

정면밀링가공에서 쟁기력을 고려한 3차원 절삭력 모델링

권원태*, 김기대*

A Mechanistic Model for 3 Dimensional Cutting Force Prediction Considering Ploughing Force in Face Milling

Woo-Tae Kwon*, Gi-Dae Kim*

Abstract

Cutting force is obtained as a sum of chip removing force and ploughing force. Chip removing force is estimated by multiplying specific cutting pressure by cutting area. Since ploughing force is caused from dullness of a tool, its magnitude is constant if depth of cut is bigger than a certain value. Using the linearity of chip removing force to cutting area and the constancy of ploughing force regardless of depth of cut which is over a certain limit, each force is separated from measured cutting force and used to establish cutting force model. New rotation matrix to convert the measured cutting force in reference axes into the forces in cutter axes is obtained by considering that tool angles are projected angles from cutter axes to reference axes. Spindle tilt is also considered for the model. The predicted cutting force estimated from the model is in good agreement with the measured force.

Key Words : 3 Dimensional Cutting Force(3차원 절삭력), Ploughing Force(쟁기력), Face Milling(정면밀링), Projected Tool Angle (투영공구각)

1. 서론

정면밀링은 표면거칠기가 우수하고 비교적 컨트롤이 쉬운 가공방법으로, 평면의 가공이 필요한 여러 금속가공분야에 널리 사용되고 있다.

이러한 정면밀링에서의 절삭력은 공작기계의 주축을 비롯한 제품설계, 절삭공구의 효율적인 설계에 가장 기본적으로 들어가야 할 설계인자이고, 공작기계의 자동진단, 적응제어 등에서 유용하게 사용되는 상태감시의 판단근거이며⁽¹⁾ 공작기계의 설계 및 모터의 동력결정에 유용하게 사용

* 서울시립대 기계정보공학과
(권원태 kwon@uos.ac.kr)
* 대구가톨릭대학교 기계자동차공학부

될 수 있다. 과도한 절삭력은 공작기계 부품이나 설비, 절삭 공구에 손상을 줄뿐만 아니라 공작물의 형상정밀도나 표면 거칠기에 좋지 않은 영향을 준다. 절삭조건을 신중하게 선정하면 절삭력은 줄어드나 생산성, 효율성의 감소를 수반하므로 주어진 요구조건을 만족시키는 최적의 절삭조건을 선정하기 위하여 절삭력을 정확히 예측하는 것이 필요하다.

정면밀링 절삭력 해석의 주류는 크게 두 가지로 나뉜다. 하나는 선삭에서의 2차원 절삭모델을 정면밀링에 그대로 적용시키는 해석적인 방법이고, 다른 하나는 미변형칩 단면적과 주절삭분력이 비례한다고 보고 비절삭 저항을 구해 절삭력을 예측하는 역학적인 방법이다. 전단응력 이론은 2차원 절삭이 절삭속도 방향과 칩 유출속도 방향이 이루는 면에서 이루어진다는 가정에서 시작하는 것과 절삭날에 수직인 평면에서 이루어진다고 보는 두 가지 견해가 있다. Kirk⁽²⁾는 전자의 이론을 적용하여 3차원 절삭력을 예측하였는데 이 때 알아야 하는 요소는 칩 유출각, 마찰각, 전단각, 전단응력 등이 있다. 여기서 전단응력은 재료 상수로 보기도 하지만 재료의 비틀림 실험에서 구한 전단응력보다 일반적으로 크게 나타나며, 칩 유출각의 결정은 칩 유출각이 경사각과 같다는 칩 유동법칙을 주로 사용한다. Usui⁽³⁾는 부절삭날의 영향을 고려하여 전단면을 구하고, 칩 유동법칙 대신에 에너지법칙을 사용하여 절삭에너지를 최소화하는 방향으로 칩이 흐른다고 가정하여 3차원 절삭을 해석하였다. Oxley⁽⁴⁾는 2차원 절삭의 해석에 있어서 공구면과 칩의 접촉부에서 미지의 마찰각 대신 칩 재료의 전단유동 응력으로 대체하였고 이 때의 전단 유동 응력은 변형률과 절삭 속도에 따른 온도 함수로 표현됨을 보였다. 그리고 Kline⁽⁵⁾등이 이를 3차원 절삭력 해석에 이용하였다. 또, Albrecht⁽⁶⁾는 2차원 절삭에서 쟁기력(Ploughing force)을 고려하여 절삭공구의 인선반경(edge radius)이 절삭력에 미치는 영향을 고려하였다.

이 논문에서는 정면밀링의 절삭력을 쟁기력과 칩제거력으로 분리하고 이에 따라 새로운 절삭력 예측 모델을 제시하였다. 칩제거력은 종전과 같이 절삭면적에 비례한다는 가정하에 절삭면적과 비절삭저항의 곱으로 구하였고, 쟁기력은 어느 정도 이상의 축방향 절삭 깊이가 되면 이 힘의 크기가 일정하다는 가정하에 절삭깊이의 증가에 무관하게 항상 존재하는 상수 값으로 구하였다.

2. 정면밀링의 절삭력

2.1 정면밀링의 이송방향 절삭두께 변화

정면밀링 커터 절삭날의 절삭 경로는 회전과 이송의 동시 운동에 의한 트로코이달(trochoidal) 곡선이지만, 일반적으로 날당 이송량이 커터의 반경에 비해 매우 작으므로 원호로 근사할 수 있다^{(7),(8)}. 따라서 순간 칩 두께(CI)는 공작물의 임의 절삭 위치에서 다음과 같다. 여기에서 f_i 는 날당 이송량, R 은 커터반경을 나타낸다.

$$CI(\theta) = R + f_i \sin \theta - \sqrt{R^2 - f_i \cos^2 \theta} \approx f_i \sin \theta \quad (1)$$

공구동력계의 좌표계의 X' , Y' , Z' 와 공구의 XYZ 좌표계의 관계는 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} F_{X'} \\ F_{Y'} \\ F_{Z'} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_X \\ F_Y \\ F_Z \end{bmatrix} \quad (2)$$

2.2 쟁기력과 비절삭저항을 이용한 절삭력 모델링

절삭력은 쟁기력과 칩제거력으로 나누어진다⁽⁶⁾. 쟁기력은 충분히 큰 날당이송에 대하여 상수이므로 이를 이용하여 비절삭저항과 쟁기력을 구한다. 또, 더 정확한 절삭면적을 구하기 위하여 새로운 공구각을 제시하고, 새로운 공구각을 적용하여 더 정확한 면적을 구한다.

2.2.1 절삭력의 모델링

X , Y , Z 방향으로 측정된 힘은 쟁기력과 칩제거력으로 나누어진다.

비절삭저항 K_T' , K_R' 은 Fu⁽⁹⁾가 제시한 방법을 따라 공구면에 수직인 방향을 K_T' , 공구면에 평행한 방향을 K_R' 로 설정하였다. 각 방향의 절삭력을 구하기 위한 절삭면적은 대부분의 경우 절삭단면을 사용하나 이는 근사화 된 면적이고 이렇게 구한 비절삭저항에 대하여 물리적 의미도 부여하기 어렵기 때문에 절삭면적은 공구면에 평행한 면적을 구하였다⁽¹⁰⁾. 그리고, Albrecht⁽⁶⁾가 제시한 쟁기력을 도입하여 쟁기력은 어느 정도이상의 칩두께에 대하여 상수이고 절삭깊이가 증가함에 따라서 쟁기력은 절삭깊이(l)에 비례한다고 생각하여 각 방향의 단위 길이당 쟁기력을 P_T' , P_R' 라 하였다.

$$F_{T'} = P_{T'} l + K_{T'} S \quad (3)$$

$$F_{R'} = P_{R'} l + K_{R'} K_{T'} S \quad (4)$$

여기서,

S : cutting area

l : edge length of the insert involved in cutting

$K_{T'}$: Specific cutting pressure

$K_{R'}$: Empirical constant relating radial force to tangential force

$P_{T'}$: Specific tangential ploughing force on tool face

$P_{R'}$: Specific Radial ploughing force on tool face

2.2.2 절삭면적의 결정

이 절에서는 공구각($\gamma_L, \gamma_R, \gamma_A$)을 이용하여 절삭면적을 구한다. 공구각은 리이드각, 축방향 경사각, 반경방향 경사각의 3개의 각도가 주어지는데, 이 각은 인서트 회전 각이 아니라 각축(T, R, A) 방향에서 투영된 각이다⁽¹¹⁾. 결국 기준 축에서 투영된 공구경사각을 얻기 위한 회전각을 구하기 위해서는 Fig. 2에서 제시된 새로운 각 $\theta_1, \theta_2, \theta_3$ 를 구해야 한다.

T', R', A' 축의 투영각이 각각 공구각($\gamma_L, \gamma_R, \gamma_A$)이고 T', R', A' 축은 서로 직교함을 이용하여 $\theta_1, \theta_2, \theta_3$ 를 구하면 다음과 같다.

$$\theta_1 = \tan^{-1} \left(\frac{\cos(\gamma_A) \tan(\gamma_R) - \sin(\gamma_A) \tan(\gamma_L) + \sin(\gamma_A) \tan(\gamma_R) \tan(\gamma_A)}{1 + \tan(\gamma_L) \tan(\gamma_R) \tan(\gamma_A)} \right) \quad (5)$$

$$\theta_2 = \tan^{-1} \left(\frac{\cos(\gamma_R) \tan(\gamma_L) - \sin(\gamma_R) \tan(\gamma_A) + \sin(\gamma_R) \tan(\gamma_L) \tan(\gamma_A)}{1 + \tan(\gamma_L) \tan(\gamma_R) \tan(\gamma_A)} \right) \quad (6)$$

$$\theta_3 = \tan^{-1} \left(\frac{\cos(\gamma_L) \tan(\gamma_A) - \sin(\gamma_L) \tan(\gamma_R) + \sin(\gamma_L) \tan(\gamma_A) \tan(\gamma_R)}{1 + \tan(\gamma_L) \tan(\gamma_R) \tan(\gamma_A)} \right) \quad (7)$$

여기서,

γ_L : Rotation angle of A to A' axis around T axis

γ_R : Rotation angle of R to R' axis around A axis

γ_A : Rotation angle of T to T' axis around R axis

결정된 $\theta_1, \theta_2, \theta_3$ 을 이용하여 T', R', A' 좌표계와 T, R, A 좌표계의 관계를 회전행렬법으로 나타내면 다음과

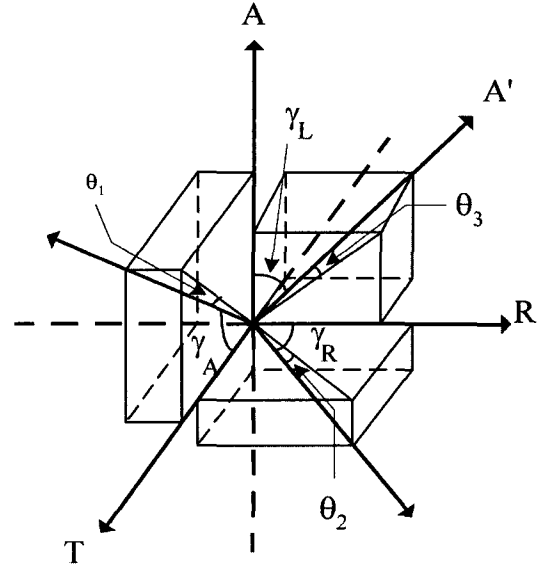


Fig. 1 Reference axes (T, R, A) and rotated axes whose projection angles are tool angles (T', R', A')

같다.

$$\begin{bmatrix} T \\ R \\ A \end{bmatrix} = [M]^{-1} \begin{bmatrix} T' \\ R' \\ A' \end{bmatrix} \quad (8)$$

여기에서,

$$[M]^{-1} = \begin{bmatrix} \cos(\gamma_A) \cos(\theta_1) & \sin(\gamma_R) \cos(\theta_2) & -\sin(\theta_3) \\ -\sin(\theta_1) & \cos(\gamma_R) \cos(\theta_2) & \sin(\gamma_L) \cos(\theta_3) \\ \sin(\gamma_A) \cos(\theta_1) & -\sin(\theta_2) & \cos(\gamma_L) \cos(\theta_3) \end{bmatrix} \quad (9)$$

식(9)은 다음과 같이 다시 쓴다.

$$[M']^{-1} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{bmatrix} \quad (10)$$

여기에서,

$$a_{11} = \cos \gamma_A \cos \theta_1$$

$$a_{12} = \sin \gamma_R \cos \theta_2$$

$$a_{13} = -\sin \theta_3$$

$$\begin{aligned}
 a_{21} &= -\sin \theta_1 \\
 a_{22} &= \cos \gamma_R \cos \theta_2 \\
 a_{23} &= \sin \gamma_L \cos \theta_3 \\
 a_{31} &= \sin \gamma_A \cos \theta_1 \\
 a_{32} &= -\sin \theta_2 \\
 a_{33} &= \cos \gamma_L \cos \theta_3
 \end{aligned}$$

절삭면적은 투영된 면적이라는 사실과, $[M']^{-1}$ 을 이용하면 그림 2, 3에서 절삭면적은 다음과 같이 구해진다.

$$\begin{aligned}
 S &= A_1' + A_2 \\
 A_1' &= r^2 (\alpha_3 - \alpha_2) + \frac{r \sin(\alpha_1) |\overline{DE}|}{2} \\
 &\quad - r^2 (\alpha_2 - \alpha_1) - r(r - g) \quad (11) \\
 A_2 &= f_i \sin(\theta) (d - c) \quad (12)
 \end{aligned}$$

여기서,

$$\begin{aligned}
 \alpha_1 &: \angle BED, \quad \alpha_2: \angle EDC = \angle DEC \\
 \alpha_3 &: \angle ADE, \quad \alpha_3 = \pi - \alpha_1 \\
 r &: \text{노즈 반경}
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 c &= -ra_{11}a_{13}^2 - ra_{12}a_{13}a_{23} + ra_{33}(1 - a_{13}^2) \\
 S &= A_1' + \frac{A_2}{\cos(\nu)} \quad (13)
 \end{aligned}$$

ν : RA 면과 R'A' 면의 이루는 각
 \overline{DE} : 날당 이송

2.2.3 쟁기력과 비절삭저항의 결정

정면 밀링의 절삭력은 칩제거력과 쟁기력의 합이다. 절삭력은 충분히 큰 미변형 칩두께와 절삭깊이에 대하여 쟁기력과 칩제거력이 모두 존재한다. 또, 쟁기력은 충분히 큰 미변형 칩두께(Uncut chip thickness)에 대하여 상수이므로 이를 이용하여 칩제거력을 분리한다.

공구 동력계로부터 측정된 힘 F_X, F_Y, F_Z 와 F_T, F_R, F_A 의 관계를 이용하여 F_T, F_R, F_A 를 구한다.

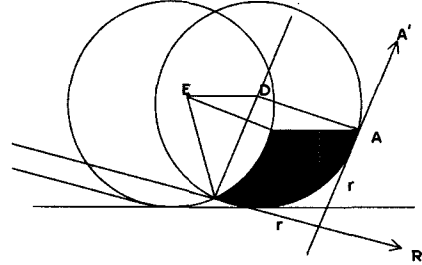


Fig. 2 Uncut chip area projected on the insert face

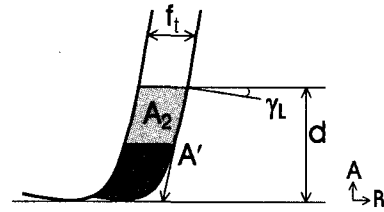


Fig. 3 Uncut chip area projected on the AR plane

$$\begin{pmatrix} F_T \\ F_R \\ F_A \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos(\theta) & \sin(\theta) & 0 \\ \sin(\theta) & -\cos(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} F_X \\ F_Y \\ F_Z \end{pmatrix} \quad (14)$$

TRA좌표계와 T'RA'좌표계의 관계에 따라 F_T', F_R', F_A' 을 구한다.

$$\begin{pmatrix} F_T' \\ F_R' \\ F_A' \end{pmatrix} = [M'] \begin{pmatrix} F_T \\ F_R \\ F_A \end{pmatrix} \quad (15)$$

쟁기력은 절삭깊이가 변함에 따라 상수이므로 깊이를 변화시켜 가면서 절삭력을 구한다. 식 (14), (15)을 통하여 T', R', A'축에 작용하는 절삭력을 구하고, 최소 자승법(Least Square Method)을 이용하여 식 (3), (4)에서 구하고자 하는 칩제거력과 쟁기력을 구한다. 절삭깊이 l은 다음과 같다.

$$l = \frac{d - c}{\cos(\gamma_L) \cos(\nu)} + r(\alpha_3 - \alpha_2) \quad (16)$$

3. 실험

3.1 실험 장치

절삭력 측정을 위하여 Kistler사의 9257B 공구동력계를 사용하였고, 측정된 절삭력은 HS-Das12 보드를 통해 A/D 변환한 후 586PC에 저장하였다. 공작물은 절삭특성이 좋고, 시중에서 많이 유통되는 알루미늄 6061-T6을 사용하였다. 절삭 조건에 따른 절삭력 실험에는 일반 정면밀링 절삭에 사용되는 대한중석 M415SP04R-12 홀더와 대한중석 SPGN120304 인서트를 사용하였다. 인서트는 노즈반경이 가장 작은 0.4mm를 사용하였다. 홀더의 사양은 Table 1과 같다.

Table 1 Cutter Specification

Cutter Diameter	Radial Rake Angle	Axial Rake Angle	Lead Angle	Insert Type
125mm	0°	7°	15°	KTP25

3.2 공구동력계의 동특성

측정장치로 사용되는 공구동력계에 공작물 설치 후의 동특성 변화를 알아보기 위하여 공작물을 설치하기 전과 후의 공구동력계의 고유 진동수와 감쇄비를 조사하여 Table 2와 같은 결과를 얻었다. 실험 값은 휴렛팩커드사의 FFT Analyzer (35670A Dynamic Signal Analyzer)를 이용한 Impulse test를 통하여 구하였다.

보통 절삭 가공 시에는 회전속도가 300rpm이고 인서트가 6개이므로 진동수는 0.3kHz가 되므로 공작물이 있을 때의 제일 작은 고유진동수 1.81kHz보다 훨씬 작은 값이다. 본 논문에서는 기준 회전수가 600rpm이고 외날 절삭을 하였으므로 공작물 설치로 인한 절삭력 측정시스템의 고유진동수 변화는 별 문제가 되지 않는다.

3.3 실험적인 방법으로 주축 경사 측정

주축 경사를 측정하기 위해 Fig. 4에서와 같이 CNC 밀링 머신에 공구동력계를 올려놓고 그 위에 공작물을 고정 시킨다. 인서트의 최저점과 최고점을 CNC 베드를 Z 방향으로 이송시켜가며 측정하여 차이를 구한 결과 얻어진 주축경사는 0.56° 이었다. 절삭깊이를 1mm로 하였을 때 주축경사로 인한 절삭인선의 길이 변화는 0.013mm이므로 이로 인한 절삭력의 변화는 무시하였다.

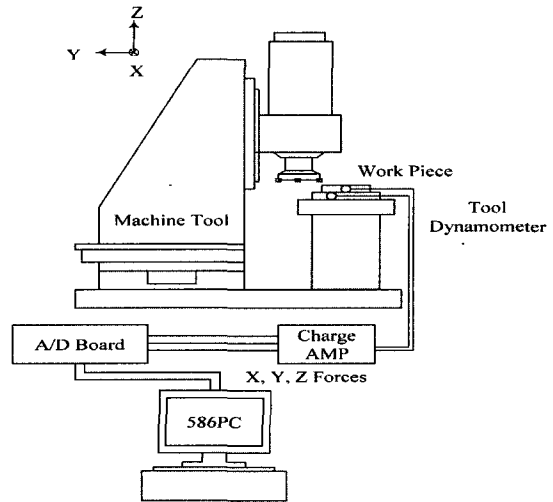


Fig. 4 Experimental apparatus

4. 결과

Fig. 3을 보면 날당 이송이 증가함에 따라 인서트의 밑부분이 절삭하는 길이가 길어진다. 점 C에 가까운 부분에서 절삭력은 쟁기력만 존재하며 날당이송이 변화함에 따라 쟁기력이 어떻게 변하는지 알 수 없으므로 인서트의 밑부분이 절삭깊이를 일정하게 하여 인서트의 밑부분에서 쟁기력의 크기를 일정하게 유지시켜야 한다. 인서트 밑부분의 절삭깊이를 일정하게 유지하면서 쟁기력과 칩제거력을 분리해내기 위해서 날당 이송을 일정하게 하고 축방향 절삭깊이만을 변화시켜 가면서 절삭력을 측정하였다. Fig. 5와 6은 공구경사각이 $\gamma_L=15^\circ$, $\gamma_R=0^\circ$, $\gamma_A=7^\circ$ 이고, 이송속도 0.25 mm/rev,

Table 2 Dynamic characteristics of the tool dynamometer with and without workpiece

workpiece	axis	Natural Freq.(ω_n)[kHz]	Damping ratio(ζ)
with	X	2.05	27.42 x10 ⁻³
	Y	1.81	87.20 x10 ⁻³
	Z	3.23	101.78 x10 ⁻³
without	X	2.18	40.49 x10 ⁻³
	Y	2.06	92.84 x10 ⁻³
	Z	3.86	111.49 x10 ⁻³

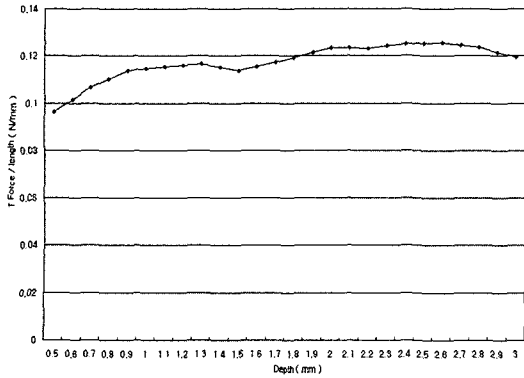


Fig. 5 Variation of T direction cutting force (spindle speed: 600 rpm, feedrate: 0.25mm/tooth, axial depth of cut varies from 0.5 to 3mm)

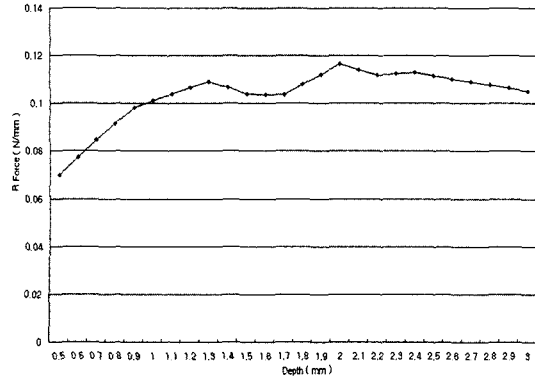


Fig. 6 Variation of R direction cutting force (spindle speed: 600 rpm, feedrate: 0.25mm/tooth, axial depth of cut varies from 0.5 to 3mm)

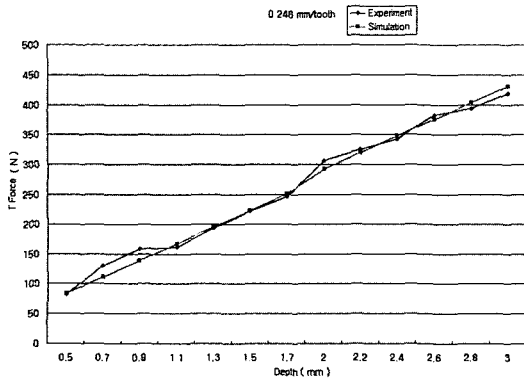


Fig. 7 Comparison of the simulated and experimental T direction forces when feedrate is 0.246mm/tooth (spindle speed: 600rpm, axial depth of cut varies from 0.5 to 3mm)

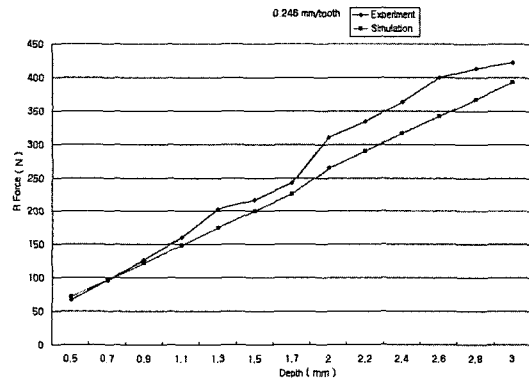


Fig. 8 Comparison of the simulated and experimental R direction forces when feedrate is 0.246mm/tooth (spindle speed: 600rpm, axial depth of cut varies from 0.5 to 3mm)

주축회전수 600 rpm에서 축방향 절삭깊이를 0.5 mm에서 3.0 mm까지 변화시켜가면서 측정한 절삭력을 도시한 것으로 T방향의 절삭력은 깊이가 증가함에 따라 선형적으로 증가함을 알 수 있다. R방향도 깊이가 증가함에 따라 선형적으로 증가한다고 볼 수 있다. 측정한 절삭력으로부터 날당이송이 0.236 mm에서 계산한 비절삭저항과 쟁기력은 $K_T = 405.4 \text{ N/mm}^2$, $K_R = 1.1 \text{ N/mm}^2$, $P_T = 39.7 \text{ N/mm}$, $P_R = 19.6 \text{ N/mm}$ 이었다. Fig. 7, Fig. 8은 계산한 비절삭저항과 쟁기력으로 날당이송이 0.246mm 일 때 T, R 방향의 절삭력을 예측하여 실험치와 비교한 것이다. T방향의 절삭력은

잘 일치하였고 R방향은 대체로 일치하였다. Fig. 9, Fig. 10은 날당이송이 0.345 일 때에 절삭력을 예측하여 실험치와 비교한 것이다. 실험결과 T, R방향 모두 잘 일치하였다. Fig. 11, Fig. 12는 여러 가지 날당이송에 대하여 축방향 절삭깊이를 2 mm로 일정하게 하고 예측치와 실험치를 비교한 것이다. 날당이송이 변함에 따라 절삭력의 예측치와 실험치는 잘 일치하였다. 이는 인서트 밑부분의 절삭깊이가 변함에 따라 쟁기력의 변화가 크지 않음을 알 수 있다.

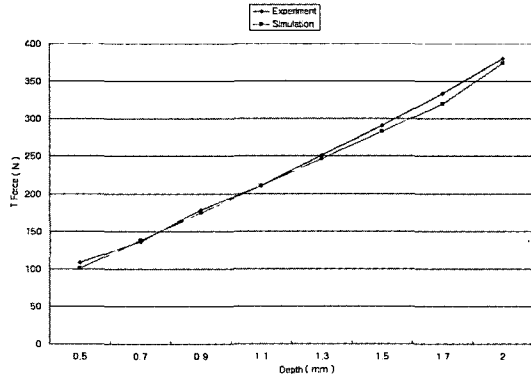


Fig. 11 Comparison of the simulated and experimental T direction forces when feedrate is 0.345mm/tooth (spindle speed: 600rpm, axial depth of cut varies from 0.5 to 3mm)

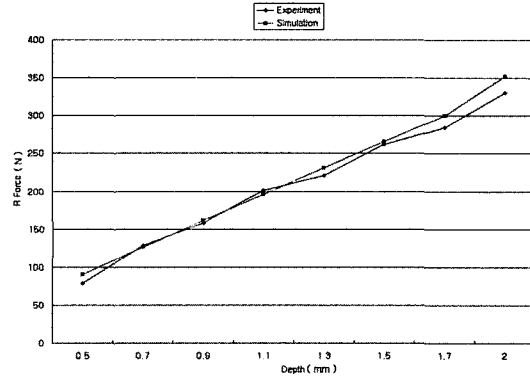


Fig. 12 Comparison of the simulated and experimental R direction forces when feedrate is 0.345mm/tooth (spindle speed: 600rpm, axial depth of cut varies from 0.5 to 3mm)

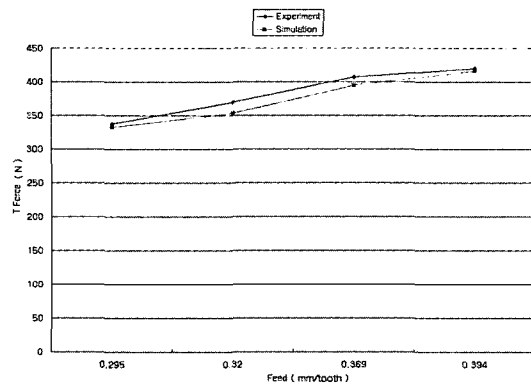


Fig. 13 Comparison of the simulated and experimental T direction forces when depth of cut is 0.2mm (spindle speed: 600rpm, feedrate varies from 0.295 to 0.394 mm/tooth)

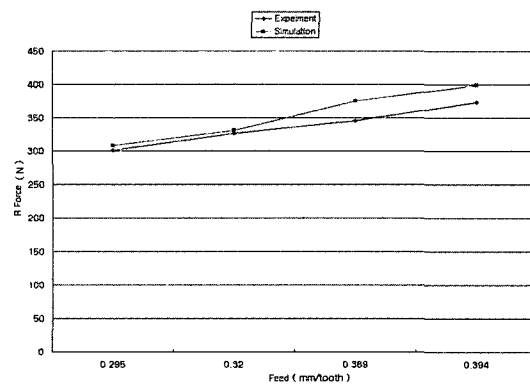


Fig. 14 Comparison of the simulated and experimental R direction forces when depth of cut is 0.2mm (spindle speed: 600rpm, feedrate varies from 0.295 to 0.394 mm/tooth)

5. 결론

정면밀링의 절삭력을 칩제거력과 갱기력으로 분리하는 모델을 제시하고 이에 따라 절삭력을 예측하였으며, 이를 실험을 통한 실험치와 비교한 결과 잘 일치함을 확인함으로써 정면밀링에서 갱기력이 존재함을 보였다. 공구경사각을 회전각이 아닌 투영각으로 보고 축간의 관계를 다시 정의하였고, 제시한 축간의 관계를 이용하여 면적을 구하는 방법을 제시하였다.

참고 문헌

- (1) Choi, D. K. and Chu, C. N., "Real-Time Tool Breakage Monitoring for NC Turning and Drilling", Annals of CIRP, Vol. 43, pp. 9~25, 1994.
- (2) Kirk, J. A., "Matrix Representation and Prediction of Three-Dimensional Cutting Forces", J. of Eng. for Ind., Vol. 99, pp. 928~834, 1977.
- (3) Usui, E., "Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process", J. of Eng., for Ind., Vol.100, pp.

- 222~235, 1978.
- (4) Oxley, P. L. B., "A Strain Hardening Solution for the Shear Angle in Orthogonal Metal Cutting", Int. J. of Mech. Sci., Vol. 3, pp. 68~70, 1961
- (5) Kline, W. A., "The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cuts", Int. J. MTDR, Vol. 22, pp. 7~22, 1982.
- (6) Albrecht, P. "New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process", Trans. of ASME, Vol. 82, No. 4, pp. 348~358, 1960.
- (7) Matelloti, M. E., "An Analysis of the Milling Process", Trans. of ASME, Vol. 63, pp. 677~700, 1941.
- (8) Matelloti, M. E., "An Analysis of the Milling Process, Part II-Down Milling", Trans. of ASME, Vol. 67, pp. 222~235, 1945.
- (9) Fu, H. J., "A Mechanistic Model for the Prediction of the Force System in Face Milling Operations", J. of Eng. for Ind., Vol. 106, pp. 81~88, 1984.
- (10) 류시형, "공구경사각을 고려한 정면밀링의 절삭력 예측에 관한 연구", 서울대학교 석사학위 논문, 1996.
- (11) ASM INTERNATIONAL "Metal Handbook :Ninth edition", Vol. 16, pp. 141~143, 1989.