

<論 文>

볼 엔드 밀에 의한 곡면가공의 절삭력 예측에 관한 연구

박 희 덕* · 양 민 양**

(1989년 2월 14일 접수)

A Study on the Prediction of Cutting Force in Ball-End Milling Process

Hee Duk Park and Min Yang Yang

Key Words : Ball-End Mill(볼 엔드 밀), Tool Geometry(공구형상), Cutting Force(절삭력), Oblique Cutting(3차원 절삭)

Abstract

Owing to the development of CNC machine tools and automatic programing software, the milling process with ball-end mill has become the most widely used process where three-dimensional precision machining is important. In this study, the ball-end milling process has been analyzed and a cutting force model has been developed to predict the cutting force acting on the ball-end mill on given machining conditions. The development of the model is based on the analysis of geometry of a ball-end mill and the oblique cutting process. The cutting edges of ball-end mills are considered as a series of infinitesimal elements and the geometry of the cutting edge element is analyzed to calculate the necessary constants used for the anaysis of the oblique cutting process assuming each cutting edge element is straight. The oblique cutting process in the small cutting edge element has been analyzed as orthogonal cutting process in the plane containing the cutting velocity vector and chip-flow vector. Hence, with the orthogonal cutting data obtained from orthogonal turning test, the cutting forces can be predicted through the model. The predicted cutting forces have shown a fairly good agreement with the test results in various plane cutting conditions.

기 호 설 명

- | | |
|--|---|
| <p>ΔA_c : 미소절삭날에서 고려한 가공전 칩 단면적 (mm²)</p> <p>d_e : $V-V_c$ 평면에서 고려한 유효절삭깊이 (mm)</p> <p>ΔF_r : 미소절삭날에 작용하는 절삭력의 합력 (kgf)</p> <p>$\Delta F_a, \Delta F_b, \Delta F_c$: ΔF_r의 $a-b-c$ 좌표계에 대한 분력 (kgf)</p> | <p>$\Delta F_x, \Delta F_y, \Delta F_z$: ΔF_r의 $x-y-z$ 좌표계에 대한 분력 (kgf)</p> <p>$\Delta F_X, \Delta F_Y, \Delta F_Z$: ΔF_r의 $X-Y-Z$ 좌표계에 대한 분력 (kgf)</p> <p>f_c : $a-b-c$ 좌표계에서 x 방향으로 고려한 이송량(mm/tooth)</p> <p>f_e : $V-V_c$ 평면에서 고려한 유효이송량(mm/tooth)</p> <p>f_m : 공구일회전에 대한 절삭날당 최대이송량 (mm/tooth)</p> <p>f_x : $x-y-z$ 좌표계에서 c 방향으로 고려한 이송량(mm/tooth)</p> |
|--|---|

*대전기계창

**정회원, 한국과학기술원 생산공학과

i	: 절삭날 경사각(degree)
V	: 절삭속도(m/min)
V_c	: 칩유출속도(m/min)
α_n	: 직각경사각(normal rake angle)
α_e	: 유효경사각(effective rake angle)
β	: 경사면에서의 마찰각(degree)
γ	: 미소절삭날과 절삭속도 벡터로서 이루어지는 평면과 $V-V_c$ 평면 사이의 각
η_c	: 칩유출각(chip flow angle)
ξ	: $a-b-c$ 좌표계의 $x-y-z$ 좌표계에 대한 y 축을 회전중심으로 한 회전각
τ_s	: 전단강도(kgf/mm ²)
ϕ	: 전단각(degree)
ψ	: $X-Y-Z$ 좌표계에서 X 축에 대한 공구회전각

1. 서 론

최근 CNC 공작기계 및 자동 프로그래밍 소프트웨어의 개발과 발달로 금형 및 항공기 부품 등의 3차원 자유곡면가공이 가능해지고 있다. 이러한 자유곡면가공에 주로 사용되는 공구는 볼 엔드 밀로서 가공의 정밀성 및 가공능률을 높이기 위하여 공구재료와 절삭날의 형태가 다양한 여러 종류의 볼 엔드 밀이 개발, 제작되어 사용되고 있다. 볼 엔드 밀을 이용하여 금형 등의 3차원 형상을 가공함에 있어서 가공물의 정밀도에 영향을 미치는 요소 중에는 절삭력에 의한 공구의 휨이 큰 비중을 차지한다. 그러나 가공물 형상의 복잡성에서 기인되는 정확한 절삭조건 예측근단과 함께 볼 엔드 밀 가공공정 해석의 부정확성 때문에 적절한 절삭조건을 부여하지 못하고 대부분 경험에 의존하는 수가 많으며 실제적으로 모든 가공공정에서 가공조건은 상당히 과소하게 주어지고 있다. 이로 인하여 생산성이 저하되는 물론, 때로는 잘못 부여된 절삭조건으로 제품의 정밀도를 저하시키는 경우도 있다. 볼 엔드 밀의 설계 및 개발의 관점에서 볼 때에도 절삭날의 분포, 경사면의 형태에 따라 절삭현상이 달라지는 현상을 규명함으로써 가공물의 재질, 공구의 재질에 따라 이상적인 공구의 설계가 가능할 것이다. 그러나 다양한 형태의 볼 엔드 밀에 대하여 절삭현상을 규명하고 절삭조건에 따른 절삭력을 예측하기 위한 절삭기구의 해석은 지금까지 많이 수행되지 않았으며 주로 절삭실험을 통한 절삭력측정 및 절

삭성능평가가 이루어지고 있는 정도이다.

따라서 볼 엔드 밀에 의한 가공공정에서 가공조건선택 및 새로운 볼 엔드 밀 개발에 따르는 절삭성능평가 등을 위해서는 절삭현상을 규명하고 절삭기구해석을 통한 절삭력 예측이 중요한 과제로 되고 있다.

기존의 밀링가공 절삭력 예측을 위한 연구를 보면, Tlustý⁽¹⁾ 등에 의해 엔드 밀 절삭에서의 절삭기구해석 및 절삭력 모델을 통한 절삭성 예측이 있었으며 Devor⁽²⁾ 등은 미소절삭날 개념을 이용하여 절삭전 칩의 단면과 실험계수를 통하여 절삭력을 산출하는 방법을 제시하였다. 이 외에도 Shirase⁽³⁾ 등이 3차원 절삭이론을 이용하여 엔드 밀의 절삭력을 구하는 방법을 제시하고 있다. 볼 엔드 밀에 대한 연구로서는 Hosoi⁽⁴⁾ 등이 평면 경사면 공구와 나선형 절삭날 공구에 대한 상향밀링과 하향밀링의 절삭력을 비교 연구하였으며 국내에서는 박 등이⁽⁵⁾ 3차원 절삭이론과 실험계수를 이용하여 원추팁 볼 엔드 밀에 대한 절삭력 해석이 있는 정도이다. Kishinami⁽⁶⁻⁸⁾ 는 원추형 팁을 사용하는 드로우어 웨이형의 초경공구에서 절삭속도성분과 절삭작용각(cutting action angle)을 구하고, 절삭력의 변화에 대한 실험식을 세워, 실제 실험결과와 비교하였다. Aoyama⁽⁹⁾는 타원형 볼 엔드 밀을 개발하여 절삭력과 칩 형태의 분석을 하였으며, 칩 제거와 공구를 재연삭하여 정밀도를 유지하는데 잇점이 있다고 보고하고 있다.

본 연구에서는 볼 엔드 밀 절삭실험을 통하지 않고 일반적인 선삭가공 등에서 쉽게 구할 수 있는 2차원 절삭 데이터를 이용하여 볼 엔드 밀의 기하학적 형상 및 절삭조건이 주어졌을 때 모든 볼 엔드 밀 가공에서의 절삭기구를 해석하고 절삭력 모델을 구하고자 한다. 이를 위하여 볼 엔드 밀의 기하학적 특성 및 절삭조건 등을 분석하고, 미소절삭날 개념을 이용하여 각 미소절삭날에 2차원 절삭 데이터를 이용한 3차원 절삭해석방법을 적용하여 미소 절삭력을 구하고 이들의 합력으로서 절삭력을 계산한다.

2. 이론해석

2.1 절삭력 모델

볼 엔드 밀의 절삭날은 구면 위에 분포하는 임의의 형태를 취할 수 있으며 공구의 재질, 용도 및

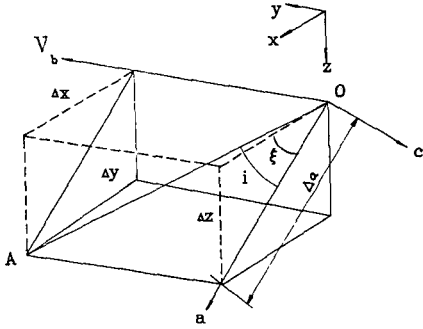


Fig. 1 Cutting edge element

절삭성능 등을 고려하여 여러 가지 다양한 볼 엔드 밀의 설계가 가능하다.

볼 엔드 밀은 구 부분과 엔드 밀 부분으로 구분되는데 엔드 밀 부분은 일반 엔드 밀과 같은 형상이고, 구 부분은 설계 및 가공방법에 따라 많은 차이가 있다.

구 부분의 경사면(rake face)의 형태에 따라 크게 두 가지로 구분되는데, 하나는 경사면이 평면인 경우이고 다른 하나는 곡면인 경우이다.

본 연구에서는 공구제작상 간편하며 국내에서 많이 사용되고 있는 평면경사면 볼 엔드 밀을 대상으로 하였는데 절삭날을 미소요소로 나누어 각 미소 절삭날은 직선으로 가정하였으며, 절삭날 및 경사각의 공간상의 분포에 대한 정보를 이용하여 Fig. 1과 같이 모든 미소절삭날에 대해 절삭날 경사각 i 및 절삭력 해석에 필요한 경사각인 유효경사각 등을 계산한다. 이 방법을 적용하기 위해서는 칩유출각을 알아야 하는데 Stabler의 실험적 결과인 칩유출각이 절삭날 경사각 i 와 같다는 가정을 사용한다.

직각경사각이 15°인 공구에 대하여 절삭날의 모든 점에서 i 및 α_e 를 구하여, 절삭날을 따라 이들의 변화를 그리면 Fig. 2와 같다.

각 미소절삭날에서 발생하는 3차원 절삭현상을 해석하기 위하여 2차원 절삭현상을 해석하는 방법을 확장하여 이용하는 에너지 방법(energy method)⁽¹⁰⁾, 슬립 라인 방법(slip-line method) 등과 실험적인 방법으로 각 상수들 간의 관계를 구하는 Stabler, Granovskii, Pankin, Glebov 등의 방법 등이 제안되고 있으나⁽¹¹⁾, 본 연구에서는 Kirk⁽¹²⁾, Shirase⁽⁹⁾ 등이 선삭과 엔드 밀링 과정에 대해 그 타당성을 입증하고 있는 방법으로서 3차원 절삭과

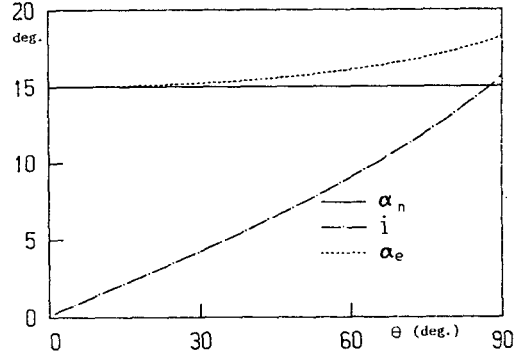


Fig. 2 Variation of inclination angle i , normal rake angle α_n , and effective rake angle α_e in plane rake faced ball end mill

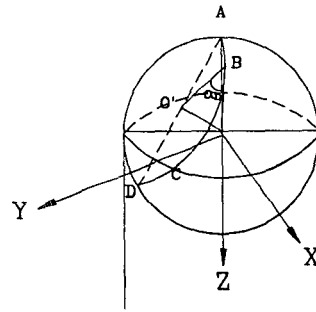


Fig. 3 Plane rake faced ball end mill

정이 2차원 절삭으로 이루어진다고 가정할 수 있는 평면, 즉 절삭속도와 칩유출속도로서 이루어지는 평면내에서 2차원 절삭이론을 적용하여 절삭력을 구하고 좌표변환을 통하여 원하는 방향의 절삭력을 구하는 방법을 채택하였다.

이를 위하여 공간상에 고정된 X, Y, Z 좌표계를 Fig. 3과 같이 하였으며 미소절삭날의 절삭각들을 정의하기 위한 좌표계 x, y, z 및 3차원 절삭이론 적용을 위한 a, b, c 좌표계를 Fig. 1과 같이 정하였다. 절삭날 해석에 필요한 ξ 는 Fig. 1로부터

$$\tan \xi = \frac{\Delta z}{\Delta x} \quad (1)$$

로 주어진다.

미소절삭날의 3차원 절삭과정을 a, b, c 좌표계에 대해 보면 Fig. 4와 같이 나타낼 수 있다. Fig. 4에서 미소절삭날은 OA이며 경사면은 OABC로 표현되어 있다. 여기서 절삭속도 V 및 칩유출속도 V_c 로서 이루어지는 평면에 대해 2차원 절삭이론을 적용하여 미소절삭날 OA에 작용하는 절삭력

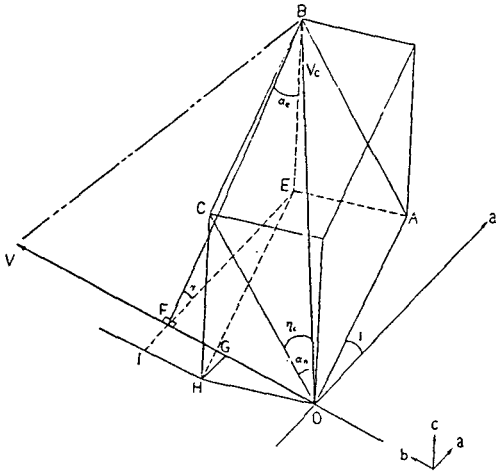


Fig. 4 3 dimensional cutting in a, b, c coordinate

ΔF_r 을 구하면,

$$\Delta F_r = \frac{\tau_s \Delta A_c}{\sin \phi \cos(\phi + \beta - \alpha_e)} \quad (2)$$

로서 표현될 수 있다. ΔA_c 는 다시,

$$\Delta A_c = f_e \times d_e \quad (3)$$

로 주어지는데 f_e, d_e 는 $V-V_c$ 평면에서 고려한 이송량 및 절삭깊이로서 다음과 같이 고려할 수 있다.

등가절삭깊이는 절삭에 관여하는 미소절삭날의 길이를 $V-V_c$ 평면에 수직방향으로 고려한 값으로서 a, b, c 좌표계에 대해 a 방향으로의 미소절삭날의 길이 Δa 를 이용하여 등가절삭깊이를 표현하면,

$$d_e = \Delta a \sin \gamma \quad (4)$$

로서 주어지며, 여기서 Δa 는 Fig. 1로부터,

$$\Delta a = \sqrt{\Delta x^2 + \Delta z^2} \quad (5)$$

이고, γ 는 Fig. 4로부터 다음과 같이 주어진다.

$$\begin{aligned} \cos \gamma &= \frac{FE}{BF} = \frac{EI - GH}{BF} \\ &= \frac{OB(\sin \eta_c \cos i - \cos \eta_c \sin \alpha_n \sin i)}{OB \cos \alpha_e} \\ &= \frac{(\sin \eta_c \cos i - \cos \eta_c \sin \alpha_n \sin i)}{\cos \alpha_e} \quad (6) \end{aligned}$$

여기서 다시 Stabler의 가정 $\eta_c = i$ 를 이용하면,

$$\cos \gamma = \frac{\sin i \cos i (1 - \sin \alpha_n)}{\cos \alpha_e} \quad (7)$$

으로서 γ 를 규정할 수 있다.

밀링가공에 의한 절삭과정 중 공구는 회전운동과 함께 직선운동을 동시에 하기 때문에 임의의 미소

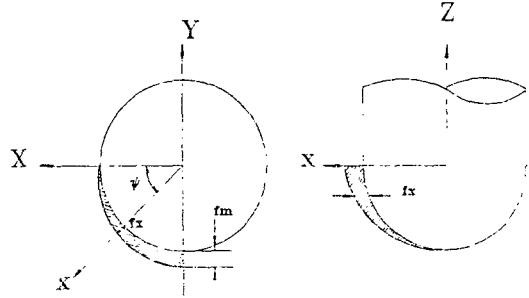


Fig. 5 Feed in x direction at rotation angle

절삭날에 대해 정확한 공구경로와 이에 따르는 이송량을 산출하는 것은 매우 복잡하다. 절삭속도가 공구이송량보다 충분히 클 경우 공구가 한 회전하는 동안은 Fig. 5와 같이 정지회전으로 가정할 수 있으며 회전각도 ϕ 에서 공구축 방향(Z 축)에 수직 방향으로의 이송량 즉 이동좌표계 x, y, z 에서 x 방향의 이송량 f_x 를

$$f_x = f_m \sin \phi \quad (8)$$

로 나타내면 실제이송량을 충분한 정확성을 가지고 간략히 표현할 수 있다⁽¹⁾. 여기서 f_m 은 날당 최대 이송량을 나타낸다. f_x 에 대해 $V-V_c$ 평면에서 고려해야 되는 등가이송량을 구하기 위해 우선 f_x 를 c 방향에서 고려한 이송량 f_c 로 표현하면,

$$f_c = f_x \sin \xi \quad (9)$$

로 되며 이를 다시 $V-V_c$ 평면에서 고려한 등가이송량 f_e 로서 구하면,

$$f_e = \frac{f_c}{\sin \gamma} \quad (10)$$

로 나타낼 수 있으므로 결국 등가이송량 f_e 는

$$f_e = \frac{f_m \sin \phi \sin \xi}{\sin \gamma} \quad (11)$$

로서 주어진다.

이제 등가절삭깊이와 등가이송량을 계산하였으므로 2차원 절삭 데이터인 τ_s, ϕ, β 를 이용하면 미소절삭날에 작용하는 절삭력을 식 (2)로부터 구할 수 있다. Fig. 6과 같이 절삭력 ΔF_r 을 a, b, c 좌표계에 대해 각 분력으로 구하면,

$$\begin{aligned} \Delta F_a &= \Delta F_r \sin(\beta - \alpha_e) \cos \gamma \\ \Delta F_b &= \Delta F_r \cos(\beta - \alpha_e) \\ \Delta F_c &= \Delta F_r \sin(\beta - \alpha_e) \sin \gamma \end{aligned} \quad (12)$$

가 되며, 이를 다시 x, y, z 좌표계로 변환하면,

$$\begin{bmatrix} \Delta F_x \\ \Delta F_y \\ \Delta F_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \xi & 0 & -\sin \xi \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \xi & 0 & \cos \xi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta F_a \\ \Delta F_b \\ \Delta F_c \end{bmatrix} \quad (13)$$

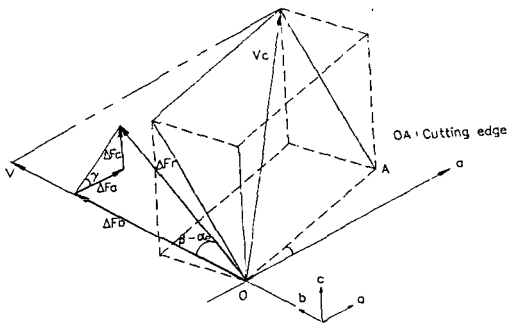


Fig. 6 Cutting forces in V - Vc plane

로 주어진다.

x, y, z 좌표계는 고정좌표계 X, Y, Z에 대해 Z축을 중심으로 ψ만큼 회전한 상태이므로 X, Y, Z의 분력으로 변환하면,

$$\begin{bmatrix} \Delta FX \\ \Delta FY \\ \Delta FZ \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \psi & \sin \psi & 0 \\ -\sin \psi & \cos \psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta F_x \\ \Delta F_y \\ \Delta F_z \end{bmatrix} \quad (14)$$

로 주어진다.

위의 과정을 통하여 미소절삭날에 작용하는 절삭력을 임의의 회전각도에 대하여 구했으며 공구와 가공물의 상대적 위치를 고려하면서 각 회전각도에서 모든 미소절삭날에 대해 절삭력 성분을 구하여 성분별로 합력을 구하면 그 순간의 절삭력이 된다. 이 과정을 흐름도로 나타내면 Fig. 7과 같다.

3차원 절삭해석을 위해서는 2차원 절삭에 의한 절삭 데이터가 필요하며 볼 엔드 밀의 경우 절삭특성을 고려한 절삭 데이터여야 한다. 본 연구의 대상인 고속도강 볼 엔드 밀의 적합절삭조건에서 절삭 데이터를 얻기 위해 2차원 절삭실험을 수행하였다. 즉, 소재를 파이프 형태로 가공하고 고속도강 선삭공구를 사용하여 절삭 데이터 핸드북(machining data handbook)⁽¹³⁾에서 추천하는 볼 엔드 밀 절삭조건에 해당하는 절삭조건으로 2차원 절삭을 수행한 후 전단각, 전단강도, 마찰각 등을 구했다. 앞서서도 언급했듯이 볼 엔드 밀에서의 절삭조건은 절삭속도 및 이송량이 0에서 일정값까지 그 변화가 심하며 특히 낮은 절삭속도와 적은 이송량에서도 절삭이 이루어지고 있으므로 여기에 해당하는 절삭 데이터가 필요하다. 이를 위하여 NC 선반을 이용하여 절삭속도 및 이송량이 극히 낮은 조건에서도 2차원 절삭실험을 수행하였으며 피삭재

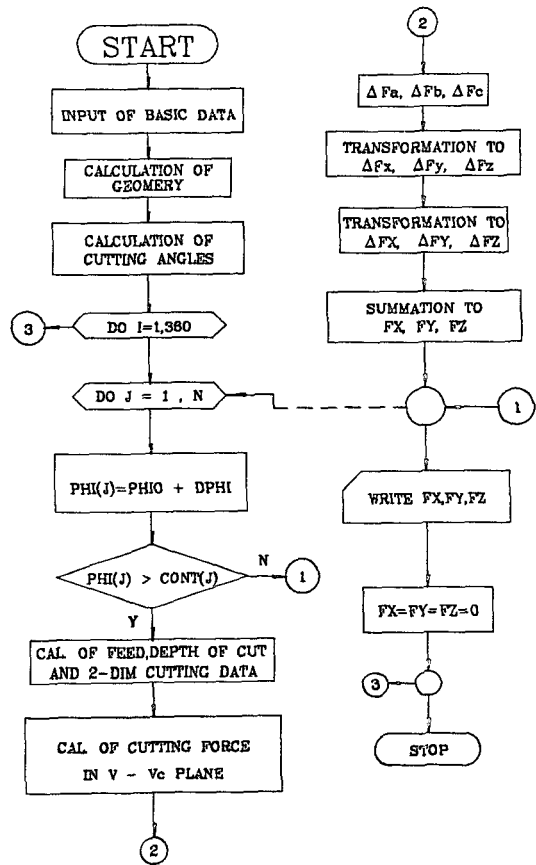


Fig. 7 Flow-chart for cutting force calculation

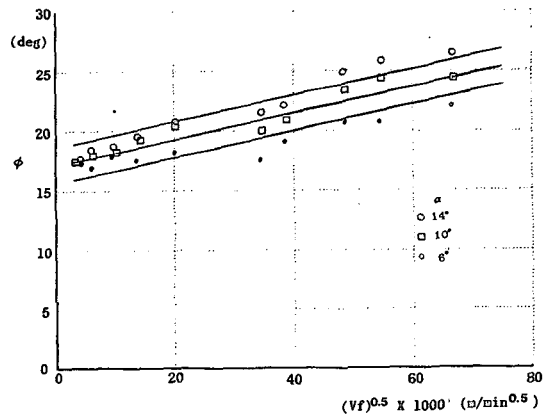


Fig. 8 Variation of shear angle in orthogonal cutting

는 S45C를 선택하였다. 실험결과를 분석함에 있어 Nakayama⁽¹⁴⁾ 및 Ueda⁽¹⁵⁾의 절삭실험 분석결과를 응용하여 절삭속도 V와 이송량 f의 곱과 α의 함수로서 τs, φ, β의 변화를 알아보았으며 β는 ω=

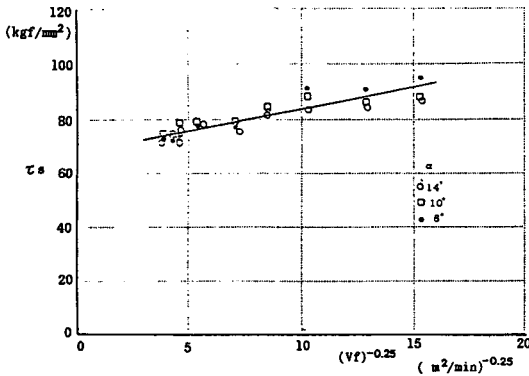


Fig. 9 Variation of shear stress in orthogonal cutting

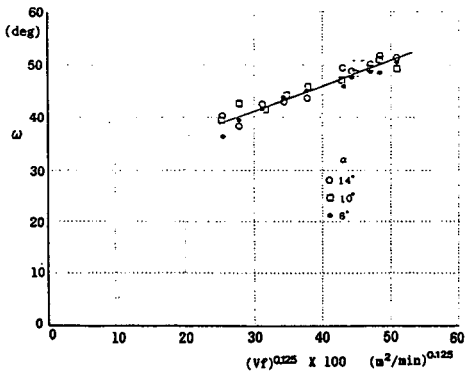


Fig. 10 Variation of angle ω in orthogonal cutting

$\phi + \beta - \alpha$ 의 관계에 있는 ω 의 변화를 구하여 β 를 계산하였다. 실험결과를 Fig. 8, Fig. 9, Fig. 10에 나타냈으며

$$\phi = 106.7\sqrt{Vf} + 0.375\alpha + 13.64 \quad (15)$$

$$\tau_s = 1.586(Vf)^{-0.25} + 67.703 \quad (16)$$

$$\omega = 48.4(Vf)^{0.125} + 18.586 \quad (17)$$

의 관계식을 최소자승법으로 구하였다.

위의 관계식으로부터 절삭상수를 구할 때 Vf가 작아지면 τ_s 가 커지는데 상한값은 재료시험 결과로부터 118kgf/mm²으로 하였다.

2.2 평면직선절삭에의 적용

절삭력 모델과 2차원 절삭실험자료를 공구경로가 간단하고 절삭과정이 단순한 평면직선절삭에 적용하여 절삭력 변화선도를 구하고 실험과 비교하여 절삭력 모델의 타당성을 알아보기로 한다. 평면직선절삭과정도 절삭방향에 따라 상향절삭과 하향절삭으로 구분할 수 있으며, 절삭깊이(axial depth

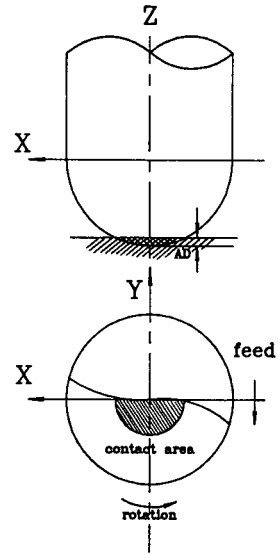


Fig. 11 Configuration of mode 0

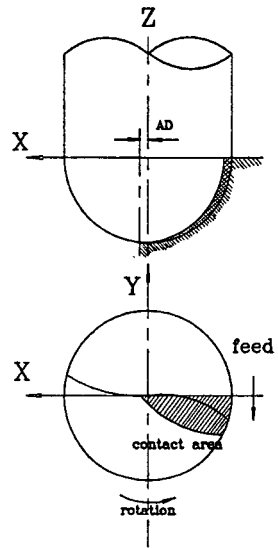


Fig. 12 Configuration of mode 1

of cut)와 절삭너비(radial depth of cut)에 따라 다음과 같이 크게 4가지 경우로 분리하여 고려하였다.

모우드 0 : Fig. 11과 같이 일정절삭깊이로 슬로팅(slotting)하는 과정

모우드 1 : Fig. 12와 같이 절삭깊이는 주지 않고 일정절삭너비로만 가공하는 과정

모우드 2 : Fig. 13과 같이 가공물 방향으로 일정 절삭깊이와 절삭너비를 주어 가공하는 과정

모우드 3 : Fig. 14와 같이 가공물과 반대방향으로 일정절삭깊이를 주고 가공물 방향으로 일정절삭너비를 주어 가공하는 과정

그림 AD는 공구의 선단이 상하로 이동한 거리

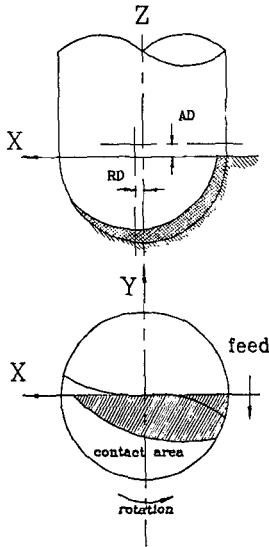


Fig. 13 Configuration of mode 2

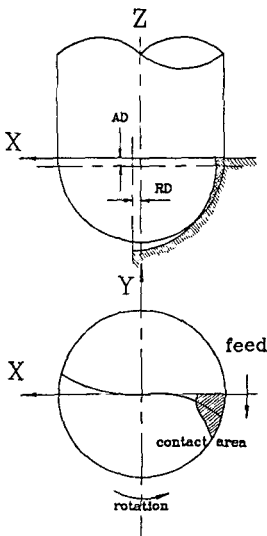


Fig. 14 Configuration of mode 3

를 나타내고, RD는 수평으로 이동한 거리를 나타낸다. 고려 대상공구는 고속도강 2-절삭날(flute) 불 엔드 밀이며 평면경사면의 공구를 이용하였다. 공구의 직각경사각은 15°이며 공구직경은 18mm이다. 공구이송방향은 Y 방향으로 하였으며 안정된 절삭을 수행할 수 있는 하향절삭과정을 선택하였다.

절삭깊이 및 절삭너비를 1mm씩으로 하여 각 모드에 대해 모델을 적용하였을 때 절삭력선도가 Fig. 15, Fig. 16, Fig. 17, Fig. 18과 같이 나타났다. 절삭날을 미소절삭날로 나눌 때 1° 간격으로 하였으며 공구회전각 1° 마다의 절삭력을 공구 1회

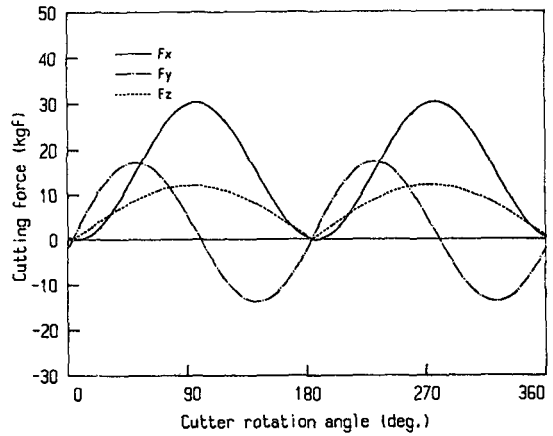


Fig. 15 Model prediction of the cutting forces in mode 0

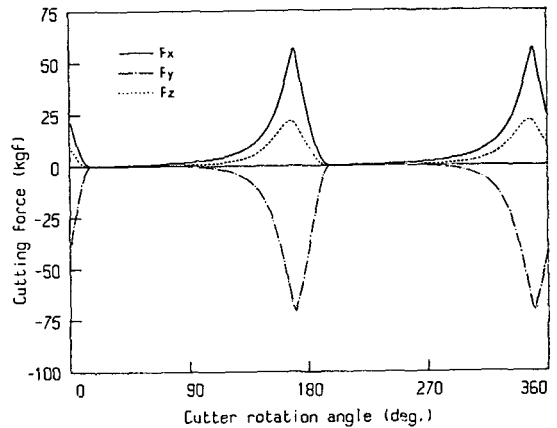


Fig. 16 Model prediction of the cutting forces in mode 1

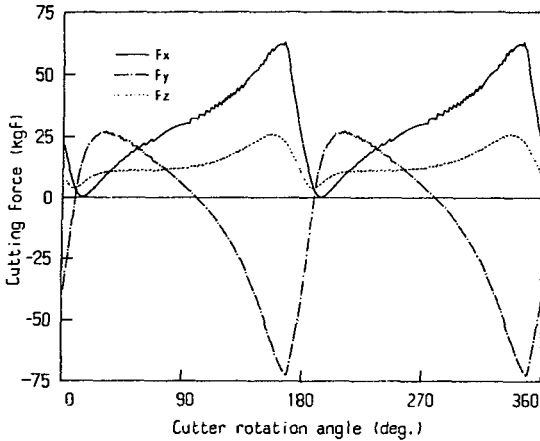


Fig. 17 Model prediction of the cutting forces in mode 2

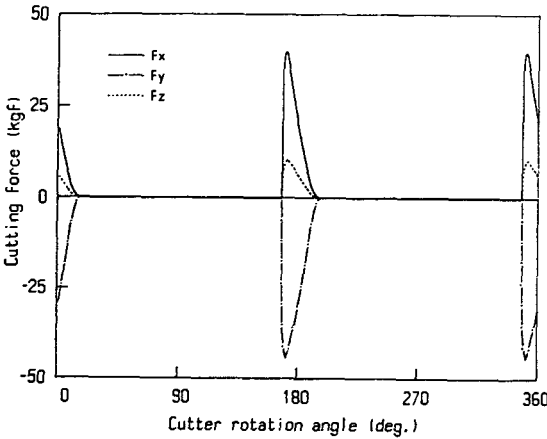


Fig. 18 Model prediction of the cutting forces in mode 3

전에 대해 구하여 공구회전각도에 대해 나타내었다.

3. 절삭실험

3.1 실험장치

절삭력 측정실험에 사용된 장치의 구성은 Fig. 19와 같다. 밀링기계는 통일산업 제품으로 수직형 (vertical type) CNC 머시닝 센터이며 공구동력계는 스트레인 게이지형으로서 KYOWA사의 AST-MH를 사용하였다.

증폭기 (amplifier)를 거친 절삭력 신호는 A/D 변환기로서 디지털 신호로 변환시킨 뒤 IBM-XT

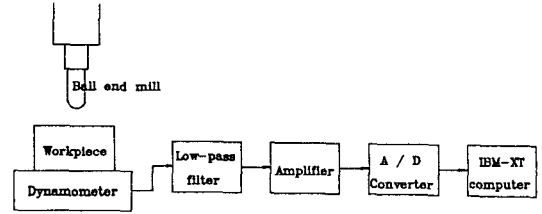


Fig. 19 Lay-out of cutting force measurement system

퍼스널 컴퓨터로서 기록하여 분석하였다.

3.2 절삭실험

Fig. 11~14의 평면절삭을 수행하면서 1회전당의 절삭력을 측정하였다. 이때 절삭깊이 및 절삭너비는 각 1mm씩으로 하였으며 해당조건에 맞게 가공물을 사전가공한 다음에 실험을 수행하였다. 공구 1회전에 약 1100개의 정보 (data)를 받아들여 기록하였으며 필터 (low-pass filter)의 컷 오프 주파수 (cut-off frequency)를 300Hz로 하였다. 공구는 절삭력 모델에 적용했던 볼 엔드 밀을 사용하였으며 가공물 재질은 S45C로 하였고 절삭조건은 절삭 데이터 핸드북의 자료를 이용하여 절삭속도 30m/min, 이송량 0.1mm/tooth로 하였다. 모든 실험을 하향절삭으로 하였으며 절삭유는 사용하지 않았다.

4. 실험결과 및 고찰

각 모드별 실험결과를 Fig. 20~23에 절삭력 성분별로 표시하였다.

모든 모델의 실험결과와 기본모델의 계산결과를 비교해 보면 절삭력의 변화양상은 잘 일치하고 있으며 절삭력 크기에 있어서도 Table 1에서 알 수 있듯이 Z 방향 분력을 제외하고는 차이가 크지 않음을 알 수 있으며 이는 모델의 타당성을 말해주고 있다.

Fig. 23의 모드 3을 제외하고는 Z분력이 실험결과와 모델의 예상값이 큰 차이를 보이는데 모든 모드 중에서 모드 3만이 공구 정점 부위의 가공이 포함되지 않았음을 고려할 때, 공구정점의 절삭특이성이 Z분력에 많은 영향을 미치고 있다고 판단된다.

절삭날의 형상오차가 거의 없는 공구를 선택하여 절삭실험을 하였으므로 Fig. 21~23의 경우에는 두 절삭날에서 나타나는 최대절삭력이 거의 동일하

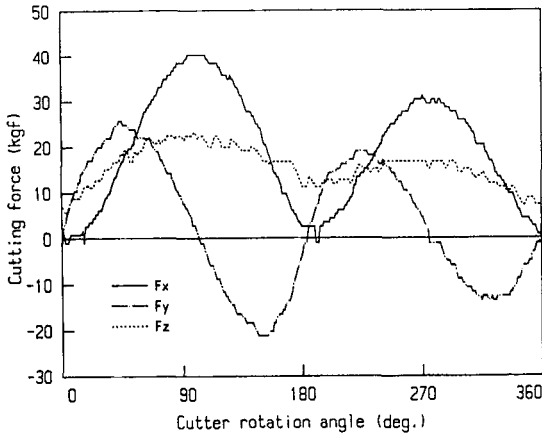


Fig. 20 Test results of cutting forces in mode 0

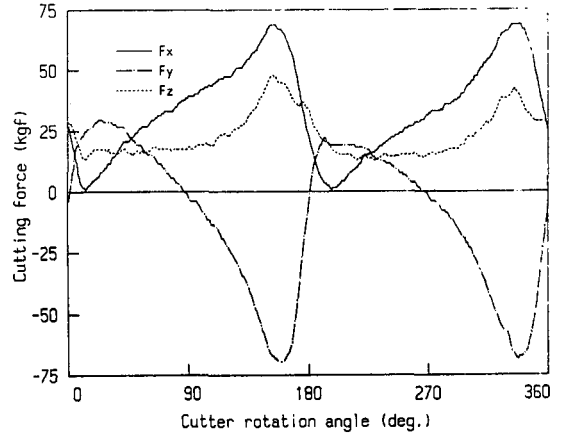


Fig. 22 Test results of cutting forces in mode 2

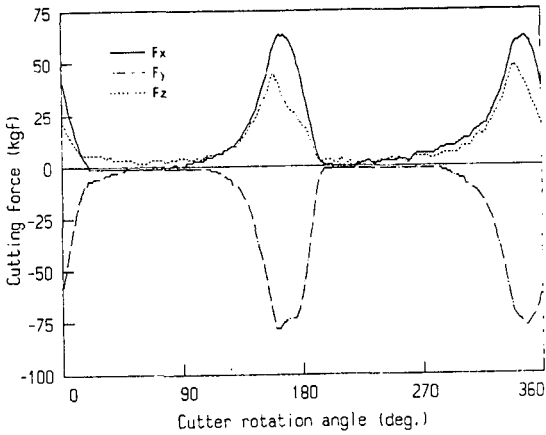


Fig. 21 Test results of cutting forces in mode 1

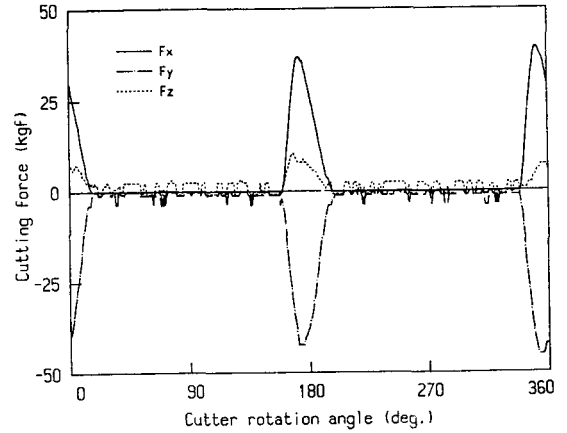


Fig. 23 Test results of cutting forces in mode 3

Table 1 Maximum cutting forces in rigid and flexible system models and test results in mode 1

Mode		F_X (kgf)	F_Y (kgf)	F_Z (kgf)
0	Model	30.33	17.24 -13.74	12.07
	Test	35.70	22.35 -17.41	19.52
1	Model	56.54	-70.56	21.70
	Test	63.46	-77.79	44.65
2	Model	61.18	26.07 -70.99	25.48
	Test	68.83	25.71 -68.69	44.66
3	Model	39.39	-43.56	10.34
	Test	37.94	-43.77	8.75

지만 Fig. 20의 모우드 0에서는 두 절삭날 간에 절삭력 차이를 나타낸다. 이는 공구정점에서 두 절삭날의 회전반경 차이뿐만 아니라 경사면의 형상 등에서 차이가 나고 있기 때문이라고 생각된다.

5. 결 론

볼 엔드 밀에 의한 가공에서 절삭력을 예측하기 위하여 3차원 절삭해석에 의해 절삭기구를 해석하고 절삭실험결과와 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

평면경사면 볼 엔드 밀의 기하학적 해석을 통해 절삭상수를 구했으며 경사면이 평면이 아닌 일반적인 볼 엔드 밀에 대해서도 절삭날과 경사면에 관한 정보가 주어지면 같은 개념으로서 해석이 가능하다.

기하학적 해석을 통해 구한 절삭상수를 이용하고 이차원 절삭 데이터를 적용한 3차원 절삭해석을 통하여 절삭력을 구했으며 실험결과와 변화양상은 잘 일치하였고 절삭력 크기에서도 X분력과 Y분력은 잘 일치함을 확인하였다.

참 고 문 헌

- (1) Trusty, J. and MacNeil, P., 1975, "Dynamics of Cutting Forces in End Milling", CIRP, Vol. 24, No. 1, pp. 21~25.
- (2) Devor, R.E. and Kline, W.A., et al., 1982, "The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cuts", MTDR, Vol. 22, pp. 7~22.
- (3) Shirase, K., Inamura, T. and Yasui, T., 1987, "Model Based Analysis of Machining Error in End Milling Operation", JSPE-53-097, pp. 97~103.
- (4) Hosoi, T. and Hoshi, 1977, "Cutting Actions of Ball-End Mill with a Spiral Edge", Annal of the CIRP, Vol. 25, No. 1, pp. 49~59.
- (5) 박천경, 맹희영, 1985, "원추팁 Ball End Mill의 3차원 곡면절삭계에 관한 연구", 대한기계학회논문집, 제 9권, 제 4호, pp. 440~451.
- (6) Kishinami, T., Suzuki, H. and Saito, K., 1980, "A Theoretical Analysis of Cutting Speed Components on the Rake Face of Circular Cutting Edge Ball End Mill", J. of JSPE, Vol. 46, pp. 115~122.
- (7) Kishinami, T. et al., 1981, "A Theoretical Analysis of Cutting Operation Angle of Circular Cutting Edge Ball End Mill", J. of JSPE, Vol. 47, pp. 73~79.
- (8) Kishinami, T. et al., 1982, "On Relationship Between Cutting Ability and Cutting Edge Shape of Circular Cutting Edge Ball End Mill", J. of JSPE, Vol. 48, pp. 68~74.
- (9) Aoyama, H., Kishinami, T. and Saito, K., 1986, "Development of the Elliptic Ball End Mill", Bull. of JSPE. Vol. 20, No. 4, pp. 291~293.
- (10) Usui, E. and Hirota, A., 1978, "Analytical Prediction of Three-Dimensional Cutting Process", ASME J. of Eng. for Ind., Vol. 100, No. 2, pp. 229~235.
- (11) Zorev, N.N., 1966, "Metal Cutting Mechanics", Pergamon Press, Oxford, p. 378.
- (12) Kirk, J.A., Anand, D.K. and McKindra, C., 1977, "Matrix Representation and Prediction of Three Dimensional Cutting Forces", ASME J. of Eng. For Ind. Vol. 99, No. 4, pp. 828~834.
- (13) Machining Data Center, 1984, "Machining Data Handbook".
- (14) Nakayama, K. and Arai, M., 1976, "On the Storage of Data on Metal Cutting Forces", CIRP. Vol. 25-1, pp. 13~18.
- (15) Ueda, N., Matsuo, T., 1986, "An Investigation of Some Shear Angle Theories", CIRP. Vol. 35-1, pp. 27~30.