研削熱による変形が寸法生成過程に 及ぼす影響の研究*

中 島 利 勝** 塚 本 真 也** 原 田 真***

Effects of Thermal Deformation of Workpiece on Size Generation Process
in Cylindrical Plunge Grinding

Toshikatsu NAKAJIMA, Shinya TSUKAMOTO and Makoto HARADA

The size generation process in cylindrical plunge grinding is experimentally analyzed, taking the thermal deformation of workpiece into account. The thermal deformation of workpiece is first measured to make clear the variation of the thermal deformation of workpiece in one cycle of plunge grinding. The thermal deformation of workpiece increases in spark-in state, becomes constant in steady state and then decreases in spark-out state of plunge grinding. The thermal deformation rate of workpiece is then discussed to make clear the actual size generation rate, which is affected by the feed rate of wheel head and the thermal deformation rate. The actual size generation rate increases abruptly in spark-in state because of the thermal expansion of workpiece, and decreases significantly in spark-out state because of the thermal contraction of workpiece.

Key words: cylindrical plunge grinding, size generation process, thermal deformation of workpiece, thermal deformation rate, actual size generation rate

1. 結 言

現在、円筒ブランジ研削の適用分野では、研削速度と切込み速度の増大ならびにスパークアウト研削時間の短縮による高能率化が急速に進展しており、工作物の熱的環境はますます過酷になりつつある。すなわち、高能率化に伴って、砥石と工作物の接触弧内で発生する研削熱の工作物内部への流入量が急増し、その結果、工作物の熱変形量が増大し、これが研削加工後の寸法・形状精度を低下させている要因の一つとなっている。このような状況下で従来にまして円筒ブランジ研削の高精度、高品位を維持しながら高能率化を達成するためには、研削加工中の熱変形量の変化過程ならびに熱変形に影響を及ぼす要因についての組織的な解明を行い、高能率化の障害となる熱変形に対処する方策を講ずることが必要であると考えられる。しかし、工作物の熱変形の挙動については、寸法・形状精度の観点から、平面研削とホーニング加工において若干の研究¹⁾²⁾が行われているのみで、円筒ブランジ研削の場合

にはいまだ十分に解明されているとはいえない。

そこで本報告では、工作物の熱膨張量の収縮過程に着目して熱変形量を実測し、工作物の円周上と1サイクル中の熱変形量の変化過程について解析する。更に熱変形速度を考慮した寸法生成過程について検討し、その過渡状態で砥石台の相対移動速度が有効ブランジ速度³⁾よりも超過する現象ならびにスパークアウト状態で、負の値を持つ熱変形速度のために切残し量の一部が研削によらずに除去される現象などについて明らかにする。

2. 熱変形量の測定方法および実験条件

2.1 熱変形量の測定方法

図1は円筒ブランジ研削の熱変形を考慮した砥石と工作物との干渉状態を示すモデル図である。図(a)は砥石と工作物との接触開始点を示し、図(b)は図(a)に示す状態から砥石台が工作物の半径方向に d の深さ移動した時の干渉状態を示す。このとき砥石作用面は $(d-d_0-d_1)$ で与えられる量だけ工作物中に切り込まれる。ここで、 d_0 は砥石摩耗量、 d_1 は砥石軸および工作物支持系の弾性変位量である。また、この位置での砥石と工作物との接触剛性に起因する切残し量は d_r 、寸法生成量は R である³⁾。この場合、図中の R の

* 原稿受付 昭和59年10月24日、昭和59年度精機学会秋季大会学術講演会(昭和59年10月3日)にて発表

** 正会員 岡山大学工学部(岡山市津島中3-1-1)

*** 学生会員 岡山大学大学院(現、正会員・住友重機械工業(株):倉敷市玉島乙島8230)

Fig. 1 Thermal deformation in contact area between wheel and workpiece

位置にある工作物表面は、熱変形量 d_θ だけ半径方向に膨張した結果として表れた表面である。従って見かけ上の工作物半径の減少量は R であるが、熱変形量 d_θ を考慮すると、 $R + d_\theta$ の深さまで実際には金属除去されていることになる。ここで、 R を公称寸法生成量、 $R + d_\theta$ を実寸法生成量 R_r と定義すれば、研削諸現象を考察するにあたって重要なのは R ではなく、実研削量を与える R_r であると考えられる。そこで、 R_r を求めるためには図 (b) から d_θ を単独に分離測定することが必要となる。

従来の平面研削、ホーニング加工における熱変形量の測定方法は、(1) 研削面から離れた基準面の変位を測定する方法と、(2) 超アンバー、Ta、黄銅など工作物と線膨張係数の異なる金属を工作物中に挿入し、加工後のレベル差を求めて変形量に換算する方法²⁽⁴⁾とに分類される。

この場合、(1) の測定法では工作物表面の熱変形量を実測できない。また、(2) の方法では母材の工作物と挿入異金属の硬度、弾性係数および熱伝導率などの金属の物理定数が異なるために、砥石と工作物との干涉深さおよび研削量がそれぞれの金属で異なり、レベル差の換算値がそのまま熱変形量とは考えにくい。

そこで、上記の測定方法の欠点を排除し、円筒ブランジ研削の熱変形量を実測しうる方法として、本実験では図 2 に示す熱変形量の収縮過程に着目して測定する方法を採用した。研削加工中に d_θ の熱変形量が形成されている時に、砥石および工作物を回転させたままで、砥石を (a) から (b) の位置へ急速後退させる。砥石の急速後退によって工作物への研削熱の流入は止まり、研削液などの冷却作用によって工作物に蓄積されていた研削熱は流出し、そのため工作物の膨張量は収縮し、零に減衰する。この時、図中の電気マイクロメータは d_θ だけの半径方向の熱変形量を検出する。

図 3 に測定例を示す。砥石を急速後退させた瞬間に工作物支持系の弾性変位量 $d_{1(w)}$ が回復し、図中の原点から熱変形量 d_θ の検出が始まる。縦軸に熱変形量 d_θ 、

Fig. 2 Measuring method of thermal deformation

Fig. 3 An example of measured thermal deformation

横軸に経過時間 t をとって示せば、工作物の半径方向の収縮は始め急速に、のち緩やかに変化し、やがて一定値へ収束する。図中に示す実験条件では、 $d_\theta = 10.5 \mu\text{m}$ であった。また、曲線の振幅は、砥石の急速後退を定常状態で行えば、有効砥石台切込み量 Δ' ⁵⁾に相当する工作物表面上の段差と工作物表面粗さの重畳した値を検出したものである。

上記の測定方法において測定誤差を生じる要因として、(1) 電気マイクロメータの接触子先端の熱膨張、(2) 接触子による工作物表面の弾性および塑性変形、(3) 接触子と工作物間に形成される研削液の膜厚変動、および(4) 研削盤の熱変形の測定系への誤差が考えられる。

まず、(1) については、図 2 に示すように接触熱変形のない非接触型の渦電流変位計で同時に計測した結果、両者は完全に一致した。更に電気マイクロメータの接触子の先端 1 mm の位置に熱電対を埋め込み、研削中の温度上昇を測定し、接触子の熱変形量を計算で求めると、 $0.076 \mu\text{m}$ となり、 d_θ に対する誤差率は 1% 以下であった。(2) に関しては、測定後の工作物表面の観察ならびに表面検査機による表面粗さの検出によっても、塑性変形溝の形成は認められなかった。弾性変形量は同定できないが、一定のばね圧力で押し付けていることから、この値も測定中は変化しないものと考え

Fig. 4 Outline of the experimental instrument

えられる。(3)については、接触子のばね圧力が一定であるため、膜厚は一定と考えられる。更に、潤滑理論によれば、この場合の接触は境界潤滑であると考えられ、膜厚は $10^{-3} \mu\text{m}$ 程度であるといわれている⁶⁾ことから、膜厚変動は考慮する必要はないと考えられる。(4)に関して、測定系が設置されているテーブルと工作物間に発生する熱変位を確認したところ、 $3.5 \mu\text{m/h}$ であった。このことから d_θ の測定時間 (50~70 s) に混入する相対変位誤差は無視できるオーダーであることが確かめられた。以上のことより、工作物の半径方向の収縮過程に着目して熱変形量を測定する本実験の方法は妥当なものであると考えられる。

2.2 実験方法および条件

図4に測定装置の概略を示す。工作物の半径方向温度分布と研削点温度は、図④に示す $\phi 76 \mu\text{m}$ のコンスタンタン線を雲母で挟んで、工作物との熱電対を構成し、スリッピング②を介して検出した。研削主成分と背分力は主軸の静圧軸受⑥に取り付けた圧力変換器③によって検出した。砥石台移動量と寸法生成量ならびに熱変形量は電気マイクロメータ①によって検出した。これらの測定電圧は、それぞれアンプ④に導いたのち、データレコーダ⑤ (周波数特性 10 kHz) に記録し、適宜、多ペンレコーダあるいはオシロスコープに出力させて測定した。砥石摩耗量はアクリル板に砥石作用面を転写し、触針式表面検査機で砥石摩耗面のプロファイルを求めることより決定した。研削液はその冷却性と潤滑性を明確にする目的から、市販の混成液は使用せずに、防錆剤であるほう素含有アルカノールアミン水溶液を使用した。更に、研削液温度の熱変形量への影響を少なくするために、研削液タンク内に恒温装置を組み込んで液温を一定とした。

その他の研削条件は以下に示すとおりである。

研削方式：円筒プランジ研削

研削砥石：WA 80 L 7 V ($\phi 405 \times 50 \text{ mm}$)

工作物：SCM 435 ($\phi 150 \times 30 \text{ mm}$, HV=282)

Fig. 5 Thermal deformation around workpiece surface

砥石周速度： $V_s=46.1 \text{ m/s}$

速度比： $K_v=0.0207$

プランジ速度： $v_p=8 \mu\text{m/s}$

ドレッシング条件：切込み $20 \mu\text{m} \times$ 送り 0.2 mm/rev of G. W. $\times 5$ 回

研削系の剛性： $k_{sy}=14.15 \text{ N}/\mu\text{m}$

研削液：ほう素含有アルカノールアミン水溶液 2% vol

研削液流量，液温： $Q=15 \text{ L/min}$, $18 \pm 0.5^\circ\text{C}$

3. 工作物円周上での熱変形量

図5に定常状態における工作物円周上での熱変形量 $d_\theta(\phi)$ を示す。ここで ϕ は、図2における砥石と工作物との接触点 B から、工作物回転方向を正とした中心角である。図中の $\circ$ は、電気マイクロメータを ϕ の位置に設置して実測したデータを示し、 $\bullet$ および破線は後述する図6で求めた計算値を示す。 $d_\theta(\phi)$ は接触領域でパルス状の増減を示し、その後は全周にわたってほぼ一定値をとる。ここで、接触弧内の熱変形増加量を Δd_θ とし、 $\phi=\pi \text{ rad}$ における $d_\theta(\pi)$ を $\bar{d}_\theta$ とする。本実験の $\bar{d}_\theta=10.5 \mu\text{m}$ は、設定砥石切込み量 $\Delta=3.95 \mu\text{m}$ の 2.6 倍の値となり、これは膨張寸法の一部を砥石が金属除去していることを示し、従って熱変形を考慮しなかった時の砥石と工作物との干渉状態とはその様相が全く異なることになる。

図6(a)は図2における接触弧 AC 内とその近傍の工作物表面温度 $\Delta\theta_w(z=0)$ の測定例を示し、図(b)は深さ方向 z の温度分布 $\Delta\theta_w(z)$ を示す。この場合の温度は干渉域進入前の温度を零として、接触弧内での上昇温度を表示している。図(b)に示す温度分布を基にして、砥石と工作物との干渉領域における等しい幅の薄板の膨張問題として近似的に Δd_θ を決定した。こ

Fig. 6 Temperature distribution and thermal deformation in contact area

の場合、研削熱による工作物の相変態はなく、更に線膨張係数 $\alpha = 1.15 \times 10^{-5} 1/^{\circ}\text{C}$ は温度に無関係に一定であると仮定した。図(c)に Δd_{θ} の計算値を示す。図より、 Δd_{θ} は接触点から急速に増加し、接触弧をぬけると緩やかな減少傾向を示すものと考えられる。

4. 1 サイクル中の熱変形量

図7、図8および図9は、それぞれ研削抵抗 $p(t)$ 、 $q(t)$ 、工作物温度分布 $\theta_w(z)$ および熱変形量 $\bar{d}_{\theta}$ の研削時間 t に対する変化を示す。図7の研削背分力 $p(t)$ 、主分力 $q(t)$ の変化から明らかに、円筒プランジ研削では1サイクル中に、過渡、定常、スパークアウトの3研削状態が存在する³⁾。本実験の場合、 $p(t)$ 、 $q(t)$ は過渡状態とともにオーバーシュートしていることがわかる。

接触弧内の工作物表面温度は接触開始点 $t=0$ から立ち上がるが、工作物回転中に冷却されるため、図8に示す $\phi = \pi$ における工作物表面温度 $\theta_w(z=0)$ は寸法開始点 t_e から急速に増加し始め、その後、図7の研削抵抗が定常状態に達する点で同様に一定値となる。工作物の内部、すなわち z が増加するに従って、この工作物温度 $\theta_w(z)$ の立上がり点は後方に移動する。また、スパークアウト状態では表面に近い $\theta_w(z)$ ほど急

Fig. 7 Variations of grinding force during one cycle

Fig. 8 Variations of workpiece temperature distribution during one cycle

Fig. 9 Variations of thermal deformation during one cycle

速に減少する。

図9は $\bar{d}_{\theta}$ の実測値と計算値を示す。計算値は次の要領で求めた。工作物の締付けフランジおよび工作物軸は熱変形に影響しないと仮定し、更に厚肉円筒状の工作物の温度 θ_w が半径方向のみに変化すると考えた場合の、工作物半径方向 r の位置の、熱変形量 $d_h(r)$ は近似的に次式で与えられる⁷⁾。

$$d_{\theta}(r) = \frac{1+\nu}{1-\nu} ar \left\{ \frac{1}{r^2} \int_a^r \theta_w(r) \cdot r dr + \frac{1}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) \cdot \int_a^b \theta_w(r) \cdot r dr \right\}$$

Fig. 10 Variations of residual stock due to contact stiffness during one cycle

$$-\frac{4\nu}{1+\nu} \cdot \frac{1}{b^2-a^2} \int_a^b \theta_w(r) \cdot r dr \} \quad (1)$$

ここで、 r は円筒極座標、 a は円筒内半径、 b は円筒外半径、 ν はポアソン比である。本実験の $\bar{d}_o$ は表面位置における熱変形量であるから、 $r=b$ として式(1)を整理すると、

$$\bar{d}_o = \frac{2ab}{b^2-a^2} \int_a^b \theta_w(r) \cdot r dr \quad (2)$$

図8の θ_w 、 a 、 b を式(2)に代入すれば、 $\bar{d}_o$ の計算値が求まる。図9における実測値 $\bar{d}_o$ の変化は、まず t_e 点から増加し、工作物表面温度 $\theta_w(z=0)$ が定常状態に達した点で一定となり、スパークアウト状態では、 $p(t)$ 、 $q(t)$ 、 $\theta_w(z=0)$ の変化と比べて緩やかな減少傾向を示す。一方、計算値 $\bar{d}_o$ は定常域でわずかに増加する以外は、実測値と極めてよい一致を示している。

図10は、接触剛性に起因する切残し量 $d_r(t)$ の変化を示す。 $d_r(t)$ に対する $\bar{d}_o(t)$ の割合を理解するために、図中の破線で $\bar{d}_o(t)$ を示している。本実験の場合、定常状態で $d_r(t)$ の約半分が $\bar{d}_o(t)$ で占められている。従来、スパークアウト状態での $d_r(t)$ の減少量はそのまま研削量となって除去されると考えていたが、切残し量の約半分は、研削によらずに、 $\bar{d}_o(t)$ が減少することによって解放されることがわかる。

図11は $\bar{d}_o$ の時間微分量である熱変形速度 $\dot{d}_o$ を示す。 $\dot{d}_o$ は過渡状態の初期に急速に増加し、極大値をとったのち、なだらかに減少し、定常状態で零となる。スパークアウト状態では、 $\dot{d}_o$ は負の値をとり、極小値を経たのち零に収束する。この図より、1サイクル中に熱変形速度は膨張、収縮の変化を示し、更にその絶対値がプランジ速度 $v_p=8\mu\text{m/s}$ に対して最大膨張速度が $1.0\mu\text{m/s}$ 、最大収縮

速度が $0.9\mu\text{m/s}$ と無視できない値であることがわかる。従って、この $\dot{d}_o$ の変化から、過渡状態では図に示す膨張速度を持ちながら、工作物は相対的に砥石に進出し、スパークアウト状態では、その初期に大きな収縮速度を持ちながら、砥石に対して相対的に後退していることになる。従って、1サイクル中の砥石台の相対移動速度は、過渡・定常状態で一定に、またスパークアウト状態で零に設定された砥石台の移動速度とは異なる場合があることになる。

5. 熱変形を考慮した寸法生成過程

図12は公称寸法生成速度 $\dot{R}(t)$ と実寸法生成速度 $\dot{R}_r(t)$ ($=\dot{R}(t)+\dot{d}_o(t)$)の変化を示す。1サイクル中での両者の大小関係は、 $t \leq t_e$ では $\dot{R}_r(t)=\dot{R}(t)=0$ 、それ以降の過渡状態では $\dot{R}_r(t) > \dot{R}(t)$ 、定常状態では $\dot{R}_r(t)=\dot{R}(t)$ 、スパークアウト状態で $\dot{R}_r(t) < \dot{R}(t)$ となる。更に詳細に検討すると過渡状態では $\dot{R}(t)$ は急速に増加したのち、その後、増加傾向は鈍化してなだらかに定常値へ収束するのに対して、 $\dot{R}_r(t)$ は途中で極大値をとる。 $\dot{R}_r(t)$ が極大となる研削時間 $t=11.2\text{s}$ が前述の図7の研削抵抗 $p(t)$ 、 $q(t)$ がオーバシュートしている点と一致する。このことは、研削抵抗が実寸法生成速度 $\dot{R}_r(t)$ と密接な関係を有することを意味し、実研削量を与える $\dot{R}_r(t)$ の変化に $p(t)$ 、 $q(t)$ が追従するために、過渡状態でオーバシュートするものと考えられる。しかしながら、図12に示すように $\dot{R}_r(t)$ が過渡状態で常に極大値をとる変化を示す

Fig. 11 Variations of thermal deformation rate during one cycle

Fig. 12 Size generation process related to thermal deformation of workpiece

Fig. 13 Feed rate of wheel head relative to workpiece surface

とは限らない。例えば、プランジ速度 v_p の小さい条件あるいは研削液流量を増加させて冷却性を増大させた場合などは、 $\dot{R}_r(t)$ はなだらかに定常値へ収束する。スパークアウト状態では、 $\dot{d}_0$ が負の値をもつため、 $\dot{R}_r(t)$ は $\dot{R}(t)$ に比べて急速に減少し、 $t=65$ s で零となる。それ以降は、 $\dot{d}_0$ の変化のみによって $\dot{R}(t)$ が減少する変化過程となる。

以上の熱変形速度の寸法生成過程に及ぼす影響の結果を踏まえて、次に砥石と工作物との相対移動関係について、若干の考察を加える。砥石と工作物の相対移動の関係式は次式で与えられる。

$$\dot{d}(t) + \dot{d}_0(t) - \dot{d}_0(t) = \dot{R}_r(t) + \dot{d}_r(t) + \dot{d}_1(t) \quad (3)$$

ただし、過渡状態の $t \leq t_e$ で、 $\dot{d}_0(t) = 0$
 $t > t_e$ で、 $\dot{d}_0(t) > 0$ } $\dot{d}(t) = v_p$
 定常状態で $\dot{d}_0 = 0$ }

スパークアウト状態で $\dot{d}_0 < 0$, $\dot{d}(t) = 0$

である。式(3)の左辺は砥石台の相対移動速度を表し、この値は右辺の実寸法生成速度 $\dot{R}_r(t)$ と接触剛性に起因する切残し量の変化速度 $\dot{d}_r(t)$ および砥石軸と工作物支持系の弾性変位量の変化速度 $\dot{d}_1(t)$ ($= \dot{p}(t)/k_{sy}$) に分配される。また $\dot{d}_0(t)$ は砥石摩擦速度である。

図13は式(3)の各関数の変化過程を示す。まず過渡状態において、砥石台の相対移動速度 ($\dot{d}(t) + \dot{d}_0(t) - \dot{d}_0(t)$) は t_e 点から急増し、途中でピーク値をとり、その後ゆるやかな減少傾向を経て、定常値である有効プランジ速度⁹⁾ $v_p = \dot{d}(t) - \dot{d}_0(t)$ に収束する。従って、 $t > t_e$ の過渡状態では、砥石台の相対移動速度は有効プランジ速度よりも大きいことがわかる。過渡状態では、この砥石台の相対移動速度に引き上げられる形態で、 $\dot{R}_r(t)$ が変化する。 $\dot{d}_r(t)$ は $t = t_e$ で最大値をとり、その後は零へ減少する。 $\dot{d}_1(t)$ は急速に減少し、 $p(t)$ がオーバーシュートする領域では、いったん負の値と

なったのち零へ収束する。

定常状態では、 $\dot{d}_0 = \dot{d}_r = \dot{d}_1 = 0$ であるから $\dot{d}(t) + \dot{d}_0(t) - \dot{d}_0(t) = \dot{R}_r(t)$ となる。

次にスパークアウト状態では、 $\dot{d} = \dot{d}_0 = 0$ であるから、砥石台の相対移動速度 ($\dot{d}(t) + \dot{d}_0(t) - \dot{d}_0(t)$) は $\dot{d}_0$ と一致し、この場合、 $\dot{d}_0 < 0$ であるために、 $\dot{R}_r(t)$ は引き下げられる形で急速な減少傾向を示し、その結果 $\dot{d}_1(t)$ も急速な変化を示す。 $\dot{d}_r(t)$ はすでに述べたように $\dot{d}_0(t)$ の変化とともに徐々に零へ収束する。

6. 結 論

本実験では、工作物の熱膨張量の収縮過程に着目して熱変形量を実測し、円筒プランジ研削での工作物の円周上と1サイクル中の熱変形量の変化過程を解析し、更に熱変形速度の寸法生成過程に及ぼす影響について検討した。主な結論は次のとおりである。

- (1) 工作物1回転中の円周上での熱変形量は、砥石と工作物との接触弧内で、パルス状の増減を行い、接触弧以外では、ほぼ一定値を示す。
- (2) 1サイクル中の熱変形量は、過渡状態で熱膨張のため増加し、定常状態で一定となり、スパークアウト状態で熱収縮のために減少する。
- (3) スパークアウト状態では、砥石と工作物の接触剛性に起因する切残し量の一部は、研削によらずに、熱変形量が減少することによって解放される。
- (4) 熱変形速度は、過渡、スパークアウト状態の初期にそれぞれ、極大値、極小値をとり、プランジ速度に対して無視できない場合がある。
- (5) 過渡状態では、砥石台の相対移動速度は有効プランジ速度よりも大きくなり、そのために実寸法生成速度が急速に増加し、スパークアウト状態では、砥石台の相対移動速度は負の値をもつために、実寸法生成速度は急速に減少する。

最後に、実験遂行にあたり試料の提供をいただいた、日本グリース(株)と瑞穂研磨砥石(株)に謝意を表します。また、本研究の一部は文部省科学研究費補助金(奨励研究(A))によって行われたことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 中野嘉邦, 太田勝彦: 平面研削中の熱変形と研削後の形状誤差, 精密機械, 39, 2 (1973) 225.
- 2) 横山和宏, 一宮亮一: ホーニング加工における加工物の熱変形(第1報), 精密機械, 48, 3 (1982) 323.
- 3) 中島利勝: プランジ研削過程の研究(第1報), 精密機械, 41, 11 (1975) 1066.
- 4) 奥山繁樹, 河村末久: 研削における干渉領域内の温度分布と局部的熱変形, 精密機械, 45, 5 (1979) 536.
- 5) 岡村健二郎, 中島利勝: 研削の過渡特性(第3報), 精密機械, 40, 3 (1974) 256.
- 6) 日本潤滑学会編: 潤滑ハンドブック, 養賢堂(1982) 3.
- 7) 中原一郎: 材料力学, 下巻, 養賢堂(1980) 102.
- 8) 中島利勝: 研削砥石の切れ味に関する研究(第1報), 精密機械, 42, 8 (1976) 784.