

본 연구는 부산대학교 정밀정형 및 금형가공연구소의 지원에 의하여 수행되었습니다.

머시닝센터에서 이송전류신호를 이용한 이송계의 마찰특성 규명과 이를 고려한 절삭력의 간접측정

김기대*, 최영준*, 오영탁*, 주종남**

Frictional Behavior and Indirect Cutting Force Measurement in a Machining Center Using Feed Motor Current

Gi D. Kim*, Young J. Choi*, Young T. Oh*, Chong N. Chu**

ABSTRACT

In machine tools, frictional force exists between the table and the guideways, and in ballscrews. In this paper, feed motor current measured by a hall sensor is used to calculate the motor torque. Some frictional phenomena are studied in feed drive systems, such as the relationship between feedrate and frictional torque, and chip cover effects on frictional torque. Considering frictional phenomena, the relationship between the feed force and the feed motor current is obtained. Feed force can be well estimated by feed motor current measurement considering frictional behavior. The relationship between the cutting force and the feed motor current is slightly different between up milling and down milling due to the effect of y directional cutting force on frictional torque.

Key Words : Frictional phenomena(마찰현상), Feed force(이송방향 절삭력), Feed motor current(이송모터전류), Cutting force(절삭력), Up/Down milling(상향/하향 밀링)

1. 서론

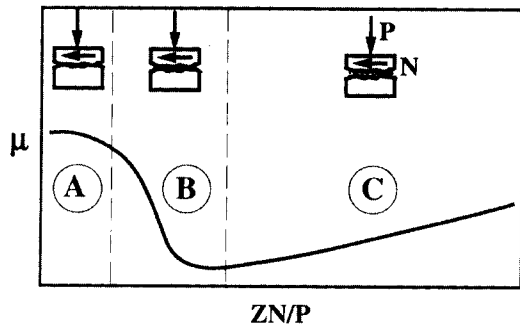
공작기계의 이송계에서 비선형적인 마찰현상이 존재함으로써 볼스크류의 효율이 저하되고 이송 안내면의 마찰계수 값이 변화하는 등 여러가지 현상이 따르며, 실제로 공작기계의 설계시에도 정확한 계산이나 실험에 의해 마찰력의 수치를 정하는 것보다는 많은 가정을 하거나, 오랫동안 관행적으로 쓰여져 왔던 수치를 쓰고 있는 실정이

다. 특히 각종 센서를 이용하여 공작기계의 상태를 파악하고 감시 및 진단하는 연구에 있어서 이송계에 존재하는 마찰력에 대한 해석과 측정이 제대로 되지 않아 실험실에서 얻어진 연구결과를 현장에 적용하는데 한계가 있다.

공작기계에 있어 각축의 안내면은 더브테일 안내면, 각형 안내면 등의 형상으로 연삭된 면이나, 윤활을 돕기 위한 코팅재료인 다카이트(turcite)등을 붙인 면으로 접촉되며 가운데에 오일이 지나갈 수 있는 홈이 파져 있고 이를

* 서울대학교 대학원
** 서울대학교 기계설계학과

통해 윤활시킨다. 공작물이 설치된 테이블이나 팔레트가 이송될 때 3가지 마찰력이 존재하는데, 하중에 의한 쿠울롱 마찰력, 접촉면의 오일로 인한 점성 마찰력, 그리고 이송속도가 아주 작거나, 이송량이 아주 적을때 생기는 스틱슬립(stick-slip)이 그것이다. 이와같이 접촉 경계면에 윤활유가 존재하여 윤활막을 형성할 경우 마찰계수는 유막의 존재여부 및 그 두께와 밀접하게 관련지어지며 그림 1의 Stribeck곡선이 제시하는 바와 같이 ZN/P의 값에 따라 변화한다⁽¹⁾. 여기서 Z는 윤활유의 점도, N은 미끄럼 속도, P는 가해지는 하중을 뜻한다. ZN/P가 아주 작은 경우, 실제적인 유막은 존재하지 않아 윤활제의 점도는 중요하지 않고 두 접촉체와 윤활제 사이의 물리, 화학적 작용에 의해 형성된 단분자 두께의 흡착층이 접촉면에 존재하는 영역을 경계윤활(Boundary lubrication: A)영역이라하며, ZN/P가 어느 정도 점차 증가할 때는 비록 그 두께는 얇지만 유막이 형성되기 시작하여 두 접촉면간의 직접적인 접촉 기회가 감소하므로 마찰계수는 점차 감소한다.(부분탄성유체윤활 및 혼합윤활영역: B) 그러나 ZN/P가 더욱 증가하면 유막 두께가 계속 커지고 이에따라 윤활유의 점성 마찰 효과가 커지므로 마찰계수는 점차 커진다.(유체윤활 및 탄성유체윤활영역: C)



A. Boundary lubrication
B. Mixed lubrication
C. Hydrodynamic lubrication

Fig. 1 Stribeck's curve

스틱슬립현상을 규명하기 위하여 Kato 등은 스틱(stick)되는 동안의 정적인 마찰특성과 슬립(slip)되는 동안의 동적인 마찰특성을 살펴보았으며⁽²⁾, 또한 이송안내면에 존재하는 미소 접촉 문제와 경계윤활영역에서의

정적인 마찰 특성을 연구하였다^(3,4). Tarng 과 Cheng 은 CNC 공작기계에서 스틱슬립현상이 공구의 컨투어링 오차(contouring accuracy)에 미치는 영향을 비선형 모델로 시뮬레이션하고 해석하였으며⁽⁵⁾, Hou 등은 공작기계 이송 안내면에서 '좁고 깊은(narrow-deep)' 스크레이핑면(scraped surface)과 '넓고 얇은(wide-shallow)' 스크레이핑 면에서의 마찰현상을 비교 분석하였다⁽⁶⁾. 이송 모터신호를 이용하여 절삭력을 추정하기 위해 Stein 등은 공작기계의 DC 서보모터와 AC 서보모터를 각각 절삭력과 절삭토크를 측정하기 위하여 사용하였다^(7,8)

본 연구에서는 공작기계, 특히 수평형 머시닝센터에서 이송계의 마찰특성을 규명하기 위하여 공작기계에서 이송 구동모터의 인입선을 통과하는 전류센서로서 각상의 교류 전류를 측정하였다. 측정된 전류로 모터토크를 구하고 모터토크 중에서 마찰로 인한 토크를 적절한 모델링을 통하여 구하였다. 실험을 통하여 이송속도와 마찰 토크와의 관계, 공작물의 하중과 마찰토크와의 관계, 테이블의 이송위치에 따른 마찰토크의 변화, 이송마찰력에 미치는 칩커버(chipcover)의 영향 등을 살펴보았다. 이렇게 규명된 여러가지 마찰현상을 고려하여 이송전류신호로서 절삭력을 간접적으로 측정하였으며, 상향 밀링과 하향 밀링시에 공구의 y축 방향(수직방향) 절삭력이 이송계의 마찰토크에 미치는 영향을 살펴보았다.

2. AC모터전류와 모터토크, 마찰토크

2.1 등가의 직류전류

직류(DC)모터에서 모터토크(T_q)는 모터전류(I)에 비례하므로, 모터토크는 모터전류와 모터토크 정수(K_t)를 곱함으로써 구할 수 있다.

$$T_q = K_t * I \tag{1}$$

그러나 요즘에는 공작기계로 인입되는 모터전류로 정류자와 브리쉬와의 마찰로 인한 열발생, 유지 보수의 어려움이 있는 직류모터 대신에 교류모터를 많이 사용하고 있다. 교류모터에서는 등가의 직류전류를 얻어 모터토크를 측정하며, 3상의 교류전류신호를 이용하여 등가의 직류성분의 전류를 얻는 방법으로 다음과 같은 방법들이 있다.

D-Q변환에 의한 모터토크 측정 : 교류모터에서 부하의 변화와 인입 전류값과의 관계를 살펴보기 위해서 교류모터의 회전자 좌표계상이 아닌 고정자 좌표계상에서

의 전압, 전류값으로 환산하는 방법이다. 즉, 고정자 좌표계에서 본 회전자 전기자 전압, 전류는 고정자의 계자 전압, 전류와 같은 직류가 되며, 외부의 부하에 의한 모터 토크는 등가의 직류성분의 전류인 Q축 전류(I_q)와 비례한다. 동기모터(synchronous motor)에 있어서 3상의 교류전류에서 등가의 직류전류로 변환하는 D-Q 변환식은 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} I_d \\ I_q \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos n_p \theta & \cos(n_p \theta - \frac{2}{3}\pi) & \cos(n_p \theta + \frac{2}{3}\pi) \\ \sin n_p \theta & \sin(n_p \theta - \frac{2}{3}\pi) & \sin(n_p \theta + \frac{2}{3}\pi) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_u \\ I_v \\ I_w \end{bmatrix} \quad (2)$$

이 식에서 I_u, I_v, I_w 는 각각 3(U,V,W)상의 전류를 나타내고, I_d, I_q 는 각각 D축 전류, Q축 전류를 나타내며, n_p 는 이송모터의 극수(number of poles)이고, θ 는 영구자석 로우터의 회전각이며 이는 모터로부터 인출한 엔코더 펄스 수로부터 정확히 구해진다.

자승평균(RMS)전류를 이용한 모터토크 측정 : 3상의 동기모터에서 교류모터의 전류 신호를 등가의 직류성분의 전류로 환산하는 또 한가지 간단한 방법은 식 (3)과 같이 3상전류의 자승평균(Root Mean Square)값을 이용하는 것이다⁹⁾.

$$I_{rms} = \sqrt{\frac{i_u^2 + i_v^2 + i_w^2}{3}} \quad (3)$$

이 방법은 그 계산 방법이 간단하고, 널리 알려져 있기 때문에 산업현장에서 흔히 사용되고 있는 방법이며, 또한 주축모터와 같이 엔코더가 부착되어있지 않아 로우터의 회전각을 정확히 알 수 없을 때에는 등가의 직류성분의 전류로 이러한 자승평균 전류값을 써야한다.

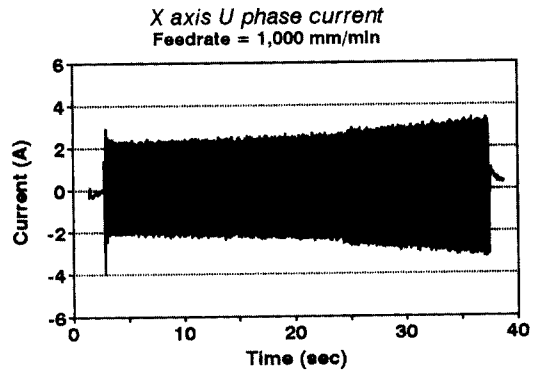
I_q 와 I_{rms} 의 상사성 : 3상의 교류모터의 신호에서 등가의 직류 전류 신호를 나타내는 2가지 방법인 I_q 와 I_{rms} 의 값은 절삭공정이 정상상태(steady-state)일 때는 $\sqrt{3}$ 배의 상수배 만큼만 차이가 난다(Appendix). 즉, I_q 는 I_{rms} 보다 상수배 만큼 클 뿐이고, 그의 변화 형태는 같다. 그러므로 공작기계의 이송 및 절삭시 정상상태에서의 교류 이송모터의 토크를 구하기 위해서는, 등가의 직류 전류 성분으로 I_q 를 사용하는 것보다 변환이 간단한 I_{rms} 을 사용하는 것이 좋다.

2.2 모터토크와 마찰토크

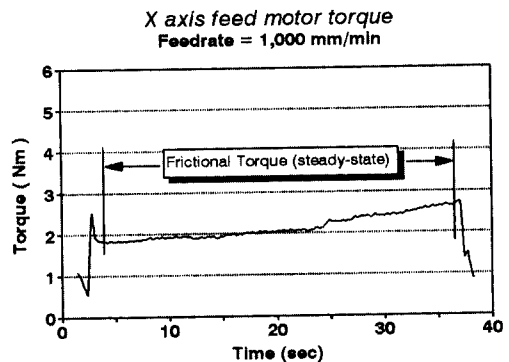
모터에 부하되는 전체 토크는 다음과 같은 세부적인 토크의 합으로 나타난다.

$$T = J \frac{\partial \omega}{\partial t} + T_f + T_l \quad (4)$$

여기서 J 는 공작물과 이송계의 부하, 이송축, 베어링, 기어와 모터 자체의 관성모멘트를 나타내는 값이고, ω 는 로우터의 각속도, T_f 는 이송계의 쿠울롱 마찰 및 점성 마찰로 인한 토크 손실, T_l 는 절삭력과 같은 외부 부하에 의한 토크의 손실을 나타낸다. 여기서 절삭을 하지않고, 가감속이 없는 정상상태(strady-state)에서 모터 토크를 측정하였다면 이는 공작기계 내에 존재하는 마찰 손실만으로 인한 마찰 토크의 값이 되며, 정상상태에서의 마찰력은 테이블과 베드사이 이송 안내면에서의 마찰력, 볼스크류에서 볼에 의한 마찰력, 칩커버(chipcover)로 인한 이송 마찰력 등의 합력으로 나타난다. 그림 2-(a)는 무부하, 무절삭시 테이블을 580 mm 이송시키면서 측정한



(a) U phase motor current



(b) Calculated motor torque

Fig. 2 Motor current and motor torque

2상(U,V)의 교류전류중 U상의 전류를 나타낸 것이며, 그림 2-(b)는 이들로부터 계산한 모터토크와 가감속이 없는 정상상태일 때의 마찰토크를 나타내고 있다. 여기서 x,y,z축 방향은 각각 테이블의 이송방향, 수직방향, 주축 방향을 나타낸다.

3. 실험장치 및 방법

실험에 사용된 공작기계의 사양은 표1 과 같으며, 이송계의 형상은 그림 3과 같다.

Table. 1 Specification of the machine

공작기계	MCH-10 (통일중공업(주)-수평형 머시닝센터)
공작물 허용하중	500 kgf (4905 N)
전체 이송부품(테이블, 팔레트, 인덱스 테이블)의 무게	약 670 kgf (6570 N)
x축 이송 범위	630 mm
x축 이송볼스크류의 피치, 직경, 길이	10mm, 50mm, 1253mm
x축 이송모터	FANUC 20S (3 phase synchronous motor)

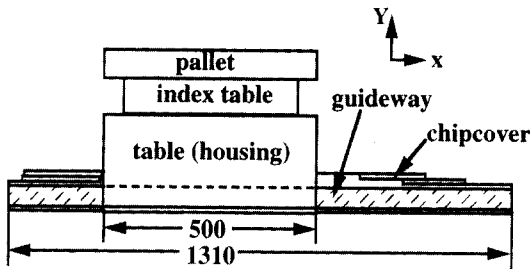


Fig. 3 Configuration of feed drive systems

공작기계 이송계의 마찰 특성을 규명하기 위한 실험을 먼저 하였으며, 이송모터의 전류신호로서 여기서 규명한 이송계의 마찰 특성을 고려하여 절삭력을 간접적으로 측정하는 실험을 하였고, 그 구체적인 방법은 다음과 같다.

- 이송속도를 50 mm/min에서 5,000 mm/min까지 여러단계로 변화시켜가며, 또한 각각의 이송속도마다 공작물의 하중을 0kgf, 150kgf, 300kgf, 허용하중인 500kgf 까지 4단계로 공작물의 하중을 증가시켜가며 실험하였다. 절삭이 행하여지지 않은 상태에서 이송속도와 공작물의 하중의 변화에 따른 모터토크 및 마찰토크의 변

화와 테이블의 이송위치에 따른 마찰토크의 변화를 살펴 보았다.

- 칩(chip)이 이송계로 유입되는 것을 막기 위해 테이블에 칩커버가 설치되어 있으며, 이러한 칩커버가 마찰토크에 미치는 영향을 고찰하기 위해 이를 제거한 후 같은 실험을 반복하였다.

- 이송속도와 절삭깊이를 변화시켜가며 다양한 절삭조건으로 절삭을 행하면서 공구동력계에서 측정된 이송방향의 절삭력과 이송모터 전류의 자승평균 전류값과의 상관관계를 살펴보았으며, 이송계의 마찰 특성을 고려하여 이송모터 전류신호만으로 이송방향의 절삭력을 추정할 수 있는 지 살펴보았다.

- y축방향(수직방향)의 절삭력이 테이블의 이송 마찰력에 미치는 영향을 살펴보기 위하여, 같은 절삭 조건일 때의 상향밀링과 하향밀링시 모터토크와 마찰토크를 측정하였고, 각 방향의 밀링에 대해 이송전류와 절삭력과 관계를 살펴보았으며 차이점에 대해 논의하였다.

4. 이송계의 마찰 특성

4.1 이송속도 및 공작물 하중에 따른 테이블 마찰 특성 변화

공작물의 하중과 이송속도가 변화함에 따른 마찰토크 변화를 반복적으로 실험한 결과가 그림 4에 나타나 있다. 느린 이송속도의 영역(경계운활영역)에서 이송속도가 증가함에 따라 테이블의 안내면의 윤활상태가 부분적으로 탄성유체 윤활상태가 되어 마찰토크는 감소한다. 이송속도가 200mm/min에서 300mm/min를 경계로 하여 이송속도가 증가함에 따라 안내면의 상태가 탄성유체 윤활상태가 되어 점성 마찰의 증가로 마찰토크가 증가한다. 공작물의 하중을 증가시켜가면서 반복 실험한 결과, 하중이 증가할수록 테이블 안내면에 대한 쿠울롱 마찰력의 증가로 마찰토크가 증가하였으며 이송속도의 변화와 이송 위치에 따른 마찰토크의 변화는 공작물 없이 테이블과 팔레트의 하중만이 작용하는 공작물 하중 0 kgf일 때의 마찰토크의 특성 변화와 큰 차이가 없었다. 그러나 공작물의 하중이 증가함에 따라 상용 절삭속도(100-700mm/min)에서의 이송속도의 변화에 따른 마찰토크의 값 변화가 감소하였다. 이 이유는 무거운 하중으로 인하여 안내면 사이의 두 접촉면끼리의 접촉이 증가하여 쿠울롱 마찰력의 증가에 비하여 이송속도의 변화에 따른 점성 마찰력의 변화가 작기 때문이다.

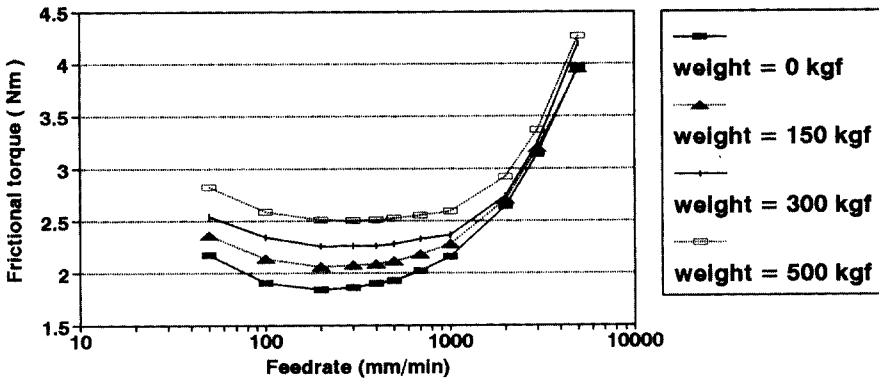


Fig. 4 Frictional torque variations according to feedrate & workpiece weight

4.2 테이블 위치에 따른 테이블 마찰 특성 변화와 칩 커버의 영향

이송속도와 공작물의 하중이 같을지라도 테이블의 위치 (x축 이송위치)에 따라 마찰토크가 변화하였다. 그림 5와 같이 중앙부분에서 제일 작은 마찰토크가 측정되며, x축 이송의 한계점(x=630mm) 근처에 도달하면 마찰력이 크게 증가하였다. 테이블의 이송위치에 따라 마찰 토크가 변하는 원인이 테이블의 이송 진직도 오차에 있는지 살펴 보기 위해 먼저 x축으로 테이블을 이송시키면서 이송위치에 따른 테이블 안내면의 진직도 오차를 측정하였으나 그림 6에서와 같이 안내면의 진직도 오차는 매우 적은 것으로 나타났다. 그러므로 무부하 이송시 마찰토크가 변화하는 이유는 볼스크류의 효율이 변하거나 이송 안내면의 상태가 변화하는 것임을 알 수 있다. 즉 x축 중앙 위치는 대부분의 절삭이 이루어지는 위치이므로 중앙 위치에서의 테이블 이송이 잦고, 기계의 원점 복귀로 인해 원점까지의 이송이 잦은 반면, x축 이송의 한계점은 그 위치까지 테이블의 이송횟수가 적기 때문에 볼스크류의 효율과 안내면의 상태가 나쁜 이유에서이다.

테이블의 이송위치에 따라 마찰토크가 증가하는 또 하나의 중요한 이유는 칩커버의 영향이다. 공작기계는 절삭을 할 때 칩이 테이블 안의 이송계로 유입되는 것을 막기 위해 그림 3과 같이 칩커버가 설치되어 있다. 이러한 칩커버 접촉부의 영향으로 테이블이 이송될 때 칩커버가 펼쳐지고 접혀지는 위치(그림 5에서 380mm 위치)에서 마찰토크가 크게 증가하였다. 칩커버를 제거한 후 마찰토크를 측정된 결과 그림 5에서와 같이 마찰토크의 평균값은

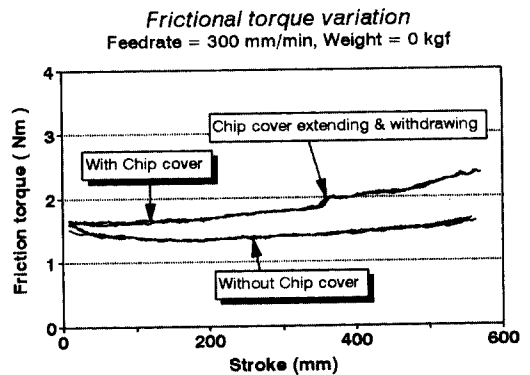


Fig. 5 Frictional torque variation according to table position

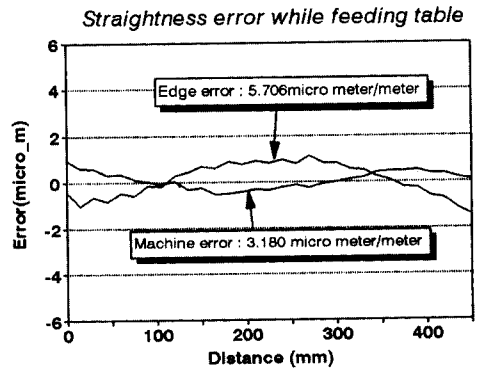


Fig. 6 Straightness error while feeding the table

전체적으로 약 20%정도 감소하였으며 칩커버의 영향으로 인한 마찰토크의 갑작스런 증가는 사라졌다. 이것은 무리한 절삭조건과 환경에서 기계를 많이 사용함으로써 칩커버의 접촉상태가 변화하여 처음의 상태보다 접촉부의 사이의 압력이 증가하여 칩커버로 인한 마찰토크의 증가가 더욱더 크게 나타난 것으로 보여진다.

5. 이송계의 마찰 특성을 고려한 절삭력 간접 측정

절삭력을 공구동력계로 직접 측정하는 것은 그 신뢰도 면에서 확실하나, 실제 산업현장에서 공구동력계를 설치한 후 작업하는 것은 불가능하므로 전류센서로서 절삭력을 간접적으로 측정하는 연구가 활발히 진행되고 있다. 절삭이 이루어지지 않을 때의 교류모터의 상전류는 완전한 사인파(sine wave)로 나타나나, 절삭을 할 때 상전류의 형태는 주기적인 절삭력이 이송계에 가해져서 다르게 나타난다. 그림 7은 평엔드밀로 알루미늄을 절삭했을 때, 홀센서로 측정한 이송모터의 U상전류와 3상전류의 자승평균(RMS)값, 공구동력계로 측정한 이송방향(x방향)의 절삭력을 나타낸 것으로 절삭력의 변화 형태가 동일 방향 이송축의 자승평균 전류값에 그대로 반영됨을 보이고 있다.

일반적으로 전류신호로 절삭력을 추정할 때, 이송계의 마찰로 인한 모터토크의 크기를 상수로 놓거나 이송속도만의 함수로 보거나, 심지어 무시하기도 한다. 하지만 앞에서 설명한 바와 같이 x축 이송시 마찰토크는 테이블의 이송위치에 따라서도 다르고, 또한 이송방향에 따라서도 다르므로 이의 영향을 고려하여 절삭력을 추정해야 할 필요성이 있다.

수평형 머시닝센터에서 상향밀링과 하향밀링은 그림 8과 같이 이송방향에 따라서 정의된다. 하향 밀링일 때는 테이블과 팔레트, 공작물의 하중 외에 y축 방향(수직방향) 절삭력의 합력이 쿠울롱 마찰력의 수직 하중으로 작용한다. 그러므로 y축 방향 절삭력이 작용하는 쿠울롱 마찰력을 고려하지 않고 예측한 값보다 큰 모터토크의 값이 나타나고, 상향 밀링일 때는 그 반대의 효과가 나타난다.

이송전류신호로 절삭력을 추정하기 위해서 그림 9에서처럼 절삭을 행하지 않고 이송할 때의 모터전류를 측정하여 각 이송속도에서와 이송위치에서의 마찰로 인한 전류를 먼저 구하였다. 그림 10은 같은 이송위치에서 공작물을 테이블로 절삭하면서 측정한 3상전류의 자승평균값과 그때의 x,y 방향 절삭력을 나타낸다. 실험 데이터의 노이

즈를 처리하기 위하여 먼저 아날로그 필터(50Hz 차단주파수)를 사용하였으며, 데이터를 처리함에 있어서 각 날당 20%에 해당하는 데이터 갯수를 창(window)으로 하

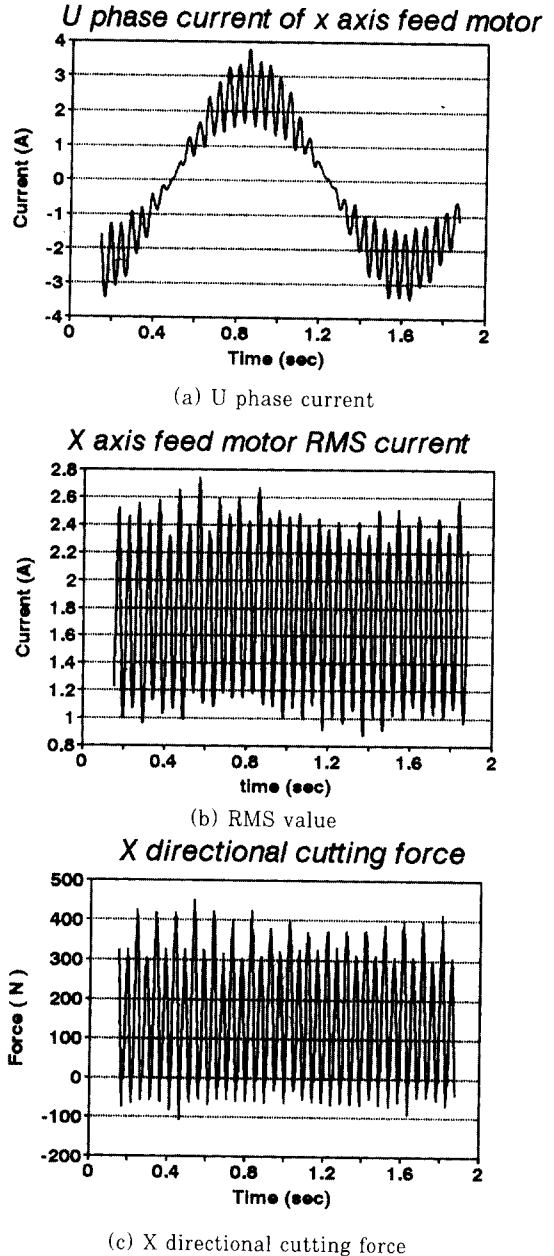


Fig. 7 U phase current, RMS value, cutting force variations when cutting
(Workpiece : Aluminum, Axial depth : 3mm, Feedrate : 100mm/min, Spindle rotational speed : 600rpm)

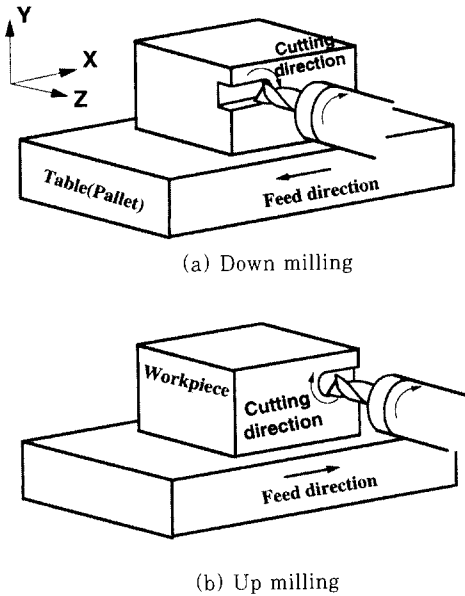


Fig. 8 Down milling and up milling in a horizontal machining center

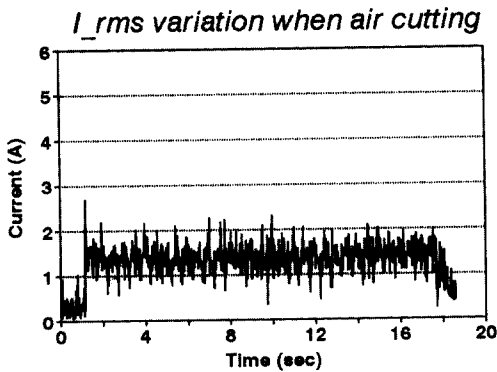
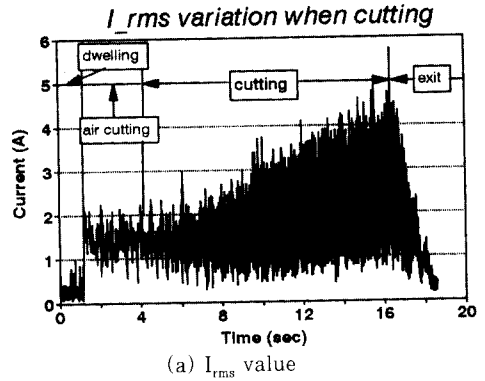
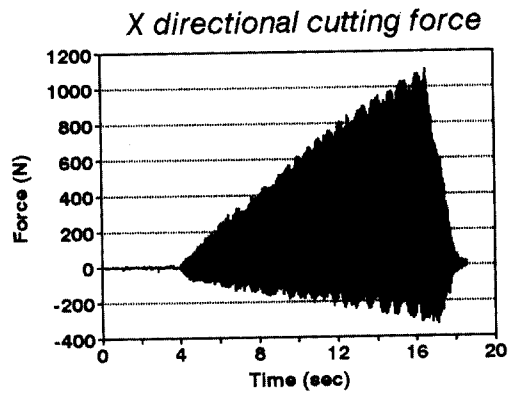


Fig. 9 I_{rms} variation when air cutting

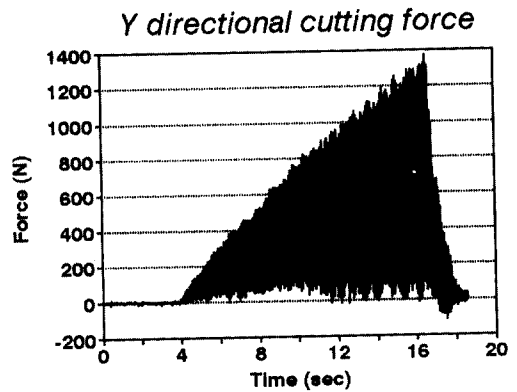
는 이동평균(moving average)을 사용함으로써 노이즈를 줄일 수 있었다. 절입비(emmersion ratio)를 1로 하여 가공하였으므로 테이블 이송 방향과 공구의 절삭방향의 동일 여부에 따라 x방향 절삭력의 방향이 음(-)과 양(+)으로 교차되면서 나타나고 있다. 이송모터 전류의 I_{rms} 값의 변화는 절삭력의 변화 형태와 비슷하게 나타나나, 무절삭(air-cutting)시 절삭력은 0이지만 I_{rms} 는 이송 마찰력 등으로 인하여 어느 정도의 마찰전류가 측정되며 테이블 이송 방향과 공구의 절삭 방향의 동일 여부



(a) I_{rms} value



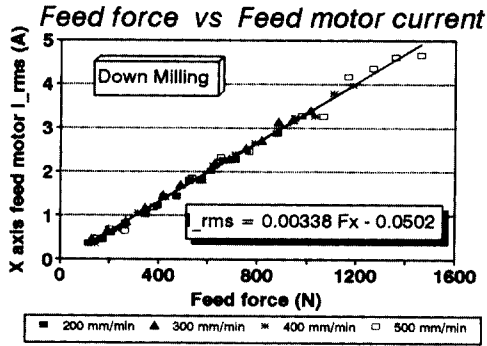
(b) X directional cutting force



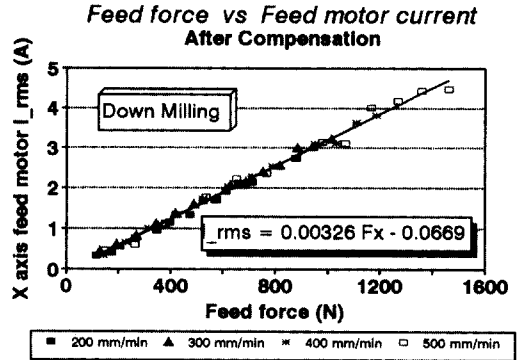
(c) Y directional cutting force

Fig. 10 I_{rms} , x&y directional cutting force variations(Workpiece : SM45C, Tools : Flat end mill ϕ 20mm, Axial depth : 0~4mm, Feedrate : 300mm/min, Spindle rotational speed : 1000rpm)

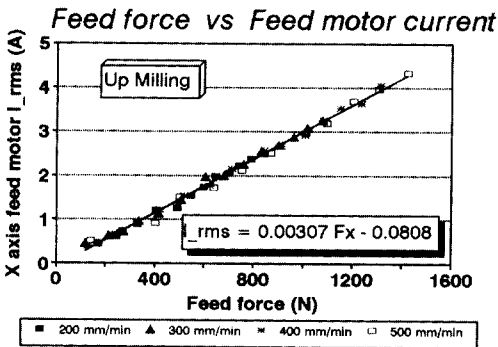
에 따라 마찰전류의 값보다 작거나 큰 값으로 교차되면서 나타나고 있다. 그러므로 이송모터의 전류값으로 절삭력(이송분력)을 간접적으로 측정하기 위하여 공구 1회전당



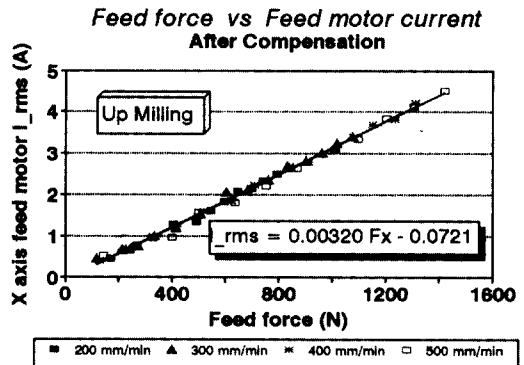
(a) Down milling



(a) Down milling



(b) Up milling



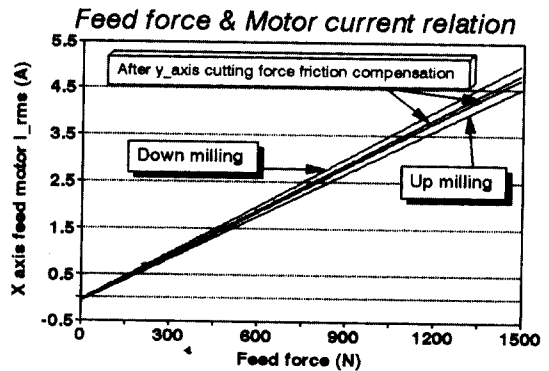
(b) Up milling

Fig. 11 The relationship between the feed force and the feed motor current

절삭력의 최대 피크값과 I_{rms} 의 최대 피크값에서 마찰 전류값을 뺀값을 비교하여 상관관계를 구하였다.

평앤드밀로 공작물(SM45C)을 절삭깊이와 이송속도를 변화시키면서 절삭하는 실험을 하였으며, 그림 11에 x축 방향(이송방향)의 절삭력과 이송모터의 I_{rms} 와의 관계를 나타내었다. 실험결과 이송방향의 절삭력과 이송모터의 I_{rms} 는 이송조건(절삭깊이, 이송속도)에 관계없이 하나의 선형식으로 나타낼 수 있었으며, 예견한 바와 같이 같은 절삭력에서도 상향 밀링시 보다 하향 밀링시 더욱 큰 모터전류가 나타났다.

이와같은 이송방향에 따른 모터전류값의 차이는 그림 4에서 공작물의 하중(수직하중)이 증가할 때 쿠울롱 마찰력이 증가하여 마찰 전류가 커지는 것과 같은 효과로서 y축 방향 절삭력이 테이블의 이송 안내면에 수직하중으로 작용하여 나타나는 것이다. 이와같은 y축 방향 절삭력으로 인한 쿠울롱 마찰력의 증가 및 감소를 다음과 같은 방



(c) Comparison of Down & Up milling

Fig. 12 Feed force and feed motor current relationship after compensation

법으로 검증하였다.

즉, 그림4에서 각 이송속도마다 단위 공작물의 하중의 증가로 인한 마찰 전류(토크)를 구하였고, 이 값에 각 날(tooth)마다 y축 방향 절삭력을 곱하여 이에 해당하는 양의 모터전류를 하향밀링시에는 더해주고 상향 밀링시에

는 빼주어 보상해 주었다. 그 결과가 그림 12에 나타나 있으며, 같은 절삭력일 때 하향 밀링과 상향 밀링시 모터 전류의 차이가 상당히 줄어들었다. 이러한 방법으로 y축 방향 절삭력으로 인한 마찰전류를 보상해준다면 상향밀링과 하향밀링의 이송방향에 관계없이 하나의 선형식으로 구해질 수 있음을 알 수 있으며, 이는 y축 방향 절삭력이 수직하중으로 작용하여 쿠울롱 마찰력을 변화시키고 있음을 반영해주는 결과이다.

6. 결 론

머시닝센터에서 AC이송전류신호를 이용하여 이송조건을 변경시켜가면서 테이블의 마찰토크를 측정 한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 테이블 안내면의 마찰력의 특성변화는 Stribeck 곡선이 제시하는 바와 같이 이송속도가 증가함에 따라 경계유효영역에서 부분탄성유체 유효영역으로 변경되며, 200 mm/min - 300 mm/min 을 경계로 탄성유체 유효영역이 되어 점성마찰의 증가로 마찰토크가 증가한다.

(2) 빈번히 사용되지 않는 x축 이송 한계점에서는 이송안내면의 표면 거칠기와 볼스크류 효율이 나빠 테이블 마찰토크가 크며, 칩커버의 영향으로 마찰토크는 약 20% 정도 증가한다.

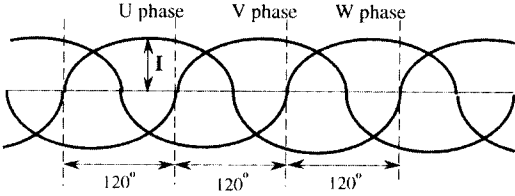
(3) 수평형 머시닝센터에서 이송조건에 따른 마찰특성을 고려하여 절삭력을 간접측정한 결과, 이송조건에 관계없이 이송방향 절삭력과 이송모터의 자승평균 전류값과의 선형관계를 얻었으며, y축 방향 절삭력이 테이블의 이송안내면에 미치는 쿠울롱 마찰력의 영향으로 하향 밀링시에 상향 밀링시보다 더욱 큰 모터토크가 걸린다.

참 고 문 헌

1. N. Hiromu (1994), Principles of Precision Engineering, Oxford University Press.
2. S. Kato, K. Yamaguchi, and T. Matsubayashi, "Stick-Slip Motion of Machine Tool Slideway," Transaction of the ASME, Journal of Engineering for Industry, pp 557-566, May 1974.
3. S. Kato, E. Mauri, A. Kobayashi, and T. Matsubayashi, "Characteristics of Surface Topography and Static Friction on Scraped Surface Slideway Part 1," Transaction of the ASME, Journal of Engineering for Industry, Vol. 102, pp. 97-103, 1980.
4. S. Kato, E. Mauri, A. Kobayashi, and T. Matsubayashi, "Characteristics of Surface Topography and Static Friction on Scraped Surface Slideway Part 2," Transaction of the ASME, Journal of Engineering for Industry, Vol. 102, pp. 104-108, 1980.
5. Y.S. Tarn and H.E. Cheng, "An Investigation of Stick-slip Friction on the Contouring Accuracy of Machine Tools," Int. J. Mach. Tools Manufact, Vol. 35, pp. 565-576, 1995.
6. Y. Hou, D. Chen, and L. Zheng, "Effect of Surface Topology of Scraped Machine Tool Guideways on their Tribological Behavior," TRIBOLOGY international, Vol. 18, pp. 125-129, 1985.
7. J.L. Stein, D. Colvin, G. Clever, and C.H. Wang, "Evaluation of DC Servo Machine Tool Feed Drives as Force Sensors," Transaction of the ASME, Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, Vol. 108, pp. 279-288, 1986.
8. J.L. Stein and C.H. Wang, "Analysis of Power Monitoring on AC Induction Drive Systems," Transaction of the ASME, Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, Vol. 112, pp. 239-248, 1990.
9. 김기대, 조현우, 주종남, "이송전류신호를 이용한 이송계의 마찰특성에 관한 연구," 한국정밀공학회 추계학술대회 논문집, pp. 249-253, 1995.
10. D.A. Haessig, Jr. and B. Friedland, "On the Modeling and Simulation of Friction," Transaction of the ASME, Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, Vol. 113, pp. 354-362, 1991.
11. P.E. Dupont and E.P. Dunlap, "Friction Modeling and PD Compensation at Very Low Velocities," Transaction of the ASME, Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, Vol. 117, pp. 8-14, 1995.

Appendix

정상상태(steady-state)에서 각 3상(u,v,w)의 전류신호는 그림A에서와 같이 120°의 위상차를 가지며 각각 식(A-1)으로 나타낼 수 있다.



그림A 3상의 전류신호

$$\begin{aligned}
 I_u &= I \sin n_p \theta \\
 I_v &= I \sin \left(n_p \theta - \frac{2}{3} \pi \right) \\
 I_w &= I \sin \left(n_p \theta + \frac{2}{3} \pi \right) \quad (A-1)
 \end{aligned}$$

먼저 자승평균전류(I_{rms})는 식(A-2)으로 표현되며, 각 상의 전류를 식(A-1)으로 대입하고 전개하면 식(A-3)으로 나타난다.

$$\begin{aligned}
 I_{rms} &= \sqrt{\frac{I_u^2 + I_v^2 + I_w^2}{3}} \quad (A-2) \\
 &= \sqrt{\frac{I^2 \left\{ \sin^2 n_p \theta + \sin^2 \left(n_p \theta - \frac{2}{3} \pi \right) + \sin^2 \left(n_p \theta + \frac{2}{3} \pi \right) \right\}}{3}}
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 &= \frac{I}{\sqrt{3}} \sqrt{\sin^2 n_p \theta + \sin^2 \left(n_p \theta - \frac{2}{3} \pi \right) + \sin^2 \left(n_p \theta + \frac{2}{3} \pi \right)} \\
 &= \frac{I}{\sqrt{3}} \sqrt{\sin^2 n_p \theta + \left(\frac{1}{2} \sin n_p \theta + \frac{\sqrt{3}}{2} \cos n_p \theta \right)^2 + \left(-\frac{1}{2} \sin n_p \theta + \frac{\sqrt{3}}{2} \cos n_p \theta \right)^2} \\
 &= \frac{I}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{3}{2} (\sin^2 n_p \theta + \cos^2 n_p \theta)} \\
 &= \frac{I}{\sqrt{2}} \quad (A-3)
 \end{aligned}$$

다음 D-Q변환에 의한 Q성분의 전류(I_q)는 정의에 의해 식(A-4)으로 나타나고 각 상의 전류를 대입하고 전개하면 식(A-5)로 나타난다.

$$\begin{aligned}
 I_q &= \sqrt{\frac{2}{3}} \left\{ \sin n_p \theta I_u + \sin \left(n_p \theta - \frac{2}{3} \pi \right) I_v \right. \\
 &\quad \left. + \sin \left(n_p \theta + \frac{2}{3} \pi \right) I_w \right\} \quad (A-4)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 &= \sqrt{\frac{2}{3}} I \left\{ \sin^2 n_p \theta + \sin^2 \left(n_p \theta - \frac{2}{3} \pi \right) + \sin^2 \left(n_p \theta + \frac{2}{3} \pi \right) \right\} \\
 &= \sqrt{\frac{2}{3}} I \left\{ \frac{3}{2} \right\} \\
 &= \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{2}} I \quad (A-5)
 \end{aligned}$$

식(A-3)과 식(A-5)를 비교하면 식(A-6)과 같으며, 이를 통해 I_q 는 I_{rms} 에 비해 배의 상수배만큼 크다는 것을 알 수 있다.

$$I_q = \sqrt{3} I_{rms} \quad (A-6)$$