

工作機械の熱源の温度が時間的に変化する 場合の熱変形補正に関する研究

寺谷 忠郎* · 片山 剛之丞*
加藤 憲央** · 坪井 優**

(平成7年9月28日受理)

Study on the Thermal Deformation Compensation of Machine Tool in the Condition which the Heat Source Temperature Changes

Churo TERATANI, Gonojo KATAYAMA,
Norio KATO and Masaru TSUBOI

(Received Sept. 28, 1995)

Abstract

This paper describes an experimental study for the thermal deformation compensation under control of machine tool, in the condition which the heat source temperature changes with time. We made the machine model in which the piezo-electric element is joined in the machine construction parts, in order to compensate the influence on cutting accuracy, which is caused by the thermal deformation of machine tool, and constructed a compensation system of the thermal deformation. The experiment was performed by using this system, with the following procedure. First, if the relative displacement of cutting area is represented as $\delta = K_i(\theta_A - \theta_B) - K_C\theta_C$ [K_i and K_C are compensation coefficient] by measuring the surface temperature at two specific places of machine model: θ_A and θ_B , and the mean surface temperature at constraint part of machine model: θ_C , the equations how the compensation coefficients: K_i and K_C are calculated can be deduced. Next, by means of comparing the relative displacement in cutting area calculated by these compensation coefficients and the experimental relative displacement, we set up a coefficient to correct the compensation coefficients and thereby constructed the procedure for compensation experiment of thermal deformation. By means of this compensation method the experiment was put in operation. As a result, this confirmed that the compensation of thermal deformation with high accuracy was possible enough, in the condition which the heat source temperature of machine tool changes with time.

Key Words: machine tool, thermal deformation, cutting accuracy, piezo-electric element.

* 広島工業大学工学部機械工学科

** 広島工業大学大学院工学研究科機械システム工学専攻

1. 緒 言

精密自動加工を安定して行うためには、工作機械の工具と工作物の間（加工域）が常に一定でなければならない。加工精度を低下させる要因として工作機械の発熱および雰囲気温度変化による熱変形があげられる。著者らは、この熱変形を圧電素子を用いて補正制御するために、機械モデルを製作し、熱変形補正システムを構築した。このシステムを用いて熱変形補正実験を行った結果、機械モデルの特定の2箇所表面温度勾配 (θ_A と θ_B) と加工域の相対変位勾配 (δ) との関係式 [$\delta = K_i(\theta_A - \theta_B) - C_i$; K_i, C_i は補正係数] を提案し、この式中の補正係数を適正に選ぶことにより加工域における相対変位を予測して圧電素子による熱変形補正が可能であることを示した¹⁾。そして、 K_i は工作機械モデルの各部寸法と材料定数から決定されると思われる等価長さ²⁾とコラム部材の線膨脹係数との積であり C_i は時間の経過と共に消滅する値であることを示した²⁾。

本研究は、まず、補正係数 K_i および C_i の物理的意味を明らかにすることを目的として、機械モデルについて熱源に近いコラム部の2箇所の温度上昇と拘束部材の平均温度上昇によって機械構成部材に発生する熱応力が機械モデルをどのように変形させるかについて理論解析を行い、 $C_i = K_C \theta_C$: [K_C は拘束部材に関する補正係数、 θ_C は拘束部材の平均温度勾配] と置いて、補正係数 K_i および K_C を求める計算式を導出した。ついで、この補正係数を用いた機械モデルの熱変形特性と実験による熱変形特性との比較によって、

補正係数の計算値を修正する係数を求める手順を構築した。そして、この修正係数を用いて工作機械の熱源の温度が時間的に変化した場合においても熱源側コラムの特定の2箇所の温度および拘束部材の平均温度の時間的変化を測定することによって、加工域の相対変位を予測し、圧電素子による加工域の熱変形補正が可能であることを明らかにした。

2. 実験装置および実験方法

2.1 熱変形補正システムの構成

工作機械の熱変形は機械構成部材の温度勾配およびその強さに関係していると考えられる。したがって、温度勾配の大きい部材の表面温度の大きさにより、温度勾配と加工域の相対変位との間に一定の関係が求まるはずである。よって、工作機械の熱変形に最も関係の深い部材の表面温度を測定することによって加工域の相対変位を予測できるものと考えられる。

一方、加工域の相対変位を補正するための圧電素子の特性を実験的に求めておき、圧電素子の機械への付加位置における変位が加工域における相対変位に及ぼす影響を実験的に求めたものとの関係から、圧電素子への印加電圧の大きさと加工域の相対変位との関係を求めることは可能である。

以上のことから、工作機械の温度勾配の大きい部材の表面温度を測定することによって、圧電素子への印加電圧を求め、加工域の相対変位が起こるときに瞬時にあるいは連続的に補正する熱変形補正システムを組むことができる。図1にそのシステム図を示す。圧電素子を組み込んだばね形状部材のばね定数は $32.34 \times$

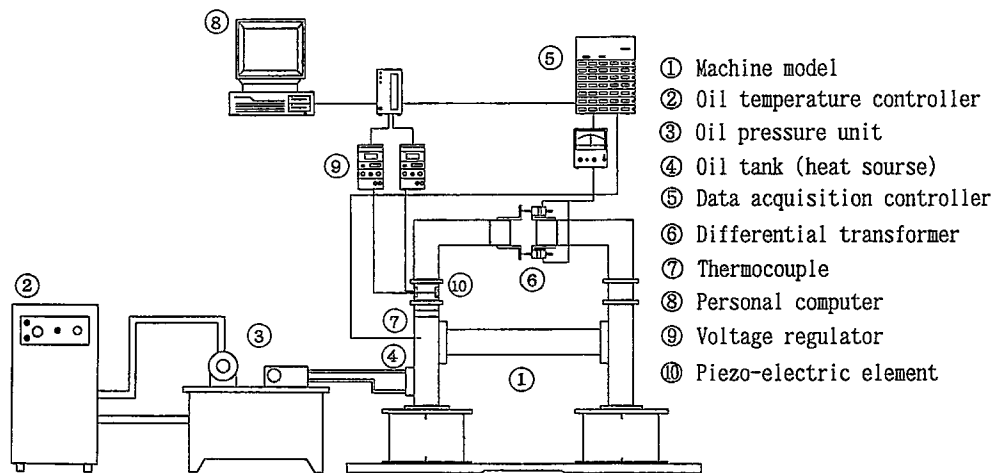


Fig. 1 Compensation system of the thermal deformation

10⁶ N/m である。この圧電素子に適正な電圧を印加することにより相対変位を補正するシステムである。

2.2 機械モデル

加工域の相対変位を補正する圧電素子を構造体の適切な位置に設け、構造体の主要部の温度変化と関連させてその圧電素子に電圧を印加することにより熱変形を加工域において補正することが可能である比較的単純で一般の丸物加工の工作機械への応用も可能な形の機械モデルを製作した。図2に各部材の配置および主要寸法を示す。材質はFC300で、逆L字型の部材を対向させた門型とし、その両先端を工具と工作物とみなし、これを加工域と考える。工具側と工作物側は対称とし、その間を拘束部材でつないでいる。脚部に設けたオイルタンクに油温調整装置で温度制御した油を流して熱源とし、機械モデルに熱変形を起こさせる。また、工具側コラムあるいは工作物側コラムの一部にはね形状部材を設けて圧電素子を組み込み、印加する電圧を制御することにより加工域の相対変位を補正することができる。

2.3 熱特性実験方法

熱源となるオイルタンクに油温調整装置で目標の温度に調整した油を循環させた状態で、機械モデル各部の表面温度と相対変位を測定した。表面温度は、熱電対 (JIS T型, 素線径 0.65 mm) を用いて1分間隔で連続5時間測定した。相対変位は差動変圧型変位計 (最小目盛: 0.1 μm) で加工域の水平方向 (図1) について測定した。そしてデータアクイジションコントローラを介してパソコンに記憶した。

オイルタンクに油を循環させた場合のタンク内およ

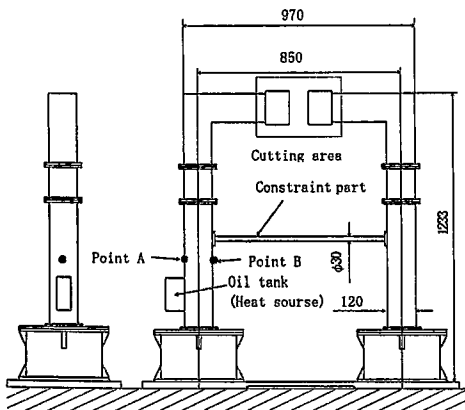


Fig. 2 Machine model

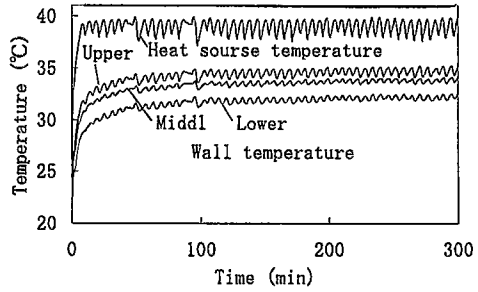


Fig. 3 Temperature in oil tank (Heat source)

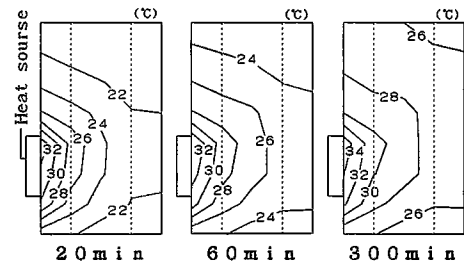


Fig. 4 Temperature distribution of machine model (room temperature 20°C)

びオイルタンク取付部の壁面温度を測定した1例を図3に示す。この図より壁面温度は油の循環を開始して10分位で急上昇し、熱源温度 40°C に対して 33°C ~ 36°C になっていることがわかる。

つぎに、機械モデル表面の温度分布の1例を図4に示す。これによると、温度上昇と温度勾配の変化は60分までが大きく、熱は横方向よりも上下方向に速く伝わるのがわかる。

熱変形は熱源に近い機械表面の温度上昇の大きさと機械モデル全体の温度勾配によって決まると考えられ、加工域の相対変位の大きさはコラムの熱源側と反対側の温度上昇の依存度合いが大きい。そこで温度測定の特長箇所として、熱源側を A 点とし、その反対側を B 点とした (図2)。また、拘束部材の表面温度はコラムへの取付け近傍と4等分分割点の各上下の合計10か所の平均温度を求めて C 点温度とした。

2.4 圧電素子の変位特性

使用した圧電素子 (トーキン製の積層型圧電セラミックス NLA-10×10×36) を無負荷の状態でも可変直流定電圧定電流電源装置によって電圧を印加して変位量を測定した。このとき電圧-変位曲線は、電圧を変化させても変位が起こらない不感帯があり、また同じ電圧でも上昇させるときと下降させるときでは変位量

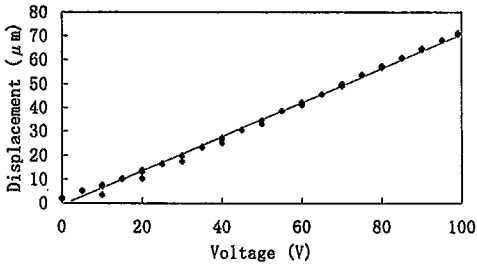


Fig. 5 Relation between displacement and voltage on load

が異なるヒステリシスループを描く，そこで，この不感帯およびヒステリシスを低減させる方策を検討したところ，ばね形状部材に圧電素子を取り付ける際に予荷重 (580 N) を与えて組み込み，しかも電圧は所要の電圧を印加する前に一旦 0 V に戻してから印加することによって図 5 に示すように不感帯の除去およびヒステリシスを無視することができた。

3. 機械モデルの熱変形予測と加工域の相対変位の補正方法

3.1 理論解析

機械モデルの熱源側コラムの A 点 (θ_A) および B 点 (θ_B) と拘束部材 C 点 (θ_C) の温度変化を用いて，熱変形による加工域の相対変位を予測する予測式を求めるために，力学的解析を行なった。解析を行なうに当たって，機械モデルを図 6 に示す線図で表わし，つぎの仮定を設けた。

(1) A 点および B 点の温度はその近傍の平均温度を

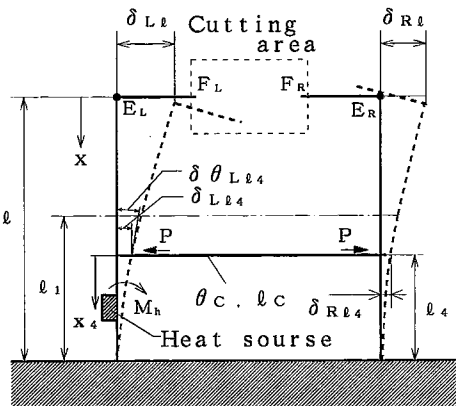


Fig. 6 Thermal deformation analysis drawing of machine model

表わすものとし，温度差 ($\theta_A - \theta_B$) による熱応力への影響域を図 6 の l_1 の範囲とする。

(2) コラムの熱変形に及ぼす温度変化は，熱源側 l_1 内に限定し，その他の箇所は温度変化しないものとする。

(3) 拘束部材の温度変化は全長の 10 点平均温度を用いる。

(4) 加工域の相対変位は L 字型コラムの先端 ($F_L F_R$) 間にかかる変位であるが，($E_L E_R$) 間の水平方向変位をもって置きかえる。

3.1.1 拘束部材の抗力

熱源側コラムの A 点と B 点との温度差 ($\theta_A - \theta_B$) による熱応力によって発生する曲げモーメント M_h は次式で表わされる³⁾。

$$M_h = EI\alpha(\theta_A - \theta_B)/h \quad (1)$$

ただし， E はコラム材料の縦弾性係数， I はコラム形状より求める断面 2 次モーメント， α はコラム材質の線膨脹係数， h は A 点と B 点との距離すなわちコラム形状の横幅である。

このモーメント M_h によって拘束部材に抗力 P を誘発する。これをカスティリアノの定理⁴⁾ を用いて求める。

(1) $l_4 \leq l_1$ の場合

拘束部材の取付位置 (l_4) を原点として下方の x_4 断面における曲げモーメントを M とすると

$$M = M_h - Px_4$$

となる。よって，はりの長さ l_4 に対する弾性ひずみエネルギー U_{b4} は次のようになる。

$$\begin{aligned} U_{b4} &= -\frac{1}{2EI} \int_0^{l_4} M^2 dx_4 \\ &= -\frac{1}{2EI} \left(M_h^2 l_4 - PM_h l_4^2 + \frac{1}{3} P^2 l_4^3 \right) \end{aligned} \quad (2)$$

拘束部材の取付位置におけるたわみ δ_{L4} およびたわみ角 $\delta\theta_{L4}$ は次のようになる。ただし，コラムの取付は固定とする。

$$\left. \begin{aligned} \delta_{L4} &= \frac{\partial U_{b4}}{\partial P} = \frac{l_4^2}{6EI} (3M_h - 2Pl_4) \\ \delta\theta_{L4} &= \frac{\partial U_{b4}}{\partial M_h} = -\frac{l_4}{6EI} (2M_h - Pl_4) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

右側コラムの拘束部材取付位置に作用する P によるたわみ δ_{R4} は次のようになる。ただし，コラムの取付は固定とする。

$$\delta_{R4} = \frac{Pl_4^3}{3EI} \quad (4)$$

拘束部材の抗力 P による縮み量 δ_{PC} は拘束部材の初

期長さを l_c とすれば次のようになる。ただし、座屈は起さないものとする。

$$\delta_{PC} = Pl_c / A_C E_C \quad (5)$$

ただし、 A_C は拘束部材の断面積、 E_C は拘束部材の縦弾性係数である。

拘束部材の平均温度が θ_C 上昇するときの伸び量 δ_{0c} は、自由膨張と考えると次式によって表わされる。

$$\delta_{0c} = \alpha_c \theta_C l_c \quad (6)$$

ただし、 α_c は拘束部材の線膨張係数である。

ところで、拘束部材取付け位置での左側コラムのたわみから右側コラムの抗力 P によるたわみを差し引いた値が、抗力 P による拘束部材の縮み量から平均温度上昇 θ_C による伸び量を差し引いた値に等しいと考えることができる。すなわち、

$$\delta_{Ll_4} - \delta_{Rl_4} = \delta_{PC} - \delta_{0c}$$

である。これに式(1)、(3)、(4)、(5)および(6)を代入して抗力 P を求めると次のようになる。

$$P = \frac{l_4^2 \cdot \alpha (\theta_A - \theta_B) / 2h + \alpha_c \cdot \theta_C \cdot l_c}{1/k_c + 2/k_m} \quad (7)$$

ただし

$$\left. \begin{aligned} 1/k_c &= l_c / A_C E_C \\ 1/k_m &= l_4^3 / 3EI \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

とする。すなわち、 k_c は拘束部材の圧縮ばね定数、 k_m はコラムの拘束部材取付け位置におけるたわみばね定数である。

(2) $l_4 \geq l_1$ の場合

拘束部材の取付位置 (l_4) を原点として下方の x_4 断面における曲げモーメントを $0 \leq x_4 \leq (l_4 - l_1)$ の場合と $(l_4 - l_1) \leq x_4 \leq l_4$ の場合に分けて考え、それぞれ M_2 および M_3 とすれば

$$M_2 = -Px_4$$

$$M_3 = M_h - Px_4$$

となる。よって、はりの長さ l_4 に対する弾性ひずみエネルギー U_{b_4} は次のようになる。

$$\begin{aligned} U_{b_4} &= -\frac{1}{2EI} \left(\int_0^{(l_4-l_1)} M_2^2 dx_4 + \int_{(l_4-l_1)}^{l_4} M_3^2 dx_4 \right) \\ &= -\frac{1}{2EI} \left(M_h^2 l_1 - PM_h (2l_1 l_4 - l_1^2) + \frac{1}{3} P^2 l_4^3 \right) \quad (9) \end{aligned}$$

拘束部材の取付位置におけるたわみ δ_{Ll_4} は次のようになる。ただし、コラムの取付は固定とする。

$$\delta_{Ll_4} = \frac{\partial U_{b_4}}{\partial P} = \frac{1}{6EI} \{ 3M_h l_1 (2l_4 - l_1) - 2P l_4^2 \} \quad (10)$$

$l_4 \leq l_1$ の場合と同様の方法で抗力 P を求めると次のようになる。

$$P = \frac{l_1 (2l_4 - l_1) \cdot \alpha (\theta_A - \theta_B) / 2h + \alpha_c \cdot \theta_C \cdot l_c}{1/k_c + 2/k_m} \quad (11)$$

3.1.2 加工域の相対変位

加工域の相対変位は L 字型コラムの先端に起こる変位であるが仮定(4)より図6の ($E_L E_R$) 間を考える。そして、両コラムは完全固定はりとして求める。

l 位置を片持はりの端部とし、この点に P_0 なる仮想荷重が右方向に加わるものとしてカスティリアノの定理を用いる。はりの長さ l に対する弾性ひずみエネルギー U_b を $l_4 \leq l_1$ の場合、 $l_1 \leq l_4 \leq l$ の場合および $l_4 \geq l$ の場合について求めると次のようになる。

(1) $l_4 \leq l_1$ の場合

l 位置を原点として下方の x 断面における曲げモーメントを求めると

$$0 \leq x \leq (l - l_1) \quad \text{のとき} \quad M_1 = P_0 x$$

$$(l - l_1) \leq x \leq (l - l_4) \quad \text{のとき} \quad M_2 = P_0 x + M_h$$

$$(l - l_4) \leq x < l \quad \text{のとき} \quad M_3 = (P_0 - P)x + M_h + P(l - l_4)$$

となる。よって $U_b^{(1)}$ は次のようになる。

$$\begin{aligned} U_b^{(1)} &= -\frac{1}{2EI} \left(\int_0^{(l-l_1)} M_1^2 dx + \int_{(l-l_1)}^{(l-l_4)} M_2^2 dx + \int_{(l-l_4)}^l M_3^2 dx \right) \\ &= -\frac{1}{2EI} \left\{ \frac{1}{3} P_0^2 l^3 + P_0 M_h l_1 (2l - l_1) - P_0 P l_4^2 \left(l - \frac{1}{3} l_4 \right) \right. \\ &\quad \left. + M_h^2 (l_1 + l_4 - l) - M_h P l^2 + \frac{1}{3} P^2 l_4^3 \right\} \quad (12) \end{aligned}$$

(2) $l_1 \leq l_4 \leq l$ の場合

l 位置を原点として下方の x 断面における曲げモーメントを求めると

$$0 \leq x \leq (l - l_4) \quad \text{のとき} \quad M_1 = P_0 x$$

$$(l - l_4) \leq x \leq (l - l_1) \quad \text{のとき} \quad M_2 = (P_0 - P)x + P(l - l_4)$$

$$(l - l_1) \leq x \leq l \quad \text{のとき} \quad M_3 = (P_0 - P)x + P(l - l_4) + M_h$$

となる。よって $U_b^{(2)}$ は次のようになる。

$$\begin{aligned} U_b^{(2)} &= \left(\int_0^{(l-l_4)} M_1^2 dx + \int_{(l-l_4)}^{(l-l_1)} M_2^2 dx + \int_{(l-l_1)}^l M_3^2 dx \right) \\ &= -\frac{1}{2EI} \left\{ \frac{1}{3} P_0^2 l^3 + P_0 M_h l_1 (2l - l_1) - P_0 P l_4^2 \left(l - \frac{1}{3} l_4 \right) \right. \\ &\quad \left. + M_h^2 l_1 + M_h P (l_1^2 - 2l_1 l_4) - \frac{1}{3} P^2 l_4^3 \right\} \quad (13) \end{aligned}$$

(3) $l_4 \geq l$ の場合

この場合は、図6において拘束部材が l より上部にあるので、 l_4 位置を原点として下方の x_4 断面における曲げモーメントを求めると

$$0 \leq x_4 \leq (l_4 - l) \quad \text{のとき} \quad M_1 = -Px_4$$

$$(l_4 - l) \leq x_4 \leq (l_4 - l_1) \quad \text{のとき} \quad M_2 = (P_0 - P)x_4 - P_0 (l_4 - l)$$

$$(l_4 - l_1) \leq x_4 \leq l_4 \quad \text{のとき} \quad M_3 = (P_0 - P)x_4 - P_0 (l_4 - l) + M_h$$

となる。よって $U_b^{(3)}$ は次のようになる。

$$\begin{aligned}
 U_b^{(3)} &= -\frac{1}{2EI} \left(\int_0^{(l-l_1)} M_1^2 dx_4 + \int_{(l-l_1)}^{(l-l_2)} M_2^2 dx_4 + \int_{(l-l_2)}^l M_3^2 dx_4 \right) \\
 &= -\frac{1}{2EI} \left\{ \frac{1}{3} P_0^2 l_1^3 + P_0 M_h l_1 (2l-l_1) - P_0 P l^2 (l_4 - \frac{1}{3}l) \right. \\
 &\quad \left. + M_h^2 (l_4 - l_1) + M_h P (l_4 - l_1)^2 + \frac{1}{3} P^2 l_4^3 \right\} \quad (14)
 \end{aligned}$$

熱源側コラムの E_L (図6) 位置におけるたわみ δ_{Li} は、式(12)~式(14)の U_b を P_0 によって偏微分し、 $P_0=0$ と置くことによって求められる。右側コラム E_R (図6) 位置のたわみ δ_{Rl} は拘束部材に発生する抗力 P によるたわみの式によって求められる。よって、加工域の相対変位は、拘束部材の取付位置によってそれぞれ次のように求められる。

(1) $l_4 \leq l_1$ の場合

$$\left. \begin{aligned}
 \delta_{Li}^{(1)} &= -\frac{1}{2EI} \left\{ l_1 (2l-l_1) M_h - l_4^2 \left(l - \frac{1}{3} l_4 \right) P \right\} \\
 \delta_{Rl}^{(1)} &= -\frac{l_4^3 (3l-l_4) P}{6EI}
 \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

相対変位 δ を $\delta = |\delta_{Li}| - |\delta_{Rl}|$ とし、式(1)および式(7)を代入すれば次のようになる。

$$\begin{aligned}
 \delta^{(1)} &= \frac{1}{2h} \left\{ l_1 (2l-l_1) - \frac{l_4 (3l-l_4)}{k_m/k_C+2} \right\} \times \alpha (\theta_A - \theta_B) \\
 &\quad - \frac{3l-l_4}{l_4 (k_m/k_C+2)} \times l_C \alpha_C \theta_C \quad (16)
 \end{aligned}$$

(2) $l_1 \leq l_4 \leq l$ の場合

$$\left. \begin{aligned}
 \delta_{Li}^{(2)} &= -\frac{1}{2EI} \left\{ l_1 (2l-l_1) M_h - l_4^2 \left(l - \frac{1}{3} l_4 \right) P \right\} \\
 \delta_{Rl}^{(2)} &= -\frac{l_4^3 (3l-l_4) P}{6EI}
 \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

相対変位 δ は、式(1)および式(11)を代入して次のようになる。

$$\begin{aligned}
 \delta^{(2)} &= \frac{1}{2h} \left\{ l_1 (2l-l_1) - \frac{l_1 (3l-l_4) (2l_4-l_1)}{l_4 (k_m/k_C+2)} \right\} \times \alpha (\theta_A - \theta_B) \\
 &\quad - \frac{3l-l_4}{l_4 (k_m/k_C+2)} \times l_C \alpha_C \theta_C \quad (18)
 \end{aligned}$$

(3) $l_4 \leq l_1$ の場合

$$\left. \begin{aligned}
 \delta_{Li}^{(3)} &= -\frac{1}{2EI} \left\{ l_1 (2l-l_1) M_h - l^2 \left(l_4 - \frac{1}{3} l \right) P \right\} \\
 \delta_{Rl}^{(3)} &= -\frac{l^2 (3l_4-l) P}{6EI}
 \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

相対変位 δ は、式(1)および式(11)を代入して次のようになる。

$$\delta^{(3)} = \frac{1}{2h} \left\{ l_1 (2l-l_1) - \frac{l^2 l_1 (3l_4-l) (2l_4-l_1)}{l_4^2 (k_m/k_C+2)} \right\}$$

$$\times \alpha (\theta_A - \theta_B) - \frac{l^2 (3l_4-l)}{l_4^2 (k_m/k_C+2)} \times l_C \alpha_C \theta_C \quad (20)$$

ここで

$$\delta = K_i (\theta_A - \theta_B) - K_C \theta_C \quad (21)$$

と置くと、 K_i および K_C は拘束部材の取付位置によってそれぞれ次のように表わされる。

(1) $l_4 \leq l_1$ の場合

$$\left. \begin{aligned}
 K_i^{(1)} &= \frac{1}{2h} \left\{ l_1 (2l-l_1) - \frac{l_4 (3l-l_4)}{k_m/k_C+2} \right\} \times \alpha \\
 K_C^{(1)} &= \frac{3l-l_4}{l_4 (k_m/k_C+2)} \times l_C \alpha_C
 \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

(2) $l_1 \leq l_4 \leq l$ の場合

$$\left. \begin{aligned}
 K_i^{(2)} &= \frac{1}{2h} \left\{ l_1 (2l-l_1) - \frac{l_1 (3l-l_4) (2l_4-l_1)}{l_4 (k_m/k_C+2)} \right\} \times \alpha \\
 K_C^{(2)} &= \frac{3l-l_4}{l_4 (k_m/k_C+2)} \times l_C \alpha_C
 \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

(3) $l_4 \leq l$ の場合

$$\left. \begin{aligned}
 K_i^{(3)} &= \frac{1}{2h} \left\{ l_1 (2l-l_1) - \frac{l^2 l_1 (3l_4-l) (2l_4-l_1)}{l_4^2 (k_m/k_C+2)} \right\} \times \alpha \\
 K_C^{(3)} &= -\frac{l^2 (3l_4-l)}{l_4^2 (k_m/k_C+2)} \times l_C \alpha_C
 \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

以上の理論解析によって、機械モデルの一方のコラムの側面に熱源がある場合、加工域の相対変位は拘束部材の取付位置によってそれぞれ式(16)、式(18)および式(20)によって表わされる。

そして、一般に機械の表面温度は時間と共に変化するので、加工域の相対変位も時間と共に変化する。よって、相対変位の時間に対する変位勾配は表面温度の時間に対する温度勾配によって次式で表わされる。

$$\delta = K_i (\theta_A - \theta_B) - K_C \theta_C \quad (25)$$

3.1.3 K_i および K_C の物理的意味と熱変形予測式(21)~式(25)によって、機械モデルの熱変形による加工域の相対変位を予測することができる。

まず、 K_i および K_C の物理的意味について考察するために、コラムと拘束部材の材質は同じと考える。そして、 k_m/k_C に式(8)を用いて

$$\left. \begin{aligned}
 k_m/k_C &= \beta l^3 / l_4^3 \\
 \beta &= 3\pi C / A c^3
 \end{aligned} \right\} \quad (26)$$

とする。また、拘束部材の取付位置が K_i および K_C の値に及ぼす影響を調べるために、 $l_1=l/2$ と仮定し、 $a=l/l_4$ と置くと式(22)~式(24)は次のように表わされる。

(1) $l_4 \leq l_1$ の場合

$$K_i^{(1)} = \frac{3l^2}{8h} \left\{ 1 - \frac{4(3a-1)}{3a^2(\beta a^3+2)} \right\} \times \alpha \quad (27)$$

$$K_C^{(1)} = \frac{3a-1}{\beta a^3+2} \times l c \alpha c$$

(2) $l_4 \leq l_4 \leq l$ の場合

$$K_i^{(2)} = \frac{3l^2}{8h} \left\{ 1 - \frac{(3a-1)(4-a)}{3a(\beta a^3+2)} \right\} \times \alpha \quad (28)$$

$$K_C^{(2)} = \frac{3a-1}{\beta a^3+2} \times l c \alpha c$$

(3) $l_4 \geq l$ の場合

$$K_i^{(3)} = \frac{3l^2}{8h} \left\{ 1 - \frac{a(3-a)(4-a)}{3(\beta a^3+2)} \right\} \times \alpha \quad (29)$$

$$K_C^{(3)} = \frac{a^2(3-a)}{\beta a^3+2} \times l c \alpha c$$

ここで β の値の意味を明らかにしておく。式(26)の第2式から β の値は機械剛性に関係があることがわかる。コラムの取付面から加工域の高さ l と拘束部材の長さ l_c を一定とすると、 β の値は、コラムの断面2次モーメントに比例し、拘束部材の断面積に逆比例する。

式(27)~式(29)を用いて、 $K_{i(l_4=l/2)} / (3\alpha l^2 / 8h)$ と $a=l/l_4$ との関係および $K_{C(l_4=l/2)} / \alpha l c$ と $a=l/l_4$ との関係を求めると図7および図8のようになる。

この図によって、 K_i および K_C の物理的意味と熱変形による加工域の相対変位について考察する。ただし、 α 、 l_c 、 l および h は一定と考える。

K_i は l/l_4 が大きくなる(拘束部材が加工域から離れてコラム取付面に近づく)ほど大きくなる。そして β が大きいほど大きく $l/l_4 \rightarrow \infty$ では β に関係なく一定値に近づく。また、 K_i が零に近い l/l_4 が存在し、 $\beta=0.1 \sim 0.01$ では $l/l_4=0.7 \sim 1.3$ の間にある。 l/l_4 が1.0より小さいと K_i は大きくなり、 $l/l_4 \rightarrow 0$ では β に関係なく一定値に近づく。このことから、 K_i が小さくなる機械構造は拘束部材の取付が比較的加工域に近い位置の場合であると言える。

K_C は $l/l_4 \rightarrow 0$ のとき零で l/l_4 が大きくなると大きな値となり最大値を持つ。その最大値は β が小さいほど大きい。そして、 β が小さいほど l/l_4 が大きい位置で K_C が最大となる。最大値を越えて l/l_4 が大きくなると K_C は小さくなる。

以上のような K_i と K_C の値の変化の傾向より、適当な l/l_4 の値、すなわち拘束部材の取付位置を選定することによって、相対変位の変化の幅を小さくできるものと考えられる。たとえば $l/l_4 > 1$ の適当な位置に拘束材を設けた機械構造において、 $l/l_4 < 1$ の適当

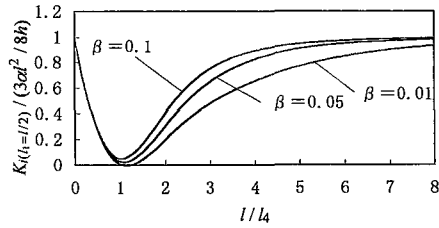


Fig. 7 Relation between $K_{i(l_4=l/2)} / (3\alpha l^2 / 8h)$ and l/l_4

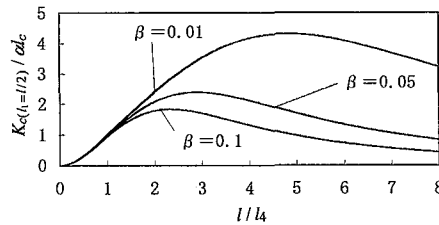


Fig. 8 Relation between $K_{C(l_4=l/2)} / \alpha l c$ and l/l_4

な位置に拘束部材を追加することによって、相対変位の変化の幅を小さくできる。

相対変位の時間に対する変位勾配は式(25)によって表わせることから、相対変位を小さくするには、拘束部材の取付位置の選定が重要である。熱源温度が急上昇する場合は K_i が小さいほど相対変位は小さい。 θ_A および θ_B が定常状態に達する頃には θ_C の温度も上昇しているため、それらの温度を考慮して K_i と K_C の値が相対変位を打消す効果の大きい l/l_4 の値、すなわち拘束部材の取付位置を選定するのが望ましい。

以上のことをまとめると次のように言える。

- (1) K_i および K_C は、コラムの断面2次モーメントに比例し拘束部材の断面積に逆比例する β の値に左右され、その影響は K_i と K_C で相反している。
- (2) K_i が零に近い拘束部材の取付位置が存在し、その位置より l/l_4 が大きくても小さくても K_i は大きくなる。また、 K_C が最大となる拘束部材の取付位置が存在し、その位置より l/l_4 が大きくなると K_C は小さくなる。この特性から、相対変位を小さくする拘束部材の取付位置は l/l_4 が K_i が零に近い位置より大で K_C が最大となる位置より小さい範囲に最適位置が存在する。
- (3) K_i および K_C の特性から拘束部材を加工域の上部に追加して設けることによって相対変位をきわめて小さくできる。

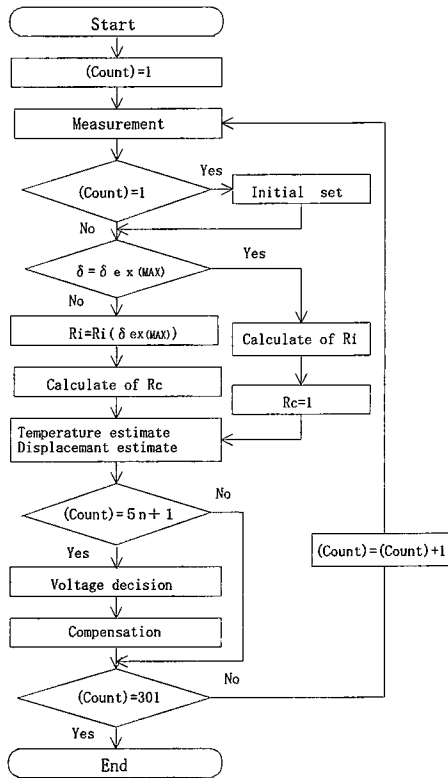


Fig. 9 Flow chart of compensation procedure

3.2 加工域の相対変位の補正方法

理論解析においては種々の仮定を設けているので、実際との間にはいくらかの差が発生する。この差を修正するために、相対変位の実験値 δ_{ex} を用いて K_i および K_C の修正係数 R_i および R_C を設定して補正実験を行なった。

式(21)より相対変位の実験値をつぎのように表わす。

$$\delta_{ex} = R_i \cdot K_i (\theta_A - \theta_B) - R_C \cdot K_C \cdot \theta_C \quad (30)$$

熱源の温度が上昇し始める初期の時点では θ_C の変化はほとんど起こらないので、式(30)の第2項を零と置いて R_i をつぎのように設定した。

$$R_i = \delta_{ex} / K_i (\theta_A - \theta_B) \quad (31)$$

θ_C が有効値に上昇する時点より式(30)を用いて R_C をつぎのように設定した。

$$R_C = \{R_i \cdot K_i (\theta_A - \theta_B) - \delta_{ex}\} / K_C \cdot \theta_C \quad (32)$$

ただし、この時点以降の R_i には直前の値を用い以後一定とした。実際には、 R_i および R_C は機械モデルの表面温度の変化と共に変わる値であるが R_C のみの変化で対応して大きな影響はないものと考えられる。

相対変位の補正実験はつぎのようにして行なった。

δ_{ex} には実験開始時から1分間隔で測定される実験値を用いる。補正方法のフローチャートを図9に示す。補正方法の基本は、相対変位の実験値 δ_{ex} と理論値 δ_{th} より予測値 δ_{ef} (補正值) を決定して行なう。その手順をつぎに説明する。

(1) 拘束部材の平均温度が有効値に達するまでの補正值の決定

実験開始時の測定値を1カウント目とすると1分後が2カウント目となる。以後1分毎に測定されるので n 分後は $(n+1)$ カウント目となる。修正係数を用いた予測値は3カウント目以後に用いる。 n カウント目での測定値を $\delta_{ex}(n)$, $\theta_A(n)$, $\theta_B(n)$ および $\theta_C(n)$ とすると $(n+2)$ カウント目の予測温度はつぎようになる。

$$\left. \begin{aligned} \theta_{Aef}(n+2) &= \theta_A(n+1) + \{\theta_A(n+1) - \theta_A(n)\} \\ \theta_{Bet}(n+2) &= \theta_B(n+1) + \{\theta_B(n+1) - \theta_B(n)\} \\ \theta_{Cef}(n+2) &= \theta_C(n+1) + \{\theta_C(n+1) - \theta_C(n)\} \end{aligned} \right\} (33)$$

$(n+2)$ カウント目の $R_i(n+2)$ はつぎようになる。

$$R_i(n+2) = \frac{\delta_{ex}(n+1)}{\delta_{th}(n+1)} \quad (34)$$

ただし、拘束部材の平均温度が有効値に達する時を特定することは困難なので、それを工具と工作物が最も近づく時 (δ_{max}) とし、その時迄は $R_C=1$ として相対変位の予測値を計算することとした。よって、 $(n+2)$ カウント目の相対変位の予測値はつぎようになる。

$$\delta_{ef}(n+2) = R_i(n+2) \cdot K_i \{ \theta_{Aef}(n+2) - \theta_{Bet}(n+2) \} - K_C \cdot \theta_{Cef}(n+2) \quad (35)$$

(2) 拘束部材の平均温度が有効値に達した後の補正值の決定

j カウント目で拘束部材の平均温度が有効値に達したとすると、 $(j+m+1)$ カウント目の予測温度はつぎようになる。

$$\left. \begin{aligned} \theta_{Aef}(j+m+1) &= \theta_A(j+m) + \{\theta_A(j+m) - \theta_A(j+m-1)\} \\ \theta_{Bet}(j+m+1) &= \theta_B(j+m) + \{\theta_B(j+m) - \theta_B(j+m-1)\} \\ \theta_{Cef}(j+m+1) &= \theta_C(j+m) + \{\theta_C(j+m) - \theta_C(j+m-1)\} \end{aligned} \right\} (36)$$

R_i および R_C はつぎようになる。

$$\left. \begin{aligned} R_i(j+1) &= \delta_{ex}(j) / \delta_{th}(j) = \text{Const.} \\ R_C(j+m+1) &= \frac{R_i(j) \cdot K_i \{ \theta_A(j+m) - \theta_B(j+m) \} - \delta_{ex}(j+m)}{K_C \cdot \theta_C(j+m)} \end{aligned} \right\} (37)$$

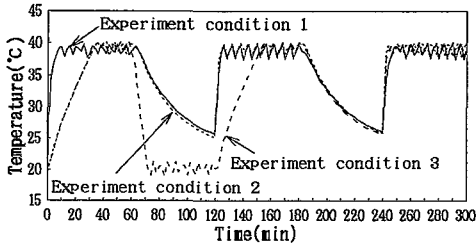


Fig. 10 Relation between supplied oil temperature on experiment condition and time

相対変位の予測値はつぎのようになる。

$$\delta_{el}(j+m+1) = R_i(j+1) \cdot K_i \{ \theta_{Ael}(j+m+1) - \theta_{Bel}(j+m+1) \} - R_C(j+m+1) \cdot K_C \cdot \theta_{Cel}(j+m+1) \quad (38)$$

式(33)～式(38)によって、実験値と理論値から予測される加工域の相対変位を機械モデルに組込まれた圧電素子によって補正する。

4. 熱源の温度が時間的に変化する場合の熱変形補正

4.1 実験条件

実験は、熱源となるオイルタンクへの供給油温をつぎの3つの条件に設定して連続5時間行なった。

実験条件1は、まず実験開始前に油温調整装置を作動させてオイル供給ユニット内の油温を40°Cにしておき、実験開始と同時にポンプを作動させて熱源となるオイルタンクに油を循環させる。その後1時間ごとにポンプの作動スイッチをOFF→ON→OFF→ONとし5時間で終了する。

実験条件2は、実験開始と同時に油温調整装置とポンプを作動させて熱源となるオイルタンクに油を循環させる。このときの油温調整装置の設定温度は40°Cである(実験開始前の油温は、室温と同じ20°Cである)。その後は実験条件1と同様に1時間ごとにポ

ンプの作動スイッチをOFF→ON→OFF→ONとし5時間で終了する。

実験条件3は、実験条件2と同じ方法で実験を開始する。1時間後に強制的にオイル供給ユニット内の油温を20°Cに冷却する。実験開始から2時間後には油温調整装置の設定温度を40°Cとした。実験開始から3時間後にはポンプのみを停止し、実験開始から4時間後にはポンプを再び作動し、実験開始から5時間後に実験を終了する。

各実験条件におけるオイル供給ユニット内の油温と実験時間との関係を図10に示す。

4.2 熱特性実験結果

実験条件1の場合の機械モデルの熱特性実験結果を図11に示す。コラムの表面温度 θ_A は実験開始から約15分間に急上昇し、 θ_B は θ_A より小さい温度勾配で上昇する。実験開始から約15分以後は θ_A と θ_B はほぼ同じ温度勾配に下がって、油の供給を止めるまでゆっくり上昇している。この温度変化にともなって、加工域の相対変位は実験開始から約15分までに工具と工作物が近づく方向(プラス方向)に最大変位44 μm となり、その後反転している。油の供給を止めてからは、 θ_A および θ_B ともに降下しているが降下の温度勾配は θ_B がかなり小さい。一方、拘束部材の平均温度 θ_C は θ_B および雰囲気温度の影響を受けて、油の供給のON-OFFに関係なくゆっくり上昇している。これらの温度変化にともなって、加工域の相対変位は工具と工作物が遠ざかる方向(マイナス方向)に変位している。そして、油の供給のON-OFFに従って、工具と工作物の距離は最大と最小の幅(最大約52 μm)をもって変化している。そして、第2回目のON後の最大変位は実験開始直後の最大変位より小さくなっているが、第3回目のON後の最大変位は第2回目と同程度である。最小変位(マイナス方向の最大変位)は第2回目と第3回目とでほぼ同程度である。

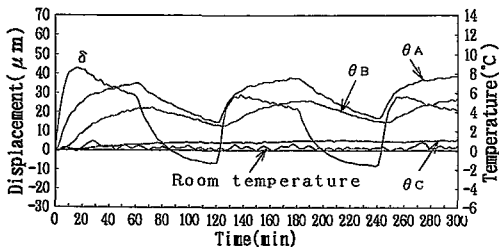


Fig. 11 Experimental result of heat character on condition 1

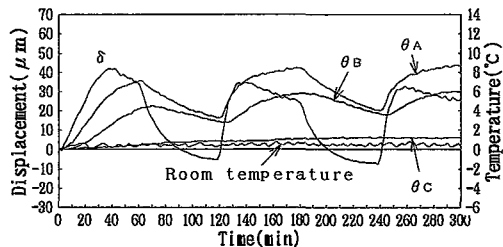


Fig. 12 Experimental result of heat character on condition 2

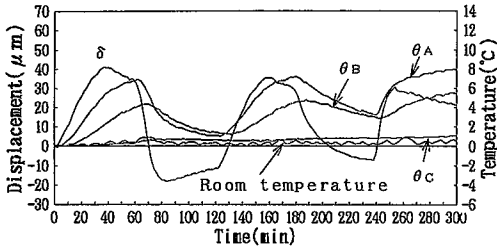


Fig. 13 Experimental result of heat character on condition 3

実験条件2の場合の機械モデルの熱特性実験結果を図12に示す。コラムの表面温度 θ_A は実験開始から約30分間に上昇し、 θ_B は θ_A より小さい温度勾配で上昇するが、約30分を越えたころより θ_A と θ_B はほぼ同じ温度勾配に下がって油の供給を止めるまで温度は上昇している。この温度変化にともなって、加工域の相対変位は実験開始から約30分までにプラス方向に最大変位 $42 \mu\text{m}$ となり、その後反転している。油の供給を止めてからは、 θ_A および θ_B ともに降下しているが、降下の温度勾配は θ_B がかなり小さい。一方、拘束部材の平均温度 θ_C は θ_B および雰囲気温度の影響を受けて油の供給の ON-OFF にかかわらずゆっくり上昇している。これらの温度変化にともなって、加工域の相対変位はマイナス方向に変位している。そして、油の供給の ON-OFF に従って工具と工作物との距離は、最大と最小の幅（最大約 $49 \mu\text{m}$ ）をもって変化している。そして、第2回目の ON 以後の現象は実験条件1とほぼ同じ傾向を示している。

実験条件3の場合の機械モデルの熱特性実験結果を図13に示す。実験開始から油温調整装置の設定温度を 20°C に下げるまでは、実験条件1と同様の傾向を示している。供給油温を 20°C に下げてからは、 θ_A および θ_B ともに降下しているが、降下の温度勾配は θ_A が θ_B よりかなり大きく、冷却開始から約10分後の温度は θ_A が θ_B より小さくなっている。一方、拘

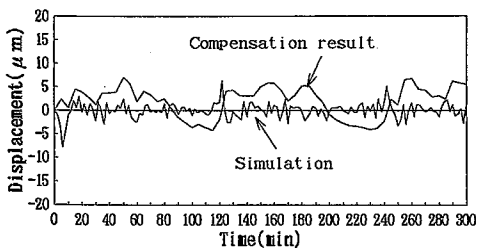


Fig. 14 Simulation and compensation result (condition 1)

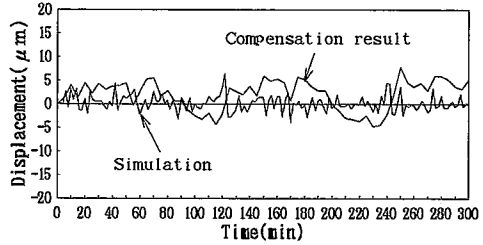


Fig. 15 Simulation and compensation result (condition 2)

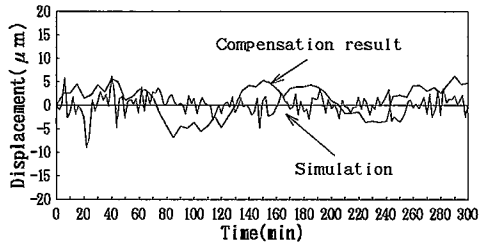


Fig. 16 Simulation and compensation result (condition 3)

束部材の平均温度 θ_C は θ_B および雰囲気温度の影響を受けて供給油温にかかわらずゆっくり上昇している。ただし、供給油温が 20°C の間は雰囲気温度が 20°C に接近していることと θ_B の温度も降下していることからほぼ一定値を示している。これらの温度変化にともなって、加工域の相対変位はマイナス方向に大きく変位している。供給油温を 40°C にもどしてからは、実験条件2の実験開始から第2回目の供給油 ON までと同様な傾向を示している。ただし、プラス方向の最大変位は約 $5 \mu\text{m}$ ($35 \mu\text{m} \sim 40 \mu\text{m}$ に対して) 小さくなっている。

以上の熱特性実験結果の現象は、前節の理論解析の結果によって容易に説明できるものである。

4.3 補正実験結果

補正実験は、実験条件1、実験条件2および実験条件3 (図10) の3つの条件で5分間隔で連続5時間行なった。補正方法は3.2項で説明した方法によった。

図14、図15および図16に補正実験結果とシミュレーション結果を示す。ここで、シミュレーションは加工域の相対変位の実験値と予測値との差を表わすものである。したがって、補正実験結果とシミュレーション結果との差は圧電素子による熱変形補正システム系の機構上の誤差を表わすものと考えられる。

図14～図16において、シミュレーションにばらつき

がみられる。この原因の1つとして、1分～2分前の実験値から予測値を計算しているため、温度変化や熱変形が急激に変化する時点での予測誤差が大きいためと考えられる。

実験条件1での補正結果(図14)は実験開始初期を除けば50 μm 以上の幅で変位していた相対変位が $\pm 6\sim 7\mu\text{m}$ に補正されている。

実験条件2での補正結果(図15)は実験開始初期を含めて50 μm に近い幅で変位していた相対変位が $\pm 6\sim 7\mu\text{m}$ に補正されている。

実験条件3での補正結果(図16)は実験開始初期を含めて60 μm に近い幅で変位していた相対変位が $\pm 6\sim 7\mu\text{m}$ に補正されている。

これらの補正実験結果は、熱源の温度が時間的に変化して機械表面の温度が複雑に変化する場合でも、3.2項で述べたような相対変位の予測方法で予測値を設定することによって、かなりの精度まで補正できることを示している。

5. 考 察

工作機械モデルに圧電素子を組み込み熱変形補正システムを構築して、熱源の温度が時間的に変化する場合の熱変形補正実験を行なった結果、加工域の相対変位50～60 μm を $\pm 6\sim 7\mu\text{m}$ までかなりの高精度で補正できた。これを可能にした理由はつぎのように考えられる。

機械モデルの熱変形を理論的に解析し、 $\delta = K_i(\theta_A - \theta_B) - K_C(\theta_C)$ における K_i および K_C を求め計算式を導出した。そして、理論解析における種々の仮定を打消すために、直前(本実験では1分～2分)の実験値によって、直後の相対変位を予測するための修正係数 R_i および R_C を設定して、 $\delta_{\text{実}} = R_i \cdot K_i(\theta_A - \theta_B) - R_C \cdot K_C \theta_C$ によって加工域の相対変位を予測した。 R_i および R_C は1.0前後で変化する値であるが実験値を用いて求めたことに意義があると思われる。すなわち本研究の補正実験の結果は、直前の相対変位の実験値によって直後の相対変位を予測することによって、圧電素子による熱変形補正システムが有効に働くことを実証したものとみえる。

一般に、実験によって求められた工作機械の熱特性に関する代表的データを集めて、補正係数を求めるためのデータベースを準備することができれば、そのデータベースを用いて補正直前の相対変位を求めて修正係数を設定し、直後の相対変位を予測することが可能であると考えられる。

よって、本研究のように、工作機械を簡単な機械モデルに置きかえ、熱変形に影響の大きい箇所の温度変化を測定することによる加工域の相対変位予測法を確立し、熱特性実験によってデータベースを構築して理論値を修正し、圧電素子あるいはNC制御等による送り位置制御による熱変形補正システムを組合せて、加工域の相対変位を補正する方法は、補正精度も高く実際面でも有効であると思われる。

6. 結 言

機械モデルを製作して熱変形に影響の大きい箇所の温度測定値によって加工域の相対変位を予測する理論式を導出した。更に、圧電素子による熱変形補正システムを構築し、理論式で求めた相対変位の予測値を直前の実験値によって修正する補正方法を確立して補正実験を行なった。それらの結果、次のことが明らかとなった。

- (1) 機械モデルの熱変形に関する理論解析によって、補正係数 K_i および K_C は機械剛性および機械構成要素の配置に影響される値であって、特に拘束部材の取付位置による影響が大きい。そして、適正な拘束部材取付位置を選定することによって、加工域の相対変位の小さい工作機械構造設計が可能である。
- (2) 圧電素子による熱変形補正システムにおいて、工作機械の熱変形特性を実験によって求め、その実験値を用いて補正係数 K_i および K_C を連続的に修正することによって、熱源の温度が時間的に変化する場合でも高精度な熱変形補正が可能である。

終りに、1994年度の卒業研究として本研究の実験に当られた松本浩志君、廣澤英之君に厚くお礼申し上げます。

文 献

- 1) 片山剛之丞, 水落健治, 井上敏英, 寺谷忠郎: 圧電素子による工作機械の熱変形補正に関する研究——温度勾配による相対変位の予測——, 精密工学会誌, 56, 4 (1990) 673
- 2) 片山剛之丞, 水落健治, 井上敏英, 寺谷忠郎: 圧電素子による工作機械の熱変形補正に関する研究(第2報)——補正係数について——, 精密工学会誌, 57, 10 (1991) 1780
- 3) 竹内洋一郎: 熱応力, 日新出版, (1971) 9～10
- 4) 櫻井忠一: 新版材料力学, 産業図書, (1963) 155～157

要 旨：

本論文は、熱源の温度が時間的に変化する場合の工作機械の熱変形補正制御に関する実験的研究である。工作機械の熱変形による加工精度への影響を補正するために、機械構成部材に圧電素子を組込んだ機械モデルを製作し、熱変形補正システムを構築した。このシステムを用いて、次の手順で熱変形補正実験を行なった。まず、機械モデルの特定の2箇所表面温度 θ_A と θ_B および拘束部材の平均温度 θ_C の測定値によって、加工域の相対変位を $\delta = K_i(\theta_A - \theta_B) - K_C\theta_C$ [K_i および K_C は補正係数] と表わし、 K_i および K_C を求める計算式を導出した。ついで、この補正係数を用いて計算される加工域の相対変位と実験による相対変位との比較によって、補正係数を修正する係数を求めて熱変形補正実験を行なう手順を構築した。この補正方法によって実験を行なった結果、工作機械の熱源の温度が時間的に変化する場合でも高精度な熱変形補正が可能であることを確認した。