

ファインセラミックスの湿式研削における熱流入割合*

— 硬ぜい材料の研削加工に関する研究 (第2報) —

細川 晃** 安井平司*** 樋口浩司† 佐藤 郁††

Heat Partition in Wet Grinding of Fine Ceramics

—Studies on Grinding of Hard-brittle Materials (2nd Report)—

Akira HOSOKAWA, Heiji YASUI, Koji HIGUCHI and Kaoru SATO

This report deals with the grinding heat partition into workpiece for two kinds of fine ceramics —normally sintered silicon carbide (SSC) and normally sintered silicon nitride (SSN)— in wet grinding. Based on a simple model of heat transfer in wet grinding in such that some portions of the total grinding energy ($=q$) is conducted into workpiece as heat ($=q_w$) and part of q_w flows into grinding fluid by convection ($=q_f$) through the ground surface in the wheel-work interference zone, the heat partition into workpiece R_w is calculated. The heat partition of SSC is not affected so much by both table speed and wheel depth of cut with water-based grinding fluid. In the case of SSN, on the other hand, R_w increases from approximately 5% to 35% as table speed increases from 0.2 to 15 m/min. At lower table speed below approximately 1 m/min, however, the heat partitions are little influenced by table speed, in which the fragmented finished surface like SSC is dominant. The abrasive-workpiece interaction of SSN is affected by the grinding zone temperature, so that the surface morphology varies with grinding conditions as well as grinding heat partitions under the conventional grinding conditions.

Key words: wet grinding, grinding heat partition, fine ceramics, hard-brittle materials, grinding zone temperature, grinding fluid, surface morphology, silicon carbide, silicon nitride

1. 緒 言

ファインセラミックスに代表される高硬度ぜい性材料は、硬くてもろい性質からその多くは難削性を示すため、ダイヤモンド砥石による研削加工によって所要の形状・寸法に仕上げられる場合が多い¹⁾。しかし、ぜい性材料の材料除去機構は、砥粒切れ刃と工作物の干渉量(機械的作用)や加工面温度(熱的作用)によってぜい性破壊から塑性流動へと変化するため^{2)~4)}、その仕上面性状は加工条件に応じて大きく変化する。したがって、良好な仕上面を得るためには、砥粒切込み量の制御とともに、研削温度の観点からの基礎的な検討が不可欠と考えられる。しかし、ファインセラミックスの研削温度測定が容易でないこともあり、これまであまり検討されておらず、特に、実用上重要な湿式研削温度に関する研究はみあたらなかった。

このような状況の下、著者らは前報⁴⁾で PbS 素子を工作物に組み込む方式の赤外線輻射温度計を開発し、ファインセラミックスの湿式研削温度を測定した。その結果、常用研削条件においては、破砕形と塑性流動形の仕上面が共存する常圧焼結窒化けい素の方が、主として破砕形の研削面からなる常圧焼結炭化けい素より研削温度が高く、研削温度に及ぼす研削条件の影響も大きいことなどを明らかにした。しかし、ファインセラミックスの湿式研削温度を定量的に解析するために必要な研削熱の工作物への伝熱形態については検討していなかった。

そこで本研究では、前報に引き続きファインセラミックスの湿式研削温度を広範囲に測定し、研削熱の工作物側への熱流入

割合について検討を加えるとともに、熱流入割合に及ぼす工作物の研削形態の影響についても詳しく検討した。研削熱の熱流入割合は、炭素鋼の場合について著者の一人が行った考え方を基に⁵⁾、簡単な伝熱モデルを適用することによって求めた。なお、研削熱の流入割合に関してはこれまで多くの報告があるが、そのほとんどが鋼の乾式研削を対象としたものである^{6)~8)}。

2. 実験方法

実験は定切込み上向き平面プランジ研削で行い、工作物には2種類の機械構造用ファインセラミックス(常圧焼結炭化けい素 SSC, 常圧焼結窒化けい素 SSN)を用いている。研削液には水溶性(ソリュブル; 50 倍希釈)と不水溶性(オイル)を使用し、ノズルによって砥石と工作物の接触部に供給した。

研削温度の測定は図1に示すように、PbS 素子を工作物の下部に設けたジグ内に設置し、工作物を研削する際に測定孔の底部から輻射される赤外線を受光する方法により行っている。測定孔が貫通するまで所定の切込みを与えた研削を繰り返すことによって、研削表面下の温度分布が測定される。実験方法、目直し・形直しおよび研削温度の定義などの詳細は前報⁴⁾と同じである。表1に実験条件、表2に工作物材料の諸特性を示す。

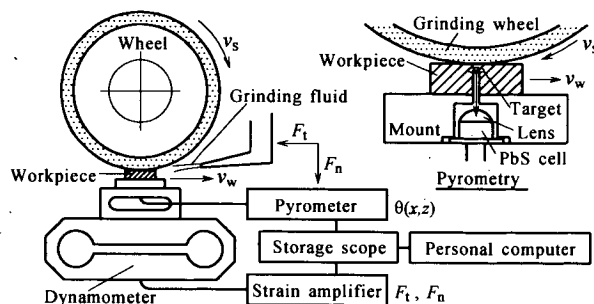


Fig.1 Schematic illustration of experimental setup

* 原稿受付 平成 10 年 10 月 28 日

** 正 会 員 熊本大学工学部 (現, 金沢大学工学部; 金沢市小立野 2-40-20)

*** 正 会 員 熊本大学工学部 (熊本市黒髪 2-39-1)

† 学生会員 熊本大学工学部 (現, セイコーエプソン(株); 諏訪市大和 3-3-5)

†† 正 会 員 九州松下電器(株) (福岡市博多区美野島 4-1-62)

Table 1 Experimental conditions

Grinding wheel $d_s=200$ mm, $b_s=10$ mm	• Truing (SD100Q75M) $v_w=2$ m/min $s_t=50$ μ m/rev $a_f=2$ μ m Soluble (1:50)
Wheel speed Work speed Depth of cut	$v_s=25$ m/s $v_w=0.2\text{--}20$ m/min $a=2\text{--}70$ μ m
Grinding fluids Water-based soluble (W2-1-1, 1:50) Straight oil (2-12) Flux: 10 L/min	• Dressing (WA600H7V & #600-loose abrasives) $v_w=2$ m/min $a_d=50$ μ m/pass Soluble (1:5)

Table 2 Characteristics of workpiece materials

Workpiece ($b_w=8$ mm, $l_w=20$ mm)	SSC	SSN
Density : ρ_w g/cm ³	3.15	3.20
Specific heat : c_w J/(kg·K)	650	712
Thermal conductivity : k_w W/(m·K)	100	16.7
Fracture toughness : K_{Ic} MN/m ^{3/2}	4.0	5.0
Hardness : HV	2500	1600

3. 熱流入割合

3.1 湿式研削における伝熱形態

湿式研削においては、砥粒切れ刃が工作物と干渉する際に発生した研削熱 q は砥粒、切りくず、工作物および研削液へと伝熱する。しかし、著者らの1人が考察しているように⁵⁾、砥石と工作物の干渉領域内の研削液(ソリュブル)が未遷移沸騰状態と考えられる場合でも、切れ刃とその周辺は数百℃以上になり切れ刃周辺の研削液は膜沸騰状態になっていると推察され、砥粒研削点から研削液に直接流入する熱量は非常に少ないと考えられる。すなわち、研削熱の伝熱形態を微視的に示した図2のように、研削液への熱流入はいったん工作物へ流入した熱 q_w' の一部 q_f' が工作物表面(主として砥石-工作物干渉領域内)からの熱伝達によって行われると考えることができ、湿式研削における工作物への流入熱量 q_m' は $q_m'=q_w'-q_f'$ で表し得る。すべての作用砥粒に対して上記の考え方が適用できるとすれば、砥石-工作物接触弧内においても同様の考え方、すなわち、いったん工作物に流入した熱の一部が熱伝達によって研削液に流入し、工作物へは $q_m=\sum q_m' (= \sum (q_w'-q_f'))$ の熱量が流入するモデルを考えることができる。本研究ではこのような考え方を下に、湿式研削における工作物への熱流入割合 $R_w=q_m/q (= \sum q_m'/\sum q')$ を検討する。

3.2 熱流入割合の算出方法

研削熱の工作物への流入割合の算出に際しては、砥石と工作物の干渉領域を帯熱源とする移動熱源モデルを考える。この時、工作物から研削液への熱伝達は、図3(a)に示すように、3.1節で言及した砥石-工作物接触領域内での熱伝達(q_f)の他、接触領域外での熱伝達(q_h)もあり、その影響も考慮する必要がある。

ところで、図4は著者らの一人の研究^{5) 9) 10)}において明らかにした研削温度の変化特性を模式的に示したものである。図にみるように、湿式研削において工作物除去速度 Z_a がある臨界値を越えると、砥石-工作物接触弧内の研削液が膜沸騰状態に移行し始めるため温度 θ_{\max} は急激に上昇し、遂には乾式とほぼ同程度になってしまう。接触弧外の工作物表面には研削液が十分供給されているにもかかわらず、このように湿式の温度上昇が乾式と同程度になることから、接触弧内の温度上昇には接触弧外の熱伝達率はあまり影響しないことが言える。この観点

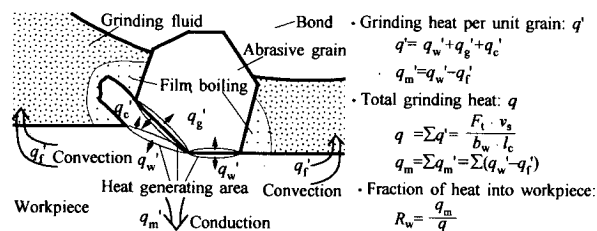


Fig. 2 A simplified model of heat transfer in the vicinity of cutting grain without film boiling of grinding fluid in wheel-work interference zone

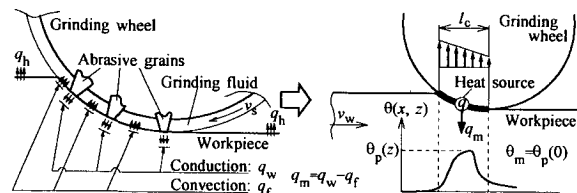


Fig. 3 Thermal analysis of the heat partition into workpiece

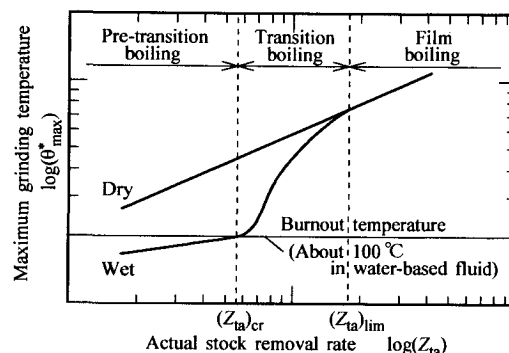


Fig. 4 A schematic representation of grinding temperature as a function of stock removal rate

にたつと、図3(b)に示すように、接触弧外からの熱伝達を無視し($q_h=0$)、接触弧内での熱伝達を考慮するだけで比較的精度の良い研削温度の解析が可能になり、乾式研削の温度解析で広く用いられている Jaeger の移動熱源モデル¹¹⁾(物体表面からの熱伝達を伴うことなく半無限体上を一定速度で熱源が動く)が湿式研削においても近似的に適用できることになる。このモデルで移動方向に台形の強度分布(熱源の後端で $s q_m$ 、前端で $(2-s)q_m$; $s=0.5$)を持つ帯状熱源を考えると、定常状態における工作物内部の位置(x, z)の温度上昇 $\theta(x, z)$ は次式で与えられる。

$$\theta(x, z) = \frac{q_m w}{\pi k} \int_{x-L}^{x+L} \left[1 - (1-s) \frac{X-U}{L} \right] \exp(-U) \cdot K_0(\sqrt{U^2 + Z^2}) dU \quad (1)$$

ここに q_m : 単位面積あたりの流入熱量(W/m²)、 k : 物体の熱伝導率(W/(m·K))、 α : 熱拡散率(m²/s)、 v_w : テーブル速度(熱源移動速度)(m/s)、 $w=2\alpha/v_w$ (m)である。また、 X, Z, L はそれぞれ位置 x, z および熱源幅 $2l$ を w を用いて無次元化した量 $X=x/w, Z=z/w, L=l/w=(l/2)/w$ (l : 砥石-工作物接触弧長さ)で K_0 は0次の変形された第2種のベッセル関数である。

なお、式(1)において $s=0.5$ (台形分布)としたのは、実験条件によらず温度波形のピーク位置が砥石-工作物接触弧の中心付近にあることを考慮したものである¹²⁾。以上のような考えに基づき、本研究では、実測した工作物内の上昇温度 $\theta_{act}(x, z)$ が式(1)で与えられる温度 $\theta(x, z)$ に一致するように q_m を決定し、工作

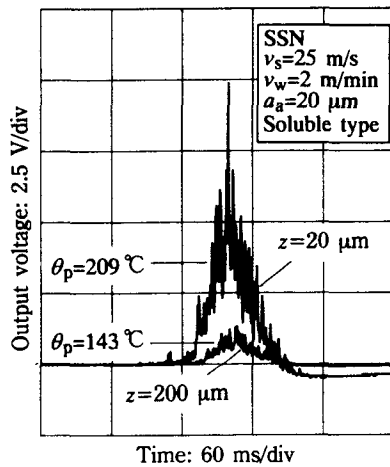


Fig. 5 Typical output signals of grinding temperature $\theta(x, z)$ of the infrared radiation pyrometer

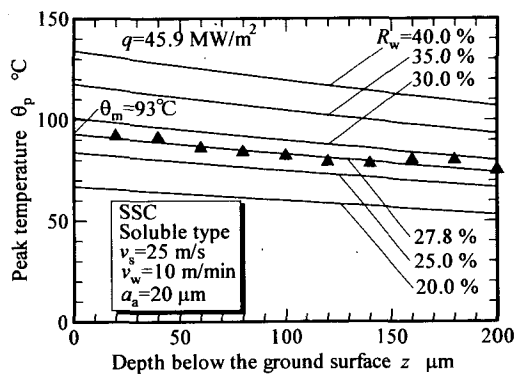


Fig. 6 Determination of the fraction of heat into workpiece R_w and the maximum grinding zone temperature θ_m

物側への熱流入割合 $R_w=q_m/q$ を求めた。ここで、全発生熱量 q は接線研削抵抗 F_t 、砥石周速度 v_s および工作物の幅 b_w により $q=F_t v_s/(b_w l_c)$ で算出される。

図 5 は工作物表面からの深さ $z=20, 200\mu\text{m}$ における温度計の出力波形の測定例を示したもので、研削表面に近づくに従って温度が上昇しているのがわかる。図において、砥石-工作物接触領域を一つの熱源とする平均的な上昇温度(細かなピークは考えない)の最大値をピーク温度 $\theta_p(z)$ として読みとっている。

図 6 は $z-\theta_p$ 曲線の一例を示したもので、▲が実測値、実線が式(1)において $q_m=R_w q$ として求めた曲線で、 R_w を変化させて計算している。図より、この場合、 $R_w=27.8\%$ ($q_m=12.8\text{MW/m}^2$) において曲線が実験値とほぼ一致することがわかる。なお、曲線と y 軸との交点($z=0$)を砥石-工作物接触弧内の最高上昇温度(以降、研削表面最高上昇温度と記述) $\theta_m=\theta_p(0)$ とした。

4. 実験結果および考察

4.1 研削温度特性

図 7 は水溶性研削液(ソリュブル)を用いた場合の工作物表面最高上昇温度 θ_m と工作物除去速度 $Z'=a_a v_w$ の関係を表したものである。図中に記したように、炭化けい素 SSC、窒化けい素 SSN とともに砥石切込み a_a とテーブル速度 v_w を広範囲に変化させているが、本実験条件の範囲では Z' とあまり関係づけることができる。図より、SSC では Z' の増加に対する温度上昇は小さく、 100°C 前後の低温で推移しているのに対し、SSN では Z' の影響が大きく、およそ $70\sim 600^\circ\text{C}$ と広範囲に変化する

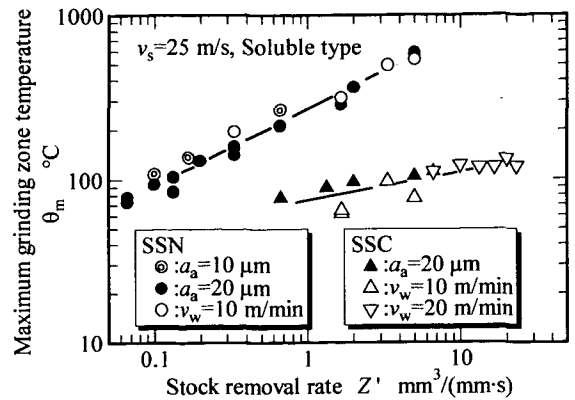


Fig. 7 Variation of maximum grinding zone temperature with stock removal rate for two kinds of fine ceramics

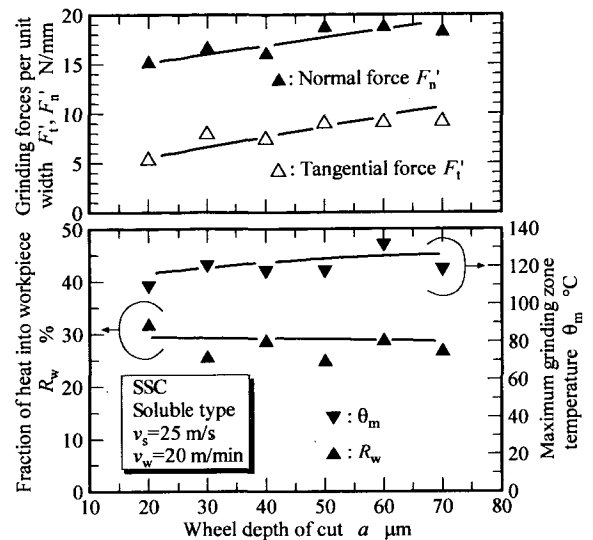


Fig. 8 Influence of wheel depth of cut on fraction of heat into workpiece, maximum grinding zone temperature and grinding forces for SSC

ことがわかる。これは、後述するように、SSC では切込みやテーブル速度によらずぜい性破壊的な研削形態を示し研削液の作用状態も良好なのに対し、SSN では研削条件によって材料の除去形態や研削液の作用状態が変化するからと考えられる。

4.2 熱流入割合

図 8 は SSC における工作物への熱流入割合の変化を切込み a との関係で示したもので、研削表面最高上昇温度 θ_m および研削抵抗を併記している。図より、熱流入割合 R_w は a によらずほぼ一定で、 $25\sim 30\%$ 程度となっている。鋼材の場合では切込みの増加によって切りくずへの熱流入が増し、 R_w が減少する傾向にあるが⁵⁾、SSC ではそのような傾向はみられない。これは、切込みが $20\mu\text{m}$ 以上と比較的大きく砥粒の作用深さがある程度以上大きい場合には、SSC のようなぜい性に富む材料では切込みによらず砥粒の押込みによってぜい性破壊が生じ、砥粒逃げ面における滑りやブラウイングによる発生熱がそれほど増加しないためと考えられる。その結果、研削温度も $80\sim 130^\circ\text{C}$ とあまり変化しないものと思われる。

なお、図に併記した研削抵抗をみると、切込み $20\mu\text{m}$ と $60\mu\text{m}$ では F_t が 2 倍程度になっているが、温度は $110\sim 130^\circ\text{C}$ とそれほど上昇していない。これは、切込みの増加とともに砥石と工作物の接触領域も増加し、単位面積あたりの発生熱量がそれほど

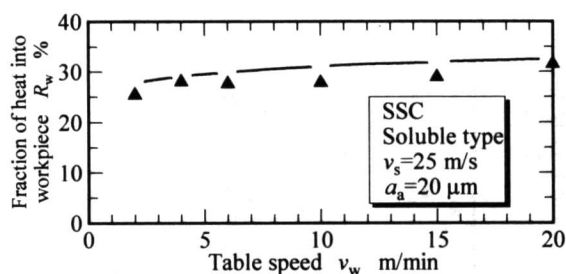


Fig.9 Influence of table speed on fraction of heat into workpiece for SSC

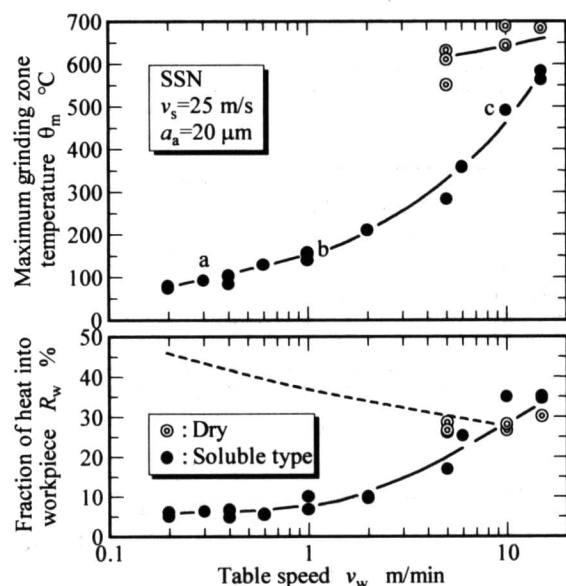
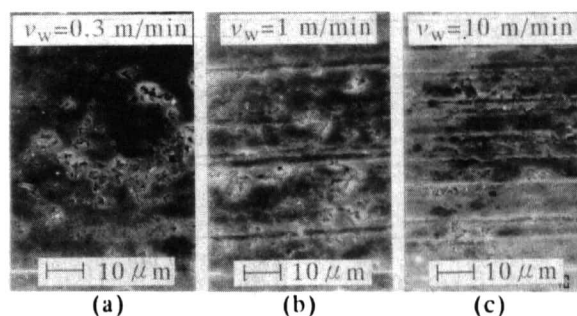


Fig.10 Influence of table speed on maximum grinding zone temperature and fraction of heat into workpiece for SSN with soluble fluid

ど大きくならないことが関係していると考えている。

図9は同じくSSCにおける工作物への熱流入割合 R_w をテーブル速度 v_w との関係で示したものである。図より、 R_w は25~30%程度で、 v_w の増加とともにやや大きくなっている。 v_w が低速になると砥粒の上滑りなどが増加するため初期の工作物への配分割合(図2の q_w')が多くなると考えられることから、低テーブル速度域で研削液の冷却効果が幾分か大きくなると考えられる。このように、SSCの湿式研削においては、研削熱の工作物への流入割合は25~30%程度で、切込みやテーブル速度などの研削パラメータの影響をあまり受けないことがわかる。

図10はテーブル速度 v_w を0.2~15m/minと広範囲に変化させた場合のソリュブルにおけるSSNの結果で(一部乾式の結果を併記)、研削表面最高上昇温度 θ_m と工作物への流入割合 R_w の変化を示している。上図の●印で示されるように、 θ_m は v_w が高速になるに従って高くなっている。特に、 $v_w=1$ m/min付近からの温度上昇が大きいことがわかる。図は省略するが、研削抵抗接線分力(発生熱量)は、 $v_w=10$ m/min付近からやや増加傾向が強まるものの、およそ1~9N/mmの範囲でほぼ直線的に増加していることから、 $v_w=1$ m/min付近で研削液の作用状態が変化したことが推察される。図にみるように、この時の研削温度は100~150°C付近であり、研削液の遷移沸騰への移行が考えられる温度である⁵⁾。実際、 $v_w=15$ m/minでは θ_m は600°C程度と◎印で示した乾式の結果と同程度にまで上昇している。現段階では鋼材研削のような明確な研削液の沸騰現象は確認できてい



SSN, Soluble, $v_s=25$ m/s, $a_a=20$ μm

Fig.11 SEM photographs of the finished surfaces of SSN denoted by "a", "b" and "c" in Fig.10

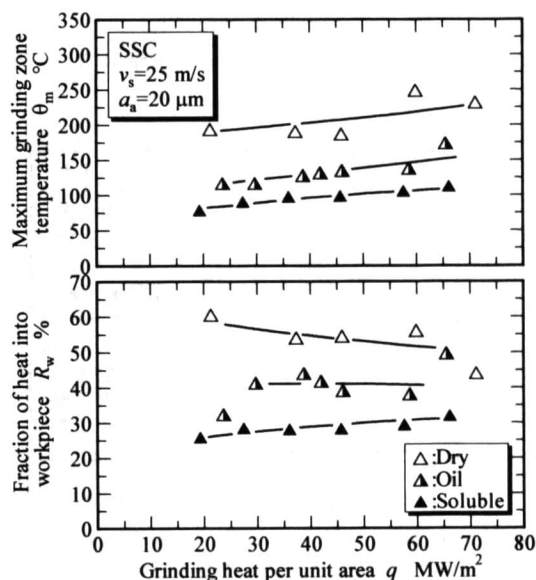


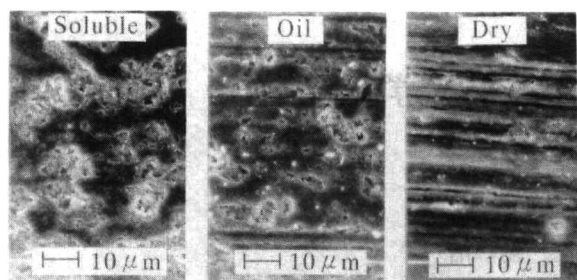
Fig.12 Effects of grinding fluid type on grinding zone temperature and fraction of heat into workpiece for SSC

いが¹⁰⁾、いずれにしても、 $v_w=1$ m/min以上の高テーブル速度域では研削液の温度上昇傾向が大きくなることが考えられ、未遷移沸騰領域として扱うことはできず、工作物への熱流入が大きくなることが推察される。

図10の下図より、まず $v_w<1$ m/minの低研削温度領域をみると、熱流入割合 R_w は5~10%程度と小さい。また、この範囲では図9に示したSSCの結果と同様に v_w によって R_w があまり変化していないのがわかる。他方、 $v_w>1$ m/minの領域では、 v_w の増加とともに R_w が35%程度にまでなり、最終的には乾式の結果と同程度になっている。

図11に、図10中に「a」、「b」、「c」で記した3つの加工条件($v_w=0.3, 1, 10$ m/min)に対応する工作物仕上面を示す。(a)では破壊痕が多数みられるのに対し、(b)、(c)とテーブル速度が速くなるにしたがって破壊痕が減少し、延性モード研削に移行する傾向がみられる。ここで、領域(a)で熱流入割合が大きく変化しないのは、SSCと同様のぜい性破壊形態が関係していることが考えられる。そして、(b)、(c)領域で熱流入割合が大きくなっていくのは、研削温度上昇によって研削液が膜沸騰状態となり熱伝達が悪くなることと、延性モード研削になることによる初期熱流入量 q_w'/q' が増加することの影響と考えられる。

ところで、ファインセラミックスのようなぜい性材料でもテーブル速度が小さい低砥粒切込み域では塑性流動的な変形挙動を示すとされており、図11の結果とは必ずしも一致しない。こ



SSN, $v_s=25$ m/s, $v_w=0.2$ m/min, $a_d=20$ μ m

Fig.13 Influence of grinding zone temperature on finished surface of SSN

れについては、本実験が従来の報告に比べて比較的粗粒(#140)の砥石を使用しているため、大きな逃げ面圧力が作用する影響が考えられる。なお、より低テーブル速度域ではぜい性-延性遷移臨界切込み以下になり、延性モード研削状態が観察されている¹³⁾。いずれにしても興味ある結果であり、今後、砥粒切れ刃の微視的形状の影響を含め、研削温度と仕上面形態や加工変質層の関係などとともに、別報で検討する予定である。以上のように、SSN の場合テーブル速度によって熱流入割合が大きく変化し、SSC とは大きく異なった傾向があることがわかる。

図12は SSC における研削表面最高上昇温度 θ_m と熱流入割合 R_w に及ぼす研削液の効果を示したもので、単位面積あたりの発生熱 q との関係で表している。図より、不水溶性研削液(オイル)では R_w が 30~40%程度であり、ソリュブルの 25~30%に比べて大きく、冷却性に劣ることがわかる。しかし、 θ_m で比較すると、ソリュブルの 70~110°C に対し、オイルでは 110~170°C とその差は小さい。オイルの場合、遷移沸騰領域に達するのは θ_m が 300°C 付近を越える研削条件とされており¹⁴⁾、この観点からすれば安定した研削領域はオイルを用いた方が大きくなると考えられる。

ところで、本研究で考えている図2および図3のモデルにおいては、乾式では研削液への熱伝達 q_r がない(実際は空気へ伝達されるが、その量は極めて少ない)ため、 $q_r \approx q_m$ とみなすことができ、同研削条件での乾式と湿式の R_w の差が近似的に研削液への流入割合 R_f と考えることができる。図12から両者の差を読みとると、 q 言い換えれば v_w の増加とともに R_f はおよそ 35~20%に減少することがわかる。これは、 v_w の増加とともにいったん流入する熱量 q_w が減少する一方、研削液の温度上昇などによってその冷却効果も減少するためと思われる。

4.3 仕上面性状

SSC の場合、図は省略するが図9の低テーブル速度域においてもブラウニングなどの塑性流動も観察されず、本実験条件範囲ではすべてぜい性破壊的な不規則な破砕形破面となっている。このことより、常用研削条件では SSC の研削形態に大きな変化はないと考えられ、これは、4.2 節で考察したように、SSC の工作物への流入割合が切込みやテーブル速度などの研削パラメータにあまり影響されていないことから言える。

図13は同一研削条件で、研削液を変えた場合の SSN の仕上面の SEM 写真である。砥粒の干渉量が同程度であっても研削表面温度が高温になる乾式において明確な研削条痕が観察され、塑性流動的な仕上面を呈しているのに対し、低温となるソリュブルの場合では破砕形の仕上面となっている。図11の結果を含めて以上のことを検討すると、SSN の場合、切れ刃による工作物の切削形態に干渉領域の研削温度が影響し、その結果、

熱流入割合にも影響することが考えられる。

5. 結 言

常圧焼結の窒化けい素と炭化けい素の湿式研削温度を測定し、その測定結果に簡単な伝熱モデルを適用することによって工作物への熱流入割合を求め、以下のような結果を得た。

- (1) 常圧焼結炭化けい素 SSC の場合、熱流入割合は切込みやテーブル速度にあまり影響されず、研削液がソリュブルの場合で 30%程度、オイルでは 40%程度となり、ソリュブルの方が幾分小さくなる。
- (2) 砥石-工作物接触領域内の研削液が十分効果を発揮していると考えられる範囲では、研削液への熱流入割合はテーブル速度の増加とともにおよそ 35%から 20%に減少する。
- (3) 常圧焼結窒化けい素 SSN の場合、切込み 20 μ m、ソリュブルの条件下において、テーブル速度が 1m/min 以下の低速域では研削表面最高上昇温度は 100°C 前後と低く、熱流入割合は SSC の場合と同様テーブル速度によって大きな変化を示さない傾向を示す。
- (4) 一方、テーブル速度がおよそ 1m/min を越えると、テーブル速度の増加とともに熱流入割合は増加し始め、最終的には乾式の場合と同程度の 35%程度になり、研削表面最高上昇温度も 600°C 程度の高温になる。
- (5) 研削温度が低い低テーブル速度域では SSC と同様の破砕形の仕上面となり、研削温度が高くなる高テーブル速度域では、塑性流動的な研削条痕が観察され、加工領域の研削温度が工作物の研削形態に影響することが推察される。

最後に、ダイヤモンド砥石などの試料および研削油剤のご提供を頂いたノリタケダイヤ(株)ならびにユシロ化学工業(株)の各社に深謝する。なお、本研究の一部は平成元年度文部省科学研究費補助金(奨励 A, 01750115)によって行ったことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 例えば、工業調査会編集部編：最新ファインセラミックス技術、工業調査会、(1987) 219。
- 2) 宮下政和：ぜい性材料の延性モード研削加工技術——ナノ研削技術への道、精密工学会誌、56, 5 (1990) 782。
- 3) 呉 東 権、森田 昇、吉田嘉太郎：単結晶シリコンの研削加工に関する研究——第2報、脆性-延性遷移における材料温度および荷重負荷速度の影響、日本機械学会論文集(C編)、58, 555 (1992) 3398。
- 4) 細川 晃、安井平司、佐藤公俊：ファインセラミックスの湿式研削温度——硬ぜい材料の研削加工に関する研究(第1報)、精密工学会誌、58, 3 (1992) 507。
- 5) 安井平司：湿式研削における熱流入割合の検討(その1)——湿式研削温度の研究(第4報)、精密工学会誌、56, 1 (1990) 169。
- 6) 鍵和田忠男、斎藤勝政：研削における発生熱の配分割合、日本機械学会論文集(第3部)、34, 373 (1977) 3500。
- 7) 長谷川嘉雄、奥山繁樹、今井正彦：研削熱の工作物への流入割合、精密機械、47, 10 (1981) 1223。
- 8) 上田隆司、鳥居明人、山田啓司：鋼の平面研削における熱流入割合、精密工学会誌、60, 11 (1994) 1616。
- 9) 安井平司：湿式研削における熱流入割合の検討(その2)——湿式研削温度の研究(第5報)、精密工学会誌、56, 11 (1990) 2087。
- 10) 安井平司：湿式研削温度に及ぼす研削条件の影響(その1)——湿式研削温度の研究(第2報)、精密機械、50, 2 (1984) 383。
- 11) J.C. Jaeger : Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts, Proc. Roy. Soc. New South Wales, 76, (1942) 203。
- 12) 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)——仕上面温度の変化、精密機械、45, 1 (1979) 83。
- 13) 安井平司、山崎 豪：粒度#140 ダイヤモンド砥石によるファインセラミックスの延性モード研削——常圧焼結窒化けい素の場合、1997年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集、(1997) 271。
- 14) H. Yasui and S. Tsukuda : Influence of Fluid Type on Wet Grinding Temperature, Bull. Japan Soc. Prec. Engg., 17, 2 (1983) 133。