傾斜角もつねに一定のものではなく、接線、垂直両抵抗の変化および摩擦条件によって変化するものであるが、計算結果の示すように乾式による正常な研削状態においては大きな変化をきたさず、0.15% C炭素鋼に対してはおおよそ 60° 付近の値におちついてくる。

このことは、佐藤の示すような接線抵抗と垂直抵抗との比のみによって決定されるとする考えとは多少異なってくる。切りくずの形については、従来小野らは三角錐と考へM. C. Shawは厚みと幅がある比をもつ三角柱と考へて理論解析を試みているが、切りくずの形は砥粒切刃の形の変化に対応して種々の要因によって刻々変化するものと考えらるべきで、模型としてはその幅は $(kg + 2g \tan \phi)$ を最大幅とした四角錐と考へるのが合理的である。砥粒切刃や切りくずの形状が以上のように規定されると、幾何学的操作によって容易に砥粒切込み深さが算出される。誘導された砥粒係数が介在している。kの値は砥石の寸法、構成要素、切込み量および砥石と工作物との周速度比に関連するもので、結局砥粒切込み深さ g とある指数関係をもつのである。すなわち、砥粒切込み深さは単なる幾何学的な形のみをもって決定することは不合理であって、外部作業条件と砥石の構成要素を取り入れて決定すべきものである。切りくずの変形エネルギーの構成を究明することは、切りくずのせん断応力の算定、切刃に作用する研削抵抗の検討、および研削温度の解析を行なう上には重要な事項である。M. C. Shawは、マイクロミーリングを行なってせん断エネルギーの全エネルギーに対する割合を求め、佐藤は、研削温度の計算に際してせん断エネルギーの全エネルギーに対する割合を50%と推定しているが、切刃のすくい角の考え方に不明朗な点がある。研削機構を二次元的に解析するためには有効すくい角、有効せん断角を決定せねばならない。せん断角を決定するためには切りくずの長さの測定が

必要となる。

M. C. Shawは平フライスによる切りくず長さを実測してせん断角を決定しているが、砥粒切刃は先端半角がやく60°の円錐台であるから、長さの実測にはその形に近いダイヤモンド単粒による切削切りくずを実測するのが実際に近い。L. V. Colwellらは、すくい面の切りくずの流出方向は切削抵抗の合成方向をとると提唱している。切刃をある負のすくい角と横すくい角をもったバイトと考えると、切りくずの流出方向は切刃の軸方向とある角度をなす。この角度は有効すくい角、横すくい角と関連して(11)', (13)'式より求められる。研削に与かるせん断角は、切りくず流出方向の有効せん断角をとるべきである。研削エネルギーの算出には、砥粒切刃に作用する力の模型を規制しなければならない。切刃の合理的模型は円錐台と考えられ、研削作用はもっぱら切刃の側面すなわちすくい面によって行なわれ、切刃の底面すなわち二番面は垂直抵抗に基づく摩擦作用のみを受けもつものと考えらるべきである。解析結果によると比エネルギーは砥粒切込み深さと指数関係をもち、切込み深さの増加とともに減少してくる。一方摩擦係数の仮定値が大きくなると次第に増加している。また、比エネルギー中の純せん断エネルギーの割合は砥石の切込み量の変化に対しては大きな変化がなく、およそ53%であるが、工作物速度が増加すると次第に増加して56%に近くなる。また、摩擦係数の仮定値を大きくとると、比せん断エネルギーの割合が次第に減少して摩擦係数が1以上になると45%程度に減少している。さらに、比摩擦エネルギーの中のすくい面摩擦、二番面摩擦の分担割合が明確に示され、工作物速度が小さい場合、または摩擦係数が大きくなると二番面摩擦エネルギーの割合が大きくなること示される。切りくずのせん断応力は比せん断エネルギーの値が求まればこれをせん断ひずみで除して容易に求められる。切りくず長さ比は、切りくずの実測結果図-5より知られるように、砥粒切込み深さに対しては切込み深さの増加しているが、研削作用の範囲においては砥粒切込み深さはその範囲が比較的小さいから一定と見てもさしつかえはない。したがって、せん断ひずみは有効すくい角と有効せん断角とによって決定され摩擦係数の値によって変化してくる。一方比せん断エネルギーも摩擦係数の値によって同様に変化するので、結局せん断応力は砥粒切込み深さのみによって変化することになる。計算結果によると、0.15% C炭素鋼に対してはせん断応力は砥粒切込み深さと指数関係をもちその指数は-0.72となる。また、砥粒切込み深さ1ミクロンにおけるせん断応力は $3.5 \times 10^2 \text{ kg/mm}^2$ となる。

M. C. Shawは、28マイクロインチ(やく0.7ミクロン)以下ではせん断原子破壊強さ $\frac{G}{2\pi}$ になると述べているが、筆者の解析ではこの値になるのは砥粒切込み深さ0.2ミクロン以下となり、通常の研削作業の範囲では原子破壊説は成り立たない。

砥粒側面に作用する切刃1個の研削抵抗の値は(6)式によって与えられる。この式は砥粒係数と二番面の摩擦係数を考慮したもので、これより比研削抵抗中の二番面摩擦の影響やすくい面摩擦の影響が導かれる。比研削抵抗は砥粒切込み深さと指数関係を保ち、その指数の値は-0.80となった。比研削抵抗の中の比せん断抵抗は、砥石の切込み量に対しては大きな変動がなく、およそ全比抵抗の50%前後となり、比摩擦抵抗中二番面摩擦抵抗は30%以上も占めることになる。工作物速度の影響はかなり大きく、速度の増加にともなって比せん断抵抗の割合が増加し、二番面比摩擦抵抗の割合が減少してくる。一方摩擦係数も大きな影響をもち、摩擦係数の仮定値を大きくとると、比せん断抵抗は急激に減少してくる。図-12による0.15% C炭素鋼に対する比研削抵抗の値は、砥粒切込み深さ1ミクロンにおいてやく $7 \times 10^8 \text{ kg/mm}^2$ となる。いま、この中45%が比せん断抵抗と見ればその値は $3.15 \times 10^8 \text{ kg/mm}^2$ となる。一方比せん断抵抗は二次元切削理論式より求めると次式によって示される。

$$\sigma = \frac{\tau_s \cos(\alpha_e + \gamma)}{\sin \theta_e \cos(\theta_e + \alpha_e + \gamma)} \dots\dots\dots(22)$$

上式中、 α_e =有効すくい角、 γ =摩擦角、

θ_e = 有効せん断角、 τ_s =せん断応力

いま、 $\theta_e = 11^\circ 40'$ 、 $\alpha_e = 24^\circ 20'$ 、 $\gamma = 37^\circ$ とすれば、 $\tau_s = 3.8 \times 10^2 \text{ kg/mm}^2$ となる。この値は比研削エネルギーより求めた値と僅かながら相違によるものであろう。佐藤は、軟鋼の場合の1ミクロンの砥粒切込み深さに対応する比研削抵抗を $42 \times 10^8 \text{ kg/mm}^2$ と述べているが、この値と切りくずのせん断応力との関連が何ら決定されていない。以上によって研削抵抗に関与する各要素について一応の考察を試みたのであるが、いままで計算を総合すると、研削抵抗Tは $T \propto \sigma \times \bar{g}^2 \times k \times \Delta^{0.5}$ の形をとる。いま、切込み量 Δ のみの傾向を考えると図-12より、 $\sigma \propto \bar{g}^{-0.80}$ 、また、図-11より $k \propto \bar{g}^{-0.66}$ 、さらに図-13より $\bar{g} \propto \Delta^{0.52}$ であるから、 $T \propto \bar{g}^{-0.80+2.0-0.66} \Delta^{0.5} = \Delta^{0.78}$ となる。

また、工作物速度のみによる傾向を考えると、図-

12より、 $\bar{g} \propto v^{0.93}$ であるから、

$$T \propto \bar{g}^2 \quad k \propto \bar{g}^{-0.80+2-0.66} \propto v^{0.93 \times 0.54} = v^{0.50}$$

となる。一方、実測による研削抵抗の値を対数座標上になると図-25との図-26のようになり、おおむね解析結果と同様の傾向をとる。

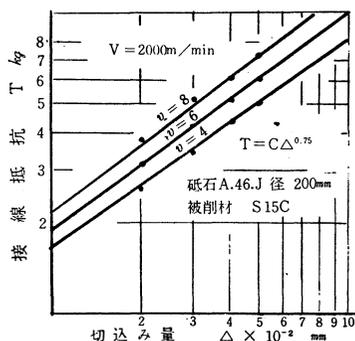


図-25 切込み量と研削抵抗

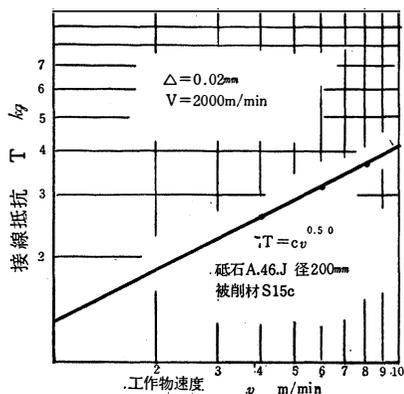


図-26 工作物速度と研削抵抗

11. 結果

以上の理論解析と実験結果より、次のごとき結論が生まれる。

1. 切りくずの寸法を規制する連続切刃間隔は、作業条件の影響はさほど受けず主として砥石の切刃間隔によって左右される。
2. 砥粒円錐角は接線抵抗、垂直抵抗の外に、加工材質と摩擦条件によって左右される。
3. 切りくずの有効せん断角は、0.15% C 炭素鋼に対してはやく11°である。
4. 砥粒切刃の有効すくい角は、切りくず流出角や横すくい角、接線、垂直両抵抗の比、および摩擦係数と関連する。
5. 切りくずの比せん断エネルギーの割合は、砥石の切込み量に対しては大きな変動がなく、およそ53%であり、工作物速度が増加するとその割合は次

第に増加し、摩擦係数を大きくすると逆に次第に減少する。

6. せん断応力は砥粒切込み深さと指数関係を持ちその指数の値は-0.72である。また、0.15% C 炭素鋼の砥粒切込み深さ1ミクロンにおけるせん断応力は $3.5 \times 10^2 \text{ kg/mm}^2$ となる。
7. 0.15% C 炭素鋼を乾式平面研削をおこなった場合の比研削抵抗は、砥粒切込み深さと指数関係を持ちその指数は-0.80である。また、平均砥粒切込み深さ1ミクロンにおける比研削抵抗は $7 \times 10^3 \text{ kg/mm}^2$ である。
8. 全研削抵抗のうち接線抵抗は切込み量に対してはその0.78乗に比例し、工作物速度に対してはその0.5乗に比例する。

参考文献

- (1) 津和秀夫：
研削における砥粒の挙動について（第2報），
精密機械，27-6（昭36），P.410.
- (2) 精機学会編：
精密工作便覧（第2巻），
昭27，P.10，コロナ社.
- (3) 佐藤健児著：
研削加工（上），精密工学講座11-2，
昭33，P.41，日刊工業新聞社.
- (4) バウデンティバー著：
曾田龍宗訳，固体の摩擦と潤滑，昭36，P.13，丸善株式会社.
- (5) 横山武人，橋本文雄：
三次元切削に関する基礎的研究，
精密機械，26-1（昭35），P.34.
- (6) L. V. Colwell
Predicting the Angle chip Flow for Single-Point，
Cutting Tools Trans A. S. M. E, 76-2（1954-2），P.200.
- (7) 村中，能登谷：
富山大学工学部紀要，
昭43，Vo1，19，No.1-2，P.74.
- (8) 村中，能登谷：
富山大学工学部紀要，
昭43，Vo1，19，No.1-2，P.73-74.
- (9) 村中，能登谷：
富山大学工学部紀要，
昭43，Vo1，19，No.1-2，P.72.
- (10) 村中，能登谷：
富山大学工学部紀要，
昭43，Vo1，19，No.1-2，P.72.