内面研削における砥石と工作物の熱変形挙動から考察した形状創成機構の研究*

中 島 利 勝** 塚 本 真 也** 池 上 直 久***

Behavior of Thermal Deformations of Wheel and Workpiece
and Form Generation Mechanism in Internal Grinding Process

Toshikatsu NAKAJIMA, Shinya TSUKAMOTO and Naohisa IKEGAMI

In this report in order to make clear the form generation mechanism in the internal plunge grinding process, the thermal deformations of wheel and workpiece are measured with both workpiece width and grinding time. Main conclusions obtained are as follows: (1) In the internal plunge grinding, by contrast to the surface or external grinding, the workpiece surface expands with the thermal deformation in the opposite direction of wheel surface. (2) The ground workpiece profile becomes an extremely concave profile, because the wheel surface expands just like a barrel shape due to the thermal deformation of wheel. (3) In contraction process of the thermal deformation of workpiece the concavity decreases but after grinding the concavity is left as an error of surface profile.

Key words: internal plunge grinding, form generation mechanism, thermal deformation of wheel, thermal deformation of workpiece, concave profile, contraction process, workpiece profile

1. 緒 言

内面プランジ研削の形状創成機構を砥石と工作物の熱変形挙動から検討した研究は、現在までのところ報告されていない。これとは対照的に、平面研削では中野氏¹⁾²⁾、横山氏³⁾、奥山氏⁴⁾⁵⁾ならびに著者⁶⁾によって、工作物の熱変形挙動を考慮した形状創成機構に関する詳細かつ緻密な体系的研究がすでに完成されている。平面研削のこれら研究成果が内面プランジ研削にもそのまま適用できるならば、本論文で内面プランジ研削の形状創成機構を解析しても価値ある新知見が発見できる可能性は低い。

そこで図1に示す内面プランジ研削において、工作物断面をタイコ形状に創成するメカニズムが、平面研削での工作物の熱変形挙動から合理的に類推できるか否かを、まず先決問題として検討してみる。砥石と工作物との干渉領域における発生研削熱は工作物全体に拡散し、半径方向 r に対して $\theta_w(r)$ の温度分布だけ工作物を昇温させていると仮定しよう。平面研削の場合と同様に、この $\theta_w(r)$ による工作物の熱変形量 $d_{ow}(b)$ は、内径 r_a が砥石面へ近付く方向、すなわち図中の工作物の実測断面から太い実線の位置まで膨張していると考えられる。しかも、工作物両端は冷却されやすいため、幅中央部で最大となるような熱変形量 $d_{ow}(b)$ が分布するであろうことは容易に推測できる。さらに、砥石面プロファイルの実測面の段差、すなわち工作物と干渉した砥石面と砥石両端の研削に関与していない面との段差からわかるように砥石摩耗量 $d_o(b)$ はほぼ均一に進行しているので、研削中の工作物断面は直線的なテーパ形状に創成されるはずである。この時点で研削を中断すると、熱変形量 $d_{ow}(b)$ だけ工作物内径 r_a は砥石面から離れる方向へ収縮し、幅中央部と両端との収縮量の差が中凹量 δ として残存する結果、工作物の断面形状が図示のようにタイコ状に創成されるの

である。

内面プランジ研削のこの形状創成理論は一見、合理的で矛盾点は存在していない、と判断されるかもしれない。ところが、熱応力を考慮した材料力学の解析⁷⁾⁸⁾では、図1の厚板円筒形状の工作物に $\theta_w(r)$ の温度分布を与えると、前述の膨張方向とは正反対に内径 r_a が増加する方向、つまり砥石面から離れる方向へ膨張することは周知の事実だ、とされている。これによると、平面研削の場合とは全く異なる熱変形挙動で、内面プランジ研削の工作物形状は創成されている可能性が高い。

そこで、本研究では工作物の熱変形量だけでなく、砥石の熱変形量も具体的に実測し、両者の熱変形挙動の観点から内面プランジ研削の形状創成機構を解明しようとするものである。

2. 砥石と工作物の熱変形量の測定方法

図2に砥石と工作物の熱変形量の測定システムを示す。砥石熱変形量の測定方法としては、鍵和田氏が開発したブレード転写法⁹⁾とレーザ変位計による非接触走査形半径比較法¹⁰⁾ならびに著者の復回路差圧式空気マイクロメータ法¹¹⁾が報告されている。ところが、本実験の内面プランジ研削では工作物内径と

Fig. 1 Profiles of wheel and workpiece surface after internal plunge grinding

* 原稿受付 平成6年4月6日

** 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

Fig. 2 Measuring system of thermal deformations of wheel $d_{ws}(b)$ and workpiece $d_{ow}(b)$

砥石外径の差が5.0 mmしかないため、レーザ変位計や空気マイクロメータなどのセンサを両者の間隙に設置することは非常に困難である。そこで、ブレード転写法と類似の計測法を採用することにした。すなわち、図⑥の工作物の形成溝にアクリル板を挿入し、このアクリル板に転写した研削中と研削後の砥石面プロフィールを比較することによって砥石熱変形量を決定した。ただし、砥石熱変形量を厳密に求めるためにはアクリル板の熱膨張量を同定しておくことが必要となる。それには、図④のCA（クロメル-アルメル）熱電対とCu薄板で構成したスリップリングを主軸円筒面上に試作し、アクリル板の半径方向の温度分布を計測することで、この熱膨張量を算出している。

一方、工作物熱変形の測定にはホイールヘッド急速後退法⁷⁾を適用し、図中のE. M. で示すテコ式電気マイクロメータで検出した。この電気マイクロメータを幅方向 b へ移動させて、各位置の工作物熱変形量と公称寸法生成量⁷⁾を測定するとともに、定寸装置で別の位置の公称寸法生成量を同時に出力させることも可能である。さらに、拡大図に示すように定寸装置の一方のアームをCA熱電対で作製した接触式温度センサ¹²⁾¹³⁾と交換することで、工作物の表面温度も計測している。また、研削背分力 P 、主分力 Q はホイールヘッド下部に組込んだ水晶式圧電型工具動力計で検出した。

なお、内面研削の現場では既に複数段研削が常用されているため、実験はその基本型である2段プランジ研削方式で行った。その他の実験条件は以下に示すとおりである。

試験機：CNC 内面研削盤 T-11 C 12

(トヨーエテック(株)製)

1段プランジ速度： $V_{p1}=15.0 \mu\text{m/s}$ (研削時間 $t < 11 \text{ s}$)

2段プランジ速度： $V_{p2}=4.0 \mu\text{m/s}$ ($11 \leq t < 19 \text{ s}$)

研削砥石：SA 100 L 6 V ($\phi 21.0 \times 28 \text{ mm}$)

工作物：SUJ-2 ($2r_a = \phi 26.0 \text{ mm} \times B = 25 \text{ mm}$), HV=804

砥石周速度： $V_s=41.70 \text{ m/s}$

工作物周速度： $V_w=0.934 \text{ m/s}$

システム剛性： $k_{sy}=4.11 \text{ N}/\mu\text{m}$ (砥石幅中央部での値)

ドレッシング条件：切込み $20 \mu\text{m} \times$ 送り $0.045 \text{ mm/rev. of G. W.}$

研削液：W 2 種 1 号の 80 倍希釈，流量 $= 8.8 \text{ l/min}$

3. 内面プランジ研削における砥石と工作物の熱変形挙動

図3に、幅中央部 $B/2$ における工作物熱変形量 $d_{ow}(B/2)$ の測定例を示す。工作物の回転と研削液の注入を継続させたまま、砥石だけを左下のモデル図の干渉位置で急速後退させると、その瞬間から④の枠内に示す公称寸法生成量 $R(B/2)$ は、 $d_{ow}(B/2)$ の熱変形量を収縮させながら減少し始める。こ

Fig. 3 A measured example of thermal deformation of workpiece $d_{ow}(B/2)$ at middle of work width

Fig. 4 Variations of thermal deformation of workpiece $d_{ow}(b)$ and concave of workpiece profile δ

こで注目すべきは、収縮後の実寸法生成量 $R_r(B/2)$ が砥石離脱時の公称寸法生成量 $R(B/2)$ よりも小さくなっていることである。この測定結果から、内面プランジ研削では砥石面から離れる方向すなわち工作物の内径 r_a を増加させる方向へ熱変形量 d_{ow} が膨張しており、平面研削^{1)~6)}や円筒外面研削⁷⁾での工作物の膨張方向とは全く正反対であることがわかる。

本実験の図3で工作物の熱変形挙動を実験的に初めて発見した意義は決して小さくない。なぜなら、後述するように内面プランジ研削の形状創成機構を合理的に解釈するためには、この熱変形の膨張方向を明確に把握することが不可欠であり、さらに、工作物の熱変形量が定量的に計測できてこそ、高精度かつ高能率な内面プランジ研削が達成可能となるからである。

従来、平面研削と円筒外面研削における工作物熱変形量 d_{ow} は砥石の実干渉深さを増加させる方向に機能していることから、 $d_{ow} > 0$ として取り扱われてきた^{1)~7)}。これに対して、拡大図④に示すように内面プランジ研削では逆に砥石の実干渉深さを減少させる方向へ作用しているため、本論文では $d_{ow} < 0$ と定義する。

図4④に示す工作物熱変形量 $d_{ow}(b)$ の絶対値は、1段プランジ研削域で増加し、2段プランジ研削域とスパークアウト過程ではその切り替え時点でそれぞれ変曲点をもちながら減少する。また、幅方向 b に対する変化から、 $d_{ow}(b)$ の絶対値は幅中央部 $B/2$ あるいはその近傍で最大となり、両端ほどその値は小さいことがわかる。平面研削では加工中の工作物形状が平坦であっても、幅方向の各位置で不均一に分布する熱変形量の収縮によって、冷却後の表面形状が中凹状になることはよく知

Fig. 5 Variation of workpiece surface temperature $\theta_w(b)$

られている^{1)~5)}。ところが、内面プランジ研削では工作物の熱変形方向が異なるため、平面研削の形状創成機構とは正反対の現象が発生していることになる。すなわち、図中の実測面で示す冷却後の工作物断面形状から $d_{ow}(b)$ の熱変形分布を考慮して、研削中の断面形状を予測すると、その形状は極度の中凹状を呈し、平坦ではない。つまり、内面プランジ研削では幅中央部近傍で最大となる工作物熱変形量 $d_{ow}(b)$ が収縮することによって、研削中に創成されている顕著な中凹形状が逆に平坦化の方向に改善され、この熱変形量 $d_{ow}(b)$ の収縮過程で修正しきれない量が冷却後の中凹量 δ として残存するのだ、と判断できる。

ただし、本実験で測定している工作物熱変形量 $d_{ow}(b)$ は、工作物全体の昇温によって発生する熱膨張量であり、砥石との干渉域における工作物の局所熱変形量⁴⁾⁵⁾ではない、この局所熱変形によっても、中凹量 δ は影響を当然受けているものと推測されるが、本論文ではそこまでの定量的解析は実行していない。もっとも、平面研削では平坦な工作物表面が熱変形のために中凹状に変化するのに対して、内面ブランチ研削では加工中に創成される顕著な中凹量が熱変形の収縮時に減少し、最終的に改善された中凹量が工作物に残存するのだと主張しているメカニズムは本質的には間違っていないものと思われる。

図4⑤にこの中凹量 δ の変化を示す。 δ の変化過程が工作物熱変形量 $\delta_{sw}(b)$ の挙動と定性的には同様であることから、中凹量 δ が前述の工作物の熱収縮過程に連動して形成されていることは明らかである。

図5に工作物の表面温度 $\theta_w(b)$ の変化を示す。図2⑤で示した接触式温度センサに複数個の熱電対を組込んで3箇所での $\theta_w(b)$ を同時に計測した。研削時間 t に対する $\theta_w(b)$ の変化は定性的には図4④の工作物熱変形量 $d_{ow}(b)$ の変化と同じであるが、図中の比較図からも理解できるように、表面温度 $\theta_w(b)$ と工作物熱変形量 $d_{ow}(b)$ の変化傾向は定量的には一致していない。ただし、 $d_{ow}(b)$ が工作物端で小さくなる理由は、その位置での $\theta_w(b)$ が低いためであることは、少なくともこの図より読み取れるであろう。

以上、工作物の熱変形分布とその収縮過程の観点から、研削後の工作物に中凹形状が残留する機構を解明した。では、なぜ研削中の工作物は図4④に示すほど極度の中凹状に創成されているのか？、という根本的な疑問が新たに提起されてくる。次に砥石の熱変形挙動からこれを考察しよう。

図 6 に砥石熱変形量 $d_{as}(b)$ の測定例を示す。砥石の急速後退直前の砥石面プロファイルをアクリル板に転写し、別途、冷却後のそれをアクリル板のみを削る状態で転写して、工作物と干渉していない両端部を基準に両者を比較すれば、砥石面のプロ

Fig. 6 Measuring method of thermal deformation of wheel
 $d_{as}(b)$

Fig. 7 Distribution of temperature of acrylic acid resin $\theta_p(Z)$

フィル変化すなわち砥石熱変形量 $d_{0s}(b)$ が検出できる。ただし、研削熱はアクリル板にも伝達しているので、アクリル板の熱変形量 $d_{0p}(b)$ を前もって差し引いておくことが必要となる。

そこで、図7④に示すCA熱電対埋込み法ならびに図2④で試作したスリッピングを用いてアクリル板の深さ方向 Z の温度分布 $\theta_p(Z)$ を検出した。図⑤に $\theta_p(Z)$ の測定例を示す。本実験で挿入したアクリル板の場合、板厚が2 mmと薄いこと、ならびに加工面から2 mmの深さまで空隙が形成されるように固定用のスペイサーで調整しているため、アクリル板の円周方向の熱膨張量は拘束されていないものと判断できる。従って、アクリル板の熱変形量 $d_{sp}(b)$ は砥石面方向へ自由膨張していると考え、図⑥の温度分布 $\theta_p(Z)$ と線膨張係数¹⁴⁾ ($=5.0 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$) との積で $d_{sp}(b)$ を決定した。

なお、図④中のアクリル板①は、図4(b)に示す中凹量 δ の水平基準面を測定用に創成するためのものである。

図 8 ⑥ にアクリル板の熱変形量 $d_{op}(B/2)$ の変化を示す。アクリル板の熱変形量も幅中央部 $B/2$ で最大値をとっており、幅方向 b の全データを掲載すると煩雑になるので、図では $B/2$ におけるアクリル板の熱変形量 $d_{op}(B/2)$ だけを代表させて示した。図 8 ④ に $d_{op}(b)$ によるアクリル板のプロフィール誤差を差し引いて、最終的に得られた砥石熱変形量 $d_{os}(b)$ を示す。この $d_{os}(b)$ の変化挙動から、図 4 ④ で提起された工作物形状が極度の中凹状に創成される原因は、砥石面プロフィールがほぼ同形状に熱膨張しているためであると理解できる。すなわち、砥石熱変形量 $d_{os}(b)$ が幅中央部近傍で常に最大値を示している事実ならびに、図中のタイコ状の砥石面プロフィールと工作物熱変形量 $d_{ow}(b)$ を考慮した研削中の断面形状とが定量的に一致している事例とから、このことは了解されるであろう。

図 8 © に示す砥石磨耗量 $d_0(b)$ の変化と図 ⑧ の砥石熱変形量 $d_{95}(b)$ とを比較すると、本実験条件の内面プランジ研削では、研削過程のほとんどの領域において、砥石中央部近傍の $d_{95}(b)$ は $d_0(b)$ よりも大きい。つまり、磨耗していない砥石面両端よりもさらに突出した位置で、タイコ状に熱膨張した砥

Fig. 8 Variations of thermal deformation of wheel $d_{\theta s}(b)$ and wheel wear $d_0(b)$

Fig. 9 Variation of actual infeed speed $d_g(b)$ under considering residual stock rate $d_1(b)$ and thermal deformation rate of wheel $d_{\theta s}(b)$

石中央部が工作物と干渉していることになる。本実験と同種の結合剤であるビトリファイド砥石を用いて円筒外面研削の砥石熱変形量を測定した著者の研究¹⁵⁾では、図8(a)に示すほど顕著な砥石熱変形量は観察されていない。いま、円筒外面研削での標準的なφ400 mmの砥石と本実験のφ21 mmの内面研削砥石において、加工条件の研削速度と工作物幅ならびに研削主分力の出力値が同等であると仮定すると、単位面積当たりの発生研削熱すなわち研削熱流量は内面研削砥石の方が19倍大きくなる。つまり、このことからビトリファイド砥石の内面プランジ研削ではその極めて過酷な熱的環境のために、図8(a)に示す顕著な砥石熱変形が発生していても不思議ではないことがわかる。

4. 熱変形挙動を考慮した内面プランジ研削の形状創成機構

図9は、次式で与えられる砥石作用面の実切込み速度 $d_g(b)$ を検討したものである。

$$d_g(b) = d \cos \theta - d_1(b) - d_0(b) + d_{\theta s}(b) \quad (1)$$

ここで図中の $d \cos \theta$ は、 d をホイールヘッドのプランジ速

Fig. 10 Variation of actual size generation rate $R_r(b)$

度、 θ を砥石軸のたわみ角と定義したときの、砥石作用面の垂直方向におけるプランジ速度成分である。この $d \cos \theta$ から砥石軸と主軸のたわみ速度 $d_1(b)$ および砥石摩耗速度 $d_0(b)$ を差し引き、さらに、切込み速度を増加させる方向に作用する砥石熱変形速度 $d_{\theta s}(b)$ を加算した値が、式(1)の砥石作用面の実切込み速度 $d_g(b)$ となる。図9のハッチングで示す $d_g(b)$ は、切込み過程の各段階において幅方向に不均一に分布している。例えば、切込み初期①の軸たわみ速度 $d_1(b)$ は図中の3本の曲線で示すように幅方向 b で異なるため、 $d_g(b)$ は砥石先端から終端にかけて連続的に増加している。しかも、プランジ速度成分 $d \cos \theta$ と砥石摩耗速度 $d_0(b)$ との差で与えられる有効プランジ速度 $(d \cos \theta - d_0(b))$ のほとんどが、この軸たわみ速度 $d_1(b)$ に消費されてしまい、砥石熱変形速度 $d_{\theta s}(b)$ を加味しても実切込み速度 $d_g(b)$ は非常に小さい。

一方、2段プランジ研削域②とスパークアウト過程③では、軸たわみ量 $d_1(b)$ の解放、すなわち $d_1(b) < 0$ として式(1)に作用するので、①の場合とは逆に砥石先端ほど実切込み速度 $d_g(b)$ は大きい。この $d_g(b)$ に対応して幅方向 b の寸法すなわち工作物形状が創成されることになる。

図10(a)に幅中央部 $B/2$ における実寸法生成速度 $R_r(B/2)$ の変化を示す。前章で詳述したように内面プランジ研削では工作物の熱膨張方向が平面研削や円筒外面研削の場合とは正反対であるため、実寸法生成速度に及ぼす工作物熱変形速度の影響も逆となる。すなわち、1段プランジ研削域では砥石面から離れる方向に熱膨張するので、定寸装置で検出される公称寸法生成速度 $R_r(B/2)$ よりも熱変形速度 $d_{\theta w}(B/2)$ の量だけ小さい速度 $R_r(B/2)$ で実寸法が創成される。一方、2段目とスパークアウト過程では熱変形量が砥石面に近づく方向へ収縮する結果、その関係は逆転して、 $R_r(B/2) > R_r(B/2)$ となる。また、図中の工作物の実測断面からもわかるように、内面プランジ研削では砥石軸の傾斜によるテーパと工作物熱変形量 $d_{\theta w}(b)$ による中凹形状の重畳した形態で研削が進行している。つまり、前述の実切込み速度 $d_g(b)$ の変化に対応して、工作物幅の各位置 b で実寸法生成速度 $R_r(b)$ が異なっていることになる。例えば、図10(b)の1段プランジ研削域では砥石末端 B の近傍で最大の実寸法生成速度が発生しており、プランジ速度 $V_{p1} = 15 \mu\text{m/s}$ に対して両端での実寸法生成速度の差が最大で $3.4 \mu\text{m/s}$ 、割合にして22%にも達している。従って、内面プランジ研削では砥石軸方向に不均一に分布する実切込み速度 $d_g(b)$ と

精密工学会誌 Vol. 61, No. 1, 1995 131