

정면밀링공정에서 공구상태 변화를 고려한 절삭력예측 모델의 개발

이 상 석,* 김 희 술,** 이 영 문***

Development of mechanistic model for cutting force prediction considering cutting tool states in face milling

Sang-Suk Lee*, Hee-Sool Kim**, Young-Moon Lee***

ABSTRACT

A mechanistic force system model considering the flank wear for the face milling process has been developed. The model predicts variation of the cutting forces according to flank wear in face milling over a range of cutting conditions, cutter geometries and cutting process geometries including relative positions of cutter to workpiece and runouts. Flycutting and multitooth cutting tests were conducted on SS41 mild steel with sintered carbide tool. In order to verify the mechanistic force model considering the flank wear of cutting tools, a series of experiments was performed with single and multitooth cutters in various cutting conditions. The results show good agreement between the predicted and measured cutting force profiles and magnitudes in time and frequency domains.

Key Words : Flank Wear(여유면마모), Cutting Force Model(절삭력모델), Face Milling(정면밀링), Cutting Force Spectrum(절삭력 스펙트럼)

1. 서 론

밀링공정은 여러개의 절삭날이 동시에 절삭작용을 일으킴으로 인하여 높은 절삭률(Metal Removal Rate)을 갖는 중요한 가공공정중의 하나이다. 그러나 밀링공정은 매 순간 칩두께의 변화와 단속절삭때문에 그 절삭

작용의 해석이 선삭보다 어려워 외면되어 온 것은 사실이다. 그중 절삭력의 해석은 공작기계의 구조뿐만 아니라 절삭과정의 동특성에 큰 영향을 미치기 때문에 절삭력의 변동을 규명하는 것은 매우 중요하다. 밀링공정에 있어서 절삭력예측에 관한 연구는 해석적, 실험적으로 광범위하게 연구되어 왔다.

* 경북실업전문대학 기계설계과(정회원)

** 영남대학교 기계공학과(정회원)

*** 경북대학교 기계공학과(정회원)

해석적 접근법으로서 에너지 방법(energy method)⁽¹⁾, 유동응력법(flow stress method)⁽²⁾, 매트릭스법(matrix method)⁽³⁾등으로 접근되어 왔다. 예를들면 Pandey와 Shan등은 수평밀링에 있어서 해석적 절삭력 모델의 개발에 전단면 모델을 이용하였으며⁽⁴⁾ Merchant는 칩과 공구의 순간적 위치관계에 있어서 힘의 2분력축, 수평력과 수직력의 성분을 기술하는 벡터 원(circle)을 제시하였으며 최소 에너지설에 입각한 전단각의 해를 구하였다.

이러한 이론적 접근방법은 기본적으로 몇가지 파라메타 즉 전단각, 전단응력, 마찰각 및 칩 유출속도와 방향등이 미리 정의되어야 하므로 실제적으로 이러한 파라메타를 결정하는 것은 쉬운 일이 아니다.

Martelloti는 변형을 일으키기 전의 칩두께와 절삭력과는 어떤 비례관계가 성립되는데 이 비례상수 즉 비절삭저항(Specific Cutting Pressure)과 가공조건과의 관계를 확립하고자 하였다.⁽⁴⁾ 또 Koenigsberger와 Sabberwal은 비절삭저항은 공작물의 재질이나 커터의 형상에 관계없이 순간 칩두께의 함수라는 것을 제시하였다.⁽⁶⁾

지금까지 이러한 대부분의 연구들은 제한된 가공조건 하에서 비절삭저항의 모델링과 절삭저항식의 개발에 집중되어 왔다. 그러나 Kline 및 Devor등은 가공조건의 변화와 공구의 기하학적 형상변화에 따른 절삭력의 변화를 컴퓨터에서 용이하게 시뮬레이션 할 수 있는 방법을 제시하였으며⁽⁷⁾ 본 연구자도 3축방향의 비절삭계수와 스핀들의 편심오차, 인서트의 초기 위치오차 공구의 형상등에 따른 칩단면적의 변화를 고려하여 절삭력 예측 모델을 제시한 바 있으며 또한 이 모델을 이용하여 밀링공정의 동절삭력을 해석한 바 있다.^(8,9)

위와 같은 절삭력 예측모델에서는 가공중 수반되는 절삭공구의 마모에 따른 절삭력의 변화성분은 고려하지 않았다. 따라서 본 연구에서는 이러한 정상적인 공구에서 발생되어 지는 절삭력의 예측모델에 공구 즉 인서트가 마모됨에 따른 절삭력의 변화성분을 부가하여 정면 밀링공정에서 공구상태의 변화에 따른 절삭력의 예측모델을 제시하고자 한다.

2. 절삭력 모델

2.1 마모가 없는 절삭력 모델(8)

Fig. 1은 절삭조건과 공구의 형상에 의해 한 개의

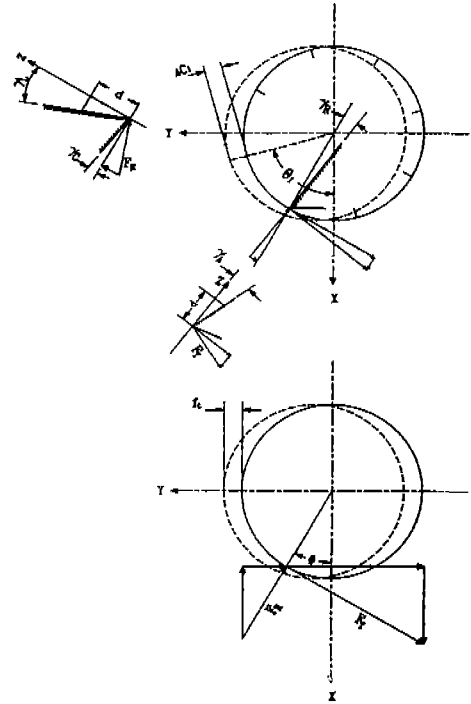


Fig. 1 Force components according to cutter geometries and cutting geometry.

인서트에 작용하는 힘의 성분들을 나타낸다. 여기서 한 인서트에 의해 발생된 칩단면적에 작용하는 접선방향, 반경방향 및 축방향의 절삭력은 칩단면적 $A(\phi)$ 와 비절삭계수(specific cutting force)의 곱인 (1)식과 같 이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} F_x &= K_x \cdot A(i, \phi) \\ F_R &= K_R \cdot F_T(i, \phi) \\ F_A &= K_A \cdot F_T(i, \phi) \end{aligned} \quad (1)$$

Fig. 1에서 한 인서트에 작용하는 X, Y, Z축 방향의 절삭력 F_x, F_y, F_z 는 식 (1)에 표시된 F_T, F_R, F_A 의 각 축방향의 분력의 합으로 표시할 수 있으며 이것을 식으로 나타내면 (2)식과 같다.

$$\begin{aligned} F_x(i, \phi) &= F_T(i, \phi) \cdot \sin \theta_i(\phi) - F_R(i, \phi) \cdot \cos \theta_i(\phi) \\ F_y(i, \phi) &= -F_T(i, \phi) \cdot \cos \theta_i(\phi) + F_R(i, \phi) \cdot \sin \theta_i(\phi) \\ F_z(i, \phi) &= F_A(i, \phi) \end{aligned} \quad (2)$$

밀링공구에 주어지는 공구각, 스핀들의 편심오차, 및 인서트의 위치오차등은 하나의 인서트가 절삭작용시 칩

단면적의 변화를 초래한다. 따라서 이러한 칩단면적의 변화를 고려한 접선방향과 반경방향 및 축방향의 절삭력은 (3)식과 같다.

$$\begin{bmatrix} F_T(i, \phi) \\ F_R(i, \phi) \\ F_A(i, \phi) \end{bmatrix} = K_T \cdot dA(\theta, (\phi)) \begin{bmatrix} \alpha_1 + \alpha_2 K_R + \alpha_3 K_A \\ \beta_1 + \beta_2 K_R + \beta_3 K_A \\ \gamma_1 + \gamma_2 K_R + \gamma_3 K_A \end{bmatrix} \quad (3)$$

여기서 매트릭스 내의 계수들은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \alpha_1 &= 1 & \alpha_2 &= \frac{\cos \gamma_L \tan \gamma_R}{\cos \gamma_A} & \alpha_3 &= \frac{\cos \gamma_L \tan \gamma_A}{\cos \gamma_R} \\ \beta_1 &= -\tan \gamma_R & \beta_2 &= \frac{\cos \gamma_L}{\cos \gamma_A} & \beta_3 &= \frac{-\sin \gamma_L}{\cos \gamma_A \tan \gamma_R} \\ \gamma_1 &= \frac{-\tan \gamma_A}{\cos \gamma_A} & \gamma_2 &= \frac{\sin \gamma_L}{\cos \gamma_A \cos \gamma_R} & \gamma_3 &= \frac{\cos \gamma_L}{\cos \gamma_R} \end{aligned}$$

X, Y 및 Z방향의 절삭력은 (2)식과 (3)식으로 부터 (4)식과 같다.

$$\begin{bmatrix} F_X(\phi) \\ F_Y(\phi) \\ F_Z(\phi) \end{bmatrix} = \sum_{i=1}^{Z_c} \begin{bmatrix} \sin(\theta_i(\phi)) & -\cos(\theta_i(\phi)) & 0 \\ -\cos(\theta_i(\phi)) & -\sin(\theta_i(\phi)) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_T(i, \phi) \\ F_R(i, \phi) \\ F_A(i, \phi) \end{bmatrix} \quad (4)$$

2.2 마모를 고려한 절삭력 모델

Fig. 2는 마모에 의해 추가적으로 발생하는 마찰력 성분들을 도시한 것이다.

이 그림에서 정면커터의 i번째 인서트가 커터의 회전 각이 Θ_i 일때 절삭상태를 도시한 것이다. 빗금친 부분은 여유면 마모를 나타내며 리이드각(lead angle) γ_L 과 여유각(clearance angle) γ_C 에 의해 절삭되는 상태를 원호안에 표시하였다.

일단 마모가 생긴 공구는 마모가 되지 않은 공구보다도 공작물과의 접촉면적이 커지게 되고, 이때 이 면에 작용하는 마찰력에 의해서 접선방향과 반경방향의 힘이 변화하게 된다.

Fig. 2 (b)에서 볼 수있듯이 여유면 마모에 의해 추가적으로 발생하는 접선방향의 마찰력성분을 F_{wr} 반경방향의 마찰력성분을 F_{wr} 이라 하고 이러한 마모에 의한 마찰력성분을 고려한 접선방향 및 반경방향의 마찰력성분

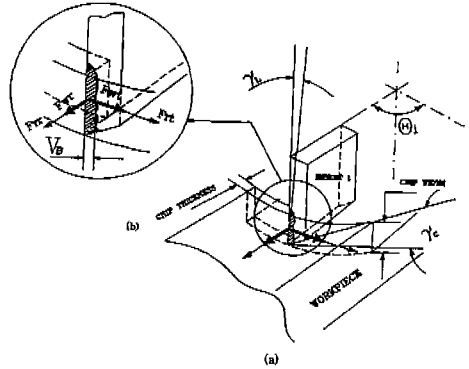


Fig. 2 The cutting force components by tool wear.

은 각각 F'_T 및 F'_R 이라 할때 (5)식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} F'_T &= K_T \cdot dA + F_{wr} \\ F'_R &= (K_R \cdot K_T) \cdot dA + F_{wr} \end{aligned} \quad (5)$$

$$F_{wr} = \mu_{wr} \cdot dA_c$$

$$\text{여기서 } F_{wr} = \mu_{wr} \cdot dA_c$$

$$dA_c = (V_B \cdot depth)$$

F_{wr} 및 F_{wr} 는 각각 여유면의 마찰에 의해 부과되는 접선방향과 반경방향의 힘을 나타내며, μ_{wr} 와 μ_{wr} 는 접선방향과 반경방향으로 작용되는 공구와 공작물간의 단위면적당 마찰력을 나타낸다. 또 dA_c 는 접촉면적을 나타내며, Fig. 2의 (a)에서와 같이 여유면 마모량(V_B)와 절삭깊이의 곱으로 나타낼 수 있다. 이러한 마모에 따라 부과되는 마찰력을 고려한 X, Y방향의 절삭력은 (6)식과 같다.

$$\begin{aligned} F_X(i, \phi) &= (F_T(i, \phi) + F_{wr}) \sin(\theta_i(\phi)) \\ &\quad - (F_R(i, \phi) + F_{wr}) \cos(\theta_i(\phi)) \\ F_Y(i, \phi) &= -(F_T(i, \phi) + F_{wr}) \cos(\theta_i(\phi)) \\ &\quad - (F_R(i, \phi) + F_{wr}) \sin(\theta_i(\phi)) \end{aligned} \quad (6)$$

마모에 의한 Z방향의 절삭력은 (4)식에서 보는 바와 같이 접선방향 절삭력(F_T) 및 반경방향의 절삭력(F_R)에는 직접적으로 영향을 받지않고 인서트의 축방향경사각 및 리이드각에 의해 결정된다. 따라서 마모에 의한 Z방향 절삭력 성분은 X, Y방향의 절삭력성분 변화에 비해 미미하므로 본 연구에서는 X, Y방향의 절삭력만을 고찰하였다. 따라서(6)식을 이용하여 밀링공구의 여유면 마멸에 따른 X, Y 방향의 절삭력의 변화를 예측할 수 있다.

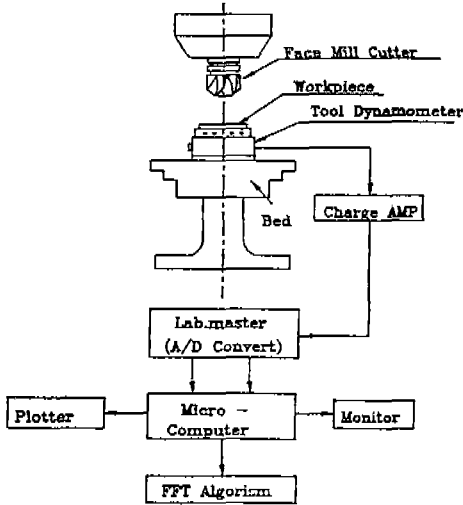


Fig. 3 Schematic diagram for experimental setup.

3. 절삭실험 장치 및 방법

Fig. 3은 본 연구에서 사용된 실험장치에 대한 개략도이며, Table 1은 실험장치에 대한 사양이다.

절삭실험에 사용된 밀링머신은 수직형이며, 커터는 직경 100mm의 삽입식(KTM115 SP04 R/L-12)으로 8개의 초경인서트(KT, SPGN1203)를 삽입하여 건식 절삭실험을 행하였다. 시험편의 재질은 정면밀링 작업에서 널리 사용되고 있는 기계구조용 압연강재(SS41)이다. 절삭력 측정을 위한 공구동력계는 압전식으로 고유진동수는 4KHz이다.

이송테이블 위에 압전식(piezo electricity type) 절삭력센서인 공구동력계(tool dynamometer)를 설치하고 그 위에 시험편을 고정하였다. 커터가 공작물의 절입초기와 이탈될 때에는 심한 진동을 초래하므로 이 부분을 피하여 커터가 공작물의 일정한 위치에 왔을 때 절삭력을 측정하였다. 측정된 절삭력 신호는 전하증폭기(charge amplifier)를 이용하여 증폭시킨후 오실로스코프(oscilloscope)를 통하여 모니터링을 하며, A/D 변환기를 이용하여 2KHz로 샘플링(sampling)을 하여 마이크로 컴퓨터에 저장하였다. 밀링공정은 단속절삭으로서 절삭중 발생하는 공구의 상태변화는 1KHz이내의 절삭력신호에 모두 나타나게 되므로 나이퀴스트(Nyquist) 샘플링에 의해 본 연구에서는 2KHz로 샘플링하였다. 한 샘플(sample)당 데이터의 수는 0.52초

Table 1 Specifications of experimental setup.

Milling machine	화천기계 WMV-1100 (1100 X 280 mm)
Tool dynamometer	Kistler(type 9257A)
Tool microscope	Mitutoyo type B1-5
A/D converter	Labin Master conversion rate:30KHz resolution:12bit input range:-10V~+10V
Amplifier	Kistler(type 5008 EDPM-2300)
Computer	32 bit IBM compatible PC
Oscilloscope	Tektronix(2202 storage)

Table 2 Experimental conditions.

Spindle rotational speed	370 rpm, 520 rpm
Table feed rate	87 mm/min, 127 mm/min
Depth of cut	1 mm
Milling type	Up-milling
No. of insert	1, 8
Sampling time	0.0005 sec
No. of data	1024

동안 1024개를 획득하여 마이크로 컴퓨터에 저장하였다. Table 2는 본 연구에서 사용한 실험조건을 나타낸다.

밀링공정시 공작기계에 인서트가 삽입된 상태에서 인서트의 마모량을 측정하기가 어려우므로 절삭력 측정에 앞서 절삭력 측정 시험편과 동일한 시험편을 이용하여 인서트를 마모시켜 각 단계별로 균일하게 마모된 인서트를 커터에 삽입하여 절삭력을 측정하였다.

여유면 마모에 따른 절삭력모델을 구하기 위하여 커터에 인서트 하나를 삽입하여 절삭력의 변화를 실험하였다. 실험방법은 처음 마모가 되지 않은 인서트부터 단계별로 마모가 된 인서트를 차례로 삽입하여 마모에 따른 절삭력을 측정하였다.

4. 결과 및 고찰

인서트의 여유면이 마모되면 접선방향 및 반경방향의 절삭력은 (5)식에서 나타낸 바와같이 마모가 없는 경우의 접선방향, 반경방향의 절삭력에 마모로 인해 인서트의 여유면과 공작물의 마찰로 부가적으로 발생하는 접선방향 및 반경방향의 마찰력성분 F_{wf} , F_{wr} 을 합하므로 얻을 수 있다. 또한 접선방향 및 반경방향의 마찰력성

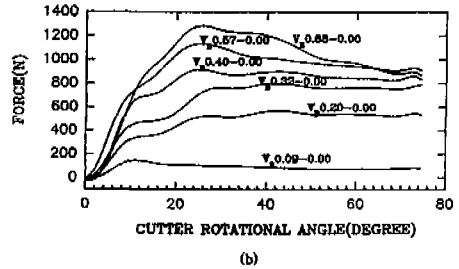
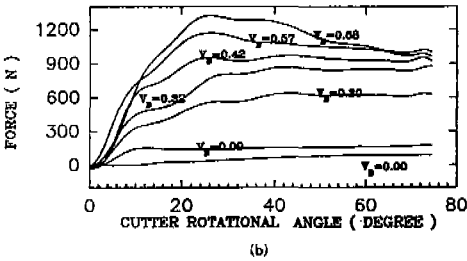
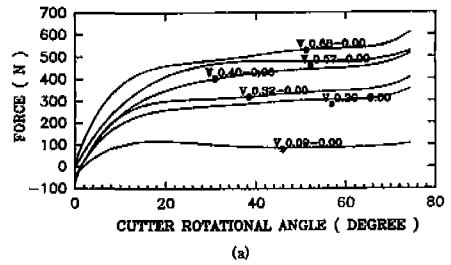
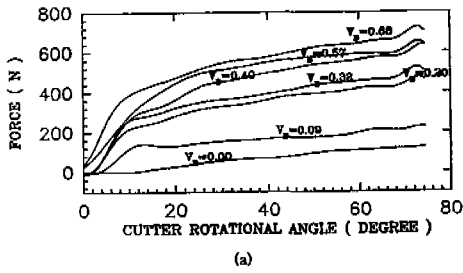


Fig. 4 (a) The relation between tangential force and cutter rotational angle.
(b) The relation between radial force and cutter rotational angle.

Fig. 5 (a) The variation of tangential force components by tool wear.
(b) The variation of radial force components by tool wear.

분 F_{wt} , F_{wr} 은 단위면적당 접선방향의 마찰력 μ_{wt} 와 반경방향의 마찰력 μ_{wr} 에 마모면적을 곱하면 된다. 여기서 인서트의 마모면적은 인서트의 여유면 마모량(VB)에 절삭깊이의 곱으로 간단히 구할 수 있다. 그러나 접선방향 및 반경방향으로 작용되는 공구와 공작물의 단위면적당 마찰력, μ_{wt} 와 μ_{wr} 은 실험적인 방법으로 구할 수 밖에 없다.

따라서 접선방향 및 반경방향으로 작용되는 공구와 공작물의 단위면적당 마찰력, μ_{wt} 와 μ_{wr} 을 구하기 위해서 플라이 커팅(Fly Cutting)으로 마모에 의한 절삭실험을 실시하여, 커터의 회전각에 따른 접선방향과 반경방향의 분력들을 도식한 것이 Fig. 4 (a), (b)이다.

순간 접선방향과 반경방향의 분력들은 커터의 회전각도에 따른 X 및 Y방향의 절삭력 성분들로 부터 구할 수 있으며 각 순간에서 측정된 X, Y방향의 절삭력 성분들은 (3)식에 대입하여 그 순간의 접선방향과 반경방향의 절삭력성분을 구하였다.

순수한 마모에 의한 절삭력의 변화는 마모가 된 인서트에 의해 절삭될 때 측정된 접선방향과 반경방향의 힘에서 마모가 되지 않은 인서트에 의해 절삭될 때 측정된 접선방향과 반경방향의 힘을 분리함으로써 얻을 수 있으며, 이것을 Fig. 5 (a), (b)에 나타내었다.

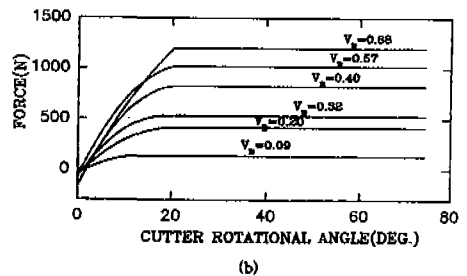
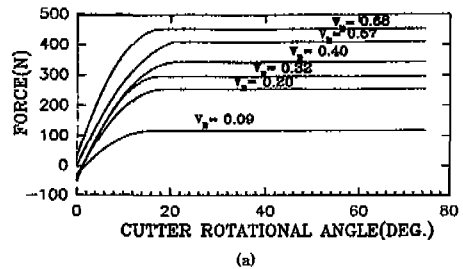


Fig. 6 (a) The curve fitting of the variation of tangential force component.
(b) The curve fitting of the variation of radial force component.

Fig. 5의 (a)는 마모에 의한 접선방향으로 힘의 증가성분이고, (b)는 반경방향으로 힘의 증가성분이다. 그림에서 볼 수 있듯이 각 방향의 성분들은 인서트가

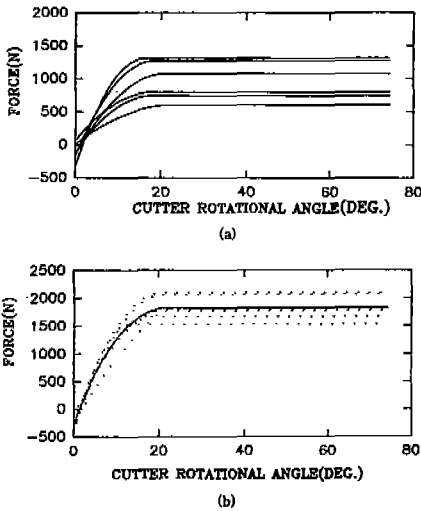


Fig. 7 (a) The tangential specific friction force according to cutter rotational angle.
 (b) The radial specific friction force according to cutter rotational angle.

초기에 절입을 시작해서 약 20° 정도 회전할때까지는 급격히 증가하다가 어느 한계를 넘어면 일정한 것을 알 수 있다. 따라서 여유면 마모폭과 공작물과의 접촉면적이 한 번의 절삭(한개의 인서트가 절삭을 시작해서 끝날때까지)에서는 일정하다고 가정하고, 절입초기의 급격한 마찰력의 변화를 단순화해서 커터의 회전각과 마모폭에 대해 2차로 커브피팅(curve fitting)을 하여 마모에 의한 힘의 변화를 단순화하였다.

Fig. 6의 (a)와 (b)는 각각 마모에 따른 접선방향과 반경방향으로 힘의 증분인 Fig. 5 (a), (b)를 커브피팅한 결과이다.

마모에 의한 접선방향의 힘의 증분 F_{wt} 및 반경방향의 힘의 증분 F_{wr} 에 공작물과 공구의 접촉면적을 나누어 단위면적당 힘의 증분을 도식하면 Fig. 7의 (a), (b)와 같다.

Fig. 7의 (b)에서 볼 수 있듯이 인서트의 마모로 인해 부과되는 단위면적당 반경방향 힘의 증분들은 마모폭에 관계없이 거의 같은 경향을 나타내고 있으며, 이들의 평균값을 취하여 실선으로 나타내었다.

Fig. 8은 커터의 각 위치에서 반경방향과 접선방향의 단위면적당 마찰력의 비를 점선으로 나타내었으며 그 평균치를 실선으로 나타내었다.

그림에서 알 수 있는 바와 같이 커터의 회전각에 관

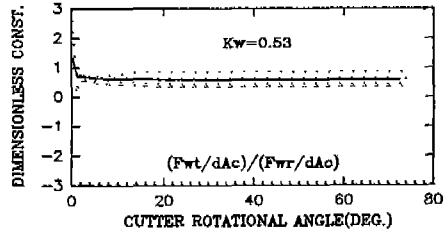


Fig. 8 The ratio of tangential & radial specific friction forces

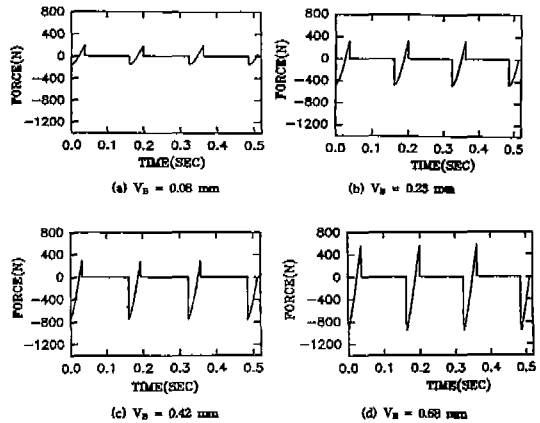


Fig. 9 Simulated cutting forces by tool wear in the X direction. (rpm=370, feed=87mm/min, no. of insert=1)

계없이 거의 일정한 값을 나타내고 있으며 이 반경방향과 접선방향의 단위면적당 마찰력의 비를 무차원화하여 나타낼 수 있으며 이 값의 평균을 K_w 라 할때 F_{wt} 는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$F_{wt} = K_w \cdot F_{wr} \quad (K_w = \mu_{wt} / \mu_{wr}) \quad (7)$$

여기서 K_w 의 값은 본 실험에서 0.53이었다.

커터의 회전각이 $0 < \phi < 20^\circ$ 일때 반경방향으로 작용되는 공구와 공작물의 단위 면적당 마찰력은 2차로 커브피팅(Curve Fitting)하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\mu_{wr} = AX^2 + BX + C \quad (8)$$

이 식에서 계수 A, B 및 C는 커브피팅에서 구한 값들로서 각각 -3.351, 170.45 및 -272.01이며 또한 커터의 회전각이 20° 이상일때 반경방향의 단위면적당 마찰력, μ_{wr} 는 1700 Kg_f/mm²이다.

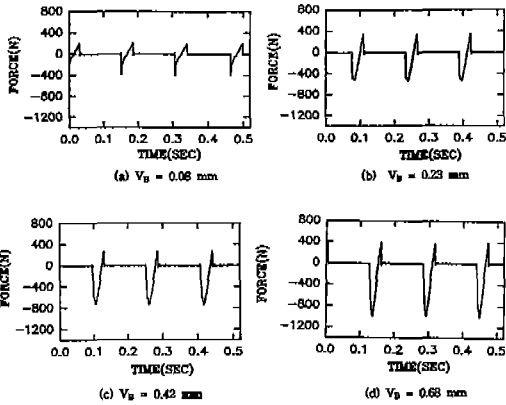


Fig. 10 Measured cutting forces in the X direction. (rpm=370, feed=87mm/min, no. of insert=1)

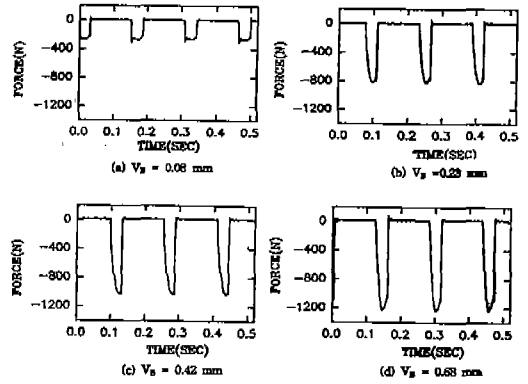


Fig. 12 Measured cutting forces in the Y direction. (rpm=370, feed=87mm/min, no. of insert=1)

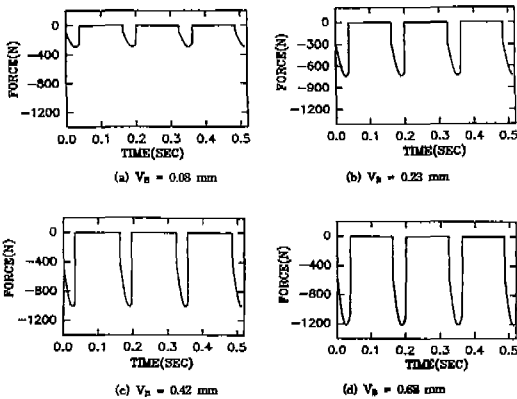


Fig. 11 Simulated cutting forces in the Y direction. (rpm=370, feed=87mm/min, no. of insert=1)

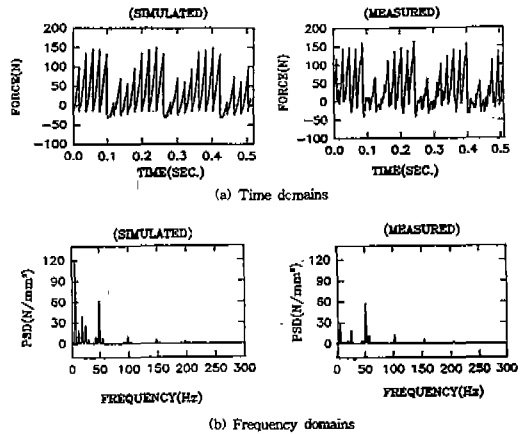


Fig. 13 X-directional cutting forces in time & frequency domains. (rpm=370, feed=87mm/min, no. of inserts=8, VB=0.0mm)

이러한 여유면의 마모로 부과되는 접선방향 및 반경 방향의 절삭력 증가성분을 (6)식의 마모모델에 첨가하면 마모에 따른 절삭력의 변화를 시뮬레이션할 수 있다.

Fig. 9는 밀링커터에 한 개의 인서트를 삽입하여 한 개의 인서트로 플라이 커팅을 하여 발생하는 X방향의 절삭력을 제시한 마모모델을 이용하여 시뮬레이션한 것이다. Fig. 10은 시뮬레이션과 동일한 조건에서 절삭실험으로부터 측정된 절삭력신호를 나타낸다. Fig. 11과 Fig. 12는 시뮬레이션과 측정에 의한 Y방향의 절삭력 신호를 나타낸다.

시뮬레이션에 의한 절삭력과 측정에 의한 절삭력을 비교해 볼때 실험에 의한 절삭력이 전체적인 진폭은 약간 증가하였지만 그 경향은 잘 일치하고 있음을 알 수

있다.

Fig. 10의 X방향 측정절삭력에서는 마모가 진행함에 따라 절입초기($7^{\circ} \sim 10^{\circ}$)에 원래의 방향과 반대방향으로 힘이 증가하는 특이한 경향을 보였는데, 이러한 현상은 절삭가공중 특히 마모가 생긴 공구에서는 Fig. 4에서 볼 수 있듯이 접선방향의 힘의 증가에 비하여 반경방향의 힘의 증가가 커지게 되어 (6)식에서 F_y 의 값의 증가에 기인된 것으로 사료된다.

Y방향의 분력은 마모에 의한 접선방향의 힘의 증분 F_{w1} 과 반경방향의 힘의 증분 F_{w2} 의 작용방향이 같기 때문에 진폭만 급격하게 증가되는 것을 볼 수 있다.

Fig 13, Fig 14는 커터에서 삽입인서트의 수를 8개로 하였을때 여유면 마모가 없는 정상상태 인서트의 X,

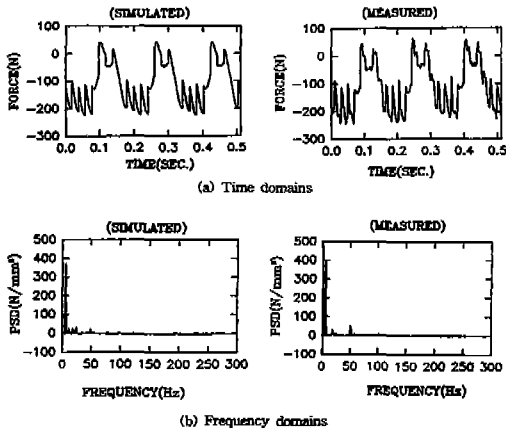


Fig. 14 Y-directional cutting forces in time & frequency domains. (rpm=370, feed=87mm/min, no. of inserts=8, VB=0.0mm)

Y방향의 시뮬레이션과 측정에 의한 절삭력신호를 시간 및 주파수영역에서 나타낸 것이다.

Fig. 13, Fig. 14에서 알 수 있는 바와 같이 시간 영역의 절삭력 신호는 스펙들이 1회전하는 동안 불규칙한 진폭변화를 나타내며 주파수 영역에서는 6Hz와 50Hz의 하아모닉 성분들이 각각 피크로 나타난다.

Fig. 13, Fig. 14는 절삭속도가 370rpm이며 8개의 인서트에 삽입되어 있으므로, 50Hz와 그 하아모닉 성분들은 스펙들이 1회전 함에 따라서 8개의 인서트에 절삭작용을 함으로 나타나는 인서트 절삭주파수(insert cutting frequency)임을 알 수 있다.

또한 6Hz와 그 하아모닉 성분을 알아보기 위하여 제시한 절삭력 예측모델을 이용하여 스펙들의 편심과 삽입인서트의 축방향 및 반경방향의 위치오차가 전혀없는 이상적인 경우 X, Y방향의 절삭력신호를 Fig. 15에 나타내었다.

Fig. 15 (a)의 시간영역 신호에서는 스펙들의 회전에 따라 커트에 삽입된 각 인서트들의 절삭조건이 동일하기 때문에 인서트들의 절삭력 특성이 나타난다. 반면 (b)의 주파수영역에서는 6Hz와 그 하아모닉 성분은 나타나지 않고 50Hz와 그 하아모닉 성분만이 나타나고 있다. 따라서 6Hz와 그 하아모닉 성분들은 인서트의 축방향, 반경방향 및 스펙들의 편심등으로 나타나는 성분임을 알 수 있다.

Fig. 16은 인서트가 8개인 경우 마모에 따른 이송방향의 시뮬레이션에 의한 절삭력을 나타내며 Fig. 17은

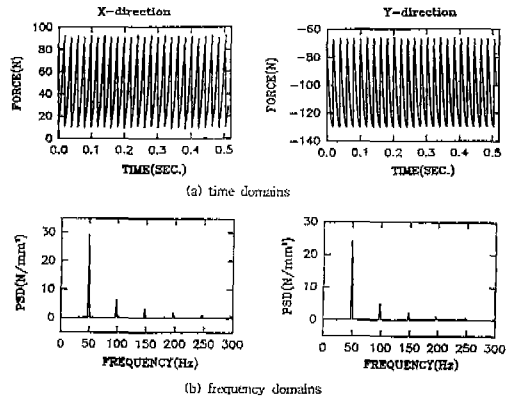


Fig. 15 Simulated cutting forces on ideal insert position. (rpm=370, feed=87mm/min, no. of inserts=8)

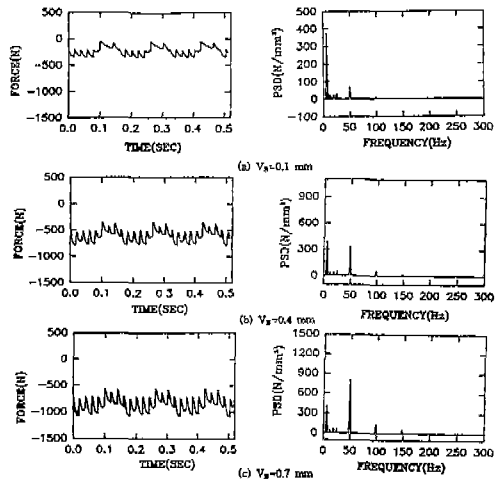


Fig. 16 The variation of cutting force by simulation in Y direction. (rpm=370, feed=87mm/min, no. of inserts=8)

측정에 의한 절삭력을 나타낸다.

시간영역의 신호에서 측정에 의한 신호는 마모량에 따라 절삭력 측정시 인서트를 커트에 삽입할 때마다 발생하는 위치오차등으로 인하여 절삭력의 패턴이 다르게 나타난다. 그러나 시뮬레이션에 의한 절삭력에서는 인서트의 위치오차등은 변화시키지 않고 인서트의 마모량만 변화시켜 보았으므로 절삭력의 패턴은 마모에 따라 일정하나 단지 전체 절삭력만 증가됨을 볼 수 있다.

Fig. 17의 측정에 의한 절삭력 스펙트럼은 인서트가 마모됨에 따라서 6Hz와 하아모닉 성분들은 불규칙한

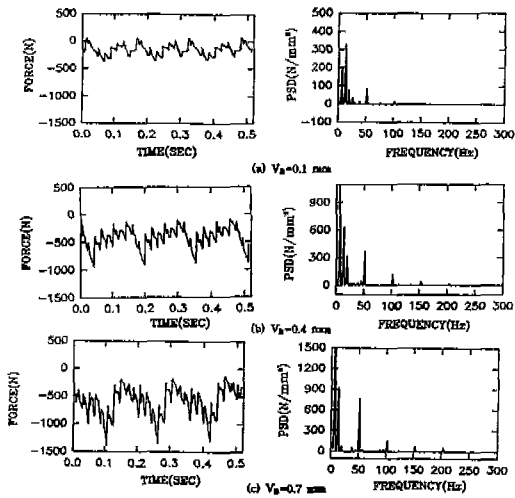


Fig. 17 The variation of cutting force by measurement in Y direction. (rpm=370, feed=87mm/min, no. of inserts=8)

피크를 나타낸다. 그러나 각 인서트의 축방향 및 반경 방향의 위치오차를 일정하게 하고 인서트의 마모에 의한 절삭력의 변화패턴을 시뮬레이션한 Fig. 16에서는 6Hz의 하아모닉의 피크는 일정하게 발생됨을 알 수 있다.

시뮬레이션과 측정절삭력에서 인서트의 절삭주파수인 50Hz와 그 하아모닉 성분들은 일정하게 증가함을 알 수 있고 시뮬레이션 및 측정절삭력의 50Hz의 파워는 비교적 근사함을 알 수 있다.

스핀들의 회전주파수와 그 하아모닉 성분들은 Fig. 13과 Fig. 14에서 나타난 바와 같이 다인 절삭가공에서 인서트의 삽입에 따른 수시로 변화하는 위치오차와 절삭조건 변화 등으로 기인되는 스핀들의 편심오차 등 가공조건 변화에 인한 것으로 인서트를 교체할 때마다 피크치는 다르게 나타난다. 따라서 스핀들의 회전주파수와 하아모닉 성분들은 수직 밀링작업에서와 같은 다인절삭가공에서 공구의 상태관별을 위해 안정적이지 못함을 알 수 있다. 반면 인서트의 절삭주파수와 하아모닉 성분들은 인서트가 스핀들이 회전함에 따라서 절삭작용을 함으로써 나타나는 주파수이므로 Fig. 17의 측정에 의한 절삭력 신호에서 잘 나타나는 바와 같이 가공조건 변화에 큰 영향을 받지 않음을 알 수 있다.

Fig. 18은 인서트의 마모에 따라서 X, Y, Z방향 인서트 절삭주파수의 파워변화를 나타낸다. 인서트의

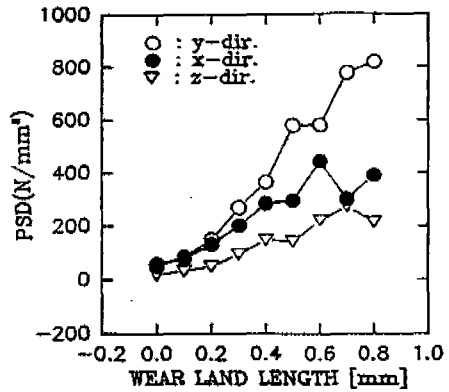


Fig. 18 The variation of insert cutting frequency in X, Y, Z directions. (rpm=370, feed=87 mm/min, no. of inserts=8)

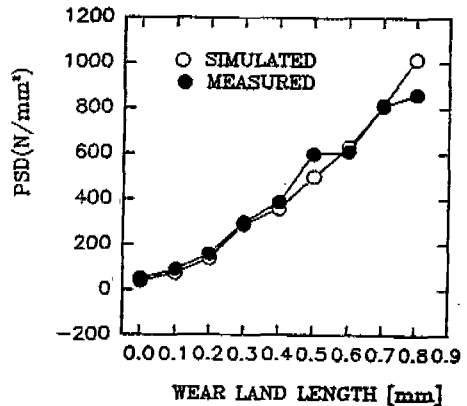


Fig. 19 The variation of insert cutting frequencies by simulation & measurement. (rpm=370, feed=87mm/min, no. of inserts=8)

마모에 따라서 3방향의 절삭분력중 Y방향 즉 이송방향의 분력에서 가장 민감하게 나타남을 알 수 있고 이는 선삭공구에서도 마찬가지 임이 알려져 있다.^[18]

Fig. 19는 인서트가 마모함에 따라서 시뮬레이션과 측정에 의한 절삭력의 인서트 절삭주파수에서 파워변화를 나타내었다. 인서트가 점점 마모됨에 따라서 시뮬레이션과 측정에 의한 인서트의 절삭주파수의 파워는 점점 증가하며 시뮬레이션과 측정치가 정성적인 경향을 볼때 비교적 잘 일치함을 알 수 있다.

이러한 공구의 마모에 따른 절삭력의 변화를 예측할 수 있는 모델을 세워 이 모델을 이용함으로써 다양한 절삭조건 변화에 대해서 절삭력 측정을 위한 실험에

따르는 많은 경제적 시간적손실을 줄일 수 있을 것으로 사료된다.

또한 측정 절삭력신호에서는 많은 진동원부터 발생하는 성분들이 복합적으로 나타나게 되므로 절삭공구의 마모와 같은, 관심의 대상이 되는 성분들을 구별하여 관찰하기에 많은 어려움이 있다. 따라서 제시한 절삭력예측모델을 이용하여 절삭력의 변화를 시뮬레이션 함으로써 절삭공구의 마모에 따르는 그 특성변화를 절삭력신호에서 용이하게 파악할 수 있을 것으로 사료된다.

5. 결 론

1) 밀링공정중 가공조건의 변화와 인서트의 여유면 마멸에 따른 절삭력의 변화를 예측할 수 있는 절삭력예측모델을 제시하여 실험을 통해 검증하였다.

2) 마모가 증가함에 따라서 공구와 공작물간의 접촉면적이 커지게 되므로 접선방향의 절삭력증가보다 반경방향의 절삭력 증가가 더 큰 것으로 나타났으며 본 실험조건에서 그 값의 비는 평균적으로 0.53정도이다. 따라서 인서트가 가공물의 절입초기에는 X방향의 절삭력 성분은 마모가 증가함에 따라서 (-) 방향으로 증가한다.

3) 스핀들의 회전속도와 삽입인서트의 수에 의하여 결정되는 인서트의 절삭주파수는 스핀들의 편심이나, 커터에 인서트를 삽입할 때 발생하는 런-아웃에 많은 영향을 미치지 않으므로 밀링가공과 같은 다인 절삭가공에서는 삽입인서트의 절삭주파수의 변화상태를 관찰함으로써 용이하게 절삭공구의 상태를 관찰할 수 있었다.

4) 밀링공구의 마모에 따른 특징의 변화는 3축방향의 절삭력성분중 이송방향(Fy)의 절삭력 성분이 가장 민감하게 나타났다.

참고문헌

1. Usui, E. and Hirota, A., 1978, "Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process, Part 1 : Basic Cutting Model and Energy Approach," ASME, Journal of Engineering for Industry, Vol. 100, pp. 222-228.
2. Lin, G. C. I., 1978, "Prediction of Cutting

Forces and Geometry in Oblique Machining from Flow Stress Properties and Cutting Conditions," Int. J. M.T.D.R. Vol. 18, pp. 117-130.

3. Kirk, J.A., Anand, D.K. and McKinda, C., 1977, "Matrix Representation and Prediction of Three Directional Cutting Forces," ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 9, No. 4, Nov., pp. 828-834.
4. Pandey, P.C., and Shan, H. S., 1972, "Analysis of Cutting Forces in Peripheral and Face Milling Operations," Int. J. Prod. Res., Vol. 10, No. 4, pp. 379.
5. Martellotti, M.E., 1941, "An Analysis of the Milling Process," Trans. ASME Vol. 63, pp. 667-700.
6. Koenigsberger, F. and Sabberwal, J.P., 1961, "An Investigation into the Cutting Force Pulsations during Milling Operations", Int. J. of M.T.D.R. Vol. 1, pp. 15-33.
7. Fu, H., Devor, R.E. and Kapoor, S.G., 1984, "A Mechanistic Model for Prediction of the Force System in Face Milling Operations", Trans of ASME, J. of Engr. Ind., Vol. 106, Feb., pp. 81-99.
8. 김희술, 이상석, 1991, "3축방향의 비절삭계수를 이용한 정면밀링 절삭력 모델 개발", 한국정밀공학 회지, 제8권, 제1호, pp. 116-129.
9. 김희술, 이상석, 1992, "정면 밀링작업에서 동절삭력의 해석", 대한기계학회 논문집, 제16권 제12호, pp. 2268-2278.
10. Kline, W. A. and DeVor, R.E., 1983, "The Effect of Runout on Cutting Geometry and Force in Milling", J. M.T.D.R., Vol. 23, No. 2/3, pp. 123-140.
11. Gygax, P.E., 1979, "Dynamics of Single Tooth Milling" Annals of CIRP, Vol. 28, pp. 65-71.
12. Ruzhong, Z. and Wang, K.K., 1983, "Modeling of Cutting Force Pulsation on

- Face Milling", *Annals of CIRP*, Vol.321, pp.21-26.
13. Elbestawi, M.A., Papazafiriou, T.A., and Du, R.X., 1991, "In-Process Monitoring of Tool Wear in Milling Using Cutting Force Signature", *Int. J. Mach. Tools Manu- fact.*, Vol.33, No.1, pp.55-73.
 14. 박희덕, 양민양, 1989, "볼 앤드밀에 의한 곡면가 공의 절삭력 예측에 관한 연구", *대한기계학회논문집*, 제13권 제3호, pp.433-422.
 15. 이우영, 신호철, 1989, "진단유동응력에 의한 정 면밀링의 절삭력 해석", *대한기계학회논문집*, 제13 권, 제6호, pp.1170-1182.
 16. Cho, D.W., 1986, "A New Multi-Input Analysis and Three Dimensi-onal Cutting Dynamics Identification Method Applied to Milling Operations", Ph D. thesis, Uni. of Wisconsin-Madison.
 17. Das, M.K. and Tobias, S.A., 1967, "The Relation Between The Static and The Dynamic Cutting of Metals", *Int.J., M.T.D.R.*, Vol.7, pp.63-89.
 18. 서남섭, 1989, "금속절삭이론", 동명사.