

# 엔드밀의 정적 강성에 관한 연구

## A Study on the Static Rigidity of the End Mill

이상규(건국대 대학원), 고성림(건국대 기계설계학과)  
Sang-Kyu Lee (Graduate School, Konkuk Univ.), Sung-Lim Ko (Konkuk Univ.)

### ABSTRACT

The deflection of an end mill is very important in machining process and cutting simulation because it affects directly workpiece accuracy, cutting force, and chattering. In this study, the deflection of the end mill was studied both experimentally and by using finite element analysis. And the moment of inertia of radial cross sections of the helical end mill is calculated for the determination of the relation between cross section and rigidity of the tools. Using the Bernoulli-Euler beam theory and the concept of equivalent diameter, a deflection model is established, which includes most influence from tool geometry parameters. It was found that helix angle attenuates the rigidity of the end mill.

Key Words : End Mill(엔드밀), Rigidity(강성), Equivalent Tool Diameter(유효 공구 직경), Center of Force(힘의 작용점), FEM(유한 요소 해석), Deflection Model(처짐식), Moment of Inertia(단면 2차 모멘트)

### 1. 서론

엔드밀을 이용한 절삭가공에 있어서, 공구의 처짐은 가공 정밀도에 큰 영향을 줄 뿐 아니라, 채터링의 발생 요인이 되는 등 절삭조건 선정에서 대단히 중요한 요소이다.

따라서 엔드밀의 처짐과 그 영향을 분석하기 위하여 많은 연구가 행해졌다. 공구의 처짐이 발생하게 되면 표면 정밀도는 저하되지만[1], 순간 절삭력의 크기와 채터링의 발생은 감소하게 된다[2]. 이와 같이 공구의 처짐이 절삭성능에 있어서 매우 중요한 요소이기 때문에 엔드밀 절삭과정에 대한 시뮬레이션을 수행할 때에는 엔드밀의 처짐을 함께 고려하는 것이 일반적이다[3,4,5,6].

이 때문에 적절한 처짐 모델의 수립이 매우 중요하며, 이를 위하여 Oxford가 행한 드릴 단면 윤곽에 내접하는 최대 원에 의한 강성 비교 연구[7]와 콜렛부의 처짐을 일정한 계수로 가정 한 모델[2], Tlusty가 행한 4날짜리 엔드밀에 대한 공구 직경에 내접하는 정사각형으로의 근사[8], Kops의 FEM 해석에 의한 유효직경의 선정[9], Fujii의 공구 단면의 2차모멘트에 의한 처짐량 모델의 수립[10]과 같은 연구가 수행되었다. 그러나 최근에 초경합금 공구가 널리 적용되면서, 공구의 단면형상과 날수, 헬릭스 각이 매우 다양하게 변화하는 추세이기 때문에 기존의 결과를 그대로 사용할 경우 정밀한 절삭 시뮬레이션 결과를 기대하기에는 무리가

따른다.

따라서 공구의 형상변화에 따른 공구강성을 보다 정확히 예측하기 위하여 공구의 형상을 대표하는 몇 개의 매개변수와 유효공구직경과의 관계를 해석한다. 이를 위해서 공구의 단면 형상 정보를 이용하여 단면 2차 모멘트를 계산하고, 날부의 축 직각 단면에서 발생하는 강성의 이방성에 대하여 해석하였다. 또 헬릭스 각과 유효직경과의 관계를 분석하기 위하여 다양한 공구형상에 대한 유한요소해석을 수행하였다.

이러한 결과를 이용하여 다양한 공구형상을 표현하는 헬릭스 각, 공구 날부의 길이, 생크부의 길이, 탄성계수, 절삭력 중심, 유효직경, 공구 날부의 단면 형상을 매개변수로 하는 처짐 모델식을 수립하였다. 수립된 처짐 모델은 공구형상의 변화에 의한 공구강성의 변화를 보다 정확히 예측할 수 있을 것으로 생각되며, 모델의 타당성을 검증하기 위하여 시판중인 공구를 이용한 정적 처짐 실험을 수행하고 그 결과를 비교하였다.

### 2. 사각형 요소를 이용한 단면 2차 모멘트의 계산

엔드밀의 복잡한 단면 형상으로 인하여 날부에 대한 단면 2차 모멘트를 해석적으로 계산하는 것은 지나치게 복잡해진다. 따라서 본 연구에서는 엔드밀의 단면을 미소단면

으로 나누어, 각각의 사다리꼴에 대한 단면 2차 모멘트를 구한 후 그 결과를 모두 더하여 전체 단면에 대한 단면 2차 모멘트를 구한다. 이 방법은 계산이 쉽고 빠를 뿐만 아니라 공구의 이방성에 대한 해석을 쉽게 수행할 수 있다는 장점이 있다.

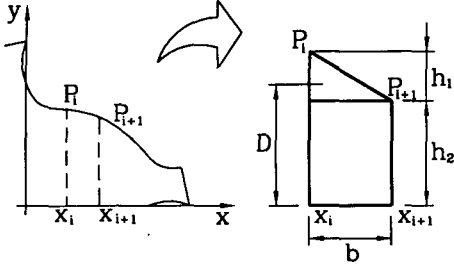


Fig.1 Discrete Calculation of Moment of Inertia

Fig.1에서 윤곽선 상에 위치하는 연속된 두 개의 점  $P_i, P_{i+1}$ 에서  $x$ 축 상으로  $y$ 축에 평행하는 두 개의 직선을 그을 수 있다. 이 때 두 점  $P_i, P_{i+1}$ 와  $x$ 절편  $x_i, x_{i+1}$ 로 이루어지는 사다리꼴을 날부의 단면 2차 모멘트의 계산을 위한 미소요소로 생각할 수 있다. 만일  $P_i, P_{i+1}$ 의 부호가 반대라면, 두 점을 지나는 직선과  $x$ 축과의 교점을 구하여 두 개의 삼각형 요소로 나누어 생각한다.

임의의 미소요소에 대하여 Fig.1의 오른쪽 그림과 같이 사각형과 삼각형으로 분리하여 생각하면, 삼각형 요소는 사각형 요소에서 높이  $h_2$ 가 0인 특수한 경우로 생각할 수 있으므로, 하나의 일반식으로 모든 형태의 요소에 대한 단면 2차 모멘트를 구할 수 있다. 평행축 정리를 이용하면 미소 단면 2차 모멘트는 (1)식을 이용하여 얻을 수 있다. 식 (1)에서  $D$ 는 삼각형 요소의 도심에서  $x$ 축까지의 거리이고,  $b$ 는 너비이다.  $h_1$ 은 삼각형 요소의 높이이고,  $h_2$ 는 사각형 요소의 높이이다.

$$I_{xx,i} = \frac{bh_1^3}{36} + \frac{bh_1D^2}{2} + \frac{bh_2^3}{3} \quad (1)$$

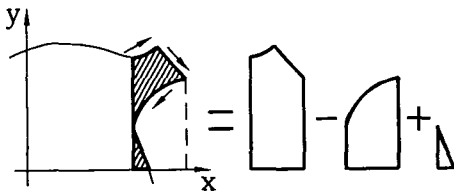


Fig.2 Summation of Moment of Inertia in Each Element

전체 단면 2차 모멘트를 구하기 위해서는 공구를 Fig.2와 같이  $x$ 축상에 중첩되는 미소 요소로 생각할 필요가 있다. 만일 윤곽선 상의 점  $P$ 를 시계방향으로 연속하여 나타낸다면, 식 (2)와 같이 점  $P_i, P_{i+1}$ 가 오른쪽 방향(R)으로 진행하면 더해 주고,  $P_i, P_{i+1}$ 가 왼쪽 방향(L)으로 진행할 때는 빼줌으로써 공구 전체의 단면 2차 모멘트를 계산한다.

$$I_{xx} = \sum_{i=1}^N I_{xx,i}(R) - \sum_{i=1}^N I_{xx,i}(L) \quad (2)$$

식(1)과 식(2)를 이용하여 다음과 같은 2날, 4날을 갖는 공구의 날부에 대하여 단면 2차 모멘트를 계산하였다. 사용된 공구는 OSG사의 제품으로서 규격은 다음과 같다.

Table 1. Geometry Parameter of End Mills

No.	Diameter (mm)	Helix Angle	Length of cutter(mm)	No. of tooth	Total Length (mm)
1	8	30°	35	2	75
2	8	30°	35	4	75
3	10	30°	45	2	90
4	10	30°	45	4	90
5	12	30°	55	2	105

날부의 단면을 측정하기 위하여 엔드밀을 절단하여 연삭기로 평면가공을 한 후, 형상 프로젝터를 이용하여 단면의 윤곽점을 측정하였다. 이 때 형상의 정확성을 위하여 각 점의 거리는 1mm 이내로 설정하였다. Table 1의 3,4번 엔드밀에 대하여 날부의 단면을 측정하여 예는 Fig.3과 같다.

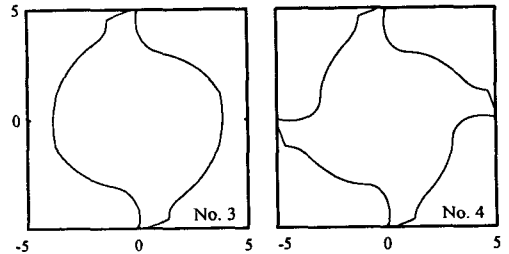


Fig.3 Representation of Cross Sections in End Mill No.3 and No.4

Fig.3에서 두 날의 경우에는 2차 모멘트가 이방성을 가지고 있음을 직관적으로 알 수 있다. 그러나 3날 이상의 경우에는 단면 형상의 대칭성으로 인하여 단면 2차 모멘트의 이방성이 존재하지 않는다[10].

Fig.4는 본 연구에서 제시한 단면 2차 모멘트 계산 알고리즘을 이용하여 Table 1의 공구에 대하여 단면을 10°씩 회전시키면서 2차 모멘트를 계산한 결과를 그래프로 나타낸 것이다.

Fig.4에서 2날짜리 엔드밀의 단면 2차 모멘트는 180°를 주기로 하여 최대값과 최소값이 약 50% 내외의 큰 폭으로 변화하는 것을 알 수 있다. 실제 사용되는 공구에서는 헬릭스각을 따라 단면 2차 모멘트의 최소값과 최대값이 각 방향으로 중첩되므로 강성의 이방성의 영향이 어느 정도 상쇄되지만, 공구의 길이가 짧을 때에는 헬릭스각의 영향이 상대적으로 감소하게 되어, 이방성의 영향을 무시할 수 없을 것으로 생각된다. 또 4날짜리 엔드밀의 경우에는 단면의 방향에 따른 이방성이 존재하지 않음을 알 수 있다.

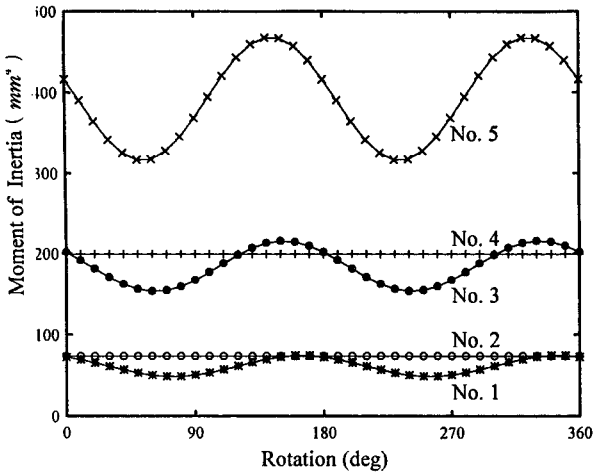


Fig.4 Comparison of Moment of Inertia

### 3. FEM 해석에 의한 Helix Angle의 영향

본 연구에서는 임의의 공구에 대하여 Helix Angle의 영향을 확인하기 위하여 상용 유한요소 해석 프로그램인 PATRAN을 사용하였다. Table 1에 나타난 공구와 동일한 날-단면을 가지도록 설정하고, 헬릭스각을 15°, 30°, 45°, 60°로 변화시키면서 엔드밀을 3차원으로 모델링하여 유한

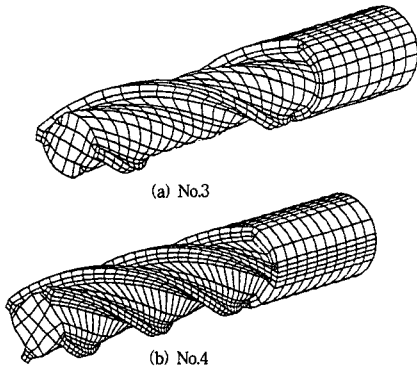


Fig.5 FEM Mesh Generation

요소 해석을 수행하였다. Mesh 생성 결과는 Fig.5와 같다.

공구에 사용된 고속도강의 열처리 후 탄성계수는 215.72GPa이고, 경계조건은 공구끝단의 변위를 0으로 가정하였다. 하중은 5Kg의 집중하중을 가하였고, 하중의 작용점 ( $cf_x$ )는 Table 1의 1,2의 경우에는 고정단으로부터 36.5mm인 점에, 3,4는 49.5mm되는 점에 작용시켰다.

이 때 유한 요소 해석 결과와 실험값을 비교하기 위해서 공구를 스피들에 장착하는데 필요한 길이와 센서를 장착하는 위치를 고려하여 모델링시 직경 8mm인 엔드밀의 고정단으로부터의 공구길이를 46mm로 설정하고, 직경 10mm의 경우에는 59mm로 설정하여 해석을 수행하였다.

유한 요소 해석에 의한 Helix Angle의 변화와 최대처짐

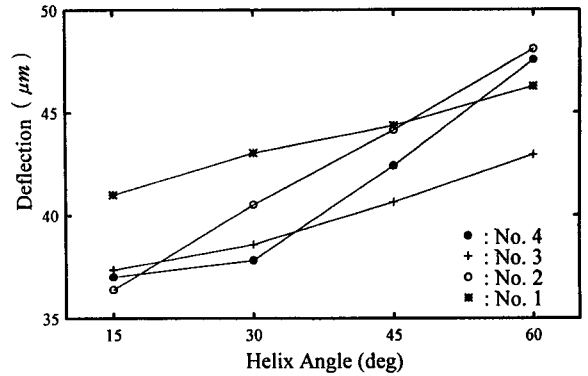


Fig.6 Relation of Helix Angle and Deflection by Finite Element Analysis

량과의 관계는 Fig.6과 같다. Fig.6에서 헬릭스각과 처짐량의 관계는 날의 개수에 따라 유사한 기울기를 갖는 것을 알 수 있다. 또 동일한 직경을 갖는 No.1과 No.2를 비교해 보면, Helix Angle이 작을 때 4날짜리 엔드밀이 더 큰 공구강성을 가지는 것을 알 수 있고, Helix Angle이 클 때에는 2날짜리 엔드밀이 더 큰 공구 강성을 갖는 경향을 보인다. 이러한 경향은 No.3과 No.4의 경우에도 동일하게 나타난다.

4날짜리 엔드밀이 더 큰 기울기를 갖는 것은 4날의 경우 2날보다 내접원의 크기가 더 작으면서도 단면 2차 모멘트가 더 큰 데서 원인을 찾을 수 있다. 원점에서 멀리 떨어진 날끝부의 면적과 2차모멘트는 거리의 제곱에 비례하므로 날의 개수와 날끝부의 면적이 클수록 2차 모멘트는 증가하지만, 헬릭스 각에 의하여 날끝부의 강성은 크게 감소하는 것으로 생각된다. 따라서 헬릭스 각이 커질수록 날끝부의 강성이 감소한다고 가정하면, 헬릭스각의 증가에 따라 공구의 강성은 감소하게 되고 내접원의 비가 클수록 헬릭스각에 따른 강성감소의 기울기는 둔화될 것으로 보인다. 그 밖에 동일한 내접원을 가질 때에는 단면의 직경이 최소가 되는 점이 많을수록, 즉 날의 개수가 많을수록 강성감소 기울기가 증가하는 것으로 생각된다.

### 4. 처짐모델의 수립과 유효직경의 선정

엔드밀은 날부와 샹크부로 이루어져 있고, 날부와 샹크부 사이에는 과도구간이 존재한다. 이와 같은 복잡한 엔드밀의 처짐량을 예측하기 위하여 여러 개의 서로 다른 유효직경을 갖는 원형봉이 연결된 것으로 가정하면, Fig.7과 같은 모델로 표현할 수 있다. 유효직경이란 계산의 편의를 위하여 도입한 개념으로서, 동일한 경계 조건하에서 공구와 동일한 최대 처짐량을 갖는 원형봉의 직경으로 정의한다. Fig.7에서 집중하중 P가 고정단으로부터  $cf_x$ 만큼 떨어진 곳에 작용하고 있을 때, 각 요소의 점  $Q_i(x_i, 0)$ 에서의 처짐각  $\phi_i$ (rad) 및 처짐량  $y_i$ 는 점  $Q_{i-1}(x_{i-1}, 0)$ 를 원점으로

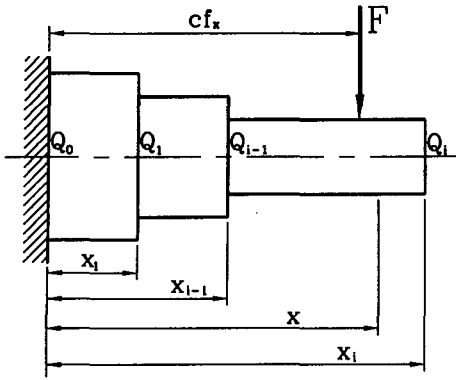


Fig.7 Model of Endmill Deflection

하여 식 (3),(4)와 같이 계산된다. 식 (4)에서 임의의 거리  $x$ 에서의 날부의 처짐량( $y_c$ )을 계산하려 할 때에는  $x_i$  항에  $x$ 를 대입하면 된다.

$$\phi_i = \frac{P}{2EI} \{2(cf_x - x_{i-1})(x_i - x_{i-1}) - (x_i - x_{i-1})^2\} \quad (3)$$

$$y_i = \frac{P}{6EI} \{3(cf_x - x_{i-1})(x_i - x_{i-1})^2 - (x_i - x_{i-1})^3 + \langle x_i - cf_x \rangle^3\} \quad (4)$$

얻어진 각 요소의 처짐량과 처짐각을 이용하여 고정점  $Q_0(0,0)$ 를 원점으로 하는 점  $Q_i(x_i,0)$ 에서의 처짐량은 식 (6)을 이용하여 얻을 수 있다[10].

$$\phi_i = \sum_{j=1}^i \phi_j \quad (5)$$

$$Y_i = \sum_{j=1}^i \{y_j + (x_i - x_{j-1})\phi_{j-1}\} \quad (6)$$

식 (6)을 사용하여 처짐량을 구하기 위해서는 먼저 날부의 유효직경을 결정할 필요가 있다. 이를 위하여 본 연구에서는 공구 단면 형상과 헬릭스각에 따른 유효직경의 경향을 분석한다.

앞에서 얻어진 Fig.4의 단면 2차 모멘트 값은 헬릭스각이  $0^\circ$ 인 엔드밀의 날부 단면 2차 모멘트라고 생각할 수 있다. 또한 공구의 길이가 어느 정도 길 때 헬릭스각의 영향에 의하여 공구의 이방성의 영향이 중화된다고 생각되므로, 평균값으로부터 날부의 유효직경을 계산할 수 있다. 공구에 대한 단면 2차 모멘트를 알고 있을 때, 식 (7)을 이용하여 유효직경을 계산한다.

$$(D_{eq})_0 = \sqrt[4]{64 \frac{I_{xx}}{\pi}} \quad (7)$$

식 (7)을 이용하여 Table 1의 공구에 대하여 유효직경을 계산한 결과는 Table 2와 같다. 날부의 유효직경은 내접원의 비나, 날의 개수와 뚜렷한 선형적인 관계를 가지지 않고 각각의 단면형상에 따라 결정되는 것을 알 수 있다.

Table 2. Equivalent Diameter in  $0^\circ$  Helix Angle End Mill by Cross Section Analysis

No.	1	2	3	4	5
Inscribed Dia.(mm)	5.12	4.97	6.44	6.24	7.44
Ratio( $D_{ins}/D$ )	0.64	0.62	0.64	0.62	0.62
Equivalent Dia.(mm)	5.95	6.22	7.83	7.99	9.46
Ratio( $(D_{eq})_0/D$ )	0.74	0.78	0.78	0.80	0.79

엔드밀의 처짐량으로부터 유효직경을 선정하기 위하여 Fig.7의 모델에서 엔드밀을 생크부와 날부의 두 개의 구간으로 단순화하여 생각한다.  $i$ 를 2로 놓으면 식 (4)에서 측정점  $x_i = x_2$ 이고, 날부의 처짐량  $y_2$ 는 식 (8)과 같이 나타낼 수 있다.

$$y_2 = \frac{PA}{6EI} \quad (8)$$

$$\text{이때, } A = 3(cf_x - x_1)(x_2 - x_1)^2 - (x_2 - x_1)^3 + (x_2 - cf_x)^3$$

식 (6)으로부터  $i=2$ 로 놓고 정리하면, 엔드밀의 전체 처짐량은 식 (9)와 같이 나타낼 수 있다.

$$Y_2 = y_1 + L_2 \phi_1 + y_2 \quad (9)$$

이 때,  $y_1$ 과  $\phi_1$ 은 생크부의 직경  $D_1$ 과 길이  $L_1$ , 날부의 길이  $L_2$ 로부터 계산할 수 있는 값이고, 공구 끝단에서의 처짐량  $Y_2$ 는 실험이나, 유한요소해석에서 얻는 결과값이다. 따라서 알고 있는 값을 우변으로 보내면, 미지수  $y_2$ 에 대하여 다음과 같은 식을 얻는다.

$$y_2 = Y_2 - y_1 - L_2 \phi_1 \quad (10)$$

식 (10)과 식 (8)을 연립하여 유효직경  $D_{eq}$ 에 대하여 풀면, 다음과 같은 결과를 얻는다.

$$D_{eq} = 2 \sqrt[4]{\frac{2P}{3\pi E(Y_2 - y_1 - L_2 \phi_2)}} A \quad (11)$$

Fig.6의 유한 요소 해석 결과로부터 얻은 처짐량  $Y_2$ 로부터 식 (11)을 이용하여 헬릭스각의 변화에 따른 유효직경값을 계산한다.

날부의 단면 2차 모멘트로부터 헬릭스각이  $0^\circ$  일 때의 유효직경,  $(D_{eq})_0$ 는 Eq.(7)로부터 계산하고, FEM해석을 통하여 얻은 처짐량의 결과로부터 헬릭스 각이  $15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ 일 때의 유효직경  $(D_{eq})$ 는 Eq.(11)로부터 계산하여 모두 정리하면, Fig. 8과 같다.

이와 같은 결과로부터 공구의 유효직경은 단면 2차 모멘

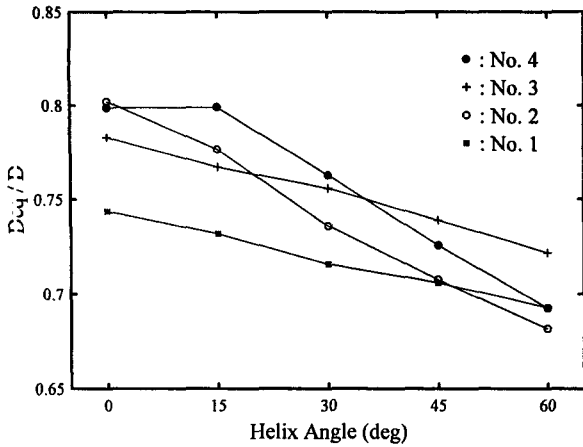


Fig.8 Variation of Equivalent Diameter according to the change of Helix Angle

트의 평균값으로부터 얻은 유효직경과 헬릭스각과 밀접한 관계를 갖는다는 것을 알 수 있다.

그러나 본 연구결과만으로는 헬릭스 각에 의한 공구 강성의 감소율이 날의 개수에 따라 다른 것인지 내접원이나 유효직경의 비에 의한 것인지가 분명하지 않다. 엔드밀 단면의 복잡한 형상으로 인하여 헬릭스각에 따른 강성의 감소가 어떤 매개변수의 영향을 받는지 확실하지는 않지만, 날의 개수( $n$ )와 내접원의 비( $r$ )와 일정한 관계를 갖는 것으로 보인다. Fig.8에서 헬릭스각에 따른 유효직경의 감소가 선형적이라고 가정하면, 임의의 헬릭스각에 대한 유효직경( $D_{eq}$ )을 식 (12)와 같이 나타낼 수 있다. 식 (12)에서 ( $D_{eq}$ )<sub>0</sub>는 헬릭스각이 0°일 때의 유효직경이고,  $f$ 는 날의 개수  $n$ 과 내접원의 비  $r$ 과 같은 공구 단면 형상에 의하여 결정되는 음의 계수이다.

$$D_{eq} = (D_{eq})_0 + f(n, r) \times H_x \quad (12)$$

Fig.8에서 2날 엔드밀의 경우에 기울기  $f$ 는 0.007, 0.01의 값을 갖고, 4날 엔드밀의 경우에는 0.016, 0.018로 2날보다 2배 내외의 큰 값을 가지므로 기울기는 날의 개수와 밀접한 관계에 있다고 말할 수 있다. 이러한 결과로부터 추후의 연구를 통하여 날의 개수와 내접원의 비( $r = D_{int}/D$ )를 다양하게 변화시키면서 많은 해석을 수행해야만, 헬릭스 각에 따른 강성 감소 기울기  $f(n, r)$ 에 대한 관계식을 수립할 수 있다고 생각된다.

## 5. 실험 및 결과

치짐 모델의 검증은 위하여 Table 1의 공구를 Fig.9와 같은 조건으로 설치하고, 5kgf의 정하중을 가한 상태에서 치짐량을 측정하는 실험을 수행하였다. 치짐량의 측정을 위

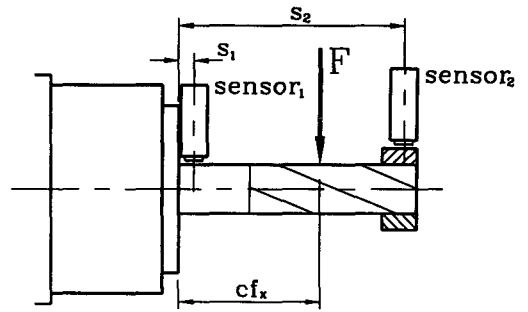


Fig.9 Experiment Setup

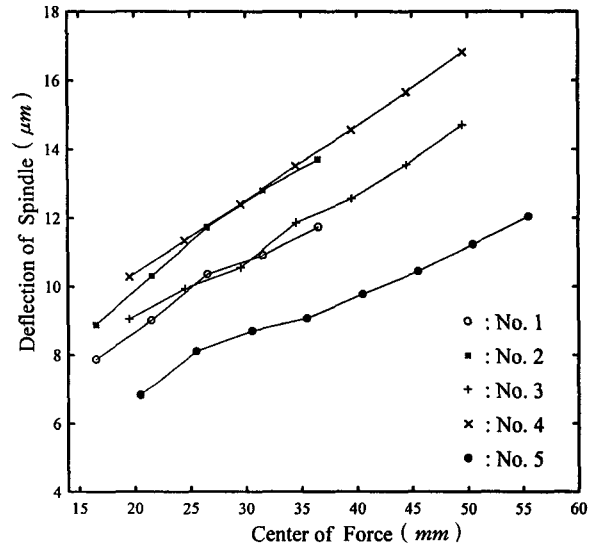


Fig.10 Deflection at Spindle

해서 Capacitec사의 HPT-75 type의 비접촉 Eddy Current Type의 Gap Sensor를 사용하였고, Amplifier로는 Capacitec사의 4100-SL Board를 사용하였다. Fig.9에서 센서의 위치  $s_1$ 은 4mm,  $s_2$ 는 직경이 8mm일 때 36.5mm, 10mm일 때 49.5mm, 12mm일 때는 55.5mm로 고정시킨 상태에서 실험을 진행하였고, 5Kgf의 하중의 작용점은 다양하게 변화시켰다.

Fig.10은 센서 1에서 측정된 변위를 하중의 작용점, 즉 작용하는 모멘트의 크기에 따라 나타낸 결과이다. Fig.9에서  $s_1$ 의 크기가 작으므로 Fig.10의 절대값을 스피들부에서 발생하는 치짐량으로 가정하면, 그 크기가 이론적 해석에 의한 공구 치짐량에 대하여 25% 정도인 것을 알 수 있다.

Fig.11의 치짐량은 센서2의 변위에서 센서1에서 얻은 변위를 빼 준 값이다. 따라서 Fig.11은 엔드밀의 날부 자체에서 발생한 치짐량과 이론식에 의한 치짐량을 비교한 결과이다. Fig.11에 의한 치짐값은 공구만의 치짐을 계산한 이론값과 2배 이상의 차이가 나는 것을 알 수 있다. 이러한 큰 오차가 발생하는 이유는 스피들부의 치짐이 단순히 변위만을 발생시키는 것이 아니라, 각 변위도 유발하기

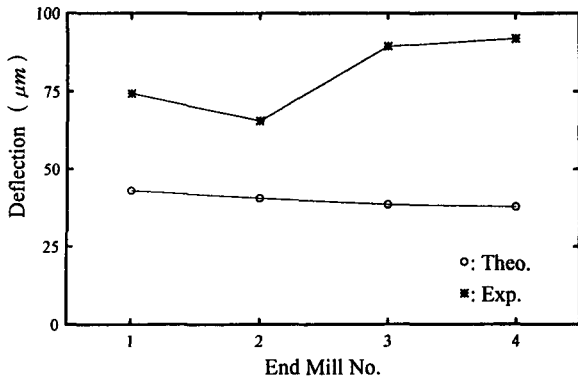


Fig.11 Comparison of Experimental and Simulated Deflections of End mill

때문인 것으로 생각된다.

만일 스피들에서 각변위가 발생하게 되면, 식 (6)에서 알 수 있듯이 공구의 길이와 각변위가 서로 곱해져서 전체치짐량에 포함된다. 따라서 Fig.11에서 나타난 오차 발생의 직접적인 원인은 스피들의 각변위이다. 실험에 사용한 스피들이 3 Jaw type이었기 때문에 Spring Collet type을 사용할 경우 그 양이 어느 정도 감소할 것으로 보이나, 스피들부에서 미소한 각변위가 발생하더라도 공구의 길이에 의하여 끝단에서는 상당히 큰 치짐이 발생하므로, 밀링 가공에 대한 시뮬레이션을 행할 때에는 스피들의 치짐을 반드시 고려해 주어야 할 것으로 생각된다.

또한 Fig.10에서 스피들부의 치짐량은 하중의 작용길이, 즉 모멘트에 비례하여 증가하는 것을 알 수 있다. Fig.11에서 No. 1,2에 비하여 No. 3,4가 오차가 더 큰 경향을 갖는 것으로부터, 스피들부의 각변위도 모멘트에 비례하여 증가하는 경향을 가지는 것으로 생각된다. 따라서 스피들의 치짐량과 각변위도 유효직경과 유효길이를 도입하여 이론적으로 계산할 수 있을 것으로 보인다.

그러나 스피들의 종류와 형상이 매우 다양하고, 유효길이와 유효직경을 결정하는 형상 변수의 선정에 필요한 해석 결과가 부족하기 때문에, 일반적인 유효직경 및 유효길이의 선정방법 수립을 위해서는 추후 더 많은 연구가 필요하다고 생각된다.

## 6. 결론

1. 공구의 단면 형상으로부터 임의 방향에 대한 단면 2차 모멘트를 계산할 수 있는 알고리즘을 개발하였다.
2. 유효요소해석을 통하여 헬릭스각의 변화에 따른 공구장성의 감소 경향을 분석하였다.
3. 헬릭스각과 단면형상에 따라 유효직경을 계산하는 모델을 수립하고, 이를 통하여 엔드밀의 날부길이, 생크부의 길이, 유효직경 등의 다양한 형상 매개 변수를 이용하여 치짐량을 예측할 수 있는 모델을 수립하였다.

4. 다양한 형태의 공구에 대하여 치짐모델을 이용하여 이론적인 공구의 치짐량을 예측하고 이것을 이용하여 실험결과를 분석하였다.

5. 실험값과 이론값의 차이는 스피들의 치짐과 함께 발생하는 각변위 때문에 발생하는 것으로 생각되며, 스피들의 유효길이와 유효직경을 이용하여 그 차이를 보정할 수 있다고 생각된다.

## 참고 문헌

1. W. A. Kline, R. E. Devor, J. R. Shareef, 1982, "The Prediction of Surface Accuracy in End Milling", Trans. of J. of Eng. for Ind., Vol. 104, pp. 272-278
2. J. Tlustý, M. Elbestawi, 1979, "Constraints in Adaptive Control with Flexible End Mills, Annals of CIRP, Vol. 28, No. 1, pp. 253-255
3. W. P. Wang, 1987, "Application of Solid Modeling to Automatic Machining Parameters for Complex Parts", Proc. 19th CIRP Int. Sem. on Mfg. Systems, Penn State, pp. 33-37
4. S. Takata, M. D. Tsai, M. Inui, T. Sata, 1989, "A Cutting Simulation System for Machinability Evaluation Using a Workpiece Model", Annals of CIRP, Vol. 38, No. 1, pp. 417-420
5. W. A. Kline, R. E. Devor, J. R. Lindberg, 1982, "The Prediction of Cutting Forces in Endmilling with Application to Cornering Cuts", Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol 22, pp. 7-22
6. 이상규, 고성림, "엔드밀 가공시 공구 변형을 고려한 표면 형성 해석", 한국정밀공학회 '96년도 춘계학술대회 논문집, pp. 119-124
7. J. Tlustý, P. Macneil, 1975, "Dynamics of Cutting Forces in End Milling", Annals of CIRP, Vol. 24, No. 1, pp. 21-25
8. L. Kops, D. T. Vo, 1990, "Determination of the Equivalent Diameter of an End Mill Based on its Compliance", Annals of CIRP, Vol. 39, No. 1, pp. 93-96
9. C. J. Oxford Jr., "A Review of Some Recent Development in the Design and Application of Twist Drills", Proc. 8th Int. M.T.D.R. Conf., 1967, p855
10. Yoshiya Fujii, Hiroyasu Iwabe, "Cross Sections and Flexural Rigidity of Helical End Mills", JSPE, Vol. 49, No. 6, pp. 45-50