

볼엔드밀 가공시 절삭력 해석모델에 관한 연구

梁 晟 晧* , 鄭 在 鉉**

A Study on Analysis Model of Cutting Force in Ball-end Milling

Abstract

The purpose of this paper is to analyze the force of ball-end milling and development of cutting force model to predict the cutting force acting on ball-end mill on given cutting conditions. The development of the model is based on the analysis of three-dimensional geometry of a ball-end mill and assumption that the cutting force is equal to the product of the cutting area and the specific cutting force.

The cutting edges of ball-end mills are considered as a series of infinitesimal elements and Cusp, hardness of workpiece, Feedrate etc. The formulation of the cutting force is derived from the geometry of the mill and the workpiece.

The model established in this paper predicts the cutting forces in ball-end milling much accurately than previous models.

1. 서 론

가공작업 및 절삭공작 등의 생산에 이용되고 있는 공작은 주로 NC밀링머신에 의해 그 형상 가공이 이루어지고 있는데, NC공작기계 및 소프트웨어의 발달로 3차원 자유곡면가공이 가능해졌으며, 이러한 자유곡면가공에 주로 사용되는 공구로는 볼엔드밀로써 가공의 정밀성 및 가공능률을 높이기 위하여 공구재료와 절삭날의 형태가 다양한 여러 종류의 볼엔드밀이 개발, 제작되어 사용되고 있다.

* 한국해양대학교 기계공학과 석사과정 설계가공학 전공

** 한국해양대학교 기계시스템공학부 교수

볼랜드밀을 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 예측근란과 함께 볼랜드밀 가공공정 해석의 부정확성 때문에 적절한 절삭조건을 부여하지 못하고 대부분 경험에 의존하는 수가 많으며 실제적으로 모든 가공공정에서 가공조건은 상당히 과소하게 주어지고 있다. 이로 인하여 생산성이 저하됨은 물론, 때로는 잘못 부여된 절삭조건으로 제품의 정밀도를 저하시키는 경우도 있다.

따라서 본 연구에서는 볼랜드밀에서 절삭영역과 비절삭력에 기초한 3차원 절삭현상을 규명하고, 날 형상의 기하학적 해석을 통하여 볼랜드밀의 절삭력 모델을 구하고자 하였다.

2. 절삭날의 기하학

2.1 절삭날 형상

날의 형상은 절삭력에 직접적으로 영향을 줄 것이다. 그러므로 날 형상의 모든 분석은 절삭력 모델의 기본단계라 할 수 있다. 본 논문에서 연구된 볼랜드밀 유형은 오른 나사형 볼랜드밀이다.

Fig.1은 x, y, z 좌표계로 날 윤곽을 정의한 것이며, 식(1)로 날의 외형을 정의하였다.

$$x = f(t) = Rt$$

$$y = g(t) = -R(a_1t^4 + a_2t^3 + a_3t^2 + a_4t + a_5) \quad (1)$$

$$z = h(t) = -R(b_1t^4 + b_2t^3 + b_3t^2 + b_4t + b_5)^{\frac{1}{2}}$$

여기서 R 은 볼노우즈의 반경, t 는 $0 \leq t \leq 1$ 을 만족하는 매개변수, $a_1 \sim a_5$ 와 $b_1 \sim b_5$ 는 매개변수의 상수이다.

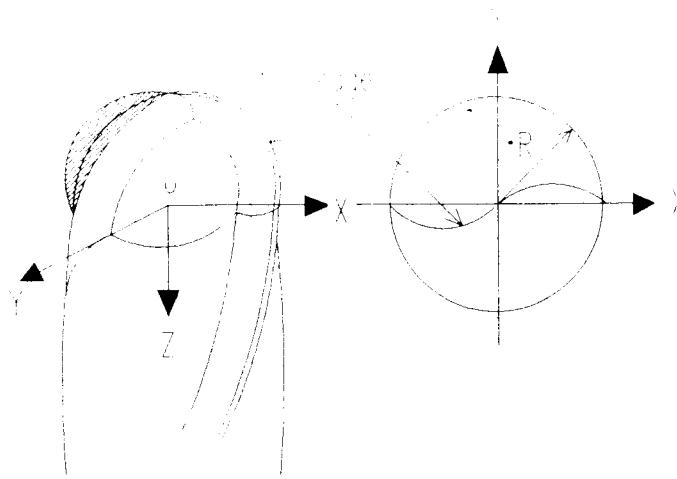


Fig.1 Cutter geometry and coordinate system for down ball-end mill

2.2 나선각과 위상차

절삭영역은 날과 공작물 사이의 접촉지점에서 정해지나, 접촉지점은 날 위의 나선각과 위상차에 의존하게 된다. 그러므로 위상차와 나선각은 절삭영역을 유도하기 위해서는 반드시 정의되어져야 한다. 위상차 α 에 대한 정의가 Fig.2이다.

또한, O-X-Y평면상에 투영된 날 끝점으로부터 임의의 한점S까지 선은 벡터 $p(t)$ 로 정의되는데, 이것을 $(f(t), g(t), 0)$ 로 쓸 수 있다.

벡터 $q(0)$ 와 $p(t)$ 사이의 각은 S점에서의 위상차이다. 그러므로 위상차 α 는 벡터 $q(0)$ 와 $p(t)$ 의 산출점에 의해 유도되어 질 수 있다.

$$\alpha = \cos^{-1} \left(\frac{p(t) \cdot q(0)}{|p(t)| \cdot |q(0)|} \right) \\ = \cos^{-1} \left(\frac{f(t)f'(0) + g(t)g'(0)}{\sqrt{f(t)^2 + g(t)^2} \sqrt{f'(0)^2 + g'(0)^2}} \right) \quad (2)$$

나선각 λ 의 정의를 Fig.3에 보았다. 즉 점 S의 접선과 수직평면사이의 각이다. 이것은 S와 mill의 중심 축에 의해 형성된다.

$$\cos \left(\frac{\pi}{2} - \lambda \right) = \frac{V_1}{|V_1|} \cdot \frac{V_2}{|V_2|} \quad (3)$$

$$\lambda = \frac{\pi}{2} - \cos^{-1} \left(\frac{-f'(t)g(t) + f(t)g'(t)}{\sqrt{f(t)^2 + g(t)^2} \sqrt{f'(t)^2 + g'(t)^2 + h'(t)^2}} \right) \quad (4)$$

위상차 α 와 나선각 λ 의 값은 식(2),(4)에서 t 값의 조성에 의해 계산할 수 있다.

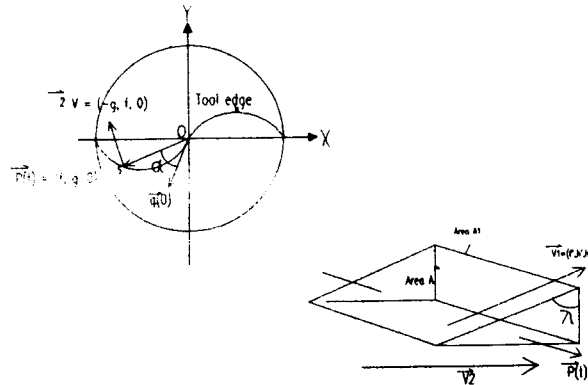


Fig.2 The definition of phase difference α and helix angle λ and the relationship between the infinitesimal cutting area A_1 and A

2.3. 절삭영역의 정의

2.3.1 볼 부분에서 절삭날의 미소영역

볼엔드밀은 볼 부분과 엔드밀부분으로 이루어지는데, 절삭날이 볼부분의 구면에 위치하고 있는 반면, 날은 엔드밀부분의 원통면에 위치하고 있다. 두 부분에서 날의 형상은 다르기 때문에 각각의 절삭 움직임과 경로가 다르다. 이장에서는 볼 부분에서 절삭영역의 미소영역계산법을 해석하였다.

볼엔드밀의 각 θ, η, β 를 Fig.3에 보였다. θ 는 날의 접선벡터 $q(0)$ 와 (-Y)축 사이의 각이며, η 는 원점에서 임의의 점 S까지의 벡터 $V3$ 과 mill의 중심축(-Z)의 각으로, $\sin^{-1}(t)$ 로 표현될 수 있으며, 엔게이지각 β 는 벡터 $p(t)$ 와 -Y축 사이의 각이다.

미소절삭영역의 위치를 충분히 서술하기 위해서 η 는 미소 부분 $\Delta \eta$ 로 분리 하였으며, i 번째 증가된 각 $\eta(i)$ 는 $i \Delta \eta$ 와 같고 모든 부분의 합은 $N\eta$ 이다. θ 는 $N\theta$ 로 나눌 수 있으므로 j 번째 회전각 $\theta(j)$ 는 $j(2\pi/N\theta)$ 로 나타낼 수 있다.

두 줄 볼엔드밀의 경우, 두 줄간의 각이 π 라디안이며, 엔게이지각 β 는 주어진 절삭날의 위치를 구체적으로 나타내고 있다. 오른손 나선 볼엔드밀의 경우 α 와 β 는 같은 방향을 가진다. 그러므로 엔게이지 각 $\beta(i, j, k)$ 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\beta(i, j, k) = -\theta(j) + \alpha(i) + \pi(k-1) \quad (5)$$

$t = \sin \eta(i)$ 에서, $\alpha(i)$ 는 주어진 t 의 값을 넣음으로써 구하였다.

밀링에 대한 간단한 절삭두께 공식은 $f_s \sin \beta$ 인데, f_s 는 날당 이송이다. Fig.3은 다운 볼엔드밀링을 보여주고 있다. j 번째 회전각에 관한 η 방향과 k 번째 줄의 i 번째의 미소절삭

력에 대한 절삭두께 t_c 는 다음과 같다.

$$t_c(i, j, k) = f_t \sin \beta(i, j, k) \sin \eta(i) \quad (6)$$

여기서 $\eta(i) = i \Delta \eta$ 이므로 만약 $\Delta \eta$ 가 매우 적으면 수직평면위에 투영된 미소절삭영역은 식(7)과 같이 된다.

$$A_{1(i, j, k)} = t_c(i, j, k) R \Delta \eta = f_t \sin \beta(i, j, k) \sin \eta(i) R \Delta \eta \quad (7)$$

만약 식(7)에서 나선각 λ 의 영향을 고려하면, 미소절삭영역 A는 식(8)과 같이 쓸 수 있다.

$$A(i, j, k) = A_{1(i, j, k)} \sec \lambda(i) = f_t \sin \beta(i, j, k) \sin \eta(i) R \Delta \eta \sec \lambda(i) \quad (8)$$

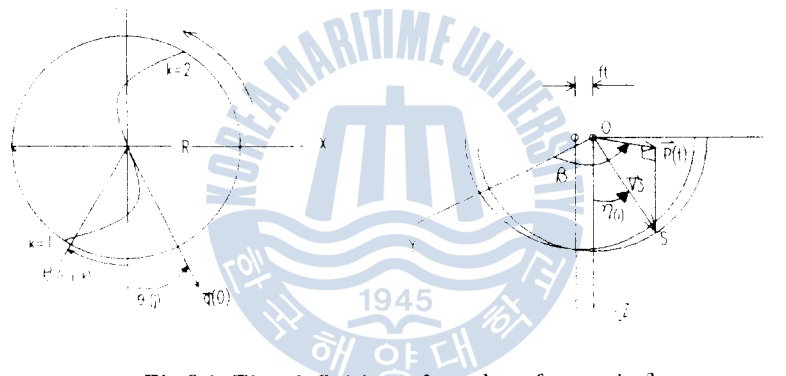


Fig.3.1 The definition of angles θ, η and β

3.3.2 엔드밀부분의 절삭영역

엔드밀 부분에서 위상차 $\alpha(i)$ 식(5)로부터 식(9)와 같이 표현할 수 있다.

$$\alpha(i) = \alpha_0 + \alpha_e(i) \quad (9)$$

여기서 α_0 는 본 부분에서의 위상차이며, 이것은 식(2)에서 $t = 1$ 에 의해 얻어질 수 있다. $\alpha_e(i)$ 는 엔드밀부분에서의 위상차이다.

Fig.3.2의 Ne 는 본 부분의 미소절삭영역의 數로써, $\pi \cdot (2 \Delta \eta) / \gamma$ 와 같다. 본 부분의 엔드밀 부분에 대한 총 영역數는 N 이다. 만약 $Ne < N$ 인 때 N 번째 계산된 미소요소각 θ 보다 작을 때 미소절삭영역은 본 엔드밀부분이다. i 번째 계산된 $\alpha_e(i)$ 식(10)과 같다.

$$\alpha_e(i) = \frac{(i - Ne) D_2 \tan \lambda_e}{R} \quad (10)$$

여기서 Dz 는 Z축에 따른 단위높이이고 λ_e 는 엔드밀부분의 나선각이다. 식(9)로부터, 새 위상각 α 를 식(5)에 넣음으로써 새 엔게이지각 β 를 구하였다. 수직교차지역위에 투영된 미소절삭영역은 $f_i \sin \beta Dz$ 로 쉽게 구할 수 있다. 엔드밀부분은 일정한 나선각 λ_e 을 가지고 있기 때문에, 엔드밀부분에서의 실제 미소절삭영역은 식(11)과 같다.

$$A(i, j, k) = f_i \sin \beta(i, j, k) D_z \sec \lambda_e \quad (11)$$

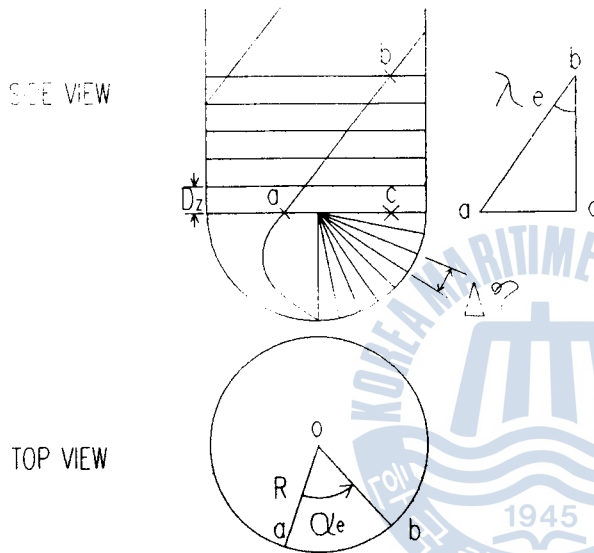


Fig.3.2 Discretization of ball-end mill and definition of phase angle of end-mill part.

2.3.2 절삭범위와 Cusp의 영향

볼엔드밀링의 절삭범위에 영향을 미치는 매개변수는 절삭깊이 A_d , 절삭너비 R_d , 그리고 공작물의 Cusp h_c 들이다.

$$(-u + R_d)^2 + v^2 = R^2$$

$$u^2 + (-v + \delta_{A_d})^2 = R^2 \quad (12)$$

따라서 Cusp높이 h_c 는 식(13)과 같이 쓸 수 있다.

$$h_c = R - \frac{\delta_{A_d}}{2} - \frac{R_d}{2} \sqrt{\frac{4R^2 - R_d^2 - \delta_{A_d}^2}{R_d^2 + \delta_{A_d}^2}} \quad (13)$$

력에 대한 절삭두께 t_i 는 다음과 같다.

$$t_i(i, j, k) = f_i \sin \beta(i, j, k) \sin \eta(i) \tag{6}$$

여기서 $\eta(i) = i \Delta \eta$ 이므로 만약 $\Delta \eta$ 가 매우 적으면 수직평면위에 투영된 미소절삭영역은 식(7)과 같이 된다.

$$A_{1(i, j, k)} = t_i(i, j, k) R \Delta \eta = f_i \sin \beta(i, j, k) \sin \eta(i) R \Delta \eta \tag{7}$$

만약 식(7)에서 나선각 λ 의 영향을 고려하면, 미소절삭영역 A 는 식(8)과 같이 쓸 수 있다.

$$A(i, j, k) = A_{1(i, j, k)} \sec \lambda(i) = f_i \sin \beta(i, j, k) \sin \eta(i) R \Delta \eta \sec \lambda(i) \tag{8}$$

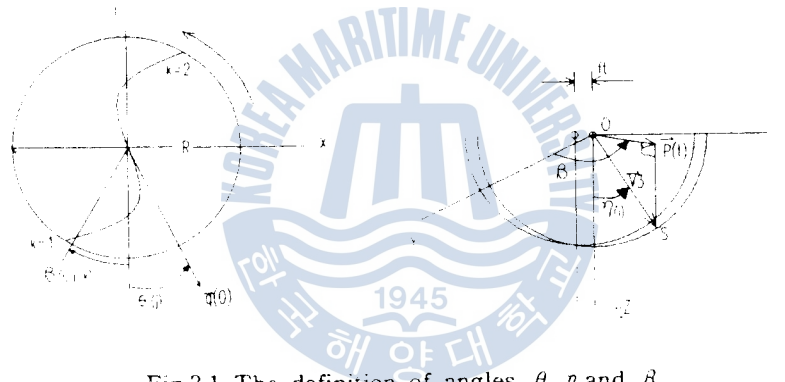


Fig.3.1 The definition of angles θ , η and β

3.3.2 엔드밀부분의 절삭영역

엔드밀 부분에서 위상차 α_i 는 식(5)로부터 식(9)와 같이 표현할 수 있다.

$$\alpha_i(i) = \alpha_0 + \alpha_r(i) \tag{9}$$

여기서 α_0 는 공 부분에서의 위상차이며, 이것은 식(2)에서 $z = 1$ 에 의해 얻어질 수 있다. 즉, α_r 는 엔드밀부분에서의 위상차이다.

Fig.3.2의 Ne 는 공 부분의 미소절삭영역의 횡단면, $\pi \cdot (D/2) \cdot \eta$ 와 같다. 공 부분과 엔드밀 부분에 대한 총 횡면적은 $N \eta$ 이다. 위의 Ne 와 $N \eta$ 의 해를 이용해 계산된 미소요소각 고려된 미소절삭영역은 엔드밀부분이다. 만약 이 요소각 $\alpha_r(i)$ 는 식(10)과 같다.

$$\alpha_r(i) = \frac{(i - Ne) D_r \tan \lambda_r}{R} \tag{10}$$

여기서 Dz 는 Z 축에 따른 단위높이이고 λ_e 는 엔드밀부분의 나선각이다. 식(9)로부터, 새 위상각 α 를 식(5)에 넣음으로써 새 엔게이지각 β 를 구하였다. 수직교차지역위에 투영된 미소절삭영역은 $f_i \sin \beta Dz$ 로 쉽게 구할 수 있다. 엔드밀부분은 일정한 나선각 λ_e 을 가지고 있기 때문에, 엔드밀부분에서의 실제 미소절삭영역은 식(11)과 같다.

$$A(i, j, k) = f_i \sin \beta(i, j, k) Dz \sec \lambda_e \quad (11)$$

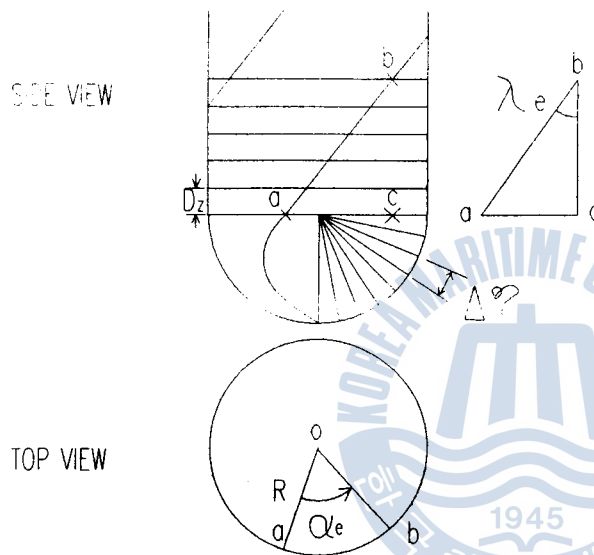


Fig.3.2 Discretization of ball-end mill and definition of phase angle of end-mill part.

2.3.2 절삭범위와 Cusp의 영향

볼엔드밀링의 절삭범위에 영향을 미치는 매개변수는 절삭깊이 A_d , 절삭너비 R_d , 그리고 공작물의 Cusp h_c 들이다.

$$\begin{aligned} (-u + R_d)^2 + v^2 &= R^2 \\ u^2 + (-v + \delta_{A_d})^2 &= R^2 \end{aligned} \quad (12)$$

따라서 Cusp높이 h_c 는 식(13)과 같이 쓸 수 있다.

$$h_c = R - \frac{\delta_{A_d}}{2} - \frac{R_d}{2} \sqrt{\frac{4R^2 - R_d^2 - \delta_{A_d}^2}{R_d^2 + \delta_{A_d}^2}} \quad (13)$$

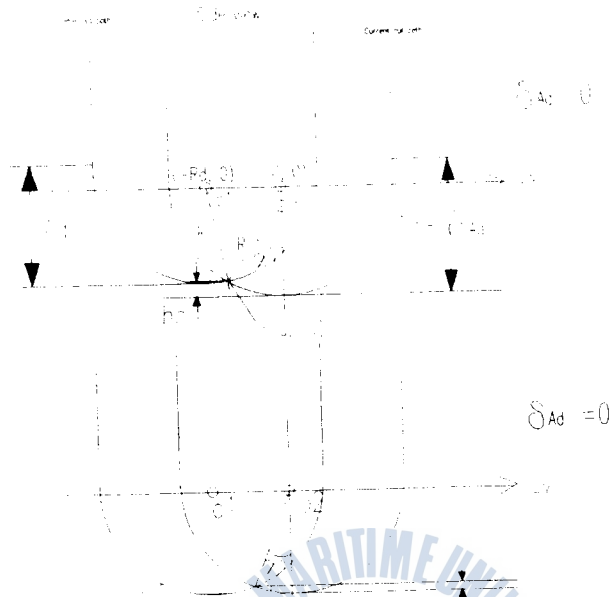


Fig.4 The relation Between Cusp height h_c and depth of cut δ_A .

3. 절삭력모델

3.1 절삭력 모델의 수립

j 번째 회전각에 대한 미소절삭영역에서 미소절삭력의 실행과 k 번째 층의 i 번째 미소절삭영역을 Fig.5에 나타내었다. 여기서 $\Delta f_n(i, j, k)$ 는 절삭영역쪽의 법선력이며, $\Delta f_t(i, j, k)$ 는 영역A(i, j, k)의 중심점에서 원점O 방향에 작용하는 반력이고, $\Delta f_l(i, j, k)$ 는 절삭날에 따른 접선력이다. 세 방향의 비절삭력은 각각, K_n, K_r, K_t 이다.

K_n, K_r, K_t 값을 구하기 위하여, 식(14)와 같은 3차다항식 모델을 구하였다.

$$K_n, K_r, K_t = c_1 + c_2 f_t + c_3 h_d + c_4 f_t^2 + c_5 f_t h_d + c_6 h_d^2 + c_7 f_t^3 + c_8 f_t^2 h_d + c_9 f_t h_d^2 + c_{10} h_d^3 \quad (14)$$

K_n, K_r, K_t 의 값들은 서로 다른 절삭조건으로 부터 $c_1 \sim c_{10}$ 을 구하여 대입함으로써 구할 수 있다. 단, f_t 는 날당 이송이고, h_d 는 공작물의 강도이다. 매개변수들이 구해지면, 기하학 매개변수 α 와 λ 는 임의의 칩두께, 절삭영역, 절삭력에 의해 계산하도록 적용하

였다. 그러므로,

$$\begin{aligned} \Delta f_n(i, j, k) &= K_n A(i, j, k) \\ \Delta f_r(i, j, k) &= K_r A(i, j, k) \\ \Delta f_t(i, j, k) &= K_t A(i, j, k) \end{aligned} \quad (15)$$

식(15)의 직각좌표계에 대한 절삭력은 구면좌표계 X, Y, Z로 변형시켜야 한다. 직각좌표계와 구면좌표계사이의 변환 매트릭스는 [T3], [T2], [T1]이다.

$$\begin{aligned} [T_1] &= \begin{bmatrix} \cos \lambda & 0 & \sin \lambda \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \lambda & 0 & \cos \lambda \end{bmatrix} \\ [T_2] &= \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \sin \eta & -\cos \eta \\ 0 & \cos \eta & \sin \eta \end{bmatrix} \\ [T_3] &= \begin{bmatrix} \cos \beta & -\sin \beta & 0 \\ \sin \beta & \cos \beta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (16)$$

그러므로, 직각좌표계와 구면좌표계에서의 절삭력 관계는 식(17)과 같이 된다.

$$\begin{bmatrix} \Delta f_x(i, j, k) \\ \Delta f_y(i, j, k) \\ \Delta f_z(i, j, k) \end{bmatrix} = [T_3][T_2][T_1] \begin{bmatrix} \Delta f_n(i, j, k) \\ \Delta f_r(i, j, k) \\ \Delta f_t(i, j, k) \end{bmatrix} \quad (17)$$

X, Y, Z방향에서 j번째 회전각에 대한 모든 절삭력은 미소절삭력의 합계이므로, 식(18)과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned} F_x(j) &= \sum_i \sum_k \Delta f_x(i, j, k) \\ F_y(j) &= \sum_i \sum_k \Delta f_y(i, j, k) \\ F_z(j) &= \sum_i \sum_k \Delta f_z(i, j, k) \end{aligned} \quad (18)$$

본 논문으로 비절삭력은 공구당 이송과 재료강도의 함수로 정의할 수 있게 되었다. 절삭너비와 절삭깊이의 영향이 절삭영역에서 유도될 수 있도록 고려하였다.

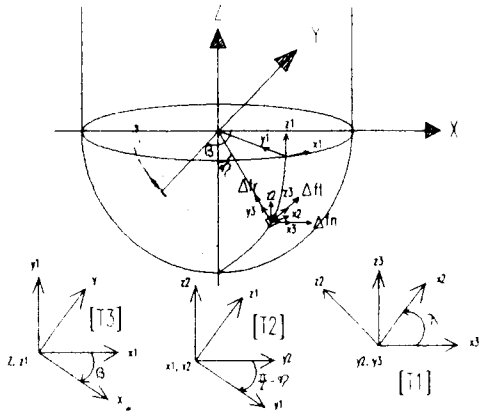


Fig.5 Illustration of three coordinate rotations in infinitesimal cutting forces

3.2 비절삭력의 측정방법

비절삭력은 절삭모델의 중심요소이다. 절삭력을 구했을 때 K_n , K_r , K_t 를 구하는 방법은 다음과 같다. 만약 식(15)가 i, j, k 와 각 $1/N_j$ 에 의해 증가된 각 측면에 대한 총계라면 식은 (19), (20)과 같이 되어진다.

$$\frac{1}{N_j} \sum_j \sum_i \sum_k \begin{bmatrix} \Delta f_x(i, j, k) \\ \Delta f_y(i, j, k) \\ \Delta f_z(i, j, k) \end{bmatrix} = \frac{1}{N_j} \sum_j \sum_i \sum_k [T_3][T_2][T_1] \begin{bmatrix} K_n \\ K_r \\ K_t \end{bmatrix} A(i, j, k) \quad (19)$$

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = [T] \begin{bmatrix} K_n \\ K_r \\ K_t \end{bmatrix} \quad (20)$$

여기서, $[T] = \frac{1}{N_j} \sum_j \sum_i \sum_k [T_3][T_2][T_1] A(i, j, k)$ 이다.

그러므로 K_n , K_r , K_t 는 역치환에 의해 유도할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} K_n \\ K_r \\ K_t \end{bmatrix} = [T]^{-1} \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} \quad (21)$$

여기서 비절삭력 K_n , K_r 및 K_t 은 $[T]^{-1}$ 와 실험에 의해 측정된 F_x , F_y , F_z 를 대입하여 구할 수 있다.

4. 절삭력 모델의 시뮬레이션 및 실험

4.1 시뮬레이션 및 고찰

공구경로가 간단하고 절삭과정이 단순한 평면직선절삭과 하향절삭에 모델을 적용하여 절삭력 변화선도를 구하고 실험과 비교하여 절삭력 모델의 타당성을 알아보았다. 초기 입력 값으로 절삭깊이(depth of cut)와 절삭너비(depth of width), 절삭깊이의 변화 δA_d , 날당 이송, 공작물의 강도 등의 변화에 따른 경우로 분리하여 절삭력을 예측하였다.

공구의 이송방향은 Y방향으로 하였으며, 절삭날을 미소절삭날로 나누었을 때 공구회전각 1° 마다의 절삭력을 공구 1회전에 대하여 공구회전각도에 대해 나타내었다.

Fig.7~Fig.11은 절삭력 모델을 계산하기 위한 각종 입력화면이다. Fig.7에 절삭조건을 대입하면, Fig.8에서는 볼랜드밀의 기하학정보 값들이 구해지며, Fig.9에서는 날당 이송과 공작물의 강도에 따른 비절삭력과 절삭영역이 계산되어지고, Fig.10에서는 F_x , F_y , F_z 에 대한 절삭력이 구해지며, Fig.11에서 절삭력 그래프가 그려진다.

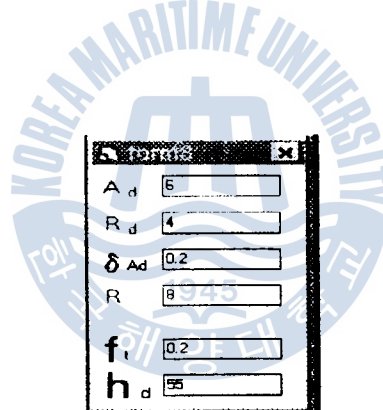


Fig.7 The window of cutting conditions

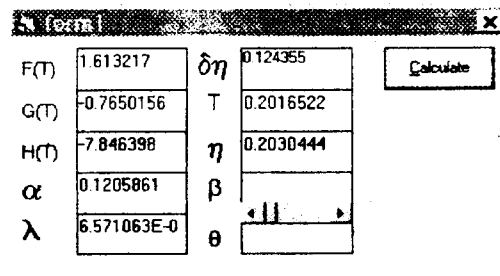


Fig.8 The window each element of cutting edge geometry

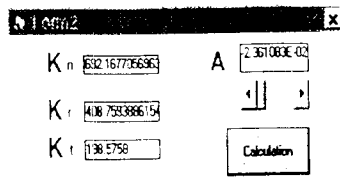


Fig.9 The window of specific cutting force and cutting area

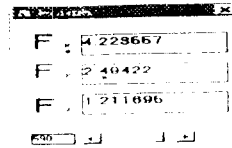


Fig.10 The window of cutting force

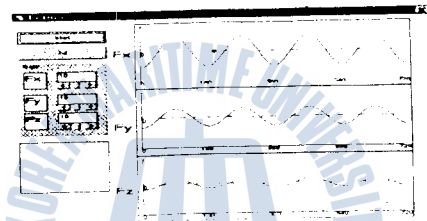


Fig.11 The output of cutting force

Fig.12 절삭력을 구하는 화면으로써 절삭깊이가 일정한 때의 절삭력 변화를 보여준다.

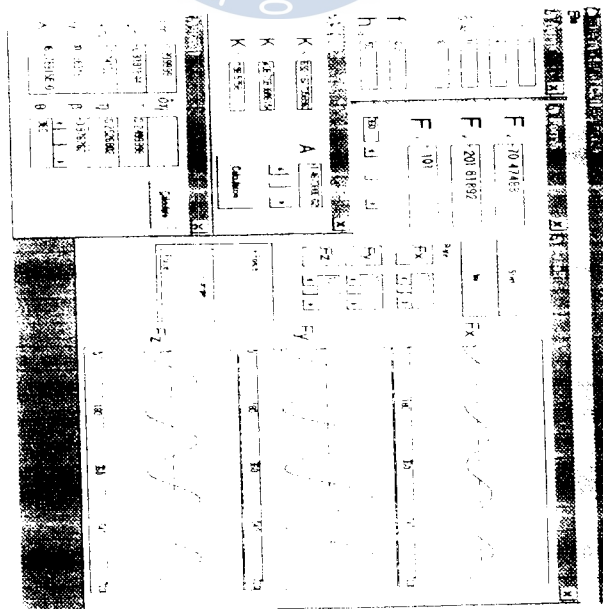


Fig.12 Model prediction of the cutting forces in Mode 1

4.2 실험결과와 시뮬레이션 결과 비교

4.2.1 실험장치

실험장치의 구성은 Fig.15에 보여진다. 절삭력은 3차원 동력계를 사용하여 데이터를 구하였다. 고속도강 2날 불엔드밀을 사용하여, 로크웰 강도가 55, 77, 84HRB인 알루미늄합금을 가공하였다.

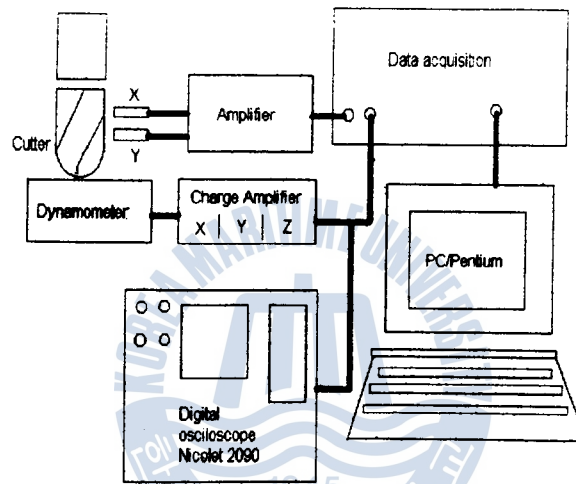


Fig.15 Experimental set-up

4.2.2 볼 부분에서 실험결과와 시뮬레이션 결과 비교

비절삭력이 구해지면, 절삭력은 절삭력 모델에 절삭조건을 대입함으로써 예측할 수 있다. 같은 절삭조건에서 실험결과와 시뮬레이션 결과를 Table.3에 나타내었다. Table.3에서 보는 바와 같이 절삭력오차가 15%이내에 정확성을 가지고 있음을 보여준다.

예측 오차의 원인은 다음과 같다고 생각된다.

1. 비절삭력이 날당이송과 경도의 함수로 정의하였지만, 여전히 작은 오차는 존재할 것이다.
2. 공구의 휨을 무시하였다.
3. 절삭날의 매개변수 상수에 따른 오차

f_i	h_a	A_a	rpm	측정절삭력(N)			예측절삭력(N)		
				F_x	F_y	F_z	F_x	F_y	F_z
0.033	55	3	900	18.26	62.6	42.2	15.4	60.1	35.6
0.033	77	3	900	17.2	80.5	58.1	16.1	77.7	50.8
0.033	84	3	900	24.1	116.6	101.3	19.1	102.6	77.9
0.050	55	6	600	24.3	78.8	49.7	22	82.1	46.4
0.050	77	6	600	24.9	102	62.2	22.3	104.9	65.8
0.050	84	6	600	31.4	140.6	108.3	26.5	139.6	103.9
0.067	55	3	900	16.1	61.9	45.4	16.9	58.1	43.8
0.067	77	3	900	16.9	76.1	60.5	17.3	72.1	60.9
0.067	84	3	900	17.5	102.3	96.7	22.5	94.3	95.9
0.1	55	6	600	20.7	74.3	58.7	23.3	76.0	52.1
0.1	77	6	600	16.7	95.0	73.4	22.4	90.7	69.8
0.1	84	6	600	19.5	124.7	112.9	29.1	119.1	115.5
0.2	55	3	300	47.8	101.6	61.9	42.1	125.2	75.6
0.2	77	3	300	31.5	156.4	105.0	34.0	129.4	80.2
0.2	84	3	300	31.1	184.5	153.8	42.5	160.7	135.8
0.2	55	6	300	69.6	202.5	89.8	70.8	213.0	100
0.2	77	6	300	75.7	250.4	122.8	69.9	201.1	96.2
0.2	84	6	300	85.4	281.9	189.5	82.9	243.9	161.4

Table.3 Actual and predicted cutting-forces in ball-part

4.2.3 엔드밀 부분에서의 실험결과와 시뮬레이션 결과 비교

절삭이 볼반경보다 큰 절삭깊이에서 행해질 때의 실험결과와 시뮬레이션 결과를 비교한 것이 Table.4에 나타내었다.

f_i	h_a	A_a	측정절삭력(N)			예측절삭력(N)		
			F_x	F_y	F_z	F_x	F_y	F_z
0.033	55	12	35.9	62.8	27.9	27.7	52.4	17.2
0.033	77	12	39.3	72.4	28.6	32	72	25.3
0.033	84	12	45.5	114.7	57.1	39.4	98	41.8
0.067	55	12	58.0	94.5	37.8	48.9	88.5	24.9
0.067	77	12	60.4	102.7	40	54.2	114.8	36.3
0.067	84	12	67.8	147.5	70.8	66.7	159.8	65.2
0.033	55	16	50.2	84.9	26.9	94.8	70.3	14.6
0.033	77	16	50	86.3	27.8	40	93.7	22.3
0.033	84	16	52.6	127.4	51.8	48.8	128.6	30.3
0.067	55	16	75.1	114.4	31.8	61.6	114.3	19.9
0.067	77	16	76.4	123.7	33.9	67.9	148.9	30.4
0.067	84	16	83.2	167.7	59.7	82.8	209.3	60.6

Table.4 Actual and predicted cutting-forces in endmill-part

5. 결론

볼엔드밀에 가공에서 절삭날의 3차원 미소절삭현상을 규명하고 날 형상의 기하학적 해석을 통하여, 절삭력 예측모델을 개발하였다. 이 모델은 간단하면서도, 절삭력을 더욱 정확하게 산출할 수 있다.

모델의 시뮬레이션 결과와 실험결과로 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 각 절삭조건에 따라 비절삭력과 미소절삭영역을 정의함으로써 오차가 15%이내인 정확한 절삭력 예측이 가능해 졌다.
2. 볼 부분과 엔드밀 부분으로 나누어 보다 정확한 절삭력 계산 방법을 제시하였다. 볼 엔드밀은 볼 부분뿐만 아니라, 엔드밀 부분에서도 절삭이 일어나게 되는데, 즉 볼반경보다 절삭깊이가 큰 경우에도 절삭력을 쉽게 구할 수 있었다.
3. 비절삭력을 공작물의 강도와 절삭날당 이송의 함수로 정의함에 따라 힘의 예측이라는 점에서 절삭력 예측을 가능하게 하였고, 비절삭력 측정방법을 제시함으로써 절삭가공시 절삭조건을 쉽게 선정할 수 있게 되었다.

參 考 文 獻

- 1) 박희덕, 양민양, " 볼엔드밀에 의한 곡면가공의 절삭력 예측에 관한 연구 ", 대한기계학회논문집, 1989년, 제13권, 제3호, pp433~442.
- 2) J. Tlustý and P.Macneil, " Dynamics of cutting forces in end milling ", Ann. CIRP, Vol.24, No.1, pp20~25.
- 3) W.A.Kline and R.E.Devor and J.R.Lingberg, " The Prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts.", Int.J.Mach. Tool Des. Res., 23(2/3) 1983, pp123~140.
- 4) W.A.Kline and R.E.Devor, The effect of runout geometry and forces in end milling, Int.J.Mach.Tool Des.Res., 1982, pp7~22.
- 5) 박희덕, 양민양, " The prediction of cutting forces in ball end milling. J.Mach. Tool Manuf., 31(1), 1991, pp45~54
- 6) Y.Fujii and T.Terai, Ball-end mills simulator-Simulation of cutting forces, J.Japan Soc, Prec.Eng.(in Japanese), 54(12) 1988, pp2301~2306.
- 7) S.H.Chiang and C.M.Tsai, A.C.Lee " Analysis of cutting forces in ball-end milling, 1993, Chiao Tung, Univ.
- 8) (주) 한국야금, "코로오이 절삭공구", 1994, pp329~349.