高切込み研削における研削液の 冷却作用に関する研究*

奥山 繁樹** 中村 佳伸*** 河村 末久**

Study on the Cooling Action of Grinding Fluid in Deep Grinding

Shigeki OKUYAMA, Yoshinobu NAKAMURA and Suehisa KAWAMURA

Cooling action of grinding fluid is one of the most important work for improving the grinding efficiency, geometrical accuracy, and surface quality. However, there is only a little information on the heat transfer coefficient, α , in the wheel to workpiece contact zone under deep grinding. New technics for measuring α are proposed and measures for improving the cooling efficiency are given. α shows the peak value at the fluid entrance point into the contact zone, and it sharply decreases with the contact length; however, the decreasing rate is less than the theoretically expected. The average value of α in the contact zone is about 2 to 3 times as much as the theoretical because of the starling action performed by cutting edges in the contact zone. To enhance the cooling efficiency especially at the fluid exit point out of the contact zone, it is important to increase the velocity of grinding fluid and wheel speed, and it is also desirable to form shallow grooves on a wheel periphery.

Key words: deep grinding, grinding fluid, cooling action, heat transfer coefficient, measuring method

1. 緒 言

研削液の冷却作用を定量的に評価することは、冷却機構を解明する手がかりとなるばかりでなく、研削液の供給法を改善したり、加工の能率や精度を向上する上で極めて重要である。そこで、筆者らによるこれまでの研究¹⁾²⁾では、低切込み湿式研削を対象として砥石と工作物の干渉領域とその周辺における熱伝達率分布を測定して、冷却作用に影響を及ぼす因子と冷却機構について検討するとともに、冷却効果を向上するための条件を調べてきた。一方、研削熱に起因するトラブルが発生しやすい高切込み湿式研削については、研削温度などに関する Shafto³⁾、Howes⁴⁾、安井⁵⁾⁶⁾らの研究成果があるものの、熱伝達率の実測例はほとんど見当たらない⁷⁾。このため、冷却作用を考慮した研削温度とその影響の解析や予測、これに伴うトラブルの予防などが的確に行われていないのが現状である。

そこで本論文では、高切込み研削を対象として、まず加熱域を局部に制限して微小領域内での平均熱伝達率を測定しようとする“局部加熱モデル”を用いて熱伝達にかかわる流れの様子を調べるとともに、これに影響を及ぼす要因について考察する。次に、砥石と工

作物の全干渉領域を加熱する“全域加熱モデル”を用いて、研削時における加熱及び冷却に、より近い状態で熱伝達率分布を測定して、先の測定結果及び層流熱伝達を仮定した場合の理論値と比較するとともに、冷却能率を向上するための条件について検討する。

2. 熱伝達率の測定法

2.1 局部加熱モデルによる測定

図1は、実験装置の概要を示したものである。熱伝達率の測定部は、エポキシ樹脂の中に挿入した銅線(φ1.6mm)の側面に、コンスタンタン線(φ0.2mm)を1mm間隔で7本スポット溶接して熱電対を構成したもので、測定は次の手順で行う。

- ① テーブルに固定した測定部の上面を、切込み t で徐々に研削し、伝熱面(銅線上面)の中心を $X=30\text{mm}$ の位置に固定する。
- ② 砥石と工作物の間隙 $\Delta G (=10\mu\text{m})$ ¹⁾、ノズル出口高さ H 及び研削液のノズル出口流速 V_{c1} を設定するとともに、ノズルの設置高さ h を調節して、砥石と測定部とで形成されるくさび部に、直接研削液を供給する。
- ③ 電熱線によって銅線の下部を加熱し、銅線内の温度が定常になった時、深さ方向の温度分布 θ_z と研削液の温度 θ_{c1} を測定する。
- ④ 得られた温度分布から伝熱面温度と温度こう配

* 原稿受付 平成3年8月30日

** 正会員 防衛大学校(横須賀市走水1-10-20)

*** 防衛大学校

Fig. 1 Experimental setup for measuring the heat transfer coefficient, α , using the device with heating a small area

Fig. 2 Concept for measuring α by a model with heating the whole contact zone

$d\theta_z/dZ$ を求め、熱伝達率 α を計算する¹⁾。

- ⑤ 測定部を静かに研削しながら伝熱面を次の測定位置に移動し、同様の手順で測定を繰り返す。

このようにして求めた α は、加熱域を局部 ($\phi 1.6\text{mm}$) に制限したときの、当該領域における平均熱伝達率を表すものであって、当然ながら干渉領域の全域が加熱される研削時の値とは異なる。しかし、干渉領域内での熱伝達に関わる流れの状態を評価することは可能と考える。

2.2 全域加熱モデルによる測定

図2は、全域加熱モデルによる熱伝達率の測定概念を示したものである。伝熱面(銅板の上面)に研削液を流しながら下面を加熱した場合、伝熱面温度は α の分布に応じて変化する。そこで、銅板中央部の温度 θ_c と伝熱面の温度分布 $\theta(x)$ を既知とすると、これを境界条件として伝熱面から流出する熱流束密度 $q_{out}(\text{W/m}^2)$ の分布を有限要素法によって求めることができる。これを次式に代入すれば、伝熱面上の熱伝達率分布が得られる。

$$\alpha = q_{out} \cdot \frac{1}{(\theta(x) - \theta_{c1})} \quad (1)$$

図3は、本モデルに基づく実験装置の概要を示したものである。その測定部は、2枚の銅板($20 \times 40 \times 5\text{mm}$)の間にエナメル被覆したコンスタンタン線($\phi 0.1\text{mm}$)を縦に9本はさんだもので、銅板の中央部にはあらかじめ2本のコンスタンタン線を溶接して θ_c が測定できるようにしてある。

実験に当たっては、測定部の上面を平面に仕上げた後に、 $t=2.0\text{mm}$ で図3に示す位置まで静かに研削して

Fig. 3 Experimental setup using a device with heating the whole contact zone

Table 1 Experimental conditions

Grinding wheel	A36LmV, A60M7V, WA120K7V, CBN60NB (D190xT19xH50.8)
Dressing engagement	t_d 10 μm
Dressing feed	f_d 0.025 mm/rev
Wheel speed	V 30 m/s
Grinding fluid	Type W1-1 (1% dilution)
Fluid flow rate	Q_{c1} 1.2-36 L/min
Dimensions of nozzle outlet	W20xH0.5-6mm

砥石形状を転写するとともに、研削に伴う塑性流動を利用して、伝熱面に熱電対を構成させる。次に $\Delta G = 10 \mu\text{m}^3$ を設定し、研削液を供給しながら銅版の下部を加熱して、定常状態における温度分布を測定する。

なお表1は、標準的な実験条件を示したものである。

2.3 全域加熱モデルによる測定の精度

上述の方法で α を測定した場合、様々な要因によって誤差が発生するおそれがある。ここでは、特に影響が大きいと考えられる、銅板の左右の側面からの熱流出による誤差について検討するため、銅板(熱伝導率 $\lambda_c = 401.4\text{W/mK}$)の周囲に充てんしたエポキシ樹脂($\lambda_e = 0.112\text{W/mK}$)への熱伝導を考慮したモデル(図4(a))

Fig. 4 Calculated temperature distribution in the device with heating the whole contact zone

 Fig. 5 Effect of the wheel to workpiece contact length on α measured with the locally heating device

参照)と銅版の側面を断熱としたモデル(図4(b)参照)を用いて温度分布を計算する。境界条件については、いずれのモデルにおいても実測した $\theta_{(x)}$ と θ_c を銅板の上面及び下面温度とする。またエポキシ樹脂を考慮したモデルにおいては、その上面温度を θ_{c1} に等しいものと仮定し、側面と底面を断熱とする。

図4は、計算の結果得られた温度分布の一例を示したもので、エポキシ樹脂を考慮した場合と考慮しない場合とで、銅板内の温度はほとんど変化していないことが分かる。 q_{out} の計算値をもとに α を試算したところ、両モデル間の相対誤差は干渉領域の出口(左側)で最大となり、0.15%を得た。なおエポキシ樹脂の熱伝導率を10倍、つまり $\lambda_e=1.12\text{W/mK}$ とした場合でも、誤差は1.6%に満たないことが分かった。

このように、本測定法によれば干渉領域内がほぼ均一に加熱される場合の熱伝達率分布を高精度で求めることが可能であるが、上記の方法で銅版の表面に多数

の熱電対を構成することが容易でない上に、測定時の加熱によって接触が断たれる場合もあって、測定ははなはだ困難であった。そこで、研削液の供給条件等の影響については、主として局部加熱モデルで定性的な傾向を把握した後、いくつかの条件について本測定法による結果と比較検討することとする。

3. 局部加熱モデルでの測定結果と考察

3.1 接触弧長さの影響

図5(a)~(c)は、研削液のノズル出口流速 V_{c1} を 5m/s で一定とし、切込み t を $0.5\sim 3.0\text{mm}$ まで変化した場合について、 α の分布を局部加熱モデルで測定した結果である。なお砥石と工作物の干渉領域は、砥石中心の直下($X=0$)から破線までの範囲である。 $X<0$ の領域(ノズル側)においては、 t の値にかかわらず砥石直下に近づくに従って α が急増し、 $X=0$ で最大値を示している。一方 $X>0$ の領域では、干渉領域内で

Fig. 6 Effect of the height of nozzle outlet, H , on α

α は徐々に減少する。この理由としては、(1)砥石の側面から研削液が流出するために、研削液の等価膜厚⁸⁾が干渉領域内で徐々に減少すること、(2)干渉領域の入口付近では、砥粒切れ刃によって研削液が急激に加速、かくはん¹⁾されるのに対し、干渉領域内を進むに従って次第に安定することなどが考えられる。このため、干渉領域の出口(破線の位置)における α の値は t が増加するほど、つまり接触弧長が増加するほど減少することになる。実際の研削においては、 t が増加するほど発生熱量が増加するばかりでなく、特に下向き・低切込み研削や上向き・クリープフィード研削の場合には、干渉領域の出口近くで高温になる傾向があることから、本図に示す α の分布は、研削焼けの防止や加工変質層抑制の点から見ると問題である。つまり、干渉領域内での α の低下を防ぐ方策を見出すことが必要と言える。

3.2 研削液の供給条件と砥石周速度の影響

図6は V_{cl} を5m/sで一定とし、ノズル出口高さ H を変えることによって流量 Q_{cl} を変化させた場合である。干渉領域入口での α は $H=1\text{mm}$ の時最も大きくなるものの、このようにノズルを絞ると干渉領域内で α がやや減少しやすくなる。とはいえ、 H を必要以上に大きくしても α の平均値はあまり増加しない。

逆に H を1mmで一定とし、 V_{cl} を変えることで Q_{cl} を変化させた場合が図7である。流速の増加に伴って、特に干渉領域の後半部($10 < X < 20\text{mm}$)で α が大きくなっており、好ましい結果と言える。このように高切込み研削においては、ノズルを絞るだけでなく、流速を大きくすることが必要と考えられる。

一方、図8は砥石周速度 V の影響を示したもので、 V が大きくなると干渉領域の全域で α も大きくなって

Fig. 7 Effect of coolant velocity, V_{cl} , on α Fig. 8 Effect of wheel speed, V , on α

いる。これは、干渉領域内で研削液が砥石周速近くまで加速されることが一因と考えられるが、研削時に V を大きくすると発生熱量も大きくなる傾向があるので必ずしも得策とは言えない。むしろ、 V を30m/sから15m/sに半減しても、 α があまり減少していないことの方が興味深い。つまり、砥石周速度を落とすことによって、冷却能率をあまり低下させずに研削熱の発生を抑制できることから、研削作業の能率を向上できる可能性⁹⁾がある。

3.3 砥石作業面の状態の影響

図9, 10は、砥石の種類とドレッシング送り f_d の影響を各々示したものである。図9においてA系砥石の場合、干渉領域の前半部($0 < X < 10\text{mm}$)では砥粒径の大きいほど α が大きくなっている。同様に図10においても、前半部ではドレッシング送りの大きいほど、 α

Fig. 9 Effect of the wheel type on α Fig. 10 Effect of dressing feed, f_d , on α

が大きくなっている。これは、砥石表面が粗いほど、干渉領域入口付近でのかくはんが激しく行われて伝熱が促進されるためと考えられるが、いずれの場合も干渉領域の後半部ではほとんど差がない。

一方図11は、砥石作業面に幅3mm、深さ約0.5mmの溝を砥石軸と平行な方向に36本付けた結果である。通常の砥石に比べ、干渉領域の全範囲にわたって α が大きくなっているのが注目される。先の図9でCBN砥石の場合には、A系砥石に比べて干渉領域の全域で α が相当小さくなっていたが、この結果は気孔の少ない超砥粒砥石や微粒砥石においても、溝を付けることで冷却能率を向上できることを示唆している。

以上は、局部加熱モデルによる測定結果であるが、実際の研削時における熱伝達率分布は、本来各測定点の前方(上流)における加熱履歴によって左右されるも

Fig. 11 Effect of shallow grooves formed on the wheel periphery

Fig. 12 Comparison of the distribution of α in the contact zone

のであって、ここで得られた α の値をそのまま研削温度の解析などに用いることは出来ない。つまり本測定結果は、いわば熱伝達に関わる流れの分布状態を示しているに過ぎない。とはいえ、ここで考察したように各要因の影響を定性的に把握することは可能と考える。

4. 全域加熱モデルでの測定結果と考察

図12の実線は、 $H=1\text{mm}$ のノズルを用いた場合について、 α の分布を全域加熱モデルで測定した結果である。また、図中の○印は局部加熱モデルによる測定結果を示し、一点鎖線は強制対流層流熱伝達の理論¹⁰⁾において、主流速度を砥石周速度とした場合である。全域加熱モデルでの測定結果が、局部加熱モデルの場合よりも干渉領域の入口付近を除いて小さくなっているのは、各測定点の上流における研削液の加熱の影響、

Fig. 13 Effect of the velocity of coolant on α measured by a model with heating the whole contact zone

つまり温度境界層の成長によるものと考えられる。このため、 X の増加に伴って α は当初急減するものの、理論値よりは2～3倍大きくになっている。これは、前報¹⁾で指摘したかくはん作用、つまり干渉領域を高速で通過する砥粒切れ刃が温度境界層の成長を抑制していることを示すものと考えられる。なお図12では、干渉領域の入口付近で理論値と二つの測定値が一致しているように見えるが、実際には理論値は $X=0$ で無限大となる。また、全域加熱モデルでの測定値は $X=0$ の近辺で急増するものの、 $X=0$ での値は求められない。

一方、図13は α に及ぼす V_{c1} の影響を全域加熱モデルで調べた結果で、 V_{c1} が大きいくほど干渉領域の全域で α が大きくなっている。この結果は、局部加熱モデルによって得られた図7での考察結果と同様、干渉領域内での冷却能力を上げるには流速を増して流量を増加させる必要のあることを示している。

ところで、本研究は図4に示した解析例のように、常温付近における熱伝達率分布を実測したものであって、当然ながら伝熱特性が極端に変化する沸騰温度近辺における熱伝達率を与えるものではない。引き続き、核沸騰から膜沸騰に至る遷移領域における熱伝達率の測定を試みるとともに、冷却作用を考慮した研削点温度の解析を行うことを予定している。

5. 結 論

高切込み研削を対象として、微小領域($\phi 1.6\text{mm}$)内での平均熱伝達率を測定しようとする局部加熱モデルと、砥石と工作物の全干渉領域を加熱する全域加熱モデルによって熱伝達率分布を測定し、次の結果を得た。

(1) 全域加熱モデルによる測定値は、強制対流層

流熱伝達を仮定した理論値の2～3倍となる。これは、砥石と工作物の干渉領域を切れ刃が高速で通過することによって、温度境界層の成長が抑制されるためと考えられる。

(2) 干渉領域内における熱伝達率 α は、干渉領域の入口で最大値を示した後に当初急減するが、その後の減少は理論値より緩慢である。

(3) 研削液の流速が比較的小さい場合でも、ノズルを絞ることによって、干渉領域入口での α を増大することが可能で、低切込み研削ではこれが有効である。しかし高切込み研削においては、干渉領域内での α の減少傾向がかえって顕著になり、必ずしも得策とは言えない。

(4) 粗粒の砥石を使用したり、これに荒ドレッシングを施した場合、干渉領域の入口付近で α が増加するものの、出口付近ではほとんど差がない。

(5) 干渉領域の全域で熱伝達率を向上するには、ノズル出口流速や砥石周速度を増加するとともに、砥石表面に溝を成形することが望ましい。

参 考 文 献

- 1) 奥山繁樹, 古茂田雅之, 中村佳伸, 河村末久: 研削液の冷却効果に関する研究(第1報)ー熱伝達率の測定法と局所熱伝達率分布, 精密工学会誌, 56, 8 (1990) 1462.
- 2) 奥山繁樹, 古茂田雅之, 中村佳伸, 河村末久: 研削液の冷却効果に関する研究(第2報)ー研削液の供給条件と熱伝達率の関係, 1990年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (1990) F-62.
- 3) G.R.Shafto, T.D.Howes & C.Andrew: Thermal Aspects of Creep Feed Grinding, 16th MTDR Conf., Manchester, (1975) 31.
- 4) T.Howes: Assessment of the Cooling and Lubricative Properties of Grinding Fluids, Ann. CIRP, 39, 1, (1990) 313.
- 5) 安井平司: 接触弧内における研削液の沸騰ー湿式研削温度の研究(第1報), 精密機械, 48, 5 (1982) 609.
- 6) 安井平司: 湿式研削における焼け発生温度, 精密工学会誌, 56, 3 (1990) 521.
- 7) J.W.Powell & T.D.Howes: A Study of the Heat Flux at Which Burn Occurs in Creep Feed Grinding, Proc. 19th MTDR Conf., (1978) 629.
- 8) 網沢洋二, 青山英彦, 青山藤詞郎, 稲崎一郎: クリープフィード研削における研削液供給法の改善ー研削液の供給状態と被削材温度の関係, 精密機械, 50, 7 (1984) 1075.
- 9) 島宗 勉, 餅田正秋, 小野浩二: 低砥石速度による研削法に関する研究(第1報)ークリープフィード研削における研削焼け発生条件, 精密機械, 49, 12 (1983) 1626.
- 10) 日本機械学会編: 機械工学便覧(基礎編), 日本機械学会, (1987) A6-110.