

기준물을 이용한 NC 공작기계의 오차규명 및 보상제어

김경돈*, 정성종**

Error Identification and Compensation for NC Machine Tools Using the Reference Artifact

Kyung-Don Kim* and Sung-Chong Chung**

Abstract

Methodology of volumetric error identification and compensation is presented to improve the accuracy of NC machine tools by using a reference artifact and a touch trigger probe. Homogeneous transformation matrix and kinematic chain are used for modeling the geometric and thermal errors of a three-axis vertical machining center. The reference artifact is designed and fabricated to identify the model parameters by machine tool metrology. Parameters in the error model are able to be identified and updated by direct measurement of the reference artifact on the machine tool under the actual conditions which include the thermal interactions of error sources. A volumetric error compensation system based on IBM/PC is linked with a FANUC CNC controller to compensate for the identified volumetric error in machining workspace.

Key Words : Homogeneous Transformation Matrix(동차변환행렬), Kinematic Chain(기구학적 연쇄), Parameter Identification(파라미터 규명), Reference Artifact(기준물), Touch Trigger Probe(접촉식 측정프로브), Volumetric Error Compensation(체적오차보상)

1. 서론

최근 자동차, 항공기, 공작기계, 가전제품, 반도체 등의 급속한 발전에 따라서 고정밀 부품가공에 대한 요구가 크게 증대되고 있다. 자동화 공작기계 특히 머시닝센터에서는 무인화 지향이 강력하게 요청되면서 장시간 사용에도

일정한 가공정도를 유지하는 것이 중요한 과제로 부각되고 있다. 가공정도를 저하시키는 주요한 원인으로 작용하는 것은 공작기계의 이송부분과 기계구조물의 형상부분에서 발생하는 기하학적인 오차와 공작기계의 발열이나 주위의 온도변화에 따라서 야기되는 열변형 오차 등이다. 이들은 공구와 공작물의 설치조건 및 가공조건을 적정하

* 한양대학교 대학원 기계설계학과
** 한양대학교 기계공학부

계 선정된 경우에도 전체 절삭공정에서 야기되는 가공 오차의 70% 정도를 점유한다.⁽¹⁾

고정도화를 실현하기 위한 방법으로는 가공오차의 발생 원인을 제거함으로써 공작정밀도 개선을 추구하는 오차 회피법(error avoidance method)과 가공 오차를 예측/규명하고 그 영향을 보상하는 오차 규명 및 보상 제어법(error identification & compensation method)이 있다.⁽²⁾

오차 회피법에 의한 연구로는 대칭설계, 열원분리, 재질 개선, 유체순환을 통한 냉각 등을 도입한 저열변위 공작기계의 설계나 항온실의 설계, 오일샤워법 등이 있다.⁽¹⁾⁻⁽³⁾ 그러나, 이러한 오차 회피법은 경제적인 측면에서 많은 비용을 요구하며 현재의 설계 및 생산기술의 한계로 인해 실용화에 어려움이 있는 것이 현실이다.

오차 규명 및 보상 제어법은 Donmez 등⁽⁴⁾이 NC선반에서 공작기계의 기구학적 오차 모형화와 열전대를 이용한 열변형 오차 규명을 통하여 보상 제어를 실시한 이후 많은 연구가 진행되고 있다.⁽⁵⁾⁻⁽⁹⁾ 공작기계의 기하학적 오차와 열변형 오차의 규명 및 보상 제어를 다룬 연구는 대부분 레이저 간섭계나 기구불바 등을 사용하고 있으며 열변형 오차의 예측/규명을 위해 열전대를 이용한 간접적인 측정법을 이용한다. 열전대를 이용한 공작기계 오차 규명 및 보상 제어는 실시간으로 공작기계의 오차를 추정할 수 있지만 다양한 가공조건, 기계상태, 주위환경의 변화에 적용할 수 있는 예측모델이 필요하기에 온도데이터에 의한 간접적인 측정방법보다는 현시점의 열변형 량을 직접적으로 측정할 후, 이를 제어하는 오프라인(off-line) 보상 제어법이 신뢰도가 높다.^(10,11)

본 연구에서는 공작기계의 기하학적 오차와 열변형 오차에 의한 체적오차(volumetric error)를 각 축의 오차특성을 나타낼 수 있는 동차변환행렬(homogeneous transformation matrix)을 이용한 기구학적 연쇄(kinematic chain)에 의해 수학적으로 모델링하고, 접촉식 측정프로브를 이용하여 NC 공작기계 상에서 오차모델 파라미터를 직접적인 방법으로 규명할 수 있는 기준물(reference artifact)의 창안과 측정법을 제안한다. 또한, 규명된 체적오차를 보상하기 위해 IBM/PC에 기반을 둔 체적오차 보상제어 시스템을 구현하고 이를 FANUC CNC와 연결한다. 제안된 기준물을 이용한 체적오차 규명 및 보상제어법은 레이저 간섭계나 비접촉 변위 센서를 이용하여 공작기계를 구성하는 각 기계요소의 변위를 측정하는 기존의 방법에 비해 많은 시간을 줄일 수 있으며 가공 조건에 따라 다른 응답 특성을 보이는 열변형 오차 원인들 사이의 열적 상호작용

(thermal interactions)을 포함할 수 있다.

2. 공작기계 체적오차 모델링

공작기계에서 발생하는 오차는 공작기계의 테이블, 새들, 칼럼 등과 같이 기구의 링크에 해당하는 형상변환요소에서 발생하는 형상오차와 공작기계의 이송부와 같이 기구의 조인트에 해당하는 조인트변환요소에서 발생하는 조인트오차로 나뉜다.

형상오차와 조인트오차를 수학적으로 표현할 수 있는 동차변환행렬을 이용하여 가공점에서의 위치벡터를 구하기 위해 Table 1과 같이 8개의 좌표축을 정의한다. Fig. 1은 3개의 이송축을 갖는 수직형 머시닝센터의 구조도로서 Table 1에 정의된 좌표계를 이용한 기구학적 연결기구를 보인 것이다. Fig. 1의 CS1-CS2, CS3-CS4, CS5-CS6, CS7-CS8은 형상변환요소 S_1, S_2, S_3, S_4 를 표현하고, CS2-

Table 1 Locations of local coordinate systems

Coordinate systems	Locations
CS1	Machine's workspace origin
CS2	Ball screw nut center of table
CS3	X-axis ball screw bearing center (rear)
CS4	Ball screw nut center of saddle
CS5	Y-axis ball screw bearing center (front)
CS6	Z-axis ball screw bearing center (rear)
CS7	Ball screw nut center of head
CS8	Tool grasp point

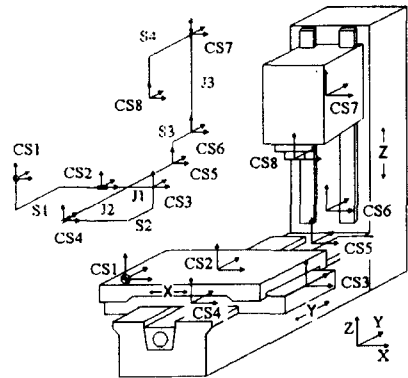


Fig. 1 Structural configuration of a three-axis vertical machining center

CS3, CS4-CS5, CS6-CS7은 조인트변환요소 J_1, J_2, J_3 를 표현한다.

본 연구에서는 형상변환요소의 각오차는 무시하고 각 축 방향의 열변형에 의한 병진변형 오차만이 존재한다고 가정하며, 조인트변환요소는 위치오차, 직각도오차에 의한 진직도오차, 열변형에 의한 선형 병진변형 오차를 가진다고 가정한다. 따라서 형상변환요소 S_1, S_2, S_3, S_4 와 조인트 변환요소 J_1, J_2, J_3 는 다음과 같이 표현된다.

$$[S_i]_{actual} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & a_i + \Delta a_i \\ 0 & 1 & 0 & b_i + \Delta b_i \\ 0 & 0 & 1 & c_i + \Delta c_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad i = 1, 2, 3, 4 \quad (1)$$

$$[J_1]_{actual} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & x(1 + P_1) + \delta_x(x) \\ 0 & 1 & 0 & PXYx \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$[J_2]_{actual} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & y(1 + P_2) + \delta_y(y) \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$[J_3]_{actual} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & PZXz \\ 0 & 1 & 0 & -PYZz \\ 0 & 0 & 1 & z(1 + P_3) + \delta_z(z) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4)$$

여기서, $\Delta a_i, \Delta b_i, \Delta c_i$ 는 각 형상변환요소의 열변형에 의한 병진변형 오차이며, PXY, PYZ, PZX 는 열변형에 의한 원인을 포함하는 X-Y, Y-Z, Z-X 축간의 직각도 오차이다. 또한, P_1, P_2, P_3 는 이송축의 선형열팽창을 모델링한 것이고 $\delta_x(x), \delta_y(y), \delta_z(z)$ 는 이송축의 위치오차를 의미한다.

공작기계 가공체적의 원점에 고정된 프로그래밍 좌표계를 나타내는 CS1 좌표계에 대한 공작물의 상대적인 위치는 식 (5)로 표현할 수 있다.

$$[W]_{actual} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & X + dX \\ 0 & 1 & 0 & Y + dY \\ 0 & 0 & 1 & Z + dZ \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5)$$

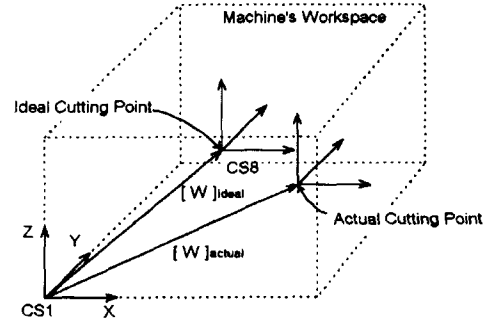


Fig. 2 Ideal and actual cutting point

여기서 X, Y, Z 는 CS1 좌표계에 대한 상대적인 좌표값으로 공작기계 가공체적내의 임의의 위치를 나타내며, dX, dY, dZ 는 그 임의의 위치에서의 각 축 방향 위치오차를 의미한다.

Fig. 2에 나타낸 바와 같이 스피들 좌표계(CS8)의 원점과 프로그래밍 좌표계(CS1)에서 공작물 상의 가공점을 일치시켜 페루프를 구성하면 기구학적 연쇄에 의해 식 (6)이 성립한다.

$$[W]_{actual} = [S_1 J_1 S_2 J_2 S_3 J_3 S_4]_{actual} \quad (6)$$

공작기계를 구성하는 형상변환요소와 조인트변환요소가 오차를 가지지 않는 이상적인 경우,

$$[W]_{ideal} = [S_1 J_1 S_2 J_2 S_3 J_3 S_4]_{ideal} \quad (7)$$

이 성립하며, 이로부터 공작기계 가공체적내의 임의의 위치는 식 (8)과 같이 조인트변환요소의 변위와 형상변환요소의 공칭치수로 표현된다.

$$\begin{aligned} X &= x + \sum_{i=1}^4 a_i \\ Y &= y + \sum_{i=1}^4 b_i \\ Z &= z + \sum_{i=1}^4 c_i \end{aligned} \quad (8)$$

따라서 식 (8)을 식 (6)에 대입하고 가공체적내의 임의의 위치에서 각 축 방향의 위치오차를 구하면

$$\begin{aligned}
 dX &= \delta_x(x) + \sum \Delta a_i + P_1x + PZXz \\
 dY &= \delta_y(y) + \sum \Delta b_i + P_2y + PXYx - PYZz \\
 dZ &= \delta_z(z) + \sum \Delta c_i + P_3z
 \end{aligned} \quad (9)$$

이 된다.

3. 오차모델 파라미터의 규명

식 (9)의 오차모델 파라미터 중에서 각 축의 위치오차인 $\delta_x(x)$, $\delta_y(y)$, $\delta_z(z)$ 는 레이저 간섭계나 스텝게이지(step gauge) 등을 이용하여 규명할 수 있지만 각 축간의 직각도나 열변형 오차의 규명은 쉽지 않다.

본 연구에서는 열변형에 의한 원인을 포함하는 직각도 오차인 PXY, PYZ, PZX 와 열변형 오차인 $\sum \Delta a_i, \sum \Delta b_i,$

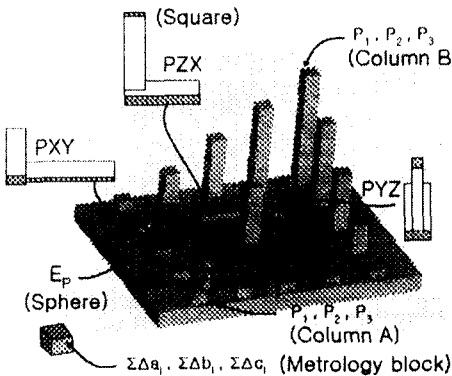


Fig. 3 Designed reference artifact



Fig. 4 Artifact calibration by CMM

$\sum \Delta c_i$ 와 P_1, P_2, P_3 의 규명을 위해 Fig. 3과 같은 기준물을 고안/제작하고 접촉식 측정프로브를 이용하여 공작기계 상에서 이를 측정함으로써 오차모델 파라미터를 규명한다.

접촉식 측정프로브를 이용하여 공작기계 가공체적내의 체적오차를 규명하기 위해 고안/제작된 기준물은 $450 \times 350 \times 225\text{mm}$ 의 크기로 17개의 기둥들(columns)과 진구, 직각자 등으로 구성되어 있으며 각 형상들의 정보(geometry information)는 Fig. 4에 나타난 바와 같이 3차원 좌표측정기에서 보정(calibration)하여 공작기계 상에서의 측정시 기준으로 삼았다. 또한, 주위온도의 변화 등에 따른 기준물의 변형을 막기위해 기준물의 재질은 인바(invar : $0.5 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$)를 사용하였다.

3.1 PXY, PYZ, PZX의 규명

오차모델 파라미터 PXY, PYZ, PZX 는 Fig. 3에 나타난 바와 같이 규명하고자 하는 파라미터에 따라 직각자의 자세를 달리하여 기준물에 장착하고 이를 측정함으로써 규명한다.

Fig. 5는 PXY 의 규명을 위한 측정 개략도이다. 공작기계의 X축과 Y축이 각각 α_1 와 β_1 만큼 기울어져 있으며 직각자도 정확하게 90° 라고 할 수 없기 때문에 각각 δ_1 과 δ_2 만큼 기울어져 있다고 가정한다. XY 평면상에 놓인 직각자를 측정하기 위한 측정위치를 $A(a_1, y, z), B(a_2, y, z), C(x, b_1, z), D(x, b_2, z)$ 로 주었을 때 실제 X축은 X' 을 따라 이동하며 Y축은 Y' 을 따라 이동한다. 따라서 직각자와 측정점의 실질적인 접촉위치는 $A'(a_1, y_1', z), B'(a_2, y_2', z), C'(x_1', b_1, z), D'(x_2', b_2, z)$ 이 된다.

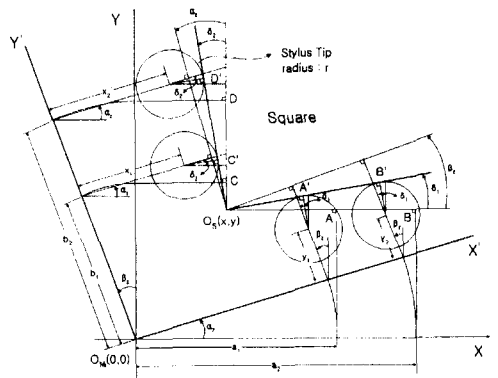


Fig. 5 Probing diagram for square

여기서 x'_1, x'_2, y'_1, y'_2 은 직각자와 측정침의 접촉으로 인해 얻어지는 X좌표값과 Y좌표값으로, 이송축을 따라 이동하는 반경 r 인 측정침과 직각자와의 기하학적 관계에 의해 식 (10)~(13)으로 유도될 수 있다.

$$x'_1 = \frac{x + b_1 \sin \beta_2 + (y - b_1 \cos \beta_2) \tan \delta_2 - \frac{r}{\cos \delta_2}}{\sin \alpha_2 \tan \delta_2 + \cos \alpha_2} \quad (10)$$

$$x'_2 = \frac{x + b_2 \sin \beta_2 + (y - b_2 \cos \beta_2) \tan \delta_2 - \frac{r}{\cos \delta_2}}{\sin \alpha_2 \tan \delta_2 + \cos \alpha_2} \quad (11)$$

$$y'_1 = \frac{y - a_1 \sin \alpha_2 - (x - a_1 \cos \alpha_2) \tan \delta_1 - \frac{r}{\cos \delta_1}}{\sin \beta_2 \tan \delta_1 + \cos \beta_2} \quad (12)$$

$$y'_2 = \frac{y - a_2 \sin \alpha_2 - (x - a_2 \cos \alpha_2) \tan \delta_1 - \frac{r}{\cos \delta_1}}{\sin \beta_2 \tan \delta_1 + \cos \beta_2} \quad (13)$$

식 (10)~(13)의 각변위 오차 $\alpha_2, \beta_2, \delta_1, \delta_2$ 는 매우 미소하므로 미소각 근사(small-angle approximation)를 적용하여 X축과 Y축간의 직각도 오차인 PXY 를 유도하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} PXY &= \beta_2 - \alpha_2 \\ &= \frac{x'_2 - x'_1}{b_2 - b_1} + \frac{y'_2 - y'_1}{a_2 - a_1} + (\delta_2 - \delta_1) \end{aligned} \quad (14)$$

식 (14)의 $\delta_2 - \delta_1$ 은 직각자의 직각도 오차로서 3차원 좌표측정기에서의 보정값이다.

PYZ 와 PZX 는 Y축과 Z축이 β_x 와 γ_x , X축과 Z축이 α_y 와 γ_y 만큼 기울어져 있다고 가정하고 PXY 를 유도하는 방법과 동일한 방법을 적용하면 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned} PYZ &= \beta_x - \gamma_x \\ &= \frac{z'_2 - z'_1}{b_2 - b_1} - \frac{y'_2 - y'_1}{c_2 - c_1} + (\delta_2 - \delta_1) \end{aligned} \quad (15)$$

$$\begin{aligned} PZX &= \alpha_y - \gamma_y \\ &= \frac{z'_2 - z'_1}{a_2 - a_1} + \frac{x'_2 - x'_1}{c_2 - c_1} + (\delta_2 - \delta_1) \end{aligned} \quad (16)$$

따라서 접촉식 측정프로브에 의한 직각자의 측정결과와 3차원 좌표측정기에서의 보정값을 식 (14)~(16)에 대입

함으로써 공작기계의 직각도 오차를 규명한다.

3.2 $\sum \Delta a_i, \sum \Delta b_i, \sum \Delta c_i$ 의 규명

열변형으로 인한 프로그래밍 좌표계 원점의 각 축 방향 변형을 의미하는 $\sum \Delta a_i, \sum \Delta b_i, \sum \Delta c_i$ 는 Fig. 3에 나타난 측정블록(metrology block)을 공작기계 가공체적의 원점과 가장 가까운 테이블 상에 고정하고 접촉식 측정프로브를 이용하여 열변형 발생전후의 위치 변화량을 측정함으로써 규명한다.

Fig. 6은 측정블록에 공작물 좌표계(work coordinate system)를 설정함으로써 열변형으로 인한 측정블록의 위치 변화량을 측정하기 위한 개략도이다. 측정블록의 XY, XZ, YZ 평면마다 9점을 측정하여 식 (17)과 같은 평면의 방정식을 도출한다.

$$\begin{aligned} i_1 x + j_1 y + k_1 z &= l_1 \\ i_2 x + j_2 y + k_2 z &= l_2 \\ i_3 x + j_3 y + k_3 z &= l_3 \end{aligned} \quad (17)$$

여기서 $(i_r, j_r, k_r)_{r=1,2,3}$ 는 각 평면의 법선벡터이며 i_r 는 가공체적의 원점에서 평면에 이르는 최단거리이다. 측정블록에 설정된 공작물 좌표계의 원점 O_w 는 세 평면의 교점으로 식 (18)에 의해 결정된다.

$$\begin{bmatrix} p_x \\ p_y \\ p_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_1 & j_1 & k_1 \\ i_2 & j_2 & k_2 \\ i_3 & j_3 & k_3 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} l_1 \\ l_2 \\ l_3 \end{bmatrix} \quad (18)$$

공작물 좌표계 Z축의 방향벡터 a 는 첫 번째 평면의 법선벡터이며, 첫 번째 평면과 두 번째 평면의 교선의 방향

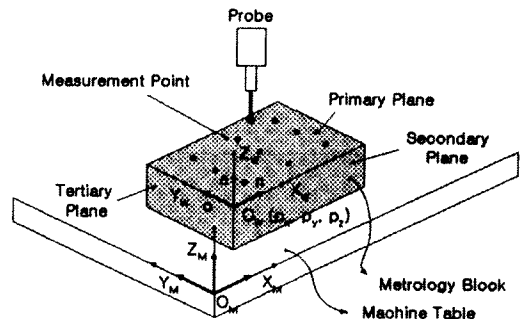


Fig. 6 Metrology block for thermal drift identification

을 X축 방향벡터 n 으로 설정하고 Z축 및 X축과 직교하며 원점을 지나는 직선을 Y축의 방향벡터 o 로 설정하면 측정블록에 설정된 공작물 좌표계에서의 위치벡터 P_M 는 가공체적의 원점에 고정된 프로그래밍 좌표계에서 식 (19)로 표현된다.

$$P_M = {}^M H_W P_W$$

$$= \begin{bmatrix} n_x & o_x & a_x & p_x \\ n_y & o_y & a_y & p_y \\ n_z & o_z & a_z & p_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix} \quad (19)$$

형상변환요소의 열변형에 의한 병진변형 오차인 오차모델 파라미터 $\sum \Delta a_i, \sum \Delta b_i, \sum \Delta c_i$ 는 측정블록에 설정된 공작물 좌표계 원점의 변화량이므로 식 (20)으로 표현된다.

$$\begin{aligned} \sum \Delta a_i &= p'_x - p_x \\ \sum \Delta b_i &= p'_y - p_y \\ \sum \Delta c_i &= p'_z - p_z \end{aligned} \quad (20)$$

여기서 p_x, p_y, p_z 와 p'_x, p'_y, p'_z 는 각각 열변형 발생전과 발생후 측정블록에 설정한 공작물 좌표계의 원점이다.

3.3 P_1, P_2, P_3 의 규명

오차모델 파라미터 P_1, P_2, P_3 는 열변형 발생전후에 공작기계의 테이블 상에 기준물을 장착하고 Fig. 3에 나타난 기준물의 두 기둥 A와 B의 상대적인 위치 변화량을 공작기계 상에서 측정함으로써 규명한다.

Fig. 7은 각 이송축의 선형열팽창으로 인한 기준물의 두 기둥 A와 B의 상대적인 위치 변화량을 측정하기 위한 개략도이다. 프로그래밍 좌표계에 대한 기둥 A에 설정된 공작물 좌표계의 동차변환행렬 ${}^M H_A$ 와 기둥 A에 대한 기둥 B의 상대적인 위치벡터 ${}^A P_B = [x \ y \ z \ 1]^T$ 는 열변형 발생전에 기준물의 두 기둥 A와 B를 측정한 후, 3.2절에 서술한 바와 같이 공작물 좌표계를 설정하고 3.1절에서 규명된 직각도 오차에 의한 직각도 오차를 보상함으로써 구할 수 있다.

열변형 발생후에 기준물을 공작기계의 테이블에 다시 장착하고 직각자와 기준물의 두 기둥을 측정하면 기둥 A에 설정된 공작물 좌표계의 동차변환행렬은 기준물의 장착오차로 인해 ${}^M H_A$ 이 되고 기둥 A에 대한 기둥 B의 상

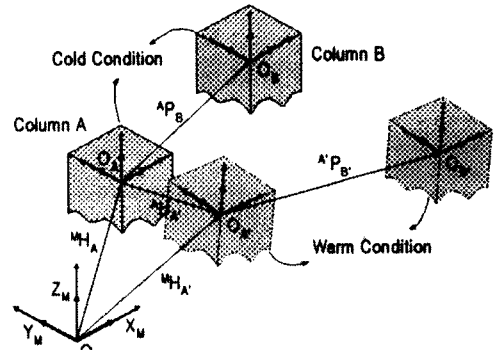


Fig. 7 Relative deviation of two columns

대적인 위치벡터는 직각자의 측정으로 새로이 규명된 직각도 오차에 의한 직각도 오차를 보상하면 기준물의 장착 오차와 각 이송축의 선형열변형으로 인해 ${}^A P_B = [x' \ y' \ z' \ 1]^T$ 이 된다.

기준물의 장착오차를 보상하기 위해 열변형 발생전의 기둥 A에 설정된 공작물 좌표계를 열변형 발생후의 기둥 A에 설정된 공작물 좌표계로 변환시키면 ${}^A P_B$ 는 열변형 발생후의 기둥 A에 설정된 공작물 좌표계에서는 식 (21)로 표현된다.

$${}^A H_{A'} \cdot {}^A P_B \quad (21)$$

여기서 ${}^A H_{A'}$ 은 기준물의 장착오차로 인해 기둥 A에 설정된 공작물 좌표계의 원점 및 자세의 변화로서 식 (22)로 표현된다.

$${}^A H_{A'} = {}^M H_A^{-1} \cdot {}^M H_{A'} \quad (22)$$

따라서 각 이송축의 선형열변형으로 인한 기둥 B의 기둥 A에 대한 상대적인 위치변화는

$$\begin{aligned} E_T &= {}^A P_B - {}^A H_{A'} \cdot {}^A P_B \\ &= [E_{TX} \ E_{TY} \ E_{TZ} \ 0]^T \end{aligned} \quad (23)$$

이며 오차모델 파라미터 P_1, P_2, P_3 는 식 (24)로 표현된다.

$$\begin{aligned} P_1 &= E_{TX} / x \\ P_2 &= E_{TY} / y \\ P_3 &= E_{TZ} / z \end{aligned} \quad (24)$$

4. 체적오차 보상제어

상기의 방법에 의해 규명된 체적오차를 보상하기 위해 IBM/PC에 기반을 둔 체적오차 보상제어 시스템을 구현하고 이를 FANUC CNC와 연결한다. Fig. 8은 체적오차 보상제어를 위한 시스템의 개략도이다.

공작기계 체적오차 모델인 식 (9)에 나타낸 바와 같이 가공체적내의 임의의 위치에서 각 축 방향의 위치오차를 구하기 위해서는 그 임의의 위치에 대한 정보를 필요로 한다. 따라서 체적오차 보상제어 시스템은 공작기계의 각 축에 부착된 리니어 스케일로부터의 신호를 좌표값으로 환산하는 카운터 보드(YS 7400H, Yoi Auto System Co., Ltd.)를 포함하고 있다. 카운터 보드로부터 읽혀진 위치정보는 3장에 서술된 방법에 의해 규명된 체적오차 모델에 대입되며, 체적오차 모델로부터 연산된 보상량은 펄스로 변환되어 디지털 인터페이스 보드(PIO-12, Kelthley MetraByte corp.)를 통해 CNC의 콘트롤 유닛(control unit)으로 전달된다. CNC는 디지털 인터페이스 보드로부터 전달된 보상량을 수동핸들 이송개입(manual handle interruption)으로 인식하고 이를 각 축의 서보모터로 전달한다.

개발된 체적오차 보상제어 시스템은 공작기계 이송도중 매 10ms마다 카운터 보드로부터 좌표값을 추출하고 보상량을 산출하여 CNC로 전달한다. 따라서 공작기계는 이송도중 현재의 위치를 보상량만큼 수정하며 이동한다. 내/외부 열원에 의한 공작기계의 상태변화에 따른 체적오차 모델의 신뢰도 저하를 줄이기 위해서는 체적오차 모델의 주기적인 업데이트가 필요하며, 이를 위해 개발된 시스템은 기준물의 측정데이터를 받아들이기 위한 DNC 모듈과 이를 해석하기 위한 체적오차 규명 모듈을 포함하고 있다.

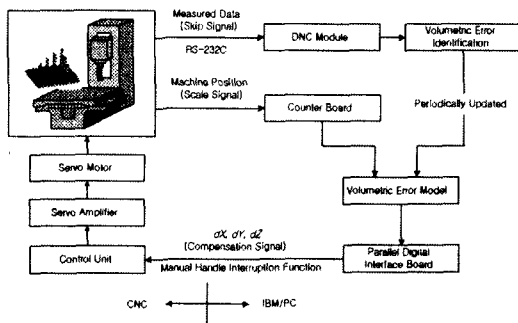


Fig. 8 Schematic diagram for volumetric error compensation system

5. 실험 및 고찰

직각자의 자세를 달리하여 기준물에 장착하고 열변형 발생전의 정상상태에서 3.1절에 서술한 바와 같이 오차모델 파라미터 PXY, PYZ, PZX 를 규명하고 그 결과를 Table 2에 나타내었다. 직각자 측정시 랜덤오차의 영향을 최대한 줄이기 위해 측정값 $x_1', x_2', y_1', y_2', z_1', z_2'$ 은 15번의 반복측정을 통한 평균값을 선택했으며 랜덤오차(random errors)에 의해 측정값이 정규분포 한다고 가정할 때 각 측정값의 표준편차의 최대값은 $2\mu\text{m}$ 이었다. 또한, 열변형으로 인한 오차의 영향을 배제하기 위해 주위온도를 표준온도로 고정하고 공작기계를 워업(warm up)하여 정상상태에 이르게 한 후 실험을 수행하였다.

Table 2에 나타낸 실험결과로부터 수직형 머시닝센터의 Y축을 기준으로 X축의 직각도는 $0.003\text{mm} / 760\text{mm}$ 로 매우 우수하지만 Y축을 기준으로 Z축의 직각도는 $0.037\text{mm} / 500\text{mm}$ 로 다소 떨어짐을 알 수 있다. 규명된 직각도 오차 모델 파라미터의 검증을 위해 기준물의 17개 기둥을 측정하고 직각도 오차 보상전과 후의 각 기둥의 위치오차를 비교하였다. Fig. 9는 CMM에서의 보정값을 기준으로 17개 기둥의 각 축 방향 위치오차를 나타낸 것이다. Fig. 10은 직각도 오차를 보상한 후, 기둥들의 각 축 방향 위치오차를 나타낸 것이다. 규명된 직각도 오차의 보상효과를 가장 확실히 볼 수 있는 곳은 Fig. 9~10에 표시한 ㉓와 ㉔로써 각각 기준물의 오른쪽과 왼쪽에 있는 5개씩의 기둥들이다. 이들은 Z축 높이의 차이로 인해 PZX 와 PYZ 의 영향을 가장 많이 받으며 직각도 오차의 보상효과로 위치오차의 범위가 각각 $11.4\mu\text{m}$ 에서 $6.2\mu\text{m}$ 으로 $12.4\mu\text{m}$ 에서 $2.2\mu\text{m}$ 으로 줄었음을 알 수 있다.

공작기계의 스피들 회전과 각 축의 직선왕복운동을 통해 열변형 오차를 유발시키고 3장에 서술한 바와 같이 직각도 오차인 PXY, PYZ, PZX 와 프로그래밍 좌표계 원점의 각 축 방향 변형인 $\sum \Delta a_i, \sum \Delta b_i, \sum \Delta c_i$, 그리고 각 이송축의 선형열팽창을 나타내는 P_1, P_2, P_3 를 규명하

Table 2 Squariness errors of machine tool

Items	Value (rad)
$\delta_2 - \delta_1$	0.000017
PXY	0.000004
PYZ	0.000073
PZX	-0.000034

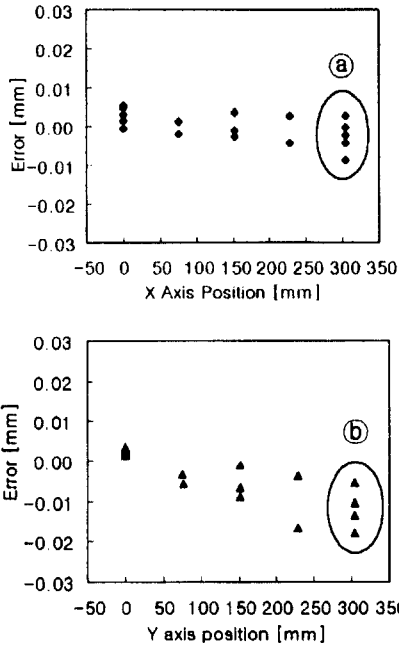


Fig. 9 Measured position errors of columns

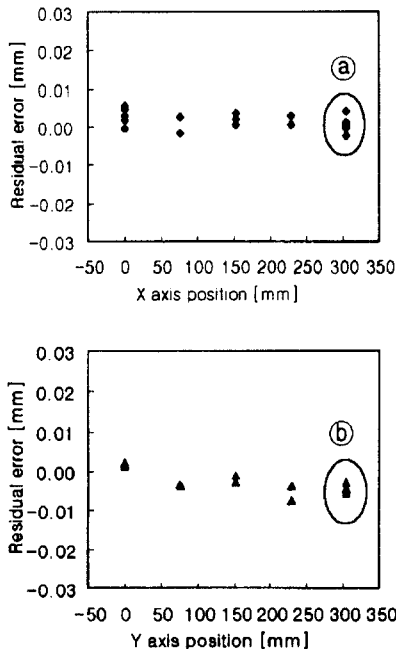


Fig. 10 Residual position errors of columns after compensation of squareness errors

는 실험을 수행하였다. 스펀들과 각 축간의 열적 상호작용을 포함하는 보다 일반적인 상황을 만들기 위해 3000rpm의 스펀들 회전과 동시에 각 축을 6m/min의 이송속도로 이송시키며 매 시간 마다 Fig. 3에 나타낸 측정블록, 직각자, 그리고 기둥 A와 B를 측정하여 오차모델 파라미터를 산출하였다. 측정에 소요되는 시간은 8분 27초였다. 열변형 실험시의 주위온도는 표준온도로 고정하였으며 공작기계의 워업을 통한 정상상태 도달이후 동일한 조건하에 실험을 7회 반복하고 매 실험마다의 오차모델 파라미터의 규명 결과를 Fig. 11~13에 나타내었다.

측정블록, 직각자, 그리고 기준물의 두기둥 A, B의 측정값의 표준편차는 2 μ m 이내였다. 이는 열변형 발생전의 직각도 오차 규명 실험에서와 같은 수준으로 주어진 실험조건 이외에 다른 외란의 영향(예를들면 주위온도의 변화)을 받지 않았다는 것을 의미한다.

주어진 실험조건에 있어서 형상변환요소의 열적 거동에 그 원인을 두고있는 직각도 오차의 변화는 Fig. 11에 나

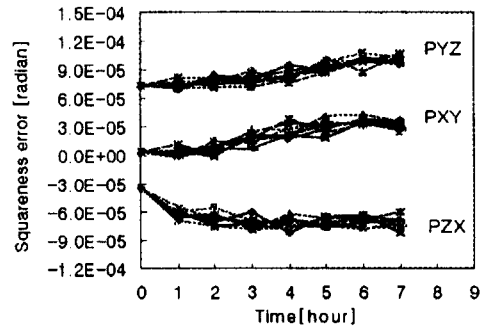


Fig. 11 Identified values of squareness errors

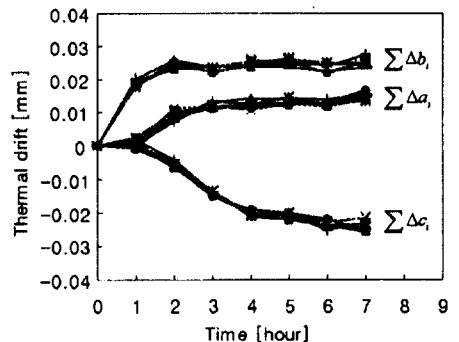


Fig. 12 Identified values of thermal drifts

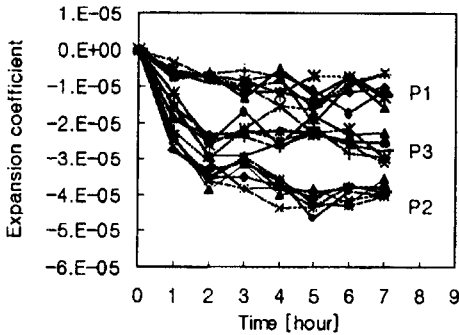


Fig. 13 Identified values of thermal expansions

타낸 바와 같이 PXY와 PYZ가 각각 0.3E-5과 7.3E-5에서 3.2E-5과 9.9E-5으로 증가하며, PZX는 -3.4E-5에서 -7.2E-5으로 감소하고 있다. 이는 Y축을 기준으로 X축의 직각도 오차는 0.003mm / 760mm에서 0.024mm / 760mm로, Y축을 기준으로 Z축의 직각도 오차는 0.037mm / 500mm에서 0.050mm / 500mm로 증가하며 X축을 기준으로 Z축의 직각도 오차는 -0.017mm / 500mm에서 -0.036mm / 500mm로 증가함을 의미한다.

가공체적의 원점인 프로그래밍 좌표계 원점은 Fig. 12에 나타난 바와 같이 X축 방향으로 13 μ m, Y축 방향으로 25 μ m, Z축 방향으로 -23 μ m 변화함을 알 수 있으며, 각 이송축의 선형열팽창 계수는 Fig. 13에 나타난 바와 같이 P₁, P₂, P₃가 각각 -1.0E-5, -4.0E-5, -2.5E-5로써 760×430×500mm의 가공체적을 고려하면 각 축 방향으로 8 μ m, 17 μ m, 13 μ m의 열팽창을 의미한다.

개발된 체적오차 규명 및 보상제어법의 검증을 위해 레이저 간섭계(HP10768A, Hewlett-Packard Co., Ltd.)를 이용하여 ANSI/ASME B.5에 명기된 가공체적의 대각선 방향으로의 위치오차를 평가하였으며 이를 Fig. 14에 나타내었다. 레이저 간섭계에 의한 대각선 방향의 위치오차 측정은 공작기계를 워업하여 정상상태에 이르게 한 후와 공작기계의 스핀들 회전과 각 축의 직선왕복운동을 통해 열변형 오차를 유발한 후에 수행되었다. 또한, 각각의 경우에 있어서 제안된 방법에 의한 체적오차 규명 및 보상효과를 확인하기 위해 체적오차 보상전과 보상후의 위치오차를 측정하였다. Fig. 14로부터 대각선 방향의 위치오차 정밀도(positioning accuracy)는 체적오차 보상효과로 인해 공작기계의 워업에 의한 정상상태에서는 22 μ m에서 10 μ m으로 향상되었으며, 스핀들 회전과 각 축의 직선왕복운동에 의한 열변형 오차 유발 후에는 45 μ m에서 10 μ m으로 향상되었음을 알 수 있다.

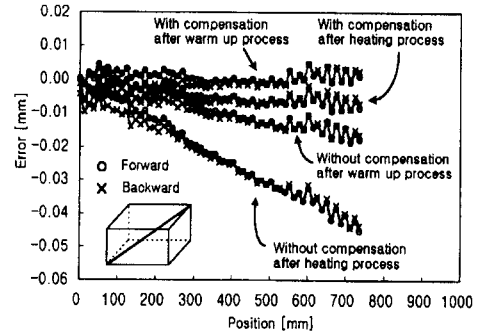


Fig. 14 Compensation results of positioning errors along diagonal direction in machining workspace

6. 결론

접촉식 측정프로브와 기준물을 이용한 NC 공작기계의 오차규명 및 보상제어법을 연구함으로써 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 기하학적 오차와 열변형 오차에 의한 체적오차를 동차변환행렬을 이용한 기구학적 연쇄에 의해 수학적 으로 모델링하였다.
- (2) 접촉식 측정프로브를 이용하여 NC 공작기계 상에서 오차모델 파라미터를 직접적인 방법으로 규명할 수 있는 기준물의 창안과 측정법을 제안하고 실험을 통해 제안된 방법의 효율성을 검증하였다.
- (3) 규명된 체적오차를 보상하기 위해 IBM/PC에 기반을 둔 체적오차 보상제어 시스템을 구현하고 이를 FANUC CNC와 연결하였으며, 레이저 간섭계에 의한 대각선 방향의 위치오차 측정실험을 통해 보상 효과를 검증하였다.
- (4) 제안된 방법은 NC 공작기계의 체적오차를 규명하기 위해 레이저 간섭계나 비접촉 변위 센서를 이용하여 기계요소 각각의 변위를 측정하는 기존의 방법에 비해 오차 규명 시간을 대폭 줄일 수 있으며, 이로 인해 모델의 업데이트가 간편하다.
- (5) 제안된 방법은 가공 조건에 따라 다른 응답특성을 보이는 열변형 오차 원인들 사이의 열적 상호작용을 포함할 수 있으므로 보다 실질적인 상황에서의 열변형 오차측정 및 해석이 가능하다.

후 기

본 연구는 1998년도 한국학술진흥재단의 과학기술기초중점연구지원으로 수행되었습니다.

참 고 문 헌

- (1) J. B. Bryan, 1990, "International Status of Thermal Error Research(1990)", *Annals of CIRP*, Vol. 39, No. 2, pp. 645~656.
- (2) J. S. Chen, J. X. Yuan, J. Ni and S. M. Wu, 1993, "Real-time Compensation for Time-variant Volumetric Errors on a Machining Center", *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 115, pp. 472~479.
- (3) M. Weck, P. Mckeown, R. Bonse and U. Herbst, 1995, "Reduction and Compensation of Thermal Errors in Machine Tools", *Annals of the CIRP*, Vol. 44, No. 2, pp. 589~598.
- (4) M. A. Donmez, D. S. Blomquist, R. J. Hocken. C. R. Liu, and M. M. Barash, 1986, "A General Methodology for Machine Tool Accuracy Enhancement by Error Compensation", *Precision Engineering*, Vol. 8, pp. 187~195.
- (5) P. M. Ferreira and C. R. Liu, 1993, "A Method for Estimating and Compensating Quasistatic Errors of Machine Tools", *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 115, No. 11, pp. 149~159.
- (6) J. Ni, 1997, "CNC Machine Accuracy Enhancement Through Real-Time Error Compensation", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 119, No. 11, pp. 717~725.
- (7) Y. Kakino, Y. Ihara and Y. Nakatsu, 1986, "A Study on the Motion Accuracy of NC Machine Tools (2nd Report) -Diagnosis of Motion Error Origins by Using Double Ball Bar Test-, *Transactions of the JSPE*, Vol. 52, No. 10, pp. 1739~1745.
- (8) M. Matsuo, T. Yasui and T. Inamura, 1991, "A Method of Thermal Displacement Compensation for Machining Center by Temperatures Measured on the Machine", *Transactions of the JSPE*, Vol. 57, No. 3, pp. 550~555.
- (9) A. K. Srivastava, S. C. Veldhuis and M. A. Elbestawit, 1994, "Modelling Geometric and Thermal Errors In a Five-axis CNC Machine Tool", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 35, No. 9, pp. 1321~1337.
- (10) K. F. Eman, 1986, "A New Approach to Form Accuracy Control in Machining", *International Journal of Production Research*, Vol. 24, No. 4, pp. 825~838.
- (11) S. C. Chung and K. D. Kim, 1999, "Design and Analysis of 2½ Dimensional Measurement and Inspection System on the Machine Tool", *Transactions of NAMRI/SME*, Vol. 27, pp. 281~286.