

기준물을 이용한 NC 공작기계의 체적오차 규명

김 경 돈*, 정 성 종**
(1999년 11월 30일 접수)

Volumetric Error Identification for NC Machine Tools Using the Reference Artifact

Kyung-Don Kim and Sung-Chong Chung

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

Abstract

Methodology of volumetric error identification 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. The proposed method can speed up and simplify volumetric error identification processes.

1. 서 론

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 기계구조

물의 형상부분에서 발생하는 기하학적인 오차와 공작기계의 발열이나 주위의 온도변화에 따라서 야기되는 열변형 오차 등이다. 이들은 공구와 공작물의 설치조건 및 가공조건을 적정하게 선정한 경우에도 전체 절삭공정에서 야기되는 가공 오차의 70% 정도를 점유한다.⁽¹⁾

고정도화를 실현하기 위한 방법으로는 가공오차의 발생원인을 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, 열원 분리, 재질개선, 유체순환을 통한 냉각 등을 도입한 저열변위 공작기계의 설계나 항온실의 설계, 오일샤워법 등이 있다.^(1~3) 그러나, 이러한 오차

* 한양대학교 대학원 기계설계학과

** 회원, 한양대학교 기계공학부

E-mail : chung@email.hanyang.ac.kr

TEL : (02)2290-0444 FAX : (02)2298-4634

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 기구볼바 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 적응할 수 있는 예측모델이 필요하기에 온도데이터에 의한 간접적인 측정방법보다는 현시점의 열변형량을 직접적으로 측정한 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, NC 공작기계 상에서 접촉식 측정프로브를 이용하여 체적오차 모델의 파라미터를 신속하게 규명하기 위한 기준물(reference artifact)의 창안과 온머신(on-machine) 측정법을 제안한다.

제안된 방법은 레이저 간섭계나 비접촉 변위 센서를 이용하여 공작기계를 구성하는 각 기계요소의 변위를 측정하는 기존의 방법에 비해 많은 시간을 줄일 수 있으며 가공 조건에 따라 다른 응답특성을 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.

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

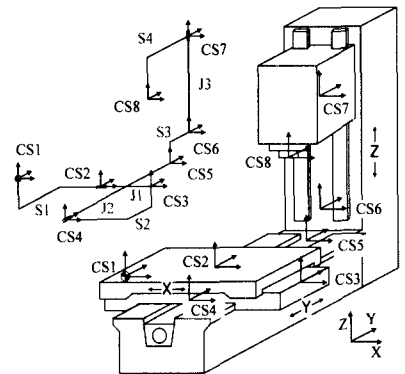


Fig. 1 Structural configuration of a three-axis vertical machining center

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-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 조인트변환요소 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.

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

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.

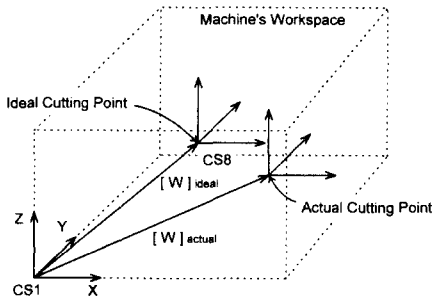


Fig. 2 Ideal and actual cutting point

Fig. 2에 나타난 바와 같이 스피들 좌표계(CS8)의 원점과 프로그래밍 좌표계(CS1)에서 공작물상의 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

$$\begin{aligned} dX &= \delta_x(x) + \sum \Delta a_i + P_1 x + PZXz \\ dY &= \delta_y(y) + \sum \Delta b_i + P_2 y + PXYx - PYZz \\ dZ &= \delta_z(z) + \sum \Delta c_i + P_3 z \end{aligned} \quad (9)$$

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 $\sum \Delta a_i, \sum \Delta b_i, \sum \Delta c_i$ 와 P_1, P_2, P_3 의 규명을 위해 Fig. 3과 같은 기준물을 고안/제작하고 접촉식 측

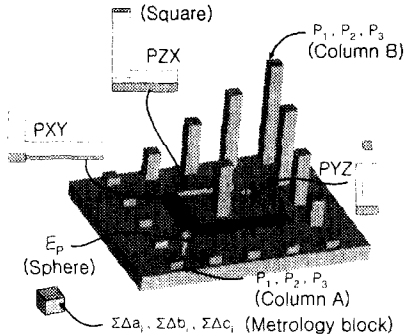


Fig. 3 Designed reference artifact

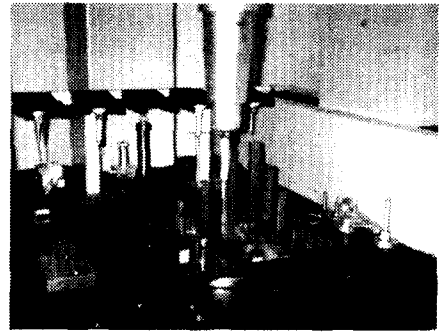


Fig. 4 Artifact calibration by CMM

정프로브를 이용하여 공작기계 상에서 이를 측정함으로써 오차모델 파라미터를 규명한다.

접촉식 측정프로브를 이용하여 공작기계 가공체적내의 체적오차를 규명하기 위해 고안/제작된 기준물은 450×350×225mm의 크기로 17개의 기둥들(columns)과 진구(sphere), 직각자(square), 측정블록(metrology block)으로 구성되어 있으며 재질은 주위온도의 변화 등에 따른 기준물의 변형을 막기 위해 저열팽창 재질인 인바($invar: 0.5 \times 10^{-6} K^{-1}$)를 사용하였다. 기준물의 형상정보(geometry information)는 Fig. 4에 나타낸 바와 같이 3차원 좌표 측정기(Carl Zeiss, UPMC-850, $U1=1.2+L/400\mu m$, $U3=1.7+L/300\mu m$)에서 보정(calibration)하여 공작기계 상에서의 측정시 기준으로 삼았다. 3차원 좌표 측정기에서의 기준물 보정은 기술표준원(ATS)의 숙련된 오퍼레이터에 의해 수행되었으며 측정점들로부터 각 기둥의 위치나 기둥을 구성하는 세 평면의 평면도 등과 같은 기준물의 형상정보 추출을 위해 좌표측정기에서 제공하는 소프트웨어를 이용하였다. 즉, 측정블록, 기둥 A와 B를 구성하는 세 평면(X, Y, Z)을 25×25mm의 측정영역 내에서 9점을 측정하여 평면으로 핏팅(fitting)하고 핏팅된 세 평면의 교차점을 구함으로써 각 기둥의 위치정보를 추출하였다. 세 평면의 평면도는 핏팅된 평면과 측정점들과의 최대편차로 정의된다. 직각자의 측정은 직각자의 두 면(X, Y)을 따라 153점과 77점을 측정하여 두 선(line)으로 핏팅하고 두 선이 이루는 각도로부터 직각자의 직각도 오차를 보정하였다. 직각자의 진직도 오차는 핏팅된 선과 측정점들과의 최대편차로 정의된다. 측정점과 접촉하는 세 평면의 평면도나 직각자의 진직도 등과 같은 형상오차는 좌표측정기나 공작

Table 2 Form errors of the artifact

Items	Form errors (μm)	
Metrology block	Flatness (X/Y/Z)	1.4 / 0.2 / 0.2
	Straightness (X/Y)	1.7 / 0.5
Column A	Flatness (X/Y/Z)	0.1 / 0.9 / 0.5
Column B	Flatness (X/Y/Z)	0.9 / 2.0 / 0.2

기계에서의 기준물 측정시 측정값에 영향을 줄 수 있으므로 보다 정밀한 면 정밀도가 요구된다. 본 연구에서 고안/제작된 기준물의 측정면은 모두 연삭가공된 면으로 좌표측정기에서의 형상오차 측정결과를 Table 2와 같다.

3.1 PXY, PYZ, PZX의 규명

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

공작기계 상에서의 직각자 측정시 측정결과에 영향을 미치는 인자는 공작기계나 직각자의 직각도 오차 이외에 공작기계 각 축의 진직도 오차, 직각자의 진직도 오차, 공작기계의 반복정밀도 등이 있다. Fig. 5는 공작기계의 Y축과 Z축간의 직각도 오차 규명을 위해 직각자를 장착하고(Fig. 3 참조) 접촉식 측정프로브를 이용하여 5mm 간격으로 직각자의 장편과 단편인 두 면(X, Y)을 측정한 결과이다. Fig. 5에 나타낸 바와 같이 공작기계 상에서의 직각자 측정결과는 추세선인 일차

직선에서 크게 벗어나지 않고 있다. 이는 직각자의 측정결과에 영향을 줄 수 있는 공작기계와 직각자의 직각도 오차가 공작기계나 직각자의 직각도 오차에 비해 무시할 수 있을 만큼 작은 값을 가지고 있음을 의미한다. Fig. 5에 나타낸 바와 같이 직각자를 구성하는 두 면에 고루 분포하는 점들을 측정하고 이를 직선으로 피팅하여 두 직선간의 각도로부터 공작기계의 직각도 오차를 규명하는 방법은 공작기계나 직각자의 직각도 오차 이외의 요인들이 직각자의 측정결과에 미치는 영향을 제거함으로써 공작기계의 직각도 오차를 보다 정밀하게 규명할 수는 있으나, 다수의 측정점

들을 필요로 하기에 공작기계의 직각도 오차를 신속하게 규명하기에는 부적합하다. Fig. 5의 레이블(label)은 직각자의 두 면에 분포하는 측정데이터의 개수를 줄였을 때 피팅된 두 직선간의 기울기차를 비교한 것이다. 직각자의 장편인 X축 39점, 단편인 Y축 23점을 측정할 경우와 직각자의 직각을 구성하는 두 면의 양 끝단인 X축 2점, Y축 2점을 측정할 경우, 피팅된 두 직선간의 기울기차를 비교하면 그 차이는 0.0000013 (0.65 μ m/500mm)에 불과하다.

이상의 결과를 바탕으로 본 절에서는 직각자의 직각을 구성하는 두 면의 양 끝단인 4점만을 측정함으로써 열변형으로 인한 공작기계 각 축간의 직각도 오차를 신속하게 규명할 수 있는 방법을 제안한다. 4점 측정시, 공작기계나 직각자의 직각도 오차 이외의 오차 요인들이 직각자의 측정값에 미치는 영향을 줄이기 위해서는 직각자의 각면에 존재하는 두 점의 간격을 최대한 넓게 선택해야 하며 각 점의 측정값은 3번 이상의 반복측정에 의한 평균값을 선택해야 한다.

Fig. 6은 PXY의 규명을 위한 측정개략도이다. 공작기계의 X축과 Y축이 각각 α_2 와 β_2 만큼 기울어져 있으며 직각자도 정확하게 90° 라고 할

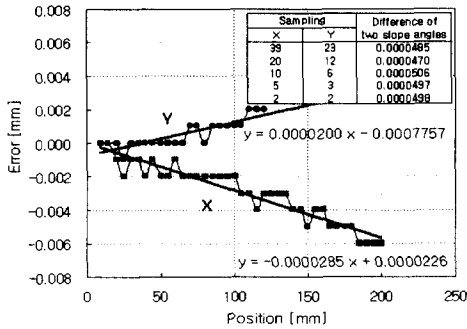


Fig. 5 Example for square measurement

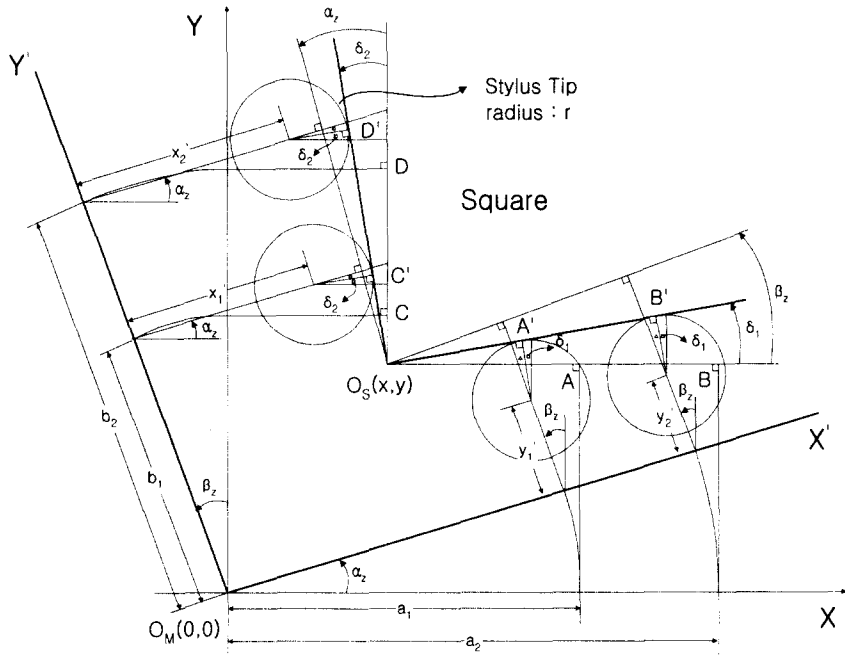


Fig. 6 Probing diagram for square

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 측정침의 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. 여기서 x_1' , x_2' , y_1' , y_2' 은 직각자와 측정침의 접촉으로 인해 얻어지는 X 좌표값과 Y 좌표값으로, 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 $\alpha_x, \beta_x, \delta_1, \delta_2$ 는 매우 미소하므로 미소각 근사(small-angle approximation)를 적용하여 X축과 Y축간의 직각도 오차인 PXY를 유도하면 다음과 같다.

$$PXY = \beta_2 - \alpha_2 = \frac{x_2' - x_1'}{b_2 - b_1} + \frac{y_2' - y_1'}{a_2 - a_1} + (\delta_2 - \delta_1) \quad (14)$$

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

PYZ와 PZX는 Y축과 Z축이 β_x 와 γ_x , X축과 Z축이 α_y 와 γ_y 만큼 기울어져 있다고 가정하고 PXY를 유도하는 방법과 동일한 방법을 적용하면 다음과 같이 된다.

$$PYZ = \beta_x - \gamma_x = -\frac{z_2' - z_1'}{b_2 - b_1} - \frac{y_2' - y_1'}{c_2 - c_1} + (\delta_2 - \delta_1) \quad (15)$$

$$PZX = \alpha_y - \gamma_y = \frac{z_2' - z_1'}{a_2 - a_1} + \frac{x_2' - x_1'}{c_2 - c_1} + (\delta_2 - \delta_1) \quad (16)$$

따라서 접촉식 측정프로브에 의한 직각자의 측정결과와 3차원 좌표측정기에서의 보정값을 식 (14)~(16)에 대입함으로써 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 각축 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. 7은 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 $(i_i, j_i, k_i)_{i=1,2,3}$ 는 각 평면의 법선벡터이며 l_i 는 가공체적의 원점에서 평면에 이르는 최단거리이다. 측정블록에 설정된 공작물 좌표계의

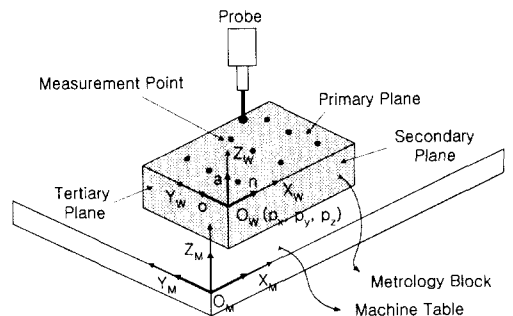


Fig. 7 Metrology block for thermal drift identification

원점 O_w 는 세 평면의 교점으로 식 (18)에 의해 결정된다.

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

공작물 좌표계 Z축의 방향벡터 \mathbf{a} 는 첫 번째 평면의 법선벡터이며, 첫 번째 평면과 두 번째 평면의 교선의 방향을 X축 방향벡터 \mathbf{n} 으로 설정하고 Z축 및 X축과 직교하며 원점을 지나는 직선을 Y축의 방향벡터 \mathbf{o} 로 설정하면 측정블록에 설정된 공작물 좌표계에서의 위치벡터 \mathbf{P}_w 는 가공체적의 원점에 고정된 프로그래밍 좌표계에서 식 (19)로 표현된다.

$$\begin{aligned} \mathbf{P}_m &= {}^M H_w \mathbf{P}_w \\ &= \begin{bmatrix} n_x & o_x & a_x & d_x \\ n_y & o_y & a_y & d_y \\ n_z & o_z & a_z & d_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (19)$$

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.

$$\begin{aligned} \sum \Delta a_i &= d_x' - d_x \\ \sum \Delta b_i &= d_y' - d_y \\ \sum \Delta c_i &= d_z' - d_z \end{aligned} \quad (20)$$

여기서 d_x, d_y, d_z 와 d_x', d_y', d_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 발생전 후에 공작기계의 테이블 상에 기준물을 장착하고 Fig. 3에 나타낸 기준물의 두 기둥 A와 B의 상대적인 위치 변화량을 공작기계 상에서 측정함으로써 규명한다.

Fig. 8은 각 이송축의 선형열팽창으로 인한 기준물의 두 기둥 A와 B의 상대적인 위치 변화량을 측정하기 위한 개략도이다. 프로그래밍 좌표

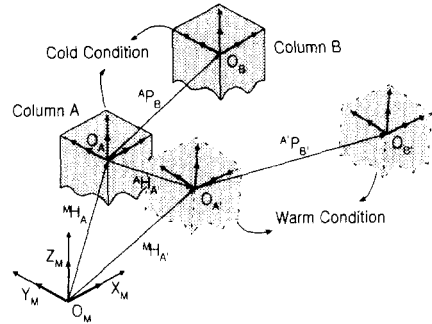


Fig. 8 Relative deviation of two columns

계에 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 측정 한 후, 3.2절에 서술한 바와 같이 공작물 좌표계를 설정하고 3.1절에서 규명된 직각도 오차에 의한 진직도 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 상대적인 위치벡터는 직각자의 측정으로 새로이 규명된 직각도 오차에 의한 진직도 오차를 보상하면 기준물의 장착오차와 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

$$E_T = {}^A P_B - {}^A H_A {}^A P_B \quad (23)$$

$$= [E_{TX} \ E_{TY} \ E_{TZ} \ 0]^T$$

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

$$P_1 = E_{TX} / x$$

$$P_2 = E_{TY} / y \quad (24)$$

$$P_3 = E_{TZ} / z$$

4. 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 3에 나타내었다. 직각자 측정시 우연오차(random errors)의 영향을 최대한 줄이기 위해 측정값 $x_1', x_2', y_1', y_2', z_1', z_2'$ 은 15번의 반복측정을 통한 평균값을 선택했으며 우연오차에 의해 측정값이 정규분포 한다고 가정할 때 각 측정값의 표준편차의 최대값은 2 μ m이었다. 또한, 열변형으로 인한 오차의 영향을 배제하기 위해 주위온도를 표준온도로 고정하고 공작기계를 워업(warm up)하여 정상상태에 이르게 한 후 실험을 수행하였다.

Table 3에 나타낸 실험결과로부터 수직형 머시닝센터의 Y축을 기준으로 X축의 직각도는 0.003 mm / 760mm로 매우 우수하지만 Y축을 기준으로 Z축의 직각도는 0.037mm / 500mm로 다소 떨어짐을 알 수 있다.

규명된 직각도 오차모델 파라미터의 검증을 위해 기준물의 17개 기둥을 측정하고 직각도 오차 보상전과 후의 각 기둥의 위치오차를 비교하였

Table 3 Squareness errors of machine tool

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

다. 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 ①과 ②로써 각각 기준물의 오른쪽과 왼쪽에 있는 5개씩의 기둥들이다. 이들은 Z축 높이 차이로 인해 PZX와 PYZ

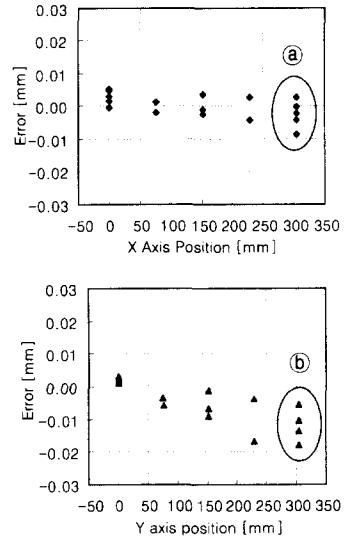


Fig. 9 Measured position errors of columns

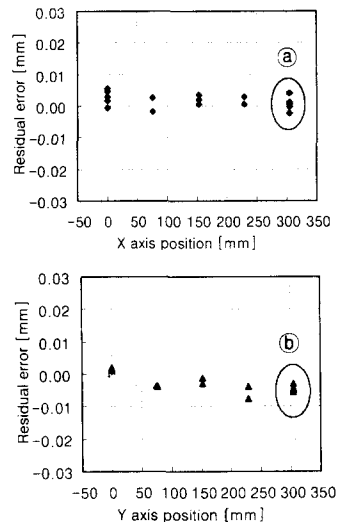


Fig. 10 Residual position errors of columns after compensation of squareness errors

의 영향을 가장 많이 받으며 직각도 오차의 보상 효과로 위치오차의 범위가 각각 11.4 μm 에서 6.2 μm 으로 12.4 μm 에서 2.2 μm 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 규명하는 실험을 수행하였다. 스피들과 각 축간의 열적 상호작용을 포함하는 보다 일반적인 상황을 만들기 위해 3000rpm의 스피들 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 μm 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 나타낸 바와 같이 PXY 와 PYZ 가 각각 0.3E-5과 7.3E-5에서 3.2E-5과 9.9E-5으로 증가하며, PZX 는 -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 나타낸 바와 같이 X축 방향으로 13 μm , Y축 방향으로 25 μm , Z축 방향으로 -23 μm 변화함을 알 수 있으며, 각 이송축의 선형열팽창 계수는 Fig. 13에 나타낸 바와 같이 P_1 , P_2 , P_3 가 각각 -1.0E-5, -4.0E-5, -2.5E-5로써 760 \times 430 \times 500mm의

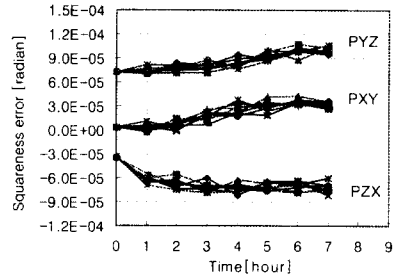


Fig. 11 Identified values of squares errors

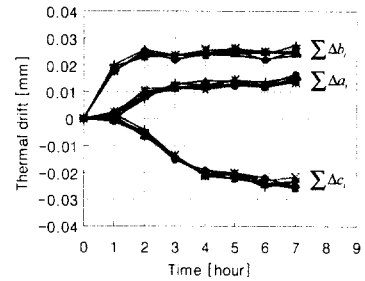


Fig. 12 Identified values of thermal drifts

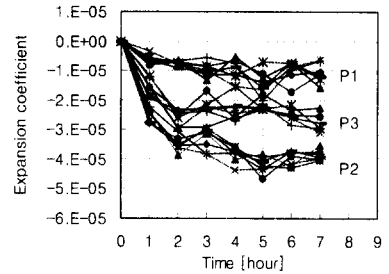


Fig. 13 Identified values of thermal expansions

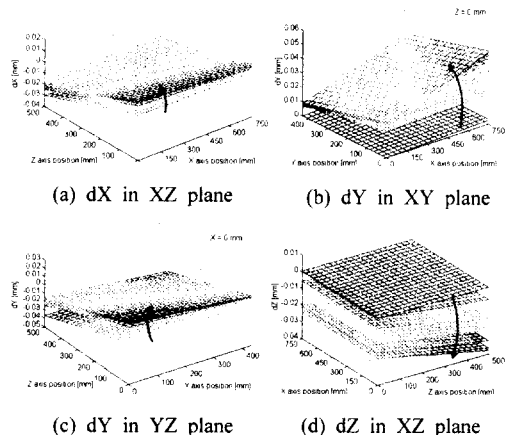


Fig. 14 Variation of volumetric errors according to the experimental conditions

가공체적을 고려하면 각 축 방향으로 8 μ m, 17 μ m, 13 μ m의 열팽창을 의미한다. Fig. 11~13의 오차규명 결과와 공작기계 가공체적내의 임의의 위치에서의 체적오차 모델인 식 (9)를 이용하여 공작기계의 발열에 따른 매 시간마다의 체적오차 변화를 Fig. 14에 나타내었다.

5. 결 론

접촉식 측정프로브와 기준물을 이용한 NC 공작기계의 체적오차 규명법을 연구함으로써 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 기하학적 오차와 열변형 오차에 의한 체적 오차를 동차변환행렬을 이용한 기구학적 연쇄에 의해 수학적으로 모델링하였다.
- (2) 접촉식 측정프로브를 이용하여 NC 공작기계 상에서 오차모델 파라미터를 직접적인 방법으로 신속하게 규명할 수 있는 기준물의 창안과 측정법을 제안하고 실험을 통해 제안된 방법의 효율성을 검증하였다.
- (3) 제안된 방법은 NC 공작기계의 체적오차 규명을 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.
- (4) 제안된 방법은 가공 조건에 따라 다른 응답 특성을 보이는 열변형 오차 원인들 사이의 열적 상호작용을 포함할 수 있으므로 보다 실질적인 상황에서의 열변형 오차측정 및 해석이 가능하다.

후 기

본 연구는 2000년 한양대학교 교내연구비 지원으로 수행되었습니다.

참고문헌

- (1) Bryan, J. B., 1990, "International Status of Thermal Error Research(1990)," *Annals of CIRP*, Vol. 39, No. 2, pp. 645~656.
- (2) Chen, J. S., Yuan, J. X., Ni, J. and Wu, S. M., 1993, "Real-time Compensation for Time-variant Volumetric Errors on a Machining Center," *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 115, pp. 472~479.
- (3) Weck, M., Mckeown, P., Bonse, R. and Herbst, U., 1995, "Reduction and Compensation of Thermal Errors in Machine Tools," *Annals of the CIRP*, Vol. 44, No. 2, pp. 589~598.
- (4) Donmez, M. A., Blomquist, D. S., Hocken. R. J., Liu, C. R. and Barash, M. M., 1986, "A General Methodology for Machine Tool Accuracy Enhancement by Error Compensation," *Precision Engineering*, Vol. 8, pp. 187~195.
- (5) Ferreira, P. M. and Liu, C. R., 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) Ni, J., 1997, "CNC Machine Accuracy Enhancement Through Real-Time Error Compensation," *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 119, No. 11, pp. 717~725.
- (7) Kakino, Y., Ihara, Y. and Nakatsu, Y., 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) Matsuo, M., Yasui, T. and Inamura, T., 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) Srivastava, A. K., Veldhuis, S. C. and Elbestawit, M. A., 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) Eman, K. F., 1986, "A New Approach to Form Accuracy Control in Machining," *International Journal of Production Research*, Vol. 24, No. 4, pp. 825~838.
- (11) Chung, S. C. and Kim, K. D., 1999, "Design and Analysis of 2½ Dimensional Measurement and Inspection System on the Machine Tool," *Transactions of NAMRI/SME*, Vol. 27, pp. 281~286.