研 究

接触弧内における研削液の沸騰*

—湿式研削温度の研究（第1報）—

安 井 平 司**

Grinding Fluid Boiling in Wheel-work
Contact Zone
—Studies on Grinding Temperature in
Wet Grinding (1st Report)—

Heiji YASUI

This report deals with the rise in temperature and the boiling phenomena of grinding fluid in the wheel-work contact zone, which influence the performance of grinding fluid. The temperature in the contact zone for various grinding conditions was measured in detail by the thermocouple method. Grinding fluid used was soluble type. From the results, it is cleared that for light grinding conditions the maximum grinding temperature in wet grinding is considerably lower than in dry grinding. But, for heavy grinding conditions the difference between the temperatures in wet and dry grinding

is very small. Furthermore, even if the difference is large in the initial grinding process, the difference is found to become very small by grinding in some cases. By discussing the results, it is considered that the variation in the effect of injecting grinding fluid on the temperature is caused by the excessive boiling of grinding fluid over the burnout point at that heat transfer flux to grinding fluid becomes the maximum. The consideration may be supported by the experimental result in which from a critical grinding heat flux the maximum grinding temperature in wet grinding begins to rise rapidly and becomes almost the same in dry grinding.

Key words: grinding fluid, grinding temperature, grinding fluid boiling, soluble oil, thermocouple method, wheel-work contact zone, burnout temperature.

1. は じ め に

研削時に発生する研削熱による工作物表面温度上昇が過度になると、研削焼けや割れなど種々の熱的障害が発生する。このような熱的障害を防止するうえで、また、熱的障害の発生を考慮した最適研削条件を選定するうえで、各種研削条件に対する研削温度を数式化し、予測し得るようにすることは重要なことである。

湿式研削は熱的障害の発生阻止に有効とされている。しかし、湿式研削温度に関する研究は、乾式の温度解析を拡張した理論的検討¹⁾²⁾にとどまっており、その理論の妥当性の検討など実験的な方面からの検討はほとんどなされていないのが現状と思われる。従来の熱解析³⁾から考えれば、湿式研削温度の解析にあたっては、まず熱流入割合に関係する研削液側への熱伝達形態（以下、単に熱伝達形態と記す）および切れ刃と工作物との摩擦係数（以下、単に摩擦係数と記す）が問題となろう。ここで、摩擦係数は研削抵抗を、それらの各項によって研削

温度に及ぼす影響が異なると考えられる摩擦項と切削項とに分割する際に必要なものである³⁾⁴⁾。

この熱伝達形態や摩擦係数には、研削液供給条件により研削焼け⁵⁾、研削抵抗⁶⁾や研削比⁷⁾などの湿式研削特性に異なる結果がでていることを考慮すれば、通常考えられているように研削液供給条件による冷却効果や潤滑効果の違いが影響すると思われる。また、従来ほとんど考慮されていないが、熱伝達形態や摩擦係数に温度の関数である熱伝導率、比熱および粘度などが関係することを考えると、研削液の効果が作用する部分である接触弧内温度、言い換えれば、その温度と関係する研削液供給条件以外の研削条件の影響も考えられる。このことは、湿式研削温度を求めるために必要な熱流入割合は温度が既知でないと求まらず、その定量化が非常に複雑になることを意味する。

もちろん、研削条件による接触弧内温度上昇差が小さい、ないしは物性値や熱定数への温度の影響が少ない研削液であれば、温度の影響は少ないと考えられるので、その定量化は比較的容易になると思われる。しかし、報告されている結果をみると、湿式研削における接触弧内最高温度が数百℃になっている場合⁸⁾は珍しくない。このような高い温度上昇は研削液の物性値や熱定数を大きく変える可能性がある。また、最近、Shaftoら⁹⁾は比

* 原稿受付 昭和56年6月15日。昭和53年度精機学会秋季大会学術講演会（昭和53年10月3日）および昭和55年度精機学会春季大会学術講演会（昭和55年3月28日）ならびに精機学会九州支部大分地方講演会（昭和55年11月25日）にて発表。

** 正 会 員 熊本大学工学部（熊本市黒髪2-39-1）

Table 1 Grinding conditions

Grinding wheel	Types	WA 46 M 8 V, WA 46 K 8 V, WA 46 I 8 V
	Dimensions	$\phi 205 \times 19 \times \phi 50$ mm
Workpiece	Types	Die steel SKD 11 ($H_v \approx 800$)
	Dimensions	Length; 40 mm, Width; 4 mm
Wheel speed	Symbol; V	32 m/s (1 900 m/min)
Table speed	Symbol; v	0.017–0.2 m/s (1–12 m/min)
Depth of cut	Symbol; t	10–70 μ m/pass
Coolant	Types	Soluble, Air (Dry)
	Flux	10 L/min
Dressing	Depth of cut	30 μ m/pass
	Feed	360 μ m/rev

較的特殊なクリープフィード研削の場合であるが、研削条件が過酷になると研削液温度の上昇によって研削液が沸騰することがあると報告している。このような結果からすると、湿式研削では研削液が沸騰する場合にはもちろん、沸騰しない場合にも熱伝達形態や摩擦係数に接触弧内温度が影響する可能性がある。以上のような観点からすると、湿式研削温度の定量化にあたっては、従来ほとんど調べられていなかった接触弧内温度上昇形態をまず実験的により十分に握握することが肝要かと思われる。

本研究は湿式研削温度の定量化を目指している。本報告では、その第一段階として、同一研削液供給条件で砥石切込みとテーブル速度を変えた場合の接触弧内温度の変化を調べた。なお、研削液にはソリュブルタイプを用いた。そして、その結果を乾式の場合の結果と比較することによって、湿式研削温度の上昇形態を検討した。この検討にあたっては、熱伝達形態や摩擦係数に顕著な影響を及ぼすと思われる研削液の沸騰の有無を考慮した。以下にその結果を報告する。

2. 実験方法および条件

本実験はすべて両端切込みの平面プランジカット研削で行った。表 1 に本実験で用いた主な実験条件を示す。研削液の供給方法は、図 1 に示す幅 6 mm、厚さ 0.5 mm の出口形状をもつノズルで研削点に供給する方法を用いた。

研削温度は図 2 に示すような従来幾つかの研究¹⁰⁾で用いられている方法、すなわち工作物間に絶縁物である雲母を介して、厚み 10~15 μ m のニッケル線をはさみ、ニッケル線と工作物とで研削時に熱電対を構成させるような方法で測定した。研削抵抗は抵抗線ひずみゲージを貼付した八角形弾性リング動力計で測定した。

a (mm)	b (mm)	α (°)
6	0.5	5

SECTION AA

Fig. 1 Setting-up and outlet shape of the injecting nozzle **Fig. 2** Measuring method of grinding temperature in wheel-work contact zone **Fig. 3** A comparison between the grinding temperatures in dry and wet grinding for the depth of cut of 30 μ m/pass

Depth of cut; 30 μ m/pass, Table speed; 0.2 m/s, Direction of feed; down cut, Grinding wheel; WA 46 M 8 V, Workpiece; SKD 11 ($H_v \approx 800$)

3. 実験結果および考察

図 3 に WA 46M 砥石を用い、砥石切込み 30 μ m/pass、テーブル速度 0.2 m/s で研削した場合の下向き研削方向における接触弧内およびその近傍の工作物表面温度を

湿式と乾式とを比較して示す。ただし、温度測定は研削初期に行った。図からわかるように、工作物表面温度は工作物表面が接触弧入口 A に達するまでは、乾式、湿式の場合ともほとんど変化が見られない。ただし、乾式の方が前回までの研削の影響による残留温度 T_r 分だけ湿式よりも高い。工作物表面が接触弧内に入ると研削熱によって急激な温度上昇が生じ、ある位置まで温度が上昇する。なお、ここでいう温度とは温度曲線上において間欠的に急上昇、急下降を示す砥粒研削点温度ではなく、図 3 の模式図で点線で示されるそれらの平均値、すなわち砥石研削点温度のことである。ある位置で最高温度に達したのち、その位置から接触弧出口 B 付近までほぼ一定の温度を保ち、接触弧出口付近から温度が下降する。工作物表面が接触弧内に入ってから的工作物表面温度は、定性的にはこのような変化をするが、湿式と乾式とを比較すると最高温度はほとんど変わらず、研削液を供給した効果が見られない。また、接触弧通過後の温度の下降速度は乾式よりも湿式の方が多少大きくなっている程度であり、この点でもそれほど効果が見られない。なお、通常研削液の接触弧内への浸入のしやすさと考えられている接触弧長さは、図 3 の模式図からわかるように、津和らによって行われている考え方¹⁰⁾で測定された長さの方が設定切込みから幾何学的に計算された長さ $\sqrt{Dt}$ (D : 砥石直径, t : 設定切込み) より多少長くなっていることを付言しておく。

図 4 に砥石切込みが $10 \mu\text{m/pass}$ でテーブル速度を変えた場合の接触弧内およびその近傍の工作物表面温度を乾式と湿式とを比較して示す。なお、他の研削条件は図 3 と同じである。図からわかるように、どのテーブル速度の場合でも、湿式の場合は乾式の場合のように前回までの研削の影響による残留温度はみられない。また、接触弧入口からの温度上昇速度および最高温度は乾式の場合に比較して相当低い。この結果から、これらの研削条件の場合においては、工作物表面が接触弧内を通過後、すなわち研削後の工作物表面の残留研削熱が除去されることはも

Fig. 4 Influence of injecting grinding fluid on grinding temperature for the depth of cut of $10 \mu\text{m/pass}$
Depth of cut: $10 \mu\text{m/pass}$, Direction of feed: down cut, Grinding wheel: WA 46 M 8 V, Workpiece: SKD 11 ($H_v \approx 800$)

Fig. 5 Influence of injecting grinding fluid on grinding temperature for the depth of cut of $70 \mu\text{m/pass}$
Depth of cut: $70 \mu\text{m/pass}$, Direction of feed: down cut, Grinding wheel: WA 46 M 8 V, Workpiece: SKD 11 ($H_v \approx 800$)

ちろん、接触弧内にも研削液が浸入し、研削液の供給効果が発揮されていると言える。

図 5 に砥石切込み $70 \mu\text{m/pass}$ でテーブル速度を変えた場合の接触弧内およびその近傍の工作物表面温度を乾式と湿式とを比較して示す。なお、他の研削条件は図 3 と同じである。図からわかるように、テーブル速度 0.017 m/s に対する場合には、砥石切込み $10 \mu\text{m/pass}$ で見られたように、湿式の場合の方が乾式の場合よりも接触弧

Fig. 6 Example of variation in grinding temperature in wet grinding process
Depth of cut: $70 \mu\text{m/pass}$, Table speed: 0.017 m/s , Direction of feed: down cut, Grinding wheel: WA 46 M 8 V, Workpiece: SKD 11 ($H_v \approx 800$)

内での最高温度は非常に低くなっており、顕著な研削液の供給効果が見られる。この一方、テーブル速度 0.1 m/s と 0.2 m/s では、乾式の場合のような前回までの研削の影響による残留温度は湿式の場合には見受けられないものの、最高温度は多少低いだけで、湿式と乾式の場合の差はそれほど見られない。また、接触弧出口付近からの温度の冷却形態についても、図3の場合同様、それほど湿式の効果は見られない。

図6に砥石切込み $70 \mu\text{m/pass}$ 、テーブル速度 0.017 m/s で研削する場合の下向き研削方向の初期研削過程における接触弧内およびその近傍の工作物表面温度の変化を WA 46 I および WA 46 M 砥石の場合について示す。なお、WA 46 M 砥石の場合の最初の研削過程 i は図5に示したものと同一である。図からわかるように WA 46 I の場合には研削過程が進んでも、接触弧内の温度形態に変化がなく、また前述の WA 46 M の乾式の結果よりも相当低いので、研削液の供給効果が持続しているものと思われる。これに対して、WA 46 M の場合には、第 i 回目の研削では、前述したように研削液の供給効果は見られる。しかし、次の下向き研削過程である $i+2$ 回目では、その効果は多少変化し、最高温度が多少高くなる。そして、その次の $i+4$ 回目では $i+2$ 回目での温度形態とは急激に変わり、最高温度が非常に高くなる。この最高温度を図5の乾式の結果と比較すると、乾式の場合とはほぼ同程度であるのがわかる。

以上の図3から図6までの結果から次のことが言える。軽研削条件の低砥石切込みや低テーブル速度の場合

には、接触弧内における温度上昇は乾式よりも湿式の場合の方が相当低く、研削液の供給効果は顕著に見られる。しかし、高砥石切込みや高テーブル速度になると、接触弧内の温度上昇を防止する効果はほとんどなくなり、乾式と同程度の温度上昇が生じる。また、ある研削過程までは研削液供給効果が見られても、更に研削過程が進むと効果が見られなくなってしまう場合がある。

このような研削液供給効果が見られなくなる現象が生じるのは、研削条件が厳しくなるため、接触弧長さが理論的に考えられる長さよりも長くなったり、砥石の弾性変形によって砥石作業面近傍の砥粒密度が密になったりし、研削液が浸入しにくくなることの影響も考えられる。しかし、図3の研削液供給効果がみられない砥石切込み $30 \mu\text{m/pass}$ 、テーブル速度 0.2 m/s の場合の接触弧長さは、津和らの考え方¹⁰⁾で検討したところ顕著な効果が見られる図5の砥石切込み $70 \mu\text{m/pass}$ 、テーブル速度 0.017 m/s の場合よりも実際上も短い。一方、砥石作業面近傍の砥粒密度の変化の影響であるが、接触弧部の弾性変形は、Krug らの報告¹¹⁾を考慮すると、たかだか数 μm 以下と考えられる。このことを考えると、砥粒直径が 0.4 mm 程度の砥石を使用している本実験の場合には、砥石の弾性変形は気孔の大きさにはほとんど影響しない、言い換えれば研削液の浸入の難易にはほとんど影響しないことが考えられる。以上のことから、本実験の範囲内では少なくともある程度以上の研削液が接触弧内に浸入していると考えるのが妥当と思われる。このように考えると、研削液が接触弧内に浸入しているにもかかわらず、研削条件が厳しくなるとその効果が発揮されなくなり、接触弧内温度が乾式と同程度になる原因が問題となる。

この原因を検討するにあたって、まず、研削液が接触弧内で発揮し得る効果を考えてみると、潤滑効果、冷却効果および目づまり防止効果である。このうち、潤滑効果と目づまり防止効果は接線研削抵抗、言い換えると、発生研削熱量を減少させる効果があるが、これらの効果の変化によって図6に示した研削過程における急激な温度変化を考えるのは困難である。というのは、熱解析¹⁾によれば、熱流入割合が変わらず、発生熱量のみの変化で図6で見られたような急激な温度変化を生じさせるためには、発生熱量に相当の変化がなければならない。しかし、図6の温度測定の際に同時に測定した接線研削抵抗の結果によれば(図は省略)、急激な温度変化前後の接線研削抵抗の変化は極くわずかであったためである。そこで、次に冷却効果について検討してみる。

Fig. 7 Boiling curve of water at atmospheric pressure when using a platinum wire of 0.14 mm in dia.

伝熱学¹²⁾によれば、伝熱面の温度 T_w と水の飽和温度 T_s の差 $(T_w - T_s)$ (以下では、後述するものも含めて、単に記号のみで示し得る場合には、記号で示す) と単位時間、単位面積あたりに伝熱面から水側に伝わる熱流束 Q_w との間には、一般的に図 7 の例¹³⁾に示すような関係がある。なお、図は自然対流で熱伝達を行う場合の例である。図において、 $(T_w - T_s)$ が AB で示す自然対流領域の範囲にある時は Q_w は $(T_w - T_s)^{5/4}$ に比例するとみなせるが、 $(T_w - T_s)$ が B 点を越えるような差になると、伝熱面で核沸騰が発生し始め、 Q_w は急激に大きくなる。この Q_w の上昇は $(T_w - T_s)$ が D 点に達するまで続くが、バーンアウト点と名付けられている D 点の熱流束 Q_{wb} に達すると、もはや発生気泡が多くなりすぎ、沸騰による Q_w の増大はなくなる。そして、更に $(T_w - T_s)$ が増大すると、 Q_w は逆に減少するようになり、その減少は水と伝熱面との直接の接触がなくなる E 点の膜沸騰領域に達するまで続く。なお、D 点を越えると発生熱流束はバーンアウト点の熱流束よりも増加しているのに Q_w が減少するので、 $(T_w - T_s)$ は急激に大きくなる。したがって、一般的にはバーンアウト点を越えると $(T_w - T_s)$ はすぐに E 点に達するようになると言える。E 点を越えると Q_w は再び増加し始めるが、 Q_w がバーンアウト点の Q_{wb} まで回復する F 点に達するのは $(T_w - T_s)$ が 1000°C 近くになってからである。ところで、膜沸騰状態の Q_w は、従来の報告から考えれば、空気とほぼ同程度であると思われる。すなわち、平板上の強制対流熱伝達や管内乱流熱伝達を検討した報告によれば、平板上における熱伝達率が開始されてからの距離や管路が同一の場合における熱伝達率 h は、レイノルズ数、プラントル数および熱伝導率をそれぞれ Re , Pr および λ で記すと、次式で表される。

$$h = AR_e^{0.8} Pr^{1/3} \lambda \quad (A: \text{定数}) \quad (1)$$

Fig. 8 Predicted schematic diagram for the relationship between heat flux generated by grinding and the maximum grinding temperature

上式において、種々の温度に対する Re は空気と水蒸気とでは動粘性係数にほとんど差がない¹⁵⁾ ので、ほぼ同じと言える。 Pr は空気が約 0.7 に対して水蒸気の方が多少大きい¹⁵⁾。これに対して、 λ は空気の方がわずかに大きい¹⁵⁾。このようなことから、空気と水蒸気の熱伝達率は水蒸気の方が多少大きいとは考えられるが、ほぼ同程度と言え、膜沸騰状態の熱伝達率は空気と大きな差がないものと考えられる。なお、上述の場合は沸騰膜をおおう水の温度については言及していないが、その温度(サブクール温度と言われる)が変われば沸騰膜の熱伝達率が 50% 程度変化すると言われている¹⁶⁾。

上述のような伝熱面温度と熱伝達率との関係が接触弧内においても成立すると仮定して、接触弧内で単位時間・単位面積あたりに発生する熱量 Q_0 と最高温度 θ_{max} との関係を考えてみると、定性的に図 8 のようになる。なお、図 8 には比較して考えるということから乾式の場合も同時に示している。 Q_0 が増加すると、その増加に伴って工作物側への流入熱量 Q_f も増加するが、乾式の熱解析¹⁷⁾によれば、この Q_f に正比例して θ_{max} は上昇する。この一方、研削液側への熱流束 Q_f は、温度上昇がバーンアウト温度 T_b に達するまでの範囲では、前述のように温度に対して指数関数的に比例して増大するので、 Q_f/Q_0 は相対的に大きくなり、 Q_f/Q_0 、言い換えれば θ_{max}/Q_0 はそれほど大きな増加はしない。一方、空気の場合には、水よりもはるかに熱伝達率が低く、かつ温度変化による影響も比較的少ないので、同一発生熱量でも乾式と湿式の温度差は相当大きくなる。しかし、 Q_0 が T_b 以上に温度上昇させるような熱量 Q_b を越えるようになると、 Q_f は膜沸騰温度 T_m に対応する熱流束 Q_m に達するまで減少するので、相対的に Q_f/Q_0 が急激に増大し、それに伴って θ_{max}/Q_0 も急激に増大する。なお、 Q_b と Q_m との差は前述の理由から大きな差はないものと思

Fig.9 Relationship between heat flux generated by grinding and the maximum grinding temperature

われる。 Q_0 が Q_m を越えるようになると、 Q_f は再び増大し始めるので、 θ_{max}/Q_0 は減少傾向を示すようになる。なお、 Q_0 以上では、湿式と乾式とで θ_{max} に大きな差がないように考えているが、これは前述したように水蒸気膜が接触弧内全面をおった場合の熱伝達率は空気と大きな差が考えられないとのことからである。また、前述したサブクール温度については、乾式の結果から考えると、通常空気への熱伝達は無視し得る程度のものであるので、空気と同等に考え得る水蒸気の場合で熱伝達率が50%程度変化したとしても研削温度への影響は少ないと考えるのが妥当と現時点では思っている。

以上のような Q_0 と θ_{max} との関係が研削の場合に定量的に適用し得るかどうかについては、より詳細な検討が必要であると思われる。しかし、バーンアウト現象を考慮した図8の概念図を考えることによって、図3から図6までに示した研削温度に対する研削液の供給効果がある場合とない場合の結果の理由が矛盾なく説明できるので、この概念図は妥当と考えられる。図9に研削によって発生した熱流束 Q_g と θ_{max} との関係をテーブル速度をパラメータとして示す。なお、 Q_g は測定した接線研削抵抗と砥石周速度の積から求めた。図より、テーブル速度によってその値は異なるが、ある熱流束を越えると θ_{max} が急激に大きくなる傾向があるのがわかる。そして、詳細な検討は省くが、急上昇する θ_{max} は100°C近傍という興味ある結果となっているのがわかる。また、テーブル速度0.017 m/sの場合のみの結果であるが、 Q_g が小さい範囲で乾式の方が湿式よりも θ_{max} が相当大きいのがわかる。これらの結果は、テーブル速度の影響があるということを考慮すれば、図8の概念図と定性的に良く一致しており、上述の概念の妥当性を裏付けるもの

Fig.10 An example of wet grinding temperature measured in a special case

Depth of cut; 30 $\mu\text{m/pass}$, Table speed; 0.1 m/s, Direction of feed; down cut, Grinding wheel; WA 46 18 V, Workpiece; SKD 11 (Hv $\approx$ 800)

と思われる。なお、テーブル速度によって θ_{max} が急上昇する Q_g が異なるのは、Jaegerの移動熱源理論¹⁷⁾や高沢の研削温度についての考え方¹³⁾などを考慮すると、工作物側への熱流入割合や θ_{max} そのものへのテーブル速度の影響が異なるためと思われる¹⁸⁾が、このことについては別報で言及する。

図10に幾つかの研削条件の場合にだけ見いだされた特殊な湿式研削温度形態の一例を示す。図からわかるように、湿式の場合の温度形態は、接触弧入口からある位置までは乾式よりも相当低い状態を保ち、冷却効果が見られる。そして、その低い状態の温度は100°C近傍である。しかし、ある位置を越えると温度が急上昇し、接触弧出口付近では乾式と同程度の温度となり、冷却効果が見られなくなってしまう。また、接触弧出口付近からの冷却速度も前述の供給効果が見られなかった幾つかの例よりも相当急速になっている。このように、この例は前述した幾つかの例とは異なり、一つの接触弧内の温度形態に、冷却効果が見られる部分と見られない部分があるということで特殊なものであるが、この温度形態のうちの接触弧入口から出口までの温度の変化形態は図8の概念図における Q_m までの形態と定性的に良く一致している。このことから、図10の結果は接触弧入口から研削熱によって温められた研削液がある位置でバーンアウト温度に達した後、更に温められた結果、研削液側へ移動する熱流束が減少したため急激な温度上昇を生じたことを意味するものと思われる。この点については更に詳細な検討が必要と思われるが、研削液の沸騰が、このように研削液が接触弧入口から温められた結果として発生する現象であれば、今後、熱解析をするうえで重要なことと思われる。なお、図10で接触弧出口付近からの冷却速度が前述の他の例よりも速くなっているのは、この例ではそれほど沸騰膜が厚くなく、膜状凝縮が生じやすかったためと思われる。

4. ま と め

以上をまとめると以下ようになる。

- (1) 砥石切込みが小さい、あるいはテーブル速度が遅い研削条件における湿式研削では、接触弧内の温度上昇は乾式に比較して相当低く、研削液供給効果が見られる。
- (2) しかし、砥石切込みが大きいの、あるいはテーブル速度が速い研削条件になると接触弧内での温度上昇形態は湿式の場合と乾式の場合とではそれほど差がなくなり、研削液供給効果が見られなくなる。ただし、接触弧外での残留熱除去に対する研削液供給効果は見られる。
- (3) 初期研削過程では研削液の供給効果が見られても研削過程が進むと供給効果が見られなくなる場合がある。
- (4) 上述のように研削条件が厳しくなると、湿式の接触弧内温度上昇形態が乾式と差がなくなるのは、発生研削熱によって、研削液が接触弧内でバーンアウト点以上の過度の沸騰をし、熱伝達率が悪くなるためと思われる。
- (5) この観点から結果を検討したところ、テーブル速度によってその値は異なるが、発生研削熱がある臨界値を越えると接触弧内最高温度は急激に高くなるという特徴的な結果が得られた。
- (6) 接触弧内の温度に及ぼす研削液供給効果は、研削条件以外に接触弧内の位置にも関係する。

謝 辞

おわりに、本研究について御懇切な御助言をいただきました熊本大学松尾哲夫教授に厚くお礼申し上げます。また、実験に御協力いただきました米倉純、疋田敏郎、末広照義、松川真治、大串清文、永尾俊也の各氏ならびに砥石、研削液、工作物の御提供をいただきました(株)

ノリタケカンパニーリミテド、日立金属(株)、ユミロ化学工業(株)の各社に深く感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) 高沢孝哉: 研削面表層温度分布の理論とその測定法, 精密機械, **30**, 11 (1964) 851.
- 2) N. R. Des Ruisseaux and R. D. Zerkle: Temperature in Semi-infinite and Cylindrical Bodies Subjected to Moving Heat Sources and Surface Cooling, Trans. ASME, Ser. C, **92**, 3, (1970) 456.
- 3) 高沢孝哉: 研削熱の加工物への流入割合, 精密機械, **30**, 11 (1964) 914.
- 4) 例えば, 松井正己: 平面の超仕上に関する研究(第3報), 精密機械, **22**, 11 (1956) 477.
- 5) 例えば, 大森舜二, 江川庸夫, 山田卓郎: ジェット注液研削法の研究, 昭和51年度精機学会 秋季大会 學術講演会前刷 (1976) 205.
- 6) 例えば, 古市亮蔵, 田中行雄: 研削剤に関する研究 (第1報), 日本機械学会論文集, **24**, 142 (1958) 340.
- 7) 例えば, 古市亮蔵, 中山 守, 横尾嘉道, 田戸 保: 平面研削性能に及ぼす乳状液中の界面活性剤ならびに添加剤の効果, 日本機械学会論文集, **32**, 243 (1966) 1741.
- 8) 例えば, J. E. Mayer, Jr. and M. C. Shaw: Grinding Temperatures, Lubric. Engg., Jan. (1957) 21.
- 9) G. R. Shafto, T. D. Howes and C. Andrew: Thermal Aspects of Creep Feed Grinding, 16th MTDR, Grinding Seminar, (1975) 31.
- 10) 津和秀夫, 山田弘文, 河村末久: 平面研削における接触弧長さの時間的变化, 精密機械, **41**, 4 (1975) 358.
- 11) H. Krug and G. Honcia: Die elastische Verformung bei Schleifwerkzeugen, Werkstattstechnik, **54**, 2, (1964) 53.
- 12) 甲藤好郎: 伝熱概論, 朝倉書店 (1964) 295.
- 13) 坂山四郎: 金属面と沸騰水との間の伝達熱の極大値並に極小値決定の実験, 日本機械学会誌, **37** (1934) 367.
- 14) 12), p. 140.
- 15) 日本機械学会: 伝熱工学資料, 日本機械学会 (1978) 300.
- 16) 12), p. 331.
- 17) J. C. Jaeger: Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts, Proc. Roy. Soc. New South Wales, **76**, (1942) 203.
- 18) 安井平司: 研削液の沸騰に及ぼす研削条件の影響, 昭和55年度精機学会大分地方講演会講演論文集 (1980) 1.