

鋼の平面研削における熱流入割合*

上田 隆 司** 鳥居 明 人*** 山田 啓 司**

Studies on Thermal Partition Coefficient in Surface Grinding of Steel

Takashi UEDA, Akito TORII and Keiji YAMADA

In surface grinding of steel, the temperature in the surface layer of the workpiece and the temperature of cutting grains on wheel surface are measured by means of a new method, in which an optical fiber accepts the infrared flux radiated from the object and transmits it to an infrared detector InAs cell. This I.R.P. is suitable for measuring the temperature of a very small object whose temperature changes rapidly. The influence of the physical properties of workpiece and grinding conditions on the grinding temperature and the thermal partition coefficient are investigated. A carbon steel, a stainless steel and a cast iron are used as work materials. The thermal partition coefficients obtained by experimental results are compared with those obtained theoretically.

Key words: grinding temperature, thermal partition coefficient, optical fiber, infrared radiation pyrometer

1. 緒 言

研削領域で発生した熱はその大半が加工物、砥石、切りくずへ流れるため、その流入熱エネルギーの割合は研削機構を明らかにするうえで重要な要因の一つである。また、熱流入割合を知ることにより研削温度を解析的に求めることも可能となる。このため、多数の研究者によって様々な方法で求められているが、問題の取扱いが複雑なため、研究者によっておおきなばらつきがある^{1)~3)}。

熱流入割合を実験的に求めようとするとき、研削温度を精度良く測定する必要がある。研削温度の測定には、一般に熱電対を応用した方法が広く用いられているが、高温での温度校正、温度測定点の大きさなどに起因する応答速度などの問題があり、必ずしも研削に伴う過渡的な温度変化に十分追従できているとは考えにくい。また、砥石に流入する熱量を求めるとき、砥粒切れ刃温度を測定する必要があるが適当な測定方法がなく、一般には、発生熱量から、加工物、切りくずへ流れた熱を除いた残りの熱が砥石に流入したものとして扱われてきている。

最近著者らは、通信分野で使用される光伝送用の光ファイバと高感度赤外線検出素子を組み合わせた従来に例のないタイプの赤外線温度計を製作し、微小領域で高速に変化する温度を非接触で測定する方法について理論と実験の両面から詳細に検討を加えてきた。この温度計は、光ファイバを用いていることから複雑に入り組んでいる箇所からも容易に赤外線を導き出すことができ、また、測定対象物に光ファイバが入る程度の小さな穴をあければ、内部の温度測定も可能であるなど多くの特長を持っている。この測定法を用いれば、研削中の加工物内部の温度分布を測定できるだけでなく、これまで測定することができなかった砥粒切れ刃温度も測定することができる^{4)~6)}。

そこで本研究では、平面研削時の加工物内部の温度、及び切りくず生成直後の砥粒切れ刃温度の2つの温度を測定し、その結果をもとに研削熱の加工物、砥石、切りくずへの熱流入割合

を求めることにした。また、研削過程をモデル化して扱うことにより、解析的に熱流入割合を求め、実験結果と比較した。さらに、加工物、研削条件が熱流入割合に及ぼす影響についても検討してみた。

2. 研削温度の理論的検討

研削領域で発生した熱 Q_0 は加工物 Q_w 、砥粒切れ刃 Q_g 、切りくず Q_c に分配されるものとし、それぞれの割合を $\beta_w, \beta_g, \beta_c$ とすると、 $Q_w = \beta_w Q_0$ 、 $Q_g = \beta_g Q_0$ 、 $Q_c = \beta_c Q_0$ となり、

$$Q_0 = Q_w + Q_g + Q_c$$

が成り立つ。

解析に先立ち、材料の熱定数は位置および温度によらず一定とし、また、室温に比べて研削温度がはるかに高いことから、初期温度を無視して扱ってもその影響は小さい。なお、 k は熱伝導率、 ρ は密度、 c は比熱、 $\alpha (=k/\rho c)$ は温度伝導率を表し、添え字 w は加工物、 g は砥粒、 c は切りくずを表している。

2.1 加工物温度

研削状態をモデル化し、砥石接触長さに相当する幅を持つ帯状分布熱源が半無限体の加工物表面を速度 v で x 方向へ移動する状態を考える。移動熱源の分布形状を図1に示すような熱源の前端で $2q_w$ 、後端で0となった三角形状と仮定すると、このとき加工物表面層の温度 T はすでに求められており⁷⁾、 $S55C$ を加工物としたときの計算結果が図1である。横軸は熱源幅 $2l$ に対する相対的な位置 x/l であり、縦軸は T/q_w で表している。図中に示した z は加工物表面からの深さを表している。ここで、表面 ($z=0$) での最高温度であるピーク温度 T_w は、表面での T/q_w の最大値を W とすると $T_w = Wq_w$ となる (W については付録参照)。

一方、加工物へ流入する単位面積当たりの平均熱量 q_w は、砥石周速度 V 、砥石径 D 、切込み深さ t 、加工物幅 b_w より幾何学的に考えると、

$$q_w = \frac{Q_w}{b_w 2l} = \frac{\beta_w F_1 V}{b_w (Dt)^{1/2}} \quad (1)$$

したがって、加工物表面でのピーク温度 T_w は

$$T_w = Wq_w = \frac{\beta_w W F_1 V}{b_w (Dt)^{1/2}} \quad (2)$$

* 原稿受付 平成5年12月17日

** 正会員 金沢大学工学部(金沢市小立野2-40-20)

*** 正会員 日本電装(株)(愛知県愛知郡日進町大字米野木字南山500-1)

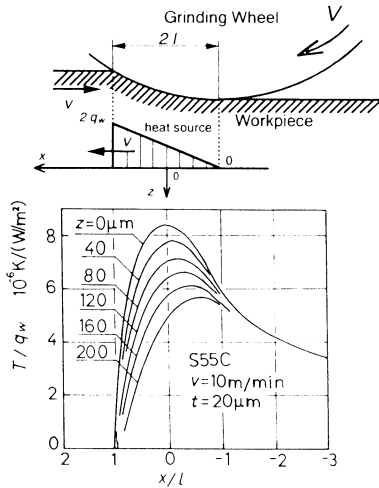


Fig. 1 Temperature distribution in workpiece of S55 C

となり、 β_w は

$$\beta_w = \frac{b_w(Dt)^{1/2} T_w}{WF_t V} \quad (2)'$$

で求めることができる。

2.2 砥粒切れ刃温度

砥粒切れ刃と加工物の接触面を直径 d_g の円とし、かつ切れ刃が砥石周上に均一に分布してフライス切削していると仮定すると、一つの切りくずを生成するために必要な研削エネルギー e_g は⁸⁾、

$$e_g = \frac{F_t d_g}{n b_w} \quad (3)$$

となる。ただし、 F_t は研削抵抗接線分力、 b_w は加工物幅である。

一方、研削熱による切れ刃の加熱に関しては文献9)と同様のモデルを用いることにする。すなわち、砥粒を半無限体とし、非定常1次元の熱伝導問題として扱うことにすると、切れ刃が加工物を切削している間に切れ刃-加工物接触面 A から単位時間当たり一定の熱量 Q_g が砥粒内部 x_g 方向に流入する時、加熱時間(切削時間) τ_h 後の砥粒内部の温度分布は次式で与えられる。

$$T(x_g, \tau_h) = \frac{Q_g}{k_g A} \left[\frac{\xi}{\pi^{1/2}} \exp\left\{-\left(\frac{x_g}{\xi}\right)^2\right\} - x_g \left\{1 - \operatorname{erf}\left(\frac{x_g}{\xi}\right)\right\}\right] \quad (4)$$

ここで、 $\xi = 2(a_g \tau_h)^{1/2}$ である。したがって、砥粒表面の温度は式(4)において $x_g = 0$ として次式で与えられる。

$$T(0, \tau_h) = \frac{2Q_g(a_g \tau_h)^{1/2}}{\pi^{1/2} k_g A} \quad (5)$$

一方、1個の切りくずを生成するのに要する時間 τ_0 は $\tau_0 = 2l/V = (Dt)^{1/2}/V$ より、単位時間に砥粒に流入する平均熱量 Q_g は式(3)を用いて

$$Q_g = \frac{\beta_g e_g}{\tau_0} = \frac{\beta_g d_g F_t V}{n b_w (Dt)^{1/2}} \quad (6)$$

したがって、1個の切りくずを生成した直後の切れ刃の温度 T_g は、式(6)を(5)に代入して $A = \pi d_g^2/4$ 、 $\tau_h = \tau_0$ と置くことにより、

$$T_g = \frac{8\beta_g(a_g V)^{1/2} F_t}{\pi^{3/2} k_g b_w n d_g (Dt)^{1/4}} \quad (7)$$

または

$$\beta_g = \frac{\pi^{3/2} k_g b_w n d_g (Dt)^{1/4}}{8(a_g V)^{1/2} F_t} T_g \quad (7)'$$

となる。

2.3 切りくず温度

切りくずの平均温度 T_{cmean} は切りくずへの熱流入割合が β_c より、

$$T_{cmean} = \frac{\beta_c Q_0}{\rho_w C_w (b_w t v)} = \frac{\beta_c F_t V}{\rho_w C_w (b_w t v)} \quad (8)$$

または

$$\beta_c = \frac{\rho_w C_w (b_w t v)}{F_t V} T_{cmean} \quad (8)'$$

となる。

2.4 研削エネルギーの流入割合の理論的導出

熱エネルギーの流入割合を求めようとするとき、“研削領域において、砥石、加工物、切りくずの温度が等しい”という仮定を用いる必要があるが、式(2)、(7)の形では適用できない。そこで、図1において、 $z=0$ のときの温度 T を熱源長さ $2l$ について平均すると、研削領域の加工物表面の平均温度 T_{wmean} が求まり、ピーク温度 T_w を用いて次式で表される。

$$T_{wmean} = 0.854 T_w$$

このときの熱源は単位時間を通して多数の切れ刃の切削作用を平均化して扱っているとみなすことができる。そこで、研削領域における砥石の平均温度に対しても、この間を通して多数の切れ刃の平均温度 T_{gmean} で近似できるとすると、式(7)の T_g は切削終了時の平均的砥粒の切れ刃温度を表していることから、式(5)を時間的に平均すればよく、

$$T_{gmean} = \frac{2}{3} T_g$$

で与えられる。

そこで、研削領域において、近似的に

$$T_{wmean} = T_{gmean} = T_{cmean}$$

が成り立つと仮定する。さらに、

$$\beta_w + \beta_g + \beta_c = 1$$

の関係を用いると、熱流入割合は次式で表される。

$$\beta_w = \frac{1.17(Dt)^{1/2}}{WV} / \Sigma \quad (9)$$

$$\beta_g = \frac{3\pi^{3/2} k_g n d_g (Dt)^{1/4}}{16(a_g V)^{1/2}} / \Sigma \quad (10)$$

$$\beta_c = \frac{\rho_w C_w t v}{V} / \Sigma \quad (11)$$

ただし、

$$\Sigma = \frac{1.17(Dt)^{1/2}}{WV} + \frac{3\pi^{3/2} k_g n d_g (Dt)^{1/4}}{16(a_g V)^{1/2}} + \frac{\rho_w C_w t v}{V} \quad (12)$$

3. 研削温度の実験的検討

3.1 実験方法

3.1.1 温度計の基本構造

図2に示すように測定対象物から放射された赤外線を受光して伝送し、集光レンズを介して光電変換素子 InAs に集光して電気信号に変換した後、増幅して出力する。InAs の応答速度は約 $1 \mu s$ であり、増幅器は $10 \sim 100 \text{ kHz}$ でほぼフラットな周波数特性を持っており、本研究に十分適用することができる⁸⁾。

温度計の出力校正は、電氣的に一定温度に加熱されている試験片から放射される赤外線を温度計で測定する方法で行った。

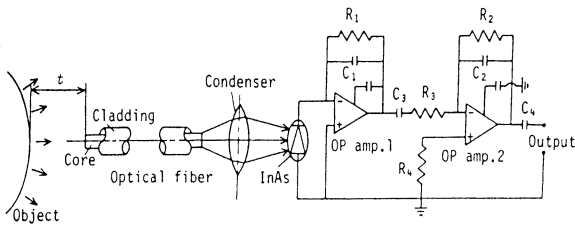


Fig. 2 Pyrometer system

Table 1 Characteristics of optical fiber

Core diameter μm	49
Numerical aperture NA	0.212
Relative index difference Δ %	1.0
Acceptance angle $2\theta_m$	24.4°

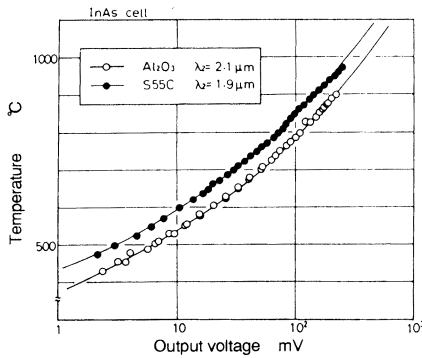


Fig. 3 Calibration curves of pyrometer

表1に本研究で用いたステップ型石英光ファイバの特性値を、図3に温度計の校正曲線の一例を示す。

3.1.2 実験装置

実験は定切込み平面研削で行い、加工物内部の研削温度、及び切削直後の砥粒切れ刃温度を測定した。実験装置を図4に、実験条件を表2に示す。

加工物内の温度：加工物の底面から研削表面近傍まであけた直径0.6 mmの小孔にコア径49 μm の光ファイバを挿入し、受光面が小孔の底面と接する位置で固定する。研削砥石が小孔上部を研削して通過するとき小孔底部は加熱され、そのとき放射される赤外線が光ファイバで受光し、温度測定を行う。

砥粒切れ刃温度：研削点より $\theta=45^\circ$ の砥石外周部に設置したファイバホルダに光ファイバ1本を挿入し、受光面と砥石表面との距離をマイクロメータによって $t_f=100 \mu\text{m}$ に設定する。切削した切れ刃が光ファイバ直下を通過するとき砥粒切れ刃から放射される赤外線が光ファイバで受光する。

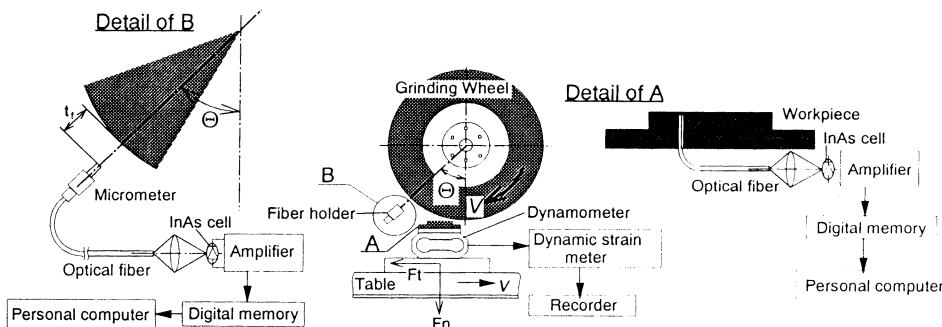


Fig. 4 Schematic illustration of experimental arrangement

Table 2 Summary of experimental conditions

Grinding conditions	
Peripheral wheel speed V	1 655 m/min
Workpiece speed v	10 m/min
Wheel depth of cut t	10-75 μm
Up grinding with no fluid	
Grinding wheel	
Designation, A 36 K 7 VC(3)B	
Structure, $V_p=40.0\%$, $V_r=49.1\%$, $V_b=10.1\%$	
Wheel diameter D	282 mm
Wheel width B	30 mm
Workpiece	
S 55 C, FC 20, SUS 304	
Work length l_w	50 mm
Work width b_w	6 mm

出力信号はいずれもサンプリング間隔1 μs でデジタルメモリーに記憶させた後、マイクロコンピュータで処理する。研削抵抗は加工物を取り付けた動力計により測定した。なお、砥石はドレス直後の不安定な状態を避けるため、一定量研削して用いた。

3.2 実験結果

3.2.1 加工物温度

図5にS 55 C, FC 20, SUS 304の測定結果を示す。横軸は時間で、1 msが加工物の長さで0.17 mmに相当する。 z は研削表面からの深さを表している。

研削表面に近づくにつれて加工物温度は高くなるとともに、なめらかな曲線から細かな変動の多い曲線へ変化している。表面下20 μm では多数の切れ刃による熱パルスが現れており、熱パルスの高さは研削温度が高くなるSUS 304でもっとも大きく、200 $^\circ\text{C}$ 以上にも達している。これに対し、温度の低いFC 20では比較的なめらかであり、砥粒切れ刃温度も高温に達していないと考えられる。

これらの結果から、各深さ z におけるピーク温度を読みとり、加工材料間で比較した結果が図6である。図より、研削表面温度 T_w を外挿して求めると、SUS 304が1 090 $^\circ\text{C}$ 、S 55 Cが950 $^\circ\text{C}$ 、FC 20が890 $^\circ\text{C}$ となり、熱伝導率が他の1/4程度のSUS 304でもっとも高い温度となっている。

3.2.2 切れ刃温度

切れ刃温度を測定したときの出力波形の一例を図7に示す。パルス高さ h から切れ刃温度、パルス幅 b から砥粒切れ刃の大きさ、パルス間距離 l_s から切れ刃間隔が求まる。

多数の切れ刃の温度を測定し、その結果から平均温度 T を求め、切込み深さ t で整理した結果が図8である。切込みに関係なくほぼ一定であり、FC 20で900 $^\circ\text{C}$ 、S 55 Cで1 000 $^\circ\text{C}$ 、

SUS 304で900 $^\circ\text{C}$ である*。 t の増加によって研削領域の温度は上昇するが、切れ刃数も増すために、一つ一つの切れ刃の温度はほぼ一定となるためである。図4において $\theta=45^\circ$ としていることから、測定される切れ刃温度は切りくず生成後4.0 ms経過したときのもので、この間

* 測定切れ刃温度の最高温度 T_{max} はSUS 304で1 340 $^\circ\text{C}$ 、S 55 Cで1 260 $^\circ\text{C}$ 、FC 20で900 $^\circ\text{C}$ であり、平均温度の傾向とは異なる。

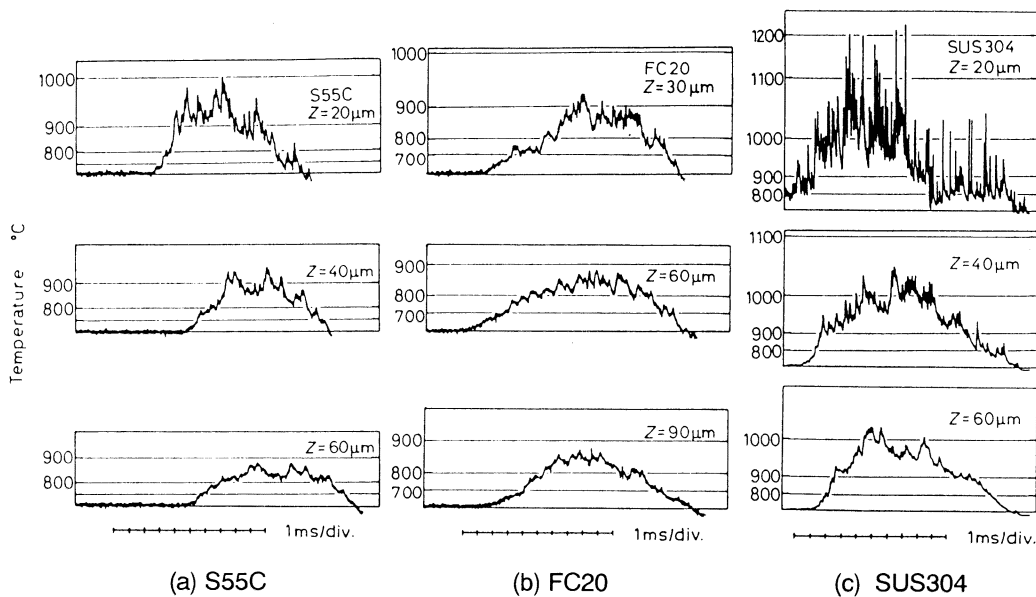


Fig. 5 Grinding temperature histories in workpiece

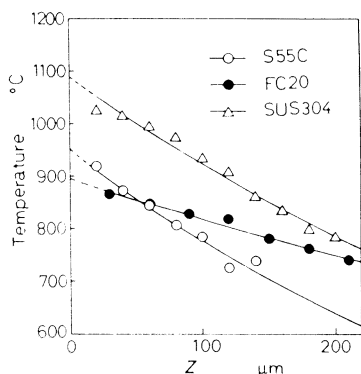


Fig. 6 Temperature distribution in workpiece

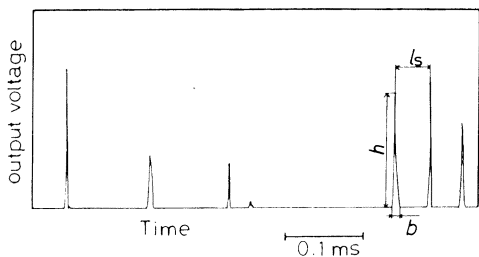


Fig. 7 Typical output wave of grinding temperature of cutting grains

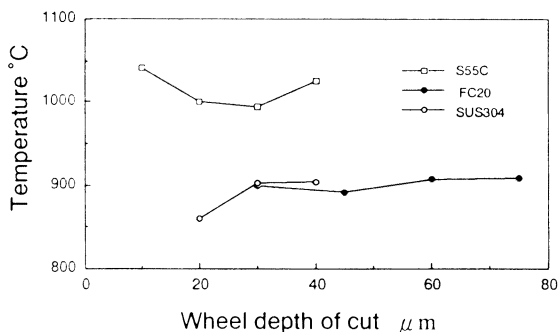


Fig. 8 Mean temperature of cutting grains measured

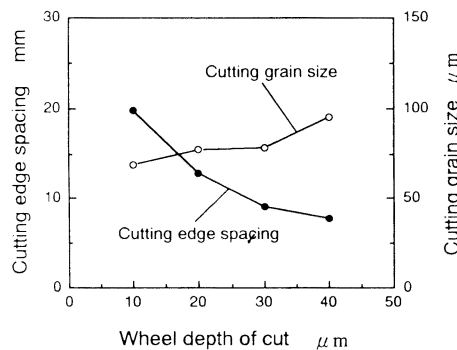


Fig. 9 Cutting grain size and cutting-edge spacing

に切れ刃は冷却されることになる。この冷却効果を解析し、測定温度 T から切りくず生成直後の切れ刃温度 T_g を推定すると、 $T_g = T/0.831$ の関係が成り立つ⁹⁾。この関係より、測定結果 T から T_g を求めた結果を表 4 に示す。

図 9 は代表例として S55C をとりあげ、砥石切込み深さ t が切れ刃間隔 l_s 、切れ刃の大きさ d_g に及ぼす影響を調べた結果である。切れ刃の大きさは作用面の形状を円形と考え、その直径で表している。 t が大きくなれば l_s は小さくなり、 d_g は大きくなる傾向にある。これらの結果より、各加工材料における d_g 、切れ刃数 $n (=1/l_s)$ を求めた結果を表 4 に示す。

4. 熱流入割合の検討

4.1 実験値と理論値との比較

実験値をもとに加工物への熱流入割合 β_w は、式 (2)' に加工物表面温度 T_w 、研削抵抗 F_t を代入することによって求めることができる。砥粒への熱流入割合 β_g は式 (7)' に切れ刃温度 T_g 、研削抵抗 F_t 、切れ刃数 $n (=1/l_s)$ 、切れ刃径 d_g を代入すればよい。切りくずへの熱流入割合 β_c は、切りくず平均温度 T_{cmean} が加工物の研削表面温度 T_w に等しいとして式 (8)' より求めることができる。

一方、理論値は式 (9)~(12) より求めることができる。ただし、切れ刃数 n 、切れ刃径 d_g は加工条件とみなし、実験から得られる値を用いている。

表 3 の材料物性値、および表 4 の実験結果を用いて熱流入割

Table 3 Thermal properties of materials

	ρ 10 ³ kg/m ³	C 10 ² J/(kg·K)	k 10 W/(m·K)	α 10 ⁻⁵ m ² /s
Al ₂ O ₃	3.9	7.5	3.0	1.0
S 55 C	7.8	4.9	5.9	1.6
FC 20	7.3	5.5	5.3	1.7
SUS 304	8.0	5.2	1.6	0.45

Table 4 Experimental results for calculation

	t μ m	F_t N	d_g μ m	n 1/m	T_g °C	T_w °C
S 55 C	20	80.8	77	77.1	1200	950
FC 20	30	97.6	31	43.6	1080	890
SUS 304	20	61.2	140	41.9	1040	1090

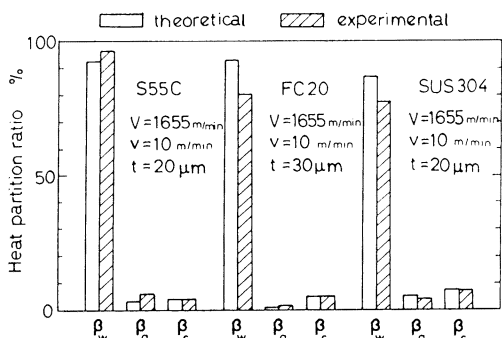


Fig. 10 Comparison of thermal partition coefficients which are obtained experimentally and theoretically

合を求め、実験値と理論値を比較した結果を図10に示す。加工物には80%程度の熱が流入しているのに対し、砥粒や切りくずにはそれぞれ10%以下の熱しか流入しておらず、大半の熱が加工物に流れることがわかる。また、加工物の中では、S 45 Cで β_w が90%以上に対し、熱伝導率の低いSUS 304では80%を下回っている。加工物温度、砥粒切れ刃温度それぞれの測定結果をもとに求めていることから、実験値の合計は必ずしも100%とはなっていないが、いずれもこれに近い値となっており、加工物や砥粒の温度測定が精度良くなされたと考えることができる。

また、理論値は実験値と比較的によく一致しており、先の取扱いがおおむね妥当であったことがわかる。

4.2 加工条件の影響

図11は加工物がS 55 Cの場合をとりあげ、研削条件の影響を理論的に調べた結果である。砥石周速度 V は熱分配率にほとんど影響しない。加工物速度 v の影響もそれほど大きくはない。砥石切込み深さ t の影響ももっとも大きく、 t が大きくなると β_g, β_c が増えて、 β_w が減少する傾向にあることがわかる。

5. 結 言

光ファイバ型赤外線放射温度計を用いて、研削中の加工物温度、および砥粒切れ刃温度を測定することにより、研削熱の流入割合を実験的に求めるとともに、解析的に求めた結果と比較検討した。得られた結果をまとめると次のようになる。

- (1) 研削熱のうち、ほぼ80%程度が加工物に流れ、特に熱伝導率の良いS 55 Cで90%以上となるが、砥粒と切りくずにはそれぞれ10%以下である。

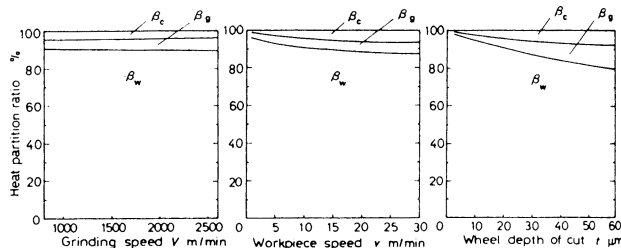


Fig. 11 Effect of grinding conditions on thermal partition coefficient (workpiece S 55 C)

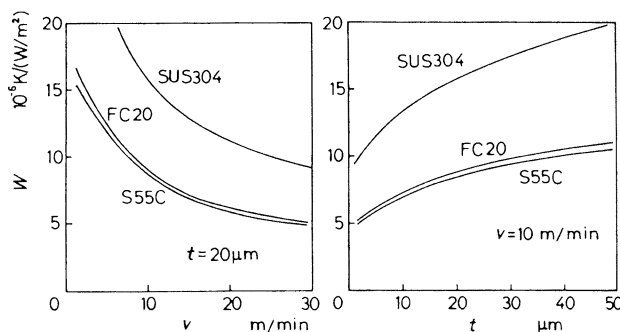


Fig. 12 Influence of grinding conditions and work materials on value of W

- (2) 理論値は実験値と比較的によく一致しており、理論的解析が妥当であったといえる。
 - (3) 砥石周速度、加工物速度の熱流入割合への影響は小さく、切込み深さが大きくなると加工物への割合が減少し、砥粒への割合が増える。
- 終わりに、砥石の提供を受けた(株)ミズホに感謝します。

【付 録】

図12は加工物、加工物速度 v 、および砥石切込み深さ t の W への影響を調べた結果である。熱伝導率 k の影響が大きく、 k が小さいほど、 v が小さいほど、 t が大きくなるほど W は大きくなることわかる。

参 考 文 献

- 1) 高沢高哉：研削熱の加工物への流入割合，精密機械，30，12（1964）914。
- 2) S. Ramanath and M. C. Shaw：Abrasive Grain Temperature at the Beginning of a Cut in Fine Grinding，Trans. ASME., J. Eng. Ind., 110, (1988) 15。
- 3) 鍵和田忠男，齊藤勝政：研削における発生熱の分配割合，日本機械学会論文集（第3部），43，373（1977）3500。
- 4) T. Ueda, A. Hosokawa and A. Yamamoto：Studies on Temperature of Abrasive Grains in Grinding - Application of Infrared Radiation Pyrometer，Trans. ASME., J. Eng. Ind., 107 (1985) 127。
- 5) T. Ueda, A. Hosokawa and A. Yamamoto：Measurement of Grinding Temperature Using Infrared Radiation Pyrometer with Optical Fiber，Trans. ASME., J. Eng. Ind., 108, (1986) 247。
- 6) T. Ueda, K. Yamada and T. Sugita：Measurement of Grinding Temperature of Ceramics Using Infrared Radiation Pyrometer with Optical Fiber，Trans. ASME., J. Eng. Ind., 114, (1992) 317。
- 7) 例えば，河村末久，岩尾幸博，西口重雄：研削焼けの基礎的研究（第2報），精密機械，45，1（1979）83。
- 8) 上田隆司，岡田公之，鳥居明人：光ファイバを用いた赤外線放射温度計による研削機構の研究（砥粒切れ刃の温度と切削作用），日本機械学会論文集，C編，55，516（1989）2251。
- 9) 上田隆司，細川 晃，山本 明：平面研削における砥粒切れ刃の熱挙動，精密機械，51，9（1985）1732。