

ホーニング温度の研究：理論解析と実験的検討

著者	上田 隆司, 平野 聡, 杉田 忠彰
雑誌名	日本機械学会論文集 C編 = Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series C
巻	55
号	516
ページ	2228-2236
発行年	1989-08-25
URL	http://hdl.handle.net/2297/36969

doi: 10.1299/kikaic.55.2228

ホーニング温度の研究*

(理論解析と実験的検討)

上田隆司*¹, 平野 聡*², 杉田忠彰*¹

Studies on Honing Temperature

Takashi UEDA, Satoshi HIRANO, and Tadaaki SUGITA

The honing temperature of a cylindrical workpiece of steel is investigated both experimentally and theoretically. The experiment is carried out by using a vertical honing machine consisting of a constant pressure stone system. The temperature distribution in the workpiece is measured by means of a thermocouple formed by spot welding at the bottom of a small hole. The influence of its temperature on the finishing accuracy is also studied. The results obtained are as follows. The change of the cutting condition of sticks can be found from the variation of temperature in the surface layer of a workpiece. On the distribution of temperature in the workpiece, its gradient in the radial direction is small, but that in the axial direction is not so small. Using the suitable model of honing operation, the theoretical equations representing the influence of honing conditions on the temperature of workpiece were obtained. These equations explain the experimental result well. For example, the temperature becomes larger in proportion to the honing speed and the stone pressure, and the heat flux into the workpiece decreases as operation proceeds.

Key Words: Manufacturing Technology, Temperature Measurement, Honing Temperature, Steel Honing, Thermocouple, Finishing Accuracy.

1. 緒 言

ホーニング加工は研削加工に比べて切削能率の点では劣るが、優れた加工精度・仕上面粗さが比較的容易に得ることができるため、精密仕上げ加工法として広く用いられている。ところが、近年生産能率の向上を目的として、鋳物や鋼管を前加工なしで加工するなど作業能率の向上を図るようになってきた。このため、従来の加工に比べると取り代が大きくなり、また加工時間の短縮から単位時間当たりの切削量を大きくするなど、加工条件は過酷になってきている。その結果、加工時の発熱量は大きくなり、これまで重要な問題にならなかったホーニング温度が加工精度の点から関心が持たれるようになってきた。

一方、著者らはこれまでホーニング砥石における処理剤の働き⁽¹⁾⁻⁽³⁾、加工の高速化に伴う緒現象の解明⁽⁴⁾⁻⁽⁶⁾、ホーニング音と砥石の切削状態の関連性⁽⁷⁾、など多方面からホーニングの切削機構について検討を加えてきており⁽⁸⁾⁽⁹⁾、ホーニング温度もその切削機構

を解明するうえで重要な要因の一つであると考えられることができる。ホーニング温度には注目する加工物の温度場領域の大きさに応じて、切削点温度、表面層温度、内部温度の三つの温度が考えられるが、先の二つに関しては測定がむずかしく、これまで報告されているいくつかの研究では寸法・形状精度に影響する加工物内部温度を扱ったものが多いようである⁽¹⁰⁾⁻⁽¹²⁾。しかも、これらの研究では、砥石圧力によって大きく変化する砥石の加工状態に対する配慮が不足しているなど、明確な結果が得られているとはいいがたい。

そこで本研究では、ホーニング温度の基礎的概念を明確にすることを目的としてこれら三つの温度のうち後の二つの温度を取り上げることとし、加工物表面層の温度変化、砥石の加工形態と温度との関連、加工物内の温度分布などについて調べてみた^{**1}。また、加工状態をモデル化して取扱うことにより、砥石圧力やホーニング速度などの加工条件が加工物温度に及ぼす影響を解析的に調べるとともに、実験結果と比較検討し、その妥当性についても検討してみた。

* 平成元年3月24日 関西支部第64期定時総会講演会において講演、原稿受付 昭和63年7月18日。

*¹ 正員、金沢大学工学部 (〒920 金沢市小立野2-40-20)。

*² 正員、公害資源研究所 (〒305 つくば市小野川16-3)。

*^{**1} 切削点温度の測定を光ファイバ型赤外線放射温度計や熱電対(Peklenikの方法)を用いて試みたが、加工油や切りくずによる妨害、金属溶着が起こるほど温度が高くないなどのため、測定できなかった。

使用記号(本研究の場合の値)

- a : オーバラン(33 mm)
 B : 加工物長さ(180, 200 mm)
 b : 砥石幅(10 mm)
 C_c : 加工油の比熱 [2 094 J/(kg·K) (スピンドル油)]
 C_w : 加工物の比熱 [465 J/(kg·K) (鋼)]
 D_i : 加工物内径(58~60 mm)
 D_o : 加工物外径(88 mm)
 ΔD : 切削量 mm³
 δD : 加工物内径に生じる誤差 μm
 \bar{d} : 砥石切込み深さ mm
 F : 1本の砥石当たりの加工抵抗
 $=\sqrt{F_x^2+F_r^2}$ N
 F_n : 砥石押付け力 N
 F_x : 加工抵抗往復運動方向成分 N
 F_r : 加工抵抗回転方向成分 N
 $K_{1,2}$: 定数
 k_s : 比加工抵抗 GPa
 l : 砥石長さ(100 mm)
 n : 砥石本数(4本)
 P_n : 砥石圧力 kPa
 P_c : 砥石臨界圧力 kPa
 Q_c : 加工油の供給量 L/min
 Q_s : 単位加工表面積当たりの加工油の供給量
 $\text{L}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$
 q : 発熱量 W
 q_c : 加工油に流れる熱量 W
 q_w : 加工油に蓄積される熱量 W
 R_i : 加工物内半径 mm
 δR_i : 加工物内半径増加量 μm
 S : ストローク $=B-1+2a$ mm
 T_c : 加工油温度 $^{\circ}\text{C}$
 $T_{c1,2}$: 加工油の流入口および流出口の温度 $^{\circ}\text{C}$
 T_n : 砥石ホルダの温度 $^{\circ}\text{C}$
 T_w : 加工物温度 $^{\circ}\text{C}$
 T_{w0} : 加工物初期温度 $^{\circ}\text{C}$
 T_o : 室温 $^{\circ}\text{C}$
 t : 加工時間 min, s
 u : 加工油の平均流速 m/min
 V_w : 加工物体積 mm³
 v : ホーニング速度 m/min
 z : 軸方向の座標 mm
 α : 加工油の熱伝達率 $\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$

- β_w : 加工物の線膨張係数 [$10\times 10^{-6} 1/^{\circ}\text{C}$ (鋼)]
 δ : 油膜厚さ mm
 2θ : 交差角
 ρ_c : 加工油の密度 [880 kg/m³ (スピンドル油)]
 ρ_w : 加工物の密度 [7 830 kg/m³ (鋼)]
 τ : 加工油の流れる時間 s
 τ_0 : 加工油が長さ B の加工物表面を流れるに要する時間 s

2. 実験方法

2.1 実験装置 実験は縦型定圧内面ホーニング盤 [千嶋工業(株), CW-500 S] で行った。図1に実験装置のブロック線図を示す。測定量は加工物温度、加工油温度、砥石ホルダ温度、ホーニング音の音圧、加工抵抗、および加工後の切削量、砥石損耗量、である。加工物の温度測定には鉄-コンスタンタン熱電対を用い、図2に示すように加工物外面から内径1 mmの穴を加工表面近くまであけ、その穴の底面に直径0.3 mmのコンスタンタン線を点溶接して熱電対を形成した。出力電圧は直流増幅器で増幅した後、データレコーダ (TEAC R-400) に記録した。加工物は両端を鋼製リング [熱伝導率 $\lambda_w=53.5 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$] ⁽¹³⁾、または熱伝導率の小さいポリメタクリル樹脂 [$\lambda=0.2 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$] ⁽¹⁴⁾ 製リングを介してテーブルに固定した。砥石ホルダ温度はホルダの表面下0.5 mmのところに熱電対を埋め込むことによって測定した。加工油の温度は加工物下端から流出する油をポリメタクリル樹脂の小さな容器で受け、熱電対で測定した。ホーニング音は床より1.2 m、シャックパ中心から1 mの位置に設置した1/2 inch コンデンサマイクロホンによって検出し、精密騒音計 (JEIC 1030) で測定した。測定信号は熱電対の出力信号とともにいったんデータレコーダに記録した後、FFTアナライザ (小野測器 CF 400) を用いて解析した。加工抵抗3分力のうち、回転方向成分 F_r 、往復運動方向成分 F_x は加工物を支持している4個の弾性八角リングで、砥石押付け力 F_n は砥石台拡張油圧をゲージ式圧力変換器でそれぞれ測定し、力に換算した。切削量、および砥石損耗量は加工前後の差をダイヤルゲージ (最小目盛1 μm) で測定した。

2.2 実験条件 加工条件を表1に示す。加工材料には炭素鋼 S 45 C (850~900 $^{\circ}\text{C}$ に1 h 保持した後炉冷焼鈍) の丸棒を中ぐりしたパイプ (H_{177} , 外径 $D_o=88$ mm, 内径 $D_i=58$ mm, 長さ $B=180, 200$ mm) を用いた。砥石は表2に示す2種類のビトリファイドボンド砥石を用いた。S 1, S 2 は N 1, N 2 の硫黄処理砥石である。砥石形状は、長さ $l=100$ mm, 幅 $b=10$ mm, 厚

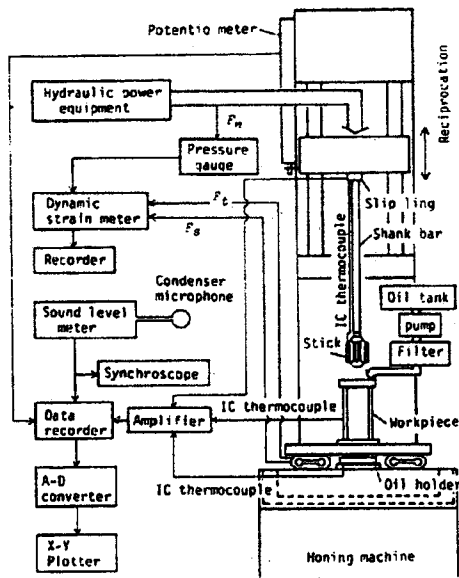


図1 実験装置概略図

み $h \approx 10$ mm のスティック状であり、4本 (n) を一組として用いている。加工油はホーニング加工で一般に広く用いられているスピンドル油をベースに極圧添加剤を添加した油〔日本グリース(株)、マークホーンCK-100)を用い、砥石およびガラス繊維を用いたフィルタで切りくずや脱落砥粒を除去した。

3. 加工状態を表す特性値

3.1 砥石切込み深さ \bar{d} 、比加工エネルギー k_s ⁽⁸⁾

等間隔に配置された n 本の砥石において、1本の砥石を巨視的に1個の工具とみなすと、加工実験より求まる加工物の内半径増加速度 $d(\delta R_i)/dt$ および加工抵抗接線分力 $F (= \sqrt{F_r^2 + F_t^2})$ を用いて、砥石切込み深さ \bar{d} 、比加工抵抗 k_s は次式で表される。

$$\bar{d} = \frac{\pi D_i B (B - l + 2a)}{nv \{l(B - l + 2a) - a^2\} \cos \theta} \frac{d(\delta R_i)}{dt} \quad (1)$$

$$k_s = \frac{nvF}{\pi D_i B} \frac{1}{\frac{d(\delta R_i)}{dt}} \quad (2)$$

このとき、砥石長さ l 、および砥石幅 b は

$$l = \frac{1}{B - l + 2a} \{l(B - l + 2a) - a^2\} \cos \theta \quad (3)$$

$$b = \frac{b}{\cos \theta} \quad (4)$$

である。

\bar{d} は切削量 ΔD を一般的な形で表した量とも考えることができ、この値が大きくなるほど過酷な加工条件といえる。なお、 \bar{d} と ΔD の間には次の関係がある。

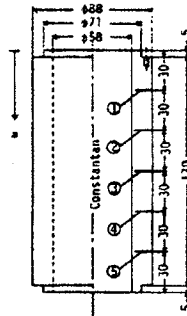


図2 加工物形状の1例

表1 加工条件

Honing speed	v m/min	20, 30, 45, 60
Crosshatch angle	2θ deg	30
Over-run	a mm	33
Number of sticks	n	4

表2 使用砥石

Symbol (WAI50)	Structure (%)			RH Hardness
	Grain V_G	Bond V_B	Pore V_P	
N1	44.8	13.6	41.6	35.7
N2	44.1	12.7	43.2	16.5

S1 and S2 are sulfur treated sticks of N1 and N2.

$$\Delta D = \int_0^t \frac{nv \{l(B - l + 2a) - a^2\} \cos \theta}{B - l + 2a} \bar{d} \cdot dt \quad (5)$$

3.2 砥石臨界圧力 P_c 図3は砥石圧力 P_n を変化させて加工したときの砥石切込み深さ \bar{d} を求めた結果である。 $P_n \approx 600$ kPa を境にして \bar{d} が急激に増大している。すなわち、 $P_n < P_c$ では加工進行とともに切れ刃の摩耗や目づまりのため砥石の切れ味が低下してしまうのに対し、 $P_n > P_c$ では砥石が脱落状態にあり、切れ刃の自生作用が活発で砥石の切れ味は低下せず、切削性は大いに向上する。したがって、 P_c が砥石圧力を設定する際の大きな目安となる⁽¹⁾⁽²⁾。

図4は実験結果を式(1)、(2)を用いて整理した $k_s - \bar{d}$ 線図である。図4に示すように、 \bar{d} の大きさで三つの領域に分けることができ、 $P_n > P_c$ の領域では k_s の値は \bar{d} の大きさに強く依存しないことがわかる。

4. ホーニング温度

4.1 加工形態による違い 砥石圧力 P_n を (a) 臨界圧力 P_c 以下、(b) ほぼ P_c 、(c) P_c 以上に設定したときの温度上昇 ΔT を調べた結果が図5である。砥石の加工状態はホーニング音の音圧によって監視することができ、SPL(音圧レベル)が80dB以下のときは磨き状態、90dB以上になると切削状態にある⁽⁷⁾。(a) $P_n < P_c$ のとき、SPLは急激に低下して $t = 2$ min 以後は低いレベルで一定となり、砥石はもはや切削していない。このため、発熱量も少なく、 ΔT は小さくなっている。これに対し、(c) $P_n > P_c$ のとき、SPLは高い値でほぼ一定であり、砥石が切削状態にあることがわかる。このため、切削熱が常に供給され、 ΔT は上昇し続けているが、加工油の冷却作用によってある値に飽和する傾向となっている。(b) $P_n \approx P_c$ のとき、SPLは $t = 3$ min から低下しており、砥石の切れ味が次第に低

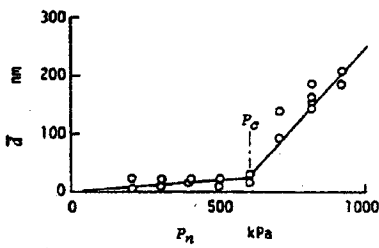
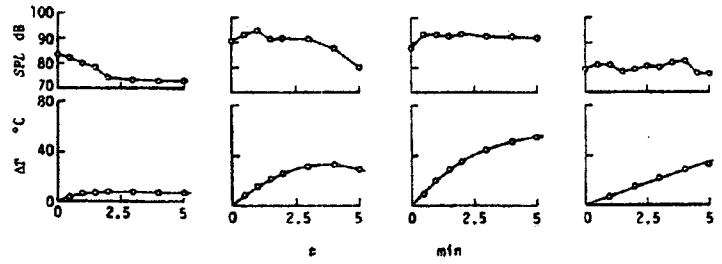


図3 \bar{d} - P_n 線図 ($v=30$ m/min, $2\theta=30^\circ$, $Q_c=1\sim 1.5$ L/min: S2 砥石)



(a) $P_n=410$ kPa $< P_c$: S1 砥石, $Q_c=1.2$ L/min
 (b) $P_n=820$ kPa $= P_c$: S1 砥石, $Q_c=1.2$ L/min
 (c) $P_n=1020$ kPa $> P_c$: S1 砥石, $Q_c=1.2$ L/min
 (d) $P_n=410$ kPa $> P_c$: N1 砥石, $Q_c=0$ L/min

図5 加工形態による比較 ($v=30$ m/min, $2\theta=30^\circ$)

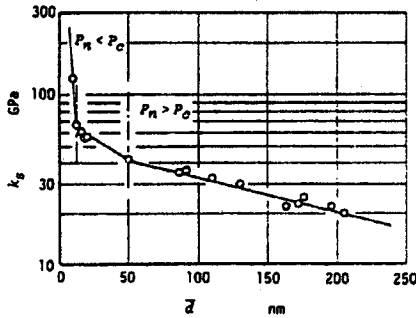


図4 k_s - \bar{d} 線図 ($v=30$ m/min, $2\theta=30^\circ$, $Q_c=1.5$ L/min: S2 砥石)

下してきている。このため、 ΔT は、切削状態が終了する4 min 付近でピークに達し、それ以後は加工油の冷却作用のため低下する傾向をみせている。なお、(d)は乾式加工を行った結果であるが、加工油による冷却がないため ΔT は直線的に上昇している**。

以上の検討より、ホーニング温度は砥石の加工状態に大きく依存することがわかった。そこで本研究では、生産性や加工能率の高い加工に重点を置くことから、主に $P_n > P_c$ の状態について調べてゆくことにする。

4.2 加工物内の温度分布

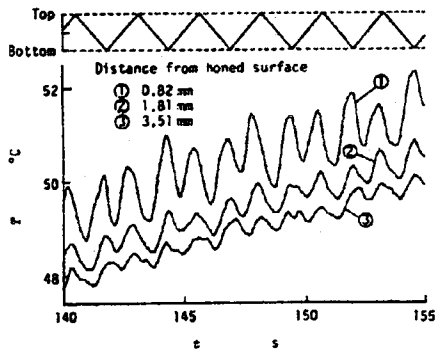
4.2.1 半径方向 加工表面からの深さが異なる3箇所の熱電対からの出力波形を図6(a)に示す。図の上部は砥石の上下方向の位置を示している。①が最も表面に近く、②③と表面から遠くなる。①では砥石が往復運動して熱電対上を通過するとき、大きな波が測定されている。しかし、②③と表面から遠ざかるにつれて波の高さは小さくなり、表面下9 mm ではもはや測定されず、温度は単調に増加していくだけとなる。図6(b)は熱電対接点が切断される直前の出力波形である。砥石の往復運動によって生じる大きな波の上に砥石の回転運動による小さな鋭いパルスが載っている。砥石通過時に温度が急激に上昇しており、切削点は高温に達していると考えられる。しかし、砥粒切れ刃の近傍に存在する加工油の冷却作用が大きく、加

** 切りくずを除去する加工油がないため、SPLは加工油を用いている場合と傾向が異なっている。

工物表面層で温度が急激に高くなることはないことがわかる。図7は表面からの距離が異なる5点の温度変化を調べた結果である。加工が進行すると温度は上昇していくが、加工物が熱良導体であること、円筒外面での空気への放熱が小さいことなどから、内面と外面の温度差はたかだか 2°C 程度と小さく、半径方向のこの配は無視しうることがわかる。

4.2.2 軸方向 図8は図2に示す①~⑤の熱電対の出力波形である。いずれの熱電対も加工表面から約 $50\mu\text{m}$ の深さにセットされている。 z は加工物上端から測定点までの距離であり、 $z=90$ mmが中央である。いずれの出力も砥石の往復運動によって生じる大きな波の上に砥石の回転運動による小さなパルスが載っている。また、測定位置の違いが波の位相差として現れている。波の形は立上りが急で、砥石通過後緩やかに低下している。砥石折返し点で加工抵抗 F_c 成分が方向を反転するが、このときパルスの高さが大きく変化しており、砥石の切削状態が変化していることがわかる。③ $z=90$ mmは砥石が折返すとき砥石作業面から外れているため、波の数は他の測定点の倍となり、砥石のストローク数と同じになっている。また、この点を砥石が通過するとき、砥石全面が加工物と接触しているため、砥石圧力は大きくならずパルス高さも小さい。これに対し、⑤ $z=150$ mmでは端部に近いことから、砥石が作用する時間が短く、波の波長は短くなっているが、その高さは大きい。とくに、回転によるパルス高さが大きくなっている。したがって、砥石がオーバーラン状態にあるとき、砥石の切削性は向上していることになる。すなわち、加工物端部では砥石の作業時間が短くなる分を加工状態が過酷になることによって補い、これによって加工物が均一に切削されることがわかる。

図9は温度分布を調べた結果である。図9(a)、(b)は加工物端面を熱絶縁して支持している。図9



(a) 加工表面からの深さの影響(半径方向)
 $(P_n=820 \text{ kPa}, v=30 \text{ m/min}, 2\theta=30^\circ,$
 $Q_c=1.0 \text{ L/min} : \text{S2 砥石})$

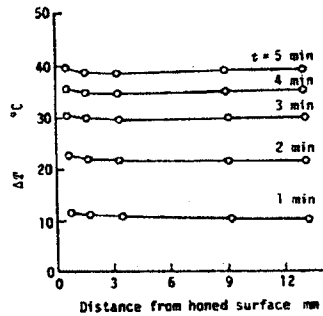
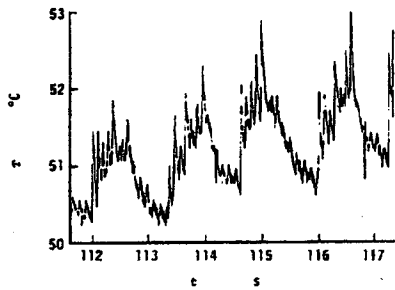


図 7 加工物内の温度分布(半径方向)
 $(P_n=820 \text{ kPa}, v=30 \text{ m/min},$
 $2\theta=30^\circ, Q_c=1.5 \text{ L/min} : \text{S2}$
 砥石)



(b) 熱電対切断直前の出力波形 $(P_n=820 \text{ kPa},$
 $v=30 \text{ m/min}, 2\theta=30^\circ, Q_c=0.75 \text{ L/min} : \text{S2}$
 砥石)

図 6 加工物内の温度変化

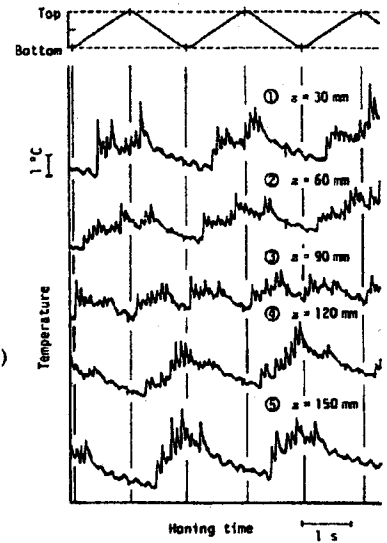
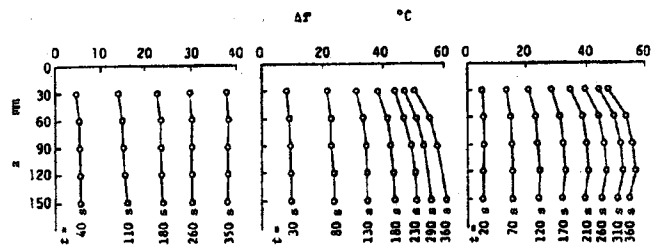


図 8 加工物表面層の温度変化(軸方向)
 $(P_n=920 \text{ kPa}, v=30 \text{ m/min}, 2\theta$
 $=30^\circ, Q_c=0.5 \text{ L/min} : \text{S2 砥石})$



(a) 断熱支持(乾式) (N2 砥石: $Q_c=0 \text{ L/min}, P_n=410 \text{ kPa}$)
 (b) 断熱支持 (S2 砥石: $Q_c=0.5 \text{ L/min}, P_n=920 \text{ kPa}$)
 (c) 通常支持 (S2 砥石: $Q_c=0.5 \text{ L/min}, P_n=920 \text{ kPa}$)

図 9 加工物内の温度分布(軸方向)

(a)の加工油を供給しないとき温度はほぼ均一で加工物内に温度こう配が生じていない。しかし、図9(b)に示すように加工油を供給すると、加工油が加えられる上端部でその冷却効果が大きく、 ΔT が低く抑えられている。この傾向は加工が進行して加工物温度が上昇するほど大きくなっている。図9(c)は熱絶縁をやめて加工した場合である。支持板が放熱フィンの役目をするため、両端部の温度上昇は抑えられ、中央部が高くなっている。外挿して $z=0$ における値を求めると、中央部との温度差は $20\sim 25^\circ\text{C}$ に達しており、良い円筒度を求める加工では無視できない温度差といえる。

4.3 加工条件の影響

4.3.1 モデルによる検討 図10は加工進行に伴う加工物の温度 T_w 、砥石ホルダの温度 T_s 、加工油の入口および出口の温度 T_{c1} 、 T_{c2} 、室温 T_∞ を測定した結果である。加工物の温度上昇が最も大きいのに対し、砥石ホルダは加工油とほぼ同程度で加工物の半分程度しか上昇しておらず、砥石に流入した熱は加工油に奪われてしまうことがわかる。すなわち、微視的には発

生した熱は加工物、加工油、砥粒に分配されるが、ホーニング加工では研削加工と異なり砥石気孔中に多量の加工油が存在し、砥粒切れ刃を通じて砥石中に流入しようとする熱を持ち去ることになる。また、硫黄処理砥石の熱伝導率が $2.28 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})^{(15)}$ と鋼の $1/20$ 以下であり、しかもその熱容量は加工物に比べてはるかに小さい。そこで、巨視的には熱は加工物と加工油に分配されるものと考えればよく、砥石や空気へ流れる分は無視することにとすると、単位時間当たりの発熱量 q は、加工物および加工油へ分配される熱量 q_w 、 q_c を使って、

$$q = q_w + q_c \dots\dots\dots (6)$$

と表すことができる。

(1) q について 1本の砥石に作用する加工抵抗を F とすると、加工中に発熱する全熱量 q は

$$q = nFv$$

である。比加工抵抗 k_s を用いると式(1), (3)より

$$F = k_s \bar{d} l_e$$

と表すことができるので

$$q_w = nk_s \bar{d} l_e v \dots\dots\dots (7)$$

となる。

(2) q_w について 4・2節の結果より、加工物内の温度差が小さいことから、その平均温度を扱えばよく、加工物を集中熱容量系と考えると

$$q_w = V_w \rho_w C_w \frac{dT_w}{dt} \dots\dots\dots (8)$$

と表すことができる。ただし、 V_w , ρ_w , C_w はそれぞれ加工物の体積、密度、比熱である。

(3) q_c について 加工物上端から加えられた加工油は砥石の回転運動で混合されながら流下してゆく。そこで、図11に示すように巨視的に加工油は一様な油膜厚さ δ で加工面上を平均流速 u で流れ、点 z における微小長さ dz 内の温度を一定とみなすことにする。また、加工物を集中熱容量系と考えたことから、加工面全体を均一温度として扱えばよい。すると、 $(\pi D_i dz \delta)$ で表されるリング状の加工油の熱の出入りを考えると

$$(\pi D_i dz \delta) \rho_c C_c \frac{dT_c}{dt} = (\pi D_i dz) \alpha (T_w - T_c)$$

となる。ここで、 τ は加工油が加工物表面を流れる時間を表し、加工時間 t に比べて極めて短い時間である。そこで、 τ 時間系では T_w を一定とみなすことができる。加工物-加工油間の熱伝導率 α を(加工時間に対して)定数と仮定し、初期条件 $\tau=0$ で $T_c = T_{c1}$ のもとで上式を解くと

$$\frac{T_c - T_w}{T_{c1} - T_w} = \exp\left(-\frac{\alpha}{\delta \rho_c C_c} \tau\right) \dots\dots\dots (9)$$

となる。ここで、加工油の平均流速が u であることから

$$\delta = \frac{Q_c}{\pi D_i u}$$

を式(9)に代入すると

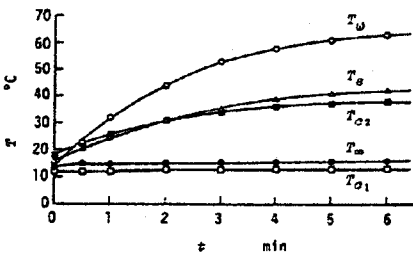


図10 加工進行に伴う温度変化 ($P_n=820$ kPa, $v=30$ m/min, $2\theta=30^\circ$, $Q_c=1.5$ L/min : S2 砥石)

$$\frac{T_c - T_w}{T_{c1} - T_w} = \exp\left\{-\frac{\alpha}{\rho_c C_c} \frac{\pi D_i u}{Q_c} \tau\right\} \dots\dots\dots (10)$$

となる。ところが、長さ B の加工物上を加工油が流れるために必要な時間 τ_0 は $\tau_0 = B/u$ となる。したがって、 $\tau = \tau_0$ で $T_c = T_{c2}$ とすると、式(10)より熱伝導率 α は

$$\alpha = \rho_c C_c Q_c \log_e \frac{T_{c1} - T_w}{T_{c2} - T_w} \dots\dots\dots (11)$$

となる。ただし、 $Q_s = Q_c / (\pi D_i B)$ であり、単位加工表面積当たりの加工油量を表している。 α を定数と仮定したことから、 $\log_e (T_{c1} - T_w) / (T_{c2} - T_w) = K_1$ とおけば、

$$\alpha = K_1 \rho_c C_c Q_s \dots\dots\dots (12)$$

と書き直すことができる。ただし、 K_1 は定数。

そこで、点 z にある加工油の温度を T_c とすると、流入した加工油が流出するまでに加工物から奪う熱量は

$$q_c = \int_0^B \pi D_i \alpha (T_w - T_c) dz$$

となる。式(10)を代入し、 $\tau = z/u$ であることから上式を解くと

$$q_c = q_c C_c Q_c \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{\pi D_i \alpha}{\rho_c C_c Q_c} B\right) \right\} (T_w - T_{c1}) \dots\dots\dots (13)$$

となる。さらに、式(12)を代入すると

$$q_c = q_c C_c Q_c (1 - \exp(-K_1)) (T_w - T_{c1}) = K_2 \rho_c C_c Q_c (T_w - T_{c1}) \dots\dots\dots (14)$$

となる。ただし、

$$K_2 = 1 - \exp(-K_1) = 1 - \exp\left(-\frac{\alpha}{\rho_c C_c Q_s}\right) \dots\dots\dots (15)$$

であり、 K_2 も K_1 と同様加工時間や加工油の供給量な

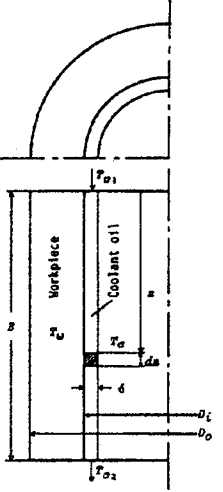


図11 加工油の冷却モデル

ど加工条件の影響を受けない定数である。

(4) 加工物温度 式(6)に式(7), (8), (14)を代入すると,

$$\frac{dT_w}{dt} + \frac{K_2 \rho_c C_c Q_c}{V_w \rho_w C_w} T_w = \frac{K_2 \rho_c C_c Q_c}{V_w \rho_w C_w} T_{c1} + \frac{nk_s \bar{d} l_e v}{V_w \rho_w C_w}$$

となる。これを初期条件 $t=0$ で $T_w = T_{w0}$ の下で解くと

$$T_w = \left\{ (T_{w0} - T_{c1}) - \frac{nk_s \bar{d} l_e v}{K_2 \rho_c C_c Q_c} \right\} \times \exp \left\{ -\frac{K_2 \rho_c C_c Q_c}{V_w \rho_w C_w} t \right\} + T_{c1} + \frac{nk_s \bar{d} l_e v}{K_2 \rho_c C_c Q_c} \quad \dots\dots\dots(16)$$

ここで, $T_{w0} = T_{c1} = T_w$ (室温) であるとすると, 式(16)より

$$\Delta T = T_w - T_w = \frac{nk_s \bar{d} l_e v}{K_2 \rho_c C_c Q_c} \left\{ 1 - \exp \left(-\frac{K_2 \rho_c C_c Q_c}{V_w \rho_w C_w} t \right) \right\} \quad \dots\dots\dots(17)$$

となる。式(17)より, 加工条件が加工物の温度上昇 ΔT に及ぼす影響を知ることができる。

(5) 熱の分配率 式(17)を式(8)に代入すると

$$\frac{q_w}{q} = \exp \left(-\frac{K_2 \rho_c C_c Q_c}{V_w \rho_w C_w} t \right) \quad \dots\dots\dots(18)$$

となる。また, 式(6)に式(18)を代入すると

$$\frac{q_c}{q} = 1 - \exp \left(-\frac{K_2 \rho_c C_c Q_c}{V_w \rho_w C_w} t \right) \quad \dots\dots\dots(19)$$

となる。式(18), (19)より加工物内に蓄積される熱量と加工油に持ち去られる熱量の割合を求めることができる。

4.3.2 熱伝達率 α の決定 種々の条件のもとで加工を行い, そのときの加工物温度 T_w , 加工油の入口温度 T_{c1} , 出口温度 T_{c2} を測定し, 式(11)に代入して α を計算した結果が図12, 13である。図12より, 加工が進行して図10のように T_w や T_c が変化しても α はほぼ一定であり, 先に α を (加工時間に対し

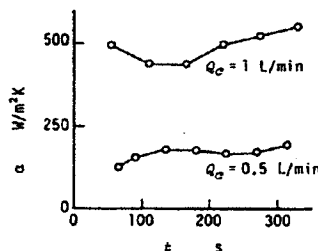


図12 加工進行に伴う熱伝達率の変化 ($v=30$ m/min, $2\theta=30^\circ$)

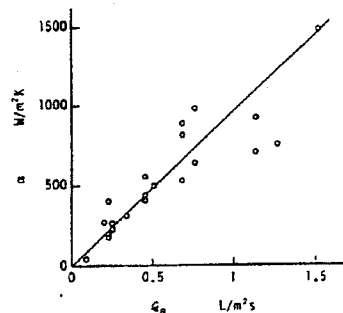


図13 熱伝達率への加工油供給量の影響 ($v=30$ m/min, $2\theta=30^\circ$, $120 < \bar{d} < 250$ mm)

て) 定数とした仮定が妥当であったことがわかる。また, 図13より, 多小ばらつきはあるが α は加工油量 Q_c と比例関係にあり, $\alpha=9.70 \times 10^2 \cdot Q_c$ と表すことができる。

4.3.3 実験結果との比較検討 図4の $k_n - \bar{d}$ 線図にみられるように, $P_n > P_c$ の加工条件においても \bar{d} が大きくなると k_n は寸法効果のため小さくなる傾向にあるが, その程度は小さい。そこで, 取扱いを簡単にするため, この領域では k_n は \bar{d} や v に依存せず一定値をとるものとし, $k_n=25$ GPa とすることにす。

図14はホーニング速度 v が ΔT に及ぼす影響を調べた結果である。実験値と式(17)の計算値は良く一致しており, v が大きくなれば ΔT は直線的に大きくなり, $v=60$ m/min では $\Delta T=60^\circ\text{C}$ にも達している。

図15は切削量に相当する \bar{d} で ΔT を整理した結果である。 \bar{d} と ΔT の間には直線関係があり, 計算結果も良く実験値と一致している。また, 図3の $\bar{d} - P_n$ 線図において $P_n > P_c$ で P_n と \bar{d} の間に直線関係があることから, 結局, P_n が大きくなると ΔT は直線的に大きくなることになり, $P_n=900$ kPa で $\Delta T=60^\circ\text{C}$ にも達している。

図16は加工油の供給量 Q_c と ΔT の関係を調べた結果である。式(17)によると Q_c を大きくすれば ΔT を限りなく小さくすることができるが, 現実には供給量に制限があり 15°C 程度の温度上昇は避けることができない。

図10の実験結果に対して, 熱の分配率を計算した結果が図17である。加工初期では大半の熱が加工物に蓄積されるが, 加工が進行するとともに加工油に奪われる熱量が増してゆき, $t=5$ min では80%以上が加工油へ流れていることがわかる。

4.3.4 加工精度への影響 図18は加工物の温度上昇がその内径の寸法精度に及ぼす影響を調べた結果である。実線は線膨張係数 ($\beta_w=10 \times 10^{-6}$)⁽¹⁴⁾ を用いた

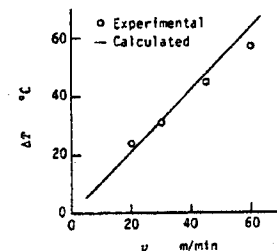


図14 ホーニング速度の影響 ($\bar{d} \approx 160$ nm, $2\theta=30^\circ$, $t=4$ min, $Q_c=1.5$ L/min)

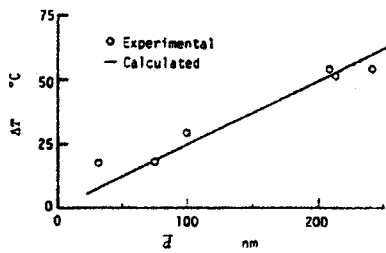


図 15 砥石切込み深さの影響
($v=30$ m/min, $2\theta=30^\circ$,
 $t=5$ min, $Q_c=1.2$ L/min)

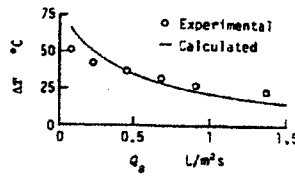


図 16 加工油の供給量の影響
($\bar{d}=130$ nm, $v=30$ m/min, $2\theta=30^\circ$, $t=320$ s)

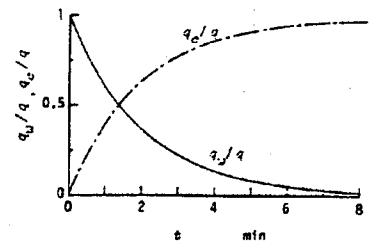


図 17 熱の分配率

計算値である。両者は良く対応しており、温度上昇に比例して誤差は大きくなり、 $\Delta T=60^\circ\text{C}$ で約 $30\ \mu\text{m}$ もの内径差を生じている。

5. 結 言

薄肉鋼管のホーニング温度について実験および解析の両面から検討を加え、次のような結論を得た。熱電対の出力波形として得られる加工表面層の温度変化は砥石の切削状態の変動を良く捕らえている。加工物内の温度の分布状態は半径方向には温度差が小さいが、軸方向に対しては加工油や加工物取付けジグの影響が大きく、温度差を生じる。加工状態を適当にモデル化することにより、加工条件が加工温度に及ぼす影響を表す解析解を得ることができた。この解は実験結果を良く説明しており、ホーニング速度や砥石圧力に比例して温度は上昇する。切削熱の加工物と加工油への分配率は加工時間とともに変化し、加工油への分配率が増えていく。

終わりに、本研究にご協力いただいた大森滋人君〔大阪大学大学院生、現ミノルタカメラ(株)〕に深謝する。

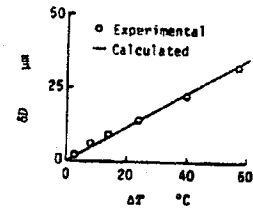


図 18 寸法精度への影響
($D_1=58$ mm)

文 献

- (1) 山本・上田, 精密機械, 43-3 (1977), 305.
- (2) 山本・上田, 精密機械, 43-9 (1977), 1025.
- (3) 山本・上田, 精密機械, 44-6 (1978), 692.
- (4) 上田・山本, 精密機械, 46-7 (1980), 818.
- (5) 上田・山本, 精密機械, 48-2 (1982), 155.
- (6) 上田・山本, 精密機械, 48-7 (1982), 847.
- (7) 上田・ほか2名, 精密機械, 50-10 (1984), 1640.
- (8) 上田・山本, 精密機械, 48-11 (1982), 1514.
- (9) Ueda, T. and Yamamoto, A. *Trans. ASME, J. Eng. Ind.*, 106-8 (1984), 237.
- (10) 横山・一宮, 精密機械, 48-3 (1982), 323.
- (11) 横山・一宮, 精密機械, 48-4 (1982), 486.
- (12) 横山・一宮, 精密機械, 48-7 (1982), 919.
- (13) 日本機械学会編, 機械便覧, (1977), 11-3, 6, 日本機械学会.
- (14) 日本化学会編, 化学便覧応用編, (1980), 809, 丸善.
- (15) 上田, 博士論文(大阪大学), (1978), 57.

討 論

〔質問〕 横山 和 宏 (新潟大学工学部)

(1) 2232 ページ左欄下 1 行め「…微視的…砥粒に分配され…巨視的に…加工油に分配され…分配される熱量 q_w ,…」の表現は, “ q_w が加工物への流入熱量(蓄熱量と異なる), q_c は直接または砥粒を通して油へ伝わる熱量(加工物を通して油に伝わる熱量と異なる)” であるように理解される。上述の表現は, 式(8) (q_w は蓄熱量)および図 11 (q_c は加工物を通して油に伝わる熱量)の定義と矛盾するのではないか。

(2) 2232 ページ右欄下 2 行の「… F とすると, 加

工中に発生する全熱量 q 」は「…、 n 本の砥石全体での単位時間当たりの発熱量 q 」ではないか。

(3) 2234 ページ右欄 22 行めに「図 16… ΔT を限りなく小さくすることができるが, 現実には供給量に制限があり…」とあるが, 発熱量 q の一部は加工領域から直接加工物の内部へ伝わると考えられ, 油量が大きくなっても $\Delta T=0$ にはならないと思うが, いかがか。

〔回答〕 (1) 2232 ページ右欄 8~10 めに示すように, ここでは巨視的に砥石や空気へ流れる熱は無

視することになっている。また、加工物内の温度差が小さいことから加工物の平均温度を扱えばよく、加工物を集中熱容量系として扱っている。以上のようなモデル化はとりもなおさず、加工熱が加工面全体に均一に加えられていると考えることである。したがって、加工物を冷却するような形で加工油に熱が流れてゆくと考えたわけである。

(2) 全熱量とは使用した砥石全体で発生する熱量であり、ご指摘の意味で用いている。

(3) 本文中でも述べているように、式(17)は Q_c を大きくすると ΔT を零に近づけることができることを表している。現実には $\Delta T=0$ にできることは言っていない。
