研究

平面研削における加工物の熱変形*

横山 和宏** 一宮 亮一**

Thermal Deformation of Workpiece in Surface Grinding

Kazuhiro YOKOYAMA, Ryoichi ICHIMIYA

This paper describes the effects of heat generated in surface grinding on the dimensional and geometrical accuracies of workpiece. Temperature distribution in traverse grinding is analyzed as the three-dimensional unsteady-state problem on thick workpiece. The expansion and bending of workpiece as well as the elastic deformation of wheel shaft are considered. True depth of cut is calculated from nominal value, and compared with experimental results. Temperature and expansion of workpiece are analyzed by the use of Green's function. Bending of workpiece and elastic deformation of wheel shaft are experimentally obtained. The results indicate that the calculated temperature and profile of the workpiece are close to the experimental results, and the effects of thermal factors became clear. While elastic deformation of wheel shaft have mainly an effect upon dimensional accuracy, bending deformation, as well as thermal expansion of the workpiece, is important in determining the geometrical accuracy.

1. 緒 言

従来、研削加工は切込みの小さい仕上げ加工として用いられている。最近行われている重研削では研削熱量が著しく大きく、加工精度への影響も大きい。なかでも平面研削では、円筒研削などとは異なり加工物の上面のみが研削されるため、加工物は上方向への膨張とそり変形を生じる。これまでに被削材の熱変形を検討した報告¹⁾²⁾はあるが、トラバース方式に関する解析はまだないようである。研削域は被削材の左右方向のみならず前後方向にも移動する。このため被削材は移動熱源により加熱され、温度分布は非定常三次元問題となる。加工精度への影響も同様な状態にある。

本研究は、被削材の膨張量とそり変形が加工精度に及ぼす影響を定量的に把握することにより、トラバース研削における熱変形現象を明らかにしようとしたものである。被削材の温度変化は三次元 Green 関数により理論解析し、実験結果と比較した。被削材の熱膨張量は温度分布から計算し、そり変形および砥石軸弾性変形は実験より求めた。設定切込み量から真の切込み量を求め測定形状と比較した。なお被削材の弾性変形、砥石の弾性変形・熱膨張および摩擦についても検討した。

2. 理論解析

2.1 被削材の温度分布

* 原稿受付 昭和50年11月18日。昭和47年度精機学会秋季大会学術講演会(昭和47年10月31日)にて発表。

** 正 会 員 新潟大学工学部(長岡市学校町1丁目)

被削材寸法および座標を図1に示す。ただし δ_1 は切込み量の1/2とした。研削はトラバース方式とし、研削開始点は図1において $(x=0, y=0 \sim 5 \text{ mm})$ の位置とする。研削域はテーブル速度 v で x 軸の正方向に移行し、サドル送り量 u だけ y 軸の正方向に移動した後、 x 軸の負方向へ移行する。同様の過程を経て全面を研削する。熱源は $(u \times \text{幾何学的接触長さ})$ の面熱源とし、 $\zeta = (l_z - \delta_1)$ の位置にある。被削材底面はチャックと接しているが、実験中底面の温度上昇が小さいので底面では断熱とした。他の5面は周囲と熱伝達を行う。加工物への流入熱による被削材の温度上昇は Green 関数³⁾を用いて以下のように表される。

・第 m トラバース研削中

$$\theta(t, x, y, z) = \sum_{q=1}^{m-1} \theta_{cq} + \theta_{Hm} \quad (1)$$

・第 m トラバース研削後(冷却中)

$$\theta(t, x, y, z) = \sum_{q=1}^{m-1} \theta_{cq} + \theta_{cm} \quad (2)$$

$$\theta_m = \frac{\alpha}{\lambda} \int_{t_m - \frac{x_1}{v}}^t \int_{-\frac{x_1}{v}}^{\frac{x_1}{v}} \int_{-\frac{y_1}{v}}^{\frac{y_1}{v}} G(t - \tau) \omega d\xi d\eta d\tau \quad (3)$$

図1 座 標 系

ただし, θ : 被削材温度上昇, θ_m ; 式 (1), (2) の θ_{Hm}, θ_{cm} , G ; Green 関数, (ξ, η, ζ) ; 熱源位置, w ; 熱源の強さ, α ; 温度伝導率, λ ; 熱伝導率, x_1 ; 接触弧長さ, t_m ; 砥石最下点が $x=0, l_x$ を通過する時刻.

2.2 形状誤差と真の切込み量

加工物の表面形状を支配する因子は熱変形のほかにも種々存在する. ここでは次に示す因子を取り上げ, 設定切込み量から真の切込み量を求める. 真の切込み量の変化から研削後の表面形状を求める. すなわち,

$$\Delta = \Delta_n + \Delta_{wt} + \Delta_{wb} - \Delta_{se} - \Delta_s - \Delta_t + \Delta_g - \Delta_w + \Delta_a \quad (4)$$

ただし, Δ : 真の切込み量, Δ_n : 設定切込み量, Δ_{wt} : 被削材の z 方向熱膨張量, Δ_{wb} : 被削材のそり変位, Δ_{se} : 被削材の弾性変位, Δ_s : 砥石軸の弾性変位, Δ_t : 砥石の弾性変位, Δ_g : 砥石の熱膨張量, Δ_w : 砥石の半径摩耗量, Δ_a : 砥石後部 (幅方向) で同一点を研削する量 (第2次研削量).

被削材の熱膨張量は砥石最下点における z 方向温度分布を積分することにより求められる.

$$\Delta_{wt}(x, y) = \int_0^{l_z} \rho \cdot \theta(x, y, z) dz \quad (5)$$

ただし, ρ : 被削材の熱膨張係数, $\theta(x, y, z)$; 式 (1) において $t=f(x, y)$ (砥石最下点が通過する時刻) とした温度分布.

3. 数 値 計 算

式 (3), (4) および (5) を計算する際に用いた諸量を次に示す.

$l_x=200, l_y=100, l_z=40$ mm, $u_0=20.3$ m/s, $v=6$ m/min, $u=5$ mm/trav., $t_m=4(m-1)$ s, $\Delta_n=45$ μ m, $\delta_1=20$ μ m, $\alpha_{S45C}=0.053$ m³/h, $\lambda_{S45C}=46$ kcal/mh $^\circ$ C, $\rho_{S45C}=10.73 \times 10^{-6}$ $^\circ$ C⁻¹, $h=1.70$ m⁻¹. ただし h は平板上を空気が乱流状態で流れるものとする. 空気の流速は砥石周速度 u_0 とした.

検討の結果, 式 (4) は次のように表される.

$$\Delta = \Delta_n + \Delta_{wt} + \Delta_{wb} - \Delta_s \quad (6)$$

上式において Δ_n を与え, 左右両辺が等しくなる Δ を求める. ただし

$$\left. \begin{aligned} \Delta_{wt} &\propto w = f(F_t) = f(\Delta) \\ \Delta_s &= f(F_V) = f(\Delta) \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

$$w = \frac{F_t \cdot u_0}{427} \cdot \frac{0.84^*}{u \cdot x_1} \quad (8)$$

F_t : 接線研削抵抗, F_V : 法線研削抵抗.

Δ_{wb} は図2に示すように被削材底面の変位 (周囲8点)

* 被削材への流入熱量は研削熱の84%とする⁴⁾.

図2 そり変形

図3 y方向表面形状

から求める. 4 辺はそれぞれ円弧状にそり ($x, y=50$ mm) の位置では次式によるとする.

$$h_2 = \frac{h_1 \cdot x + h_3 \cdot (l_x - x)}{l_x} \quad (9)$$

ただし, h_1, h_2, h_3 は図2に示すごとく, $y=0$ および 100 mm における変位を結ぶ直線から $y=50$ mm 位置の変位までの高さを表す.

4. 実験方法

横軸テーブル往復形平面研削盤を使用し, 砥石は SA 46 I 8 VC である. 被削材は S 45 C で, 600° C にてひずみ取り焼鈍を行った. 研削盤の熱変形の影響を避けるため, 約 1 h の運転ののち実験を開始した. 被削材の温度変化を測定するため, 被削材に 0.6° の穴をあけ, 先端半径を約 40 μ m にとがらせた 0.3° Co 線を接触させ Co 線と被削材で熱電対を構成した. 絶縁には薄く伸ばしたガラス管を Co 線に接着した. 砥石のドレッシングは 5μ m $\times$ 2 回 + 2.5μ m $\times$ 2 回, 送り 300 mm/min とした. 基準面は湿式 2.5μ m で 2 回スパークアウトした. その後 $\Delta_n=45$ μ m, $u=5$ mm/trav., $v=6$ m/min, $u_0=20.3$ m/s で乾式研削を行った. 第 18 トラバースまで研削し, $y=90 \sim 100$ mm の区間は形状測定時の基準面とした. 左右のオーバーランはテーブルの姿勢変化⁵⁾を考慮しておのおの 100 mm とした. 表面形状は $x=25, 65, 100, 135, 175$ mm の位置を y 軸方向に電気マイクロメータにより測定記録した. 一例を図3に示す. 被削材のそり変位は, 底面近くに加工したスリット上部の変位から求めた. 記録の一例を図4に示す. 砥石の弾性変位は

図4 そり変位測定例

図5 摩耗による砥石半径減少量

図6 第2次研削量

幅5mmの試料を砥石に押付けて求めた。砥石軸の弾性変位は幅5mmの試料を研削し、無接触変位計により求めた。砥石の摩耗による半径減少量は転写材を湿式で研削し、その形状から求めた。一例を図5に示す。第2次研削量は砥石が被削材中央に達した時、砥石を急上昇させ左右の形状から求めた。一例を図6に示す。接線および法線方向の研削抵抗は八角形弾性リングを使用して求めた。

5. 結果の検討

5.1 式(4)の検討

真の切込み量を示す式(4)において Δ_{we} , Δ_t , Δ_g , Δ_w , Δ_a の影響を検討する。

図7 砥石の弾性変形

研削抵抗により被削材のそり変位は抑制される。被削材の研削抵抗によるそり変形はその支持状態(すなわち底面と電磁チャック面の接触状況)に依存している。中野・太田¹⁾は「工作物下面の支持反力が両端付近に集中し……工作物の両端はチャック面にめりこんでいる。」と考え、両端ばね支持と推定している。その際、被削材両端における測定変位は約1μmである。しかし今回著者らが行った実験では図4に示すように約4μmの両端変位が生じている。一般に被削材の周辺部には“だれ”が存在し、チャック面との間にすきまが生じていると考えられる。今回測定された変位はこのすきまを減少させることに対応すると考えた。また、そり変位により被削材は四点支持となる可能性があるが、被削材の測定点 $(x, y) = (0, 0)$, $(0, 50)$, $(0, 100)$, $(200, 0)$, $(200, 50)$, $(200, 100)$ における変位は研削中いずれも負もしくはゼロであることから、被削材はその底面積より少しせまい領域で支持されていると考えられる。そこで実験よりも大きな変位を示すと思われる両端支持の仮定により研削抵抗の影響を検討した。実験中の F_{Vmax} は約8.5kgであり、被削材中央における変位は約0.12μmである。実際には、さらに小さな影響しかないと考えられるので $\Delta_{we} \approx 0$ とする。

Δ_t は F_V による砥石の弾性変形である。上部を5mm幅に仕上げた試料の一端を支持し、他端にロードセルを設置した。試料に砥石と同径の凹部を研削した後、砥石を下降させて静的荷重を加える。砥石上部と試料間の相対変位を電気マイクロメータにより求めた。砥石軸の傾きによる影響をなくするため、測定位置は砥石の幅方向で同一になるよう注意した。図7に結果を示す。 $F_V > 8$ kgにおいて砥石の圧壊による急激な変形が見られる。砥

図8 研削抵抗

図9 砥石軸の弾性変位

石摩耗が図5に示すように緩やかに進行することから、研削中に Δ_t の急激な変化はなかったと考えられる。また砥石には研削熱の約12%が流入すると言われているが、砥石が高速回転し冷却されるため Δ_g は十分小さいとする。さらに Δ_t と Δ_g は式(4)において逆の効果を持つため $\Delta_s + \Delta_t - \Delta_g \doteq \Delta_s$ とする。

さらに $\Delta_w - \Delta_a \doteq 0$ とした。これは図5のように砥石摩耗が幅5mmの部分にのみ認められ、第2次研削を表す表面形状(図6)がなめらかに変化しているからである。

以上の検討から式(4)は式(6)に等しいと考えた。

5.2 式(6)の検討

式(7)の関係を求めるため、 Δ , F_t , F_V および Δ_s について行った実験結果を図8, 9に示す。 F_t , F_V はいずれも次のように表される。

$$F_t, F_V = k \cdot \Delta^n \quad k: \text{定数}, n: \text{指数 } 0.5 \sim 0.9^4)$$

得られた結果から k および n を求めると

$$\left. \begin{aligned} F_t (\text{kg}) &= 30.1 \Delta^{0.6232} \quad (\text{mm}) \\ F_V (\text{kg}) &= 59.0 \Delta^{0.6232} \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

また Δ_s と F_V は次式で表される。

$$\Delta_s (\mu\text{m}) = 1.13 F_V \quad (\text{kg}) \quad (11)$$

Δ_{wb} は電気マイクロメータにより測定した。図4から被削材は左右両端が下降し、中央部が上昇している。被削材は上方に凸なるようにそり変形を生じ、研削が進むにつれてこの傾向が強くなっている。なお Δ_{wb} には不均一な温度分布に基づく弾性変形、電磁チャックによる影響および残留応力の一部による影響が含まれている。

5.3 表面形状および温度変化

計算結果と実験から得られた表面形状を図10に示す。基準面を $0 \mu\text{m}$ として表した。計算結果と表面形状はかなりよく一致している。被削材前後(y 軸)方向の変化から研削が進むにつれて切込み量が増加している。左右

図10 表面形状

(x, y, z) = (100, 7, 37 mm)

図11 温度上昇

(x 軸)方向では両端に比べ中央部の切込みが大きくなっている。理論計算において被削材への流入熱は研削熱の84%と考えているが、この妥当性を確かめるため(100, 7, 37 mm)の位置における温度変化を図11に示す。計算において w は式(6)の Δ を使用し、式(7), (8)から求めた値を用いた。

5.4 Δ_{wt} , Δ_{wb} , Δ_s の影響

前節の計算における各因子の影響を図12に示す。 Δ_n を基準にして、真の切込み量が小さくなる場合を正として表した。

Δ_s は被削材寸法に最も大きな影響を与えるが、表面形状への影響はあまり大きくはない。 Δ_{wt} は寸法および表面形状にかなり大きな影響を与えている。 x 軸方向に比べて y 軸方向の形状変化が大きい。これは温度の伝播がテーブル速度に比べて小さく、主として y 軸方向に影響するためである。 Δ_{wb} は主として表面形状に影響する。 Δ_{wt} に比べて y 軸方向のみならず x 軸方向への影響が現れている。表面形状に注目すれば Δ_{wb} は Δ_{wt} とほぼ

図12 J_s , J_{wb} , J_{wt} の影響

同程度の影響を及ぼす。なお J_{wb} に含まれる電磁チャックの抑制効果をみるため、被削材上面を熱し定常状態で電磁チャックを ON から OFF にした。左右両端を結ぶ直線から円弧までの高さは被削材中央で $5.5 \sim 7.5 \mu\text{m}$ 変化した。したがって電磁チャックによる抑制効果が不十分な場合には、 J_{wb} の影響はさらに大きいものと考えられる。

6. 結 論

トラバース方式の平面研削について実験を行い、理論解析と比較した結果、次の結論を得た。

- (1) 面熱源を用い三次元非定常熱伝導問題として解析した結果、実験値と比較的よく一致する温度変化および形状誤差を得た。
- (2) 被削材の精度に影響を及ぼす因子は砥石軸弾性変形が最も大きく、次いで被削材の熱膨張量、そり変形の順になった。

- ・砥石軸の弾性変形は被削材寸法に大きく影響するが、表面形状への影響は比較的小さい。
 - ・被削材の熱膨張は寸法および表面形状にかなり大きな影響を与える。特にサドル送り方向への影響が大きい。
 - ・被削材のそり変形は表面形状にのみ影響し、テーブルおよびサドル送り方向に現れ、熱膨張量とほぼ同程度の大きさである。電磁チャックによる抑制効果が不十分な場合には、さらに大きな影響を及ぼす。
- なお、計算には東大計算機センターを利用した。

文 献

- 1) 中野嘉邦, 太田勝彦: 平面研削中の工作物の熱変形と研削後の形状誤差, 精密機械, **39**, 2 (1973) 225.
- 2) 中野嘉邦, 太田勝彦: 平面研削中の工作物の定常熱変形の解析, 精密機械, **41**, 4 (1975) 364.
- 3) 橋 藤雄, 甲藤好郎: 熱伝達論・熱伝導論, 共立出版 (1967).
- 4) 例えば, 小野浩二: 研削仕上, 植書店 (1972).
白井英治: 切削・研削加工学, 下, 共立出版 (1971).
- 5) 中野嘉邦, 塩崎 進: 平面研削盤テーブルの浮上りについて, 日本機械学会論文集, **35**, 269 (1969) 225.

情 報

工作機械用の鋳造品の内製化

鋳物など鋳造品の内製化, いわゆるユーザ業界での自給自足の動向を掌握することは鋳造品業界にとって製品の安定的供給を行ううえで、欠かせない重要な課題となっているが、これに関連して総合鋳物センターが実施した工作機械用鋳造品の内製化調査研究の調査結果がこのほどまとまった。

この調査は国内の工作機械メーカー 120 社を対象にアンケート調査 (回答率 65.8%) と面接調査 (回答した企業の 34.2% について実施) により、工作機械用鋳造品の調達をめぐる外注、内製状況とその理由など実態を調査するとともに、国内外での内製化動向、将来展望などを調査研究したものである。

以下、注目すべき二、三の点について紹介する。

▽鉄鋳物総生産量に占める工作機械用鋳物の比重＝金属工作・加工機械用の鉄鋳物生産実績および占有率の過去 10 年間 (41～50 年) の推移は、工作機械の生産推移とほぼ同一のカーブである。これは鉄鋳物が工作機械重量の 80% 以上の比重を占めていることによるものである。しかしながら、金属工作・加工機械用鋳物が鉄鋳物総生産量に対する占有率はあまり高くない。すなわち、占有率が最も高い 44 年と 48 年でそれぞれ 4.2, 4.3%, 逆に最も低い 42 年と 50 年で 3.1, 2.9% である。10 年間を通して占有率の変化はそれほど大きくない。平均 3～4% である。

(978 ページに続く)