

모터전류를 기초로 한 드릴 마멸 모델링과 실시간 마멸 추정

김 화 영,* 안 중 환**

Drill Wear Modelling based on Motor Current and Application to Real-time Wear Estimation

H. Y. Kim*, J. H. Ahn**

ABSTRACT

In-process detection of drill wear is one of the most important technologies for automatic, unmaned machining systems. In this study, an on-line drill wear estimation model based on spindle/Z-axis motor currents generated during the drilling process is proposed. The theoretical model is obtained by integrating the drilling process model and the servomechanism model. The drilling process model describes the relationship of drill wear and drilling torque/thrust force, whereas the servomechanism model describes the relationship of drilling torque/thrust force applied to motor and spindle/Z-axis motor current. Evaluation tests have shown that the proposed model is a good real-time estimator for drill wear.

Key Words : Drill Wear(드릴마멸), Motor Current(모터전류), Drilling Process Model(드릴링 공정 모델), Servomechanism Model(서보계 모델), Drill Wear Estimation Model(드릴마멸 추정모델)

기호설명

$T)_{tip}$: 주절삭날에 의해 생기는 토크(kgf·mm)	$(F_i = F_c + F_w)$
$T)_{outer}$: 보조 절삭날에 의해 생기는 토크(kgf·mm)	F_c : 주절삭날에 가해지는 절삭저항의 절삭속도방향 분력(kgf)
$F_z)_{tip}$: 주절삭날에 의해 생기는 추력(kgf)	F_w : 플랭크마멸에 의해 야기되는 전단력(kgf)
$F_z)_{outer}$: 보조 절삭날에 의해 생기는 추력(kgf)	τ_s : 공작물의 전단응력(kgf/mm ²) ($\tau_s \approx 0.5HB$)
$F_x)_{inner}$: 압입력(indentating force)(kgf)	τ_c : 공작물의 항복전단응력(kgf/mm ²) ($\tau_c \approx 0.1HB$)
F_t : 주절삭날에 가해지는 절삭속도방향 힘(kgf)	ϕ_L : 주절삭날에서의 전단각
	ϕ_c : 보조절삭날에서의 전단각

* 부산대학교 대학원 정밀기계공학과

** 부산대학교 정밀기계공학과, 정밀정형 및 금형가공 연구 센터

b	: 절삭폭 (mm)
t	: 절삭깊이 (mm)
ρ	: $\rho = \frac{r}{R}$ (r : 주절삭날상의 임의의 점, $R=d/2$)
W	: 플랭크 마멸 크기 (mm)
H_B	: 공작물의 브리넬 경도
α_p	: 경사각
d	: 공구직경 (mm)
f	: 이송속도 (mm/rev)
r	: 이송각
θ_c	: 치줄각 (표준 트위스트 드릴의 경우 120°)
2ν	: 선단각 (표준 트위스트 드릴의 경우 118°)
b_c	: 치줄날 부분의 절삭깊이 (mm)
t_c	: 치줄날 부분의 절삭폭 (mm)
c	: 치줄날폭 (mm) (표준 트위스트 드릴의 경우 $c=0.18d$)
V_d	: d축 전압 (계자분 전압)
V_q	: q축 전압 (토크분 전압)
i_{2d}	: 2차 전류의 계자전류
i_{2q}	: 2차 전류의 토크전류
p	: 극수, M : 상호 인덕턴스
w_m	: 모터회전속도
w_r	: 자속 회전속도
R_1, L_1	: 1차권선의 저항, 인덕턴스
R_2, L_2	: 2차권선의 저항, 인덕턴스

1. 서 론

최근의 생산시스템은 FMS, FMC와 같은 고도로 자동화된 생산시스템으로 운용되고 있으며, 이에 따라 생산성 향상을 위한 무인운전의 필요성이 증대되고 있으나, 숙련된 작업자를 대신하여 작업상태를 감시하는 신뢰성 있는 감시 시스템의 부족으로 인해 곤란을 겪고 있다. 따라서 작업자를 대신할 수 있는 신뢰성 있는 감시 시스템의 개발을 필요로 한다. 특히 공구파손, 공구 마멸과 같은 공구손상은 공작물 및 기계에 치명적 손상을 초래하고, 기계정지시간을 증가시키므로 공구파손 검출과 공구마멸의 실시간 측정은 가공 프로세스의 자동화와 신뢰성을 증가시키는데 가장 중요한 역할을 수행한다.

드릴가공은 전체 절삭가공 중 약 25%를 차지하며, 특히 드릴파손은 후가공에 큰 영향을 미치므로 드릴가

공 중 드릴파손이나 공구마멸로 인한 과부하를 검출하는 것이 중요하다. 드릴마멸의 인프로세스 측정은 공구동력계, ^(1,2,3) AE센서, ⁽⁴⁾ 가속도계, ⁽⁵⁾ 전류 센서⁽⁶⁾ 등을 이용하여 드릴의 기하학적 형상변화에 의해 발생하는 절삭현상의 변화를 간접적으로 검출하는 방법이 가장 일반적이다. 이중 절삭저항을 직접 측정하여 마멸량을 추정하는 공구동력계 방법이 가장 성능이 우수하지만, 공구동력계는 비싸며 설치할때 작업에 지장을 초래하므로 산업현장에 적용하기에 곤란하다는 단점을 가지고 있다. 반면 절삭저항의 간접적 측정방법으로 모터전류를 이용하는 방법은 절삭저항의 변화를 서보계를 거쳐서 검출하게 되므로 공구동력계로 얻은 절삭력과 비교해서 S/N비와 대역폭이 떨어지는 단점을 가지고 있으나, 작업에 지장을 주지 않고, 저가이며 공작기계 구조물의 변경이 필요 없으므로 공구동력계를 대신하여 산업현장에 널리 이용되고 있다.

본 연구에서는 드릴가공시 검출한 주축 및 Z축 AC 모터전류를 기초로 하여 드릴마멸을 추정하는 모델을 개발하였다. 공구마멸이 진행되면 절삭저항이 커지게 되고, 절삭저항의 증가는 모터에 가해지는 외란토크를 증가시켜 모터전류가 커지게 된다. 따라서 모터전류의 변화로부터 공구마멸상태를 추정할 수 있다. 이를 위해 본 연구에서는 플랭크 마멸크기와 절삭력(토크, 추력)과의 관계에 관한 해석적 모델과 모터에 가해지는 절삭토크와 모터전류와의 관계에 관한 서보계 모델을 구한 뒤, 이를 이용하여 드릴의 플랭크 마멸 상태를 실시간으로 추정하는 모델을 개발하였으며 평가실험을 통해 모델의 타당성을 검증하였다.

2. 드릴링 절삭 메카니즘-토크/추력을 이용한 드릴의 플랭크 마멸 검출

드릴에서의 절삭은 주절삭날과 치줄날에서 일어나며 두가지 운동-이송, 회전-에 의해 각 절삭날상에서의 운동방향이 각각 달라져서 해석이 복잡하게 된다. 절삭날의 바깥쪽에서는 이송속도에 비해 회전속도가 우세하나, 드릴센터 가까이 갈수록 점점 작아져서 드릴센터에서는 회전속도가 영이 된다. 치줄날은 이송속도가 회전속도의 20%가 되는 점을 경계로 보조 절삭날 영역과 압입 영역으로 나누어진다. 이러한 이유로 드릴은 Fig. 1처럼 주절삭날 영역, 보조 절삭날 영역, 압입영역의 3부분으로 나누어서 각각 모델링 된다. Fig. 2는 트위스트

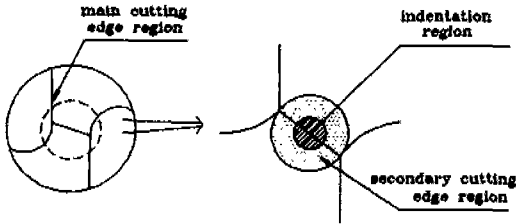


Fig. 1 Shape of drill point

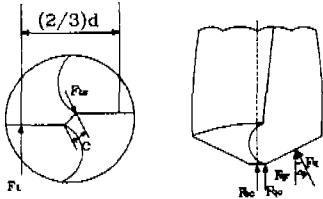


Fig. 2 Cutting force distribution on a twist drill

트 드릴상에서의 절삭력 분포를 나타내며, 드릴에 가해지는 전체 토크 및 추력은 각각의 모델로부터 구한 토크 및 추력을 합쳐서 구한다.

전체 토크:

$$T = T_{lip} + T_{outer} = F_t \cdot \frac{2}{3}d + F_{tc} \cdot c \quad (1)$$

전체 추력:

$$F_z = F_{z_{lip}} + F_{z_{outer}} + F_{z_{inner}} = 2F_{qr} + 2F_{qc} + F_{ac} \quad (2)$$

2.1 주절삭날 영역

실제 절삭이 이루어지는 곳으로, 절삭날이 직선이고, 절삭날 바깥부분에서의 이송속도가 회전속도에 비해 무시할 만큼 작다고 가정하면 주절삭날의 바깥쪽 영역 ($0.5 \leq \rho \leq 1.0$)에 대하여 2차원 절삭모델을 이용하여 모델링할 수 있다. Fig. 3은 주절삭날에 대한 작용하는 힘을 나타낸다.^(2,7)

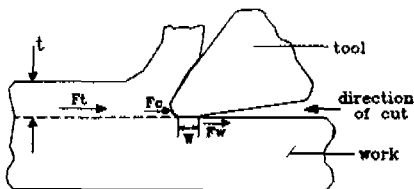


Fig. 3 Force acting on main cutting edge

주절삭날에 가해지는 절삭속도방향 힘 F_t 는 다음과 같이 구해진다.

$$F_t = F_c + F_w = \frac{\tau_s b t \cos(\beta - \alpha_p)}{\sin \phi_L \cos(\phi_L + \beta - \alpha_p)} + \tau_c \cdot W \cdot b \quad (3)$$

$$(\text{전단각: } \phi_L = \frac{\pi}{6} + \frac{\alpha_p}{4}, \text{ 마찰각: } \beta = 30^\circ + \alpha_p/2)$$

드릴의 기하학적 형상으로 부터 (4)식을 얻을 수 있다.

$$b = \frac{d}{4 \cos \alpha_p}$$

$$t = (f/2) \cdot \cos \alpha_p \quad (4)$$

$$\alpha_p = 90^\circ - \frac{\text{point angle}}{2}$$

표준 트위스트 드릴의 경우 선단각이 118° 이므로 경사각은 $\alpha_p = 31^\circ$ 가 된다. 식 (3), (4)를 이용하여 주절삭날에 의해 생기는 토크를 구하면 (5)식과 같다.

$$T_{lip} = F_t \cdot \frac{2}{3}d = 0.108H_B \cdot f \cdot d^2 + 0.02H_B \cdot d^2 \cdot W \quad (5)$$

2차원 절삭의 경우, 절삭속도의 수직방향 분력 F_q 은 F_t 와 (6)식과 같은 관계에 있다.

$$F_q = F_t \cdot \tan(\beta - \alpha_p) = 0.26 \cdot F_t \quad (6)$$

주절삭날에 의해 생기는 추력은 (7)식과 같이 구해진다.

$$F_{z_{lip}} = 2F_q \cdot \cos \alpha_p = 0.072H_B \cdot f \cdot d + 0.013H_B \cdot d \cdot W \quad (7)$$

2.2 치즐날 영역

치즐날은 2개의 서로 다른 절삭과정으로 되어 있다. 바깥쪽 치즐날 영역은 보조절삭날로 사용되며, 드릴센터 가까운 부분인 안쪽 치즐날 영역에서는 압입 작용 (indentation action)이 이루어진다. 치즐날이 직선이라고 가정하면 바깥쪽 치즐날 영역은 2차원 절삭모델로 모델링할 수 있으며, 안쪽 영역은 완전 소성 변형이 생기는 곳으로 압입 모델 (indentation model)로 모델링할 수 있다.^(7,8)

2.2.1 보조절삭날 모델

이 부분에서는 절삭속도 방향이 이송속도와 회전속도의 영향을 받아 절삭속도 방향이 드릴축에 수직하지 않으며 큰 음의 동적 경사각(dynamic rake angle)을 가진다. Fig. 4는 보조절삭날에 작용하는 힘을 나타낸다. 치출날의 경우 큰 음의 경사각 때문에 합력 R이 경사면에 수직하게 작용하므로 마찰각을 영으로 가정할 수 있다. 따라서 절삭저항 R의 절삭속도 방향분력 F_c' 은 다음과 같이 구해진다.

$$F_c' = \frac{\tau_c b_c t_c \cos \alpha_d}{\sin \phi_c \cos(\phi_c - \alpha_d)} \quad (\text{전단각} : \phi_c = 10^\circ + r) \quad (8)$$

드릴의 기하학적 형상으로부터 (9)식을 얻을 수 있다.

$$t_c = \frac{f \cos r}{2}$$

$$b_c = \frac{c}{2} - \frac{5f}{2\pi} = 0.09d - 0.8f \quad (9)$$

$$r = \tan^{-1} \frac{f}{2\pi \cdot r_i} \quad (r_i : \text{치출에지상의 임의의 점})$$

절삭속도의 수직방향 분력 F_t' 는 다음과 같이 구해진다.

$$F_t' = F_c' \tan(-\alpha_d) \quad (10)$$

여기서 치출날의 동적 경사각 α_d 및 정적 경사각 α_s 는 (11)식과 같다.⁽⁶⁾

$$\alpha_d = \alpha_s + r$$

$$\alpha_s = -[\tan^{-1}[\tan(\nu) \cos(\pi - \theta_c)]] \quad (11)$$

드릴축에 수직한 방향분력 F_{tc} 와 드릴축 방향분력 F_{qc} 는 각각 (12), (13)식과 같다.

$$F_{tc} = F_c' \cos r + F_t' \sin r \quad (12)$$

$$F_{qc} = F_c' \sin r + F_t' \cos r \quad (13)$$

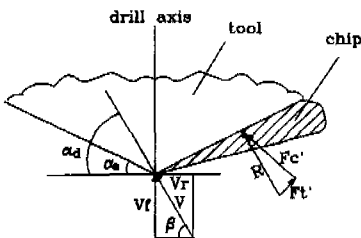


Fig. 4 Force acting on secondary cutting edge

따라서 치출날의 바깥쪽 영역에서의 토크 T_{outer} 과 추력 $F_z)_{outer}$ 는 각각 식 (14), (15)처럼 구해진다.

$$T_{outer} = F_{tc} \cdot c = 0.18F_{tc} \cdot d \quad (14)$$

$$F_z)_{outer} = 2F_{qc} \quad (15)$$

2.2.2 압입모델(indentation model)

드릴 센터부근의 동작을 Willam⁽⁷⁾은 $\delta L = 5f/\pi$ 의 폭을 가지는 칩이 이송 만큼 파고 들어가는 것으로 모델링하였다. William의 연구결과에 의하면 치출날의 압입작용으로 인한 추력 $F_z)_{inner}$ 는 (16)식과 같다.

$$F_z)_{inner} = 12\tau_c \cdot f^2 \tan \alpha_w = 1.2H_B \cdot f^2 \tan \alpha_w \quad (16)$$

(칩기각 $2\alpha_w \approx 2\alpha_s$)

앞에서 구한 식들을 이용하여 전체 토크 T 및 추력 F_z 를 구하면 (17), (18)식과 같다.

$$T = T_{lip} + T_{outer}$$

$$= \{0.108H_B f d^2 + 0.02H_B d^2 W\} + \{0.18(F_c' \cos r + F_t' \sin r) d\}$$

$$= f(\text{drill geometry, cutting condition, material hardness, flank wear}) \quad (17)$$

$$F = F_z)_{lip} + F_z)_{outer} + F_z)_{inner}$$

$$= \{0.072H_B f d + 0.013H_B d W\} + 2(F_c' \sin r + F_t' \cos r) + 1.2H_B f^2 \tan \alpha_w$$

$$= f(\text{drill geometry, cutting condition, material hardness, flank wear}) \quad (18)$$

따라서 절삭조건, 드릴형상, 공작물의 경도가 미리 주어지는 경우 토크와 추력은 단지 플랭크 마멸만을 합수가 되므로 플랭크 마멸크기를 토크와 추력을 측정함으로써 간접적으로 추정할 수 있다.

3. 서보계 모델링-주축(Z축) 모터전류를 이용한 토크(추력)의 검출

AC 서보모터는 회전자와 동기해서 회전하는 dq 좌표변환에 의해 3상 전류 신호를 계자전류성분과 토크전류성분으로 나눈 후 벡터제어를 통해 제어한다. 모터 내부에서는 3상 교류가 흐르고 있지만, 교류와 동기해서 회전하는 dq축에서 생각하면 상대속도가 영이 되어 교류를 직류로 간주할 수 있으므로 모델링이 간단해진다.

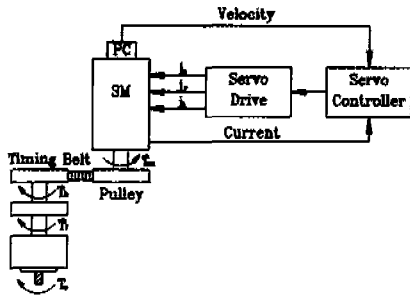


Fig. 5 Spindle system of vertical machining center

SM형 AC 서보모터의 경우는 계자전류성분이 영이 되도록 제어하여 토크전류성분에 비례하는 토크를 발생시키며, IM형 AC 서보모터의 경우는 코일에 걸어진 1차 전압에 의해 유기된 2차 전류를 계자전류성분과 토크전류성분으로 분해한 뒤 계자전류성분이 일정하게 되도록 제어하여 토크전류성분에 비례한 토크를 발생시킨다.⁽⁹⁾

3.1 주축계

Fig. 5는 본 연구에서 사용한 머시닝 센터의 주축계를 나타낸다. 주축모터는 IM형 AC서보모터이며, 주축과 타이밍 벨트로 연결되어 1:1 가변속이 가능한 구조로 되어 있다. dq축으로 변환된 IM형 AC 서보모터의 전압·전류방정식은 다음식과 같다.⁽¹⁰⁾

$$\begin{pmatrix} V_d \\ V_q \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R_1 & -\sigma L_1 \omega_r \frac{L_2}{M} \\ L_1 p \omega_m \sigma \left(\frac{dL_1}{dt} + \frac{R_1}{\sigma} + \frac{L_1 R_2}{L_1} \right) \frac{L_2}{M} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_{2d} \\ i_{2q} \end{pmatrix} \quad (19)$$

여기서, $\sigma = 1 - \frac{M^2}{L_1 L_2}$ 이다.

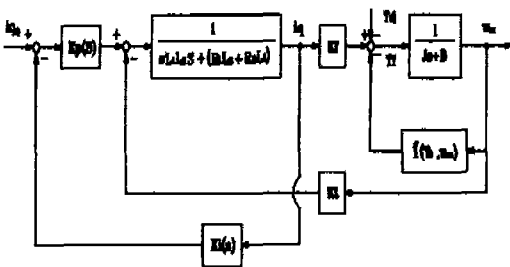


Fig. 6 Block diagram of spindle system

순시 토크 T_m 은 (20)식과 같이 구해지며,

$$T_m = 3pMi_{2d}i_{2q} = K_f i_{2q} \quad (K_f : \text{토크상수}) \quad (20)$$

벡터제어에 의해 i_{2d} 가 일정하게 제어되므로, 순시토크는 i_{2q} 에 비례하게 된다.

운동방정식은 (21)식과 같다.

$$T_m = J \frac{d\omega_m}{dt} + (T_d + T_f + T_b) \quad (21)$$

(19), (20), (21)식을 라플라스 변환한 후, 블록선도로 나타내면 Fig. 6과 같이 된다. 주축계의 경우 viscous damping 토크(T_b)와 마찰토크(T_f)가 외란 토크(T_d)의 영향을 받으므로 T_b 와 T_f 가 각각 (22), (23)식과 같이 주어진다.

$$T_b = T_{b0} + \delta T_d = B\omega + b(\delta T_d)^a \omega_m \quad (22)$$

$$T_f = T_{f0} + \delta T_f = T_{f0} + c(\delta T_d)^a \quad (23)$$

블록선도를 이용하여 운동방정식을 모터전류항으로 나타내면 (24)식으로 된다.

$$\frac{dI_{2q}}{at} + \frac{1}{\tau} I_{2q} = \frac{K_f}{J(R_1 L_2 + R_2 L_1)} \left\{ \delta T_d + T_{f0} + c(\delta T_d)^a + \frac{B_{eq}}{K_f} V_q \right\} \quad (24)$$

여기서, 시정수: $\tau = \frac{1}{\frac{K_f \cdot K_f}{R_1 L_2 + R_2 L_1} + B_{eq}}$, $B_{eq} = B + b(\delta T_d)^a$ 이다.

정상상태에서 외란토크의 변화로 인한 모터전류의 변화(δI_{ss})를 구하면 (25)식처럼 구해진다.

$$\delta I_{ss} = \frac{1}{K_f} \{ \delta T_d + c(\delta T_d)^a + b(\delta T_d)^a \omega_m \} \quad (25)$$

만일 정상상태에서 외란 토크의 변화가 작다고 가정하면 T_f 와 T_b 가 외란에 의해 받는 영향이 무시할 정도로 작아져서 식 (25)는 (26)식처럼 단순화 된다.

$$\delta I_{ss} = \frac{1}{K} \delta T_d \quad (26)$$

가공중 발생하는 절삭토크가 모터에 외란토크로 작용하며, 외란토크 변화량이 절삭토크 변화량에 비례한다

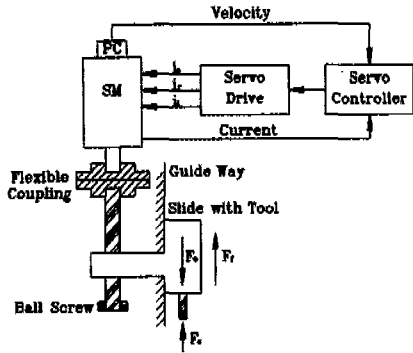


Fig. 7 Z-axis feed system of vertical machining center

면 식 (26)은 (27)식과 같이 표현된다.

$$\delta I_{ss} = \frac{1}{K_f} \delta T_d = K_s \delta T_c$$

$$I_s(t) = I_{s0} + K_s T_c(t) \quad (27)$$

여기서, I_{s0} 는 $\delta T_d=0$ 인 상태에서 주축이 일정속도로 회전하는데 필요로하는 정상상태 전류(tare전류)를 나타낸다.

즉 절삭토크는 정상상태에서의 주축모터전류에 비례한다는 것을 알 수 있다. 따라서 주축모터전류의 변화를 검출함으로써 공구마멸로 인한 절삭토크의 증가를 간접적으로 검출할 수 있다.

3.2 Z축 이송계

Fig. 7은 수직형 머시닝 센터의 Z축 이송계를 나타낸다. 수직형 머시닝 센터의 Z축 이송계의 경우 자중의 영향을 고려해 주어야 한다. Z축모터는 SM형 AC 서보모터로, 커플링을 통해 볼스크류와 직결되어 있다. 모터에 가해지는 3상 신호에 대해 dq축 변환한 전압-전류방정식은 다음과 같이 된다.⁽¹¹⁾

$$\begin{pmatrix} V_d \\ V_q \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} w_m L_a & R_a + \frac{dL_a}{dt} \\ R_a + \frac{dL_a}{dt} & -w_m L_a \end{bmatrix} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ w_m \phi \end{pmatrix} \quad (28)$$

순시토크 T_m 은 (29)식과 같다.

$$T_m = \frac{3}{4} \cdot p \cdot \phi \cdot i_q = K_t \cdot i_q \quad (K_t : \text{토크상수}) \quad (29)$$

운동방정식은 (30)식과 같다.

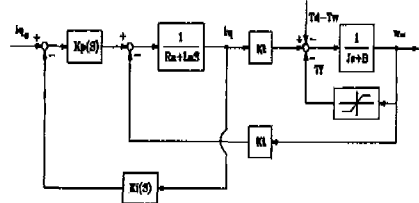


Fig. 8 Block diagram of Z-axis feed system

$$T_m = J \frac{dw_m}{dt} + Bw_m + T_f + T_d - T_w$$

(T_w : 자중에 의한 토크) (30)

(28), (29), (30)식을 라플라스 변환한 후 블록선도를 구하면 Fig. 8과 같이 된다. 블록선도를 이용하여 운동방정식을 모터전류항으로 표현하면 (31)식과 같다.

$$\frac{dI_q}{dt} + \frac{1}{\tau} I_q = \frac{1}{R} \left(\frac{dV_q}{dt} + \frac{1}{\tau} B V_q \right) + \frac{1}{JR} (T_d + T_f - T_w) \quad (31)$$

여기서 시정수(τ)는 $\tau = \frac{J}{B + \frac{K_t}{R}}$ 이다.

정상상태인 경우 (32)식처럼 구해진다.

$$I_q = \frac{1}{R} (B W_m + T_w - T_f - T_d) \quad (32)$$

위식에서 $\frac{1}{R} (B W_m + T_w - T_f)$ 항은 모터구동에 필요한 tare 성분을 나타내는 것으로, 외란토크가 증가할수록 모터에 가해지는 전류가 감소함을 알 수 있다. 따라서 정상상태에서 마찰토크와 점성토크가 일정하다고 가정하면, 외란토크의 변화로 인한 모터전류의 변화량은 (33)식처럼 구해진다.

$$\frac{\delta I_{ss}}{\delta T_d} = -\frac{1}{K_t} \quad (33)$$

외란토크의 변화량(δT_d)이 추력의 변화량(δF_z)에 비례한다고 가정하면 (34)식이 구해진다.

$$\delta I_{ss} = -\frac{1}{K_t} \delta F_z = -K_z \delta F_z$$

$$I_z(t) = I_{z0} - K_z F_z$$

즉 추력은 정상상태에서의 Z축 모터전류에 비례함을

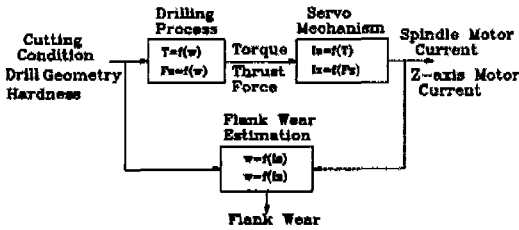


Fig. 9 Construction of flank wear estimation model

알 수 있다. 따라서 Z축 모터전류를 검출함으로써 공구 마멸로 인한 주력의 증가를 간접적으로 검출할 수 있다.

3.3 모터전류를 기초로 한 플랭크 마멸 추정모델

Fig. 9는 모터전류를 기초로 한 플랭크 마멸 추정모델을 나타낸다. 공작물의 경도, 드릴의 기하학적 형상, 절삭조건과 작업 중 측정된 모터전류값을 이용하여 실시간에 플랭크 마멸크기를 추정한다.

4. 실험장치 및 방법

Fig. 10은 실험장치도이다. 머시닝 센터는 수직형 AV-30(대우 중공업제)이고, 데이터 레코더는 비디오 카세트 데이터 레코더(LACAL V-store)이다. 모터전류는 NC장치에 내장된 홀센서를 이용하여 검출하였다. 평가작업에 사용한 공작물의 재질은 S45C(HB180~220)이며, 드릴은 직경이 4mm인 표준 트위스트 드릴이며, 드릴의 재질은 고속도강이다. 머시닝 센터의 주축 AC 서보모터의 토크상수는 10kgf·cm/A이고, Z축 AC 서보모터의 경우는 15.7kgf·cm/A이다.

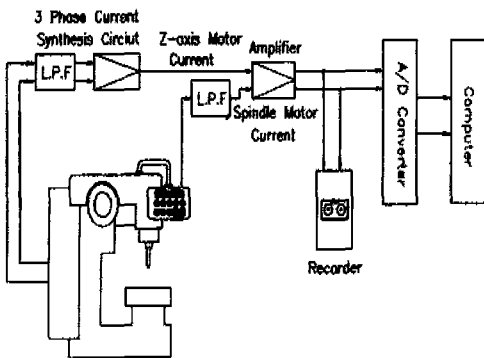


Fig. 10 Schematic diagram of experimental setup

4.1 모터전류의 신호처리

주축모터전류는 내장된 홀센서로 부터 검출된 3상 전류에 대한 합성전류가 NC 장치내 로드미터 단자로 나와 있으므로 로드미터 단자에서 검출하였다. 검출된 모터전류에 포함되어 있는 캐리어(carrier) 주파수로 인해 생긴 고주파의 잡음신호를 제거하기 위해 50Hz의 저대역 통과 필터(low pass filter)에 통과시켜 잡음을 제거하였다.

Z축 모터전류는 내장된 홀센서로 부터 검출된 2상(Is, Ir)전류에 고주파 잡음신호를 제거하기 위해 50Hz의 저대역 통과 필터를 거친 후 자체 제작한 3상 전류 합성회로를 통과시켜 합성전류를 검출하였다.

드릴마멸은 예기치 못한 드릴파손과 달리 점진적으로 진행하므로 가공구멍단위로 드릴마멸 크기를 검출하였다. 모터전류는 500Hz의 샘플링 주기로 12비트 A/D 변화한 뒤, 드릴구멍단위로 평균전류값을 구한 다음 전체적인 변화의 경향을 얻기 위해 (35)식과 같이 지수평활화법을 이용하여 평활화하였다.⁽¹²⁾

$$y_i = \rho y_{i-1} + (1 - \rho)x_i \quad (35)$$

여기서 x_i 는 모터전류의 평균값, y_i 는 평활화된 모터전류 평균값이고, ρ 는 가중치 인데, 전체적인 변화형태를 약간 강조하기 위해 ρ 를 0.65로 정하였다.

5. 실험결과 및 고찰

앞에서 구한 식 (17), (18), (27), (34)에 주어진 드릴의 기하학적 형상, 공작물 경도(HB 210) 및 절삭조건 (ϕ 4mm, 이송 0.1mm/rev)을 대입해서 주축/Z축 모터전류에 관한 이론값을 구하면 다음과 같다.

주축모터전류 이론값:

$$I_s(t) - I_{so} = I_s)_{lip} + I_s)_{outer} = (4.065 + 14.685W) + 0.066 \quad (36)$$

Z축 모터전류 이론값:

$$I_{zo} - I_z(t) = I_z)_{lip} + I_z)_{outer} + I_z)_{inner} = (0.436 + 5.350W) + 0.157 + 0.134 \quad (37)$$

주축모터전류의 경우, 주절삭날에 의해 생기는 토크에 상응하는 전류성분 $I_s)_{lip}$ 이 전체 주축모터전류의 약 98%를 차지하며, 치를 날에 의해 생기는 토크에 상응

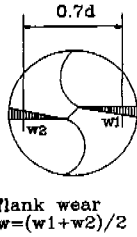


Fig. 11 Flank wear measurements on the drill

하는 전류성분인 $I_{z,outer}$ 는 약 2%를 차지한다. Z축모터 전류의 경우, 주절삭날에 의해 생기는 추력에 상응하는 전류성분은 $I_{z,tip}$ 이 전체 Z축모터전류의 약 60%를 차지하며, 치줄날 영역에 의해 생기는 추력은 $I_{z,outer}+I_{z,inner}$ 에 상응하는 전류는 약 40%를 차지한다. 따라서 치줄날영역이 주축모터전류에 미치는 영향은 무시할 수 있을 만큼 적으나, Z축 모터전류에서는 상당한 영향을 미칠 수 있다.

드릴의 플랭크 마멸이 진행되게 되면 주절삭날에 의해 생기는 토크 T_{tip} 및 추력 $F_{z,tip}$ 이 증가하게 되므로 주축/Z축모터전류에서 $I_{s,tip}$ 와 $I_{z,tip}$ 성분이 각각 변하게 된다. 따라서 전체 모터전류에서 이들 성분이 차지하는 비율이 크면 클수록 플랭크 마멸의 진행에 민감하게 된다. 주축모터전류의 경우 $I_{s,tip}/I_{s,outer}$ 의 비가 44인 반면 Z축 모터전류의 경우는 $I_{z,tip}/(I_{z,outer}+I_{z,inner})$ 의 비가 1.5 정도이다. 이는 주축모터전류가 Z축 모터전류에 비해 플랭크 마멸상태에 더 민감함을 나타낸다.

5.1 실험에 의한 모델 평가

이론적으로 구한 플랭크 마멸에 대한 모델을 평가하기 위해, 실제 작업중 일정 간격마다 드릴의 플랭크 마멸을 측정후 이론적으로 구한 모델을 이용하여 모터전류값을 구하였으며, 실제 측정된 모터전류값과의 비교를 통해 모델의 타당성을 검증하였다. 평가실험은 이송속도를 일정하게 두고 공구가 마멸될 때까지 계속 가공한 경우와 가공중 이송속도를 몇단계로 가변시켜 가면서 작업을 한 경우로 나누어서 수행하였다. 플랭크 마멸크기는 Fig. 11처럼 드릴의 주절삭날 양쪽에서 측정후 평균값을 취하였다.

5.1.1 이송속도를 일정하게 둔 경우

φ 4mm 드릴로 공구가 심각하게 마멸될 때까지 일정한 절삭조건(이송 0.1mm/rev)으로 가공하면서, 20,

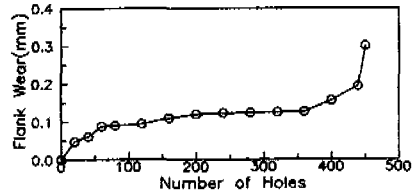


Fig. 12 The growth of flank wear versus drilling time under constant feedrate

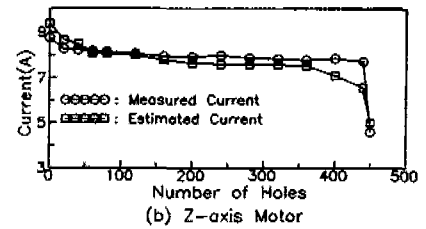
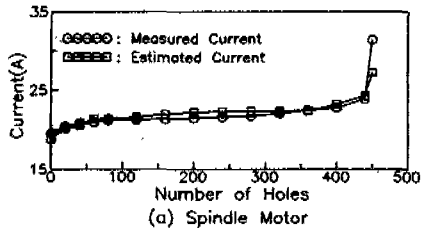


Fig. 13 Comparison of the measured current and the estimated current with drilling time under constant feedrate

40, 60, 80, 120, 160, 200, 140, 180, 320, 360, 400, 440, 450개 가공후 공구현미경(NIKON제)을 이용하여 드릴의 플랭크 마멸크기를 직접 측정하였다.

Fig. 12는 작업 진행에 따른 플랭크 마멸 크기변화를 나타내며, Fig. 13은 이 때 모터전류값의 변화를 나타낸다. □로 표시된 데이터는 이론적으로 구한 모터전류값을 나타내며, ○으로 표시된 데이터는 실제 측정된 모터전류값을 나타낸다. 이론적으로 구한 모터전류값과 실제모터전류값이 비교적 잘 일치함을 알 수 있다. 주축모터전류의 경우 공구마멸이 증가할수록 모터전류값이 증가하며, 모터전류의 증가곡선이 플랭크 마멸 증가곡선과 비슷함을 알 수 있다. Z축 모터전류의 경우 플랭크 마멸이 진행할수록 모터전류가 감소하는데 이는 추력이 자중의 반대방향으로 작용해서 추력이 클수록 실제모터에 걸리는 부하를 감소시키기 때문이다. 공구 교환시점으로 플랭크 마멸의 크기를 0.25mm로 잡았다.

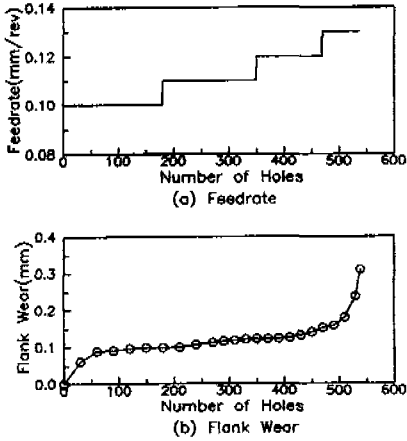


Fig. 14 The growth of flank wear versus drilling time under variable feedrate

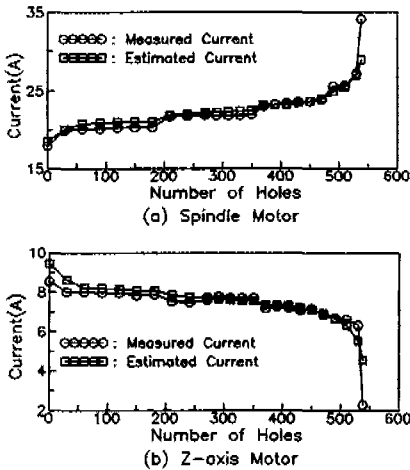


Fig. 15 Comparison of the measured current and the estimated current with drilling time under variable feedrate

5.1.2 이송속도를 가변시키는 경우

Fig. 14(a)와 같이 이송속도를 가변하면서, ϕ 4mm 드릴로 공구가 심각하게 마멸될 때까지 가공하였으며 30개 가공후 공구현미경을 이용하여 플랭크마멸 크기를 측정하였다. Fig. 14(b)는 작업진행에 따른 플랭크 마멸크기 변화를 나타내며, Fig. 15는 이때의 모터전류값 변화를 나타낸다. □로 표시된 데이터는 이론적으로 구한 모터전류값을 나타내며, ○으로 표시된 데이터는 실제 측정된 모터전류값을 나타낸다. 작업중 이송이 바뀌에 따라 모터전류 값이 변하더라도 이론적으로 구한 모

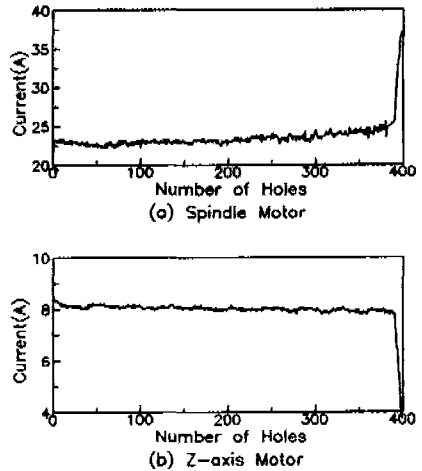


Fig. 16 Variation of motor current with drilling time under constant feedrate

델이 잘 추정함을 보여준다.

5.2 프랭크 마멸의 실시간 검출

작업중 드릴 플랭크 마멸의 실시간 검출을 위해 연속적으로 구멍뚫기 작업을 수행하였으며 이때 검출된 주축/Z축 모터전류와 (38), (39)식을 이용하여 드릴의 플랭크 마멸 크기를 실시간으로 검출하였다.

주축모터전류로 부터 추정한 플랭크 마멸:

$$W = \frac{I_s(t) - I_{s0} - 4.131}{14.685} \quad (38)$$

Z축모터전류로 부터 추정한 플랭크 마멸:

$$W = \frac{I_z - I_z(t) - 0.727}{5.35} \quad (39)$$

평가실험은 이송속도를 일정하게 두고 공구가 마멸될 때까지 계속 가공한 경우와 가공중 이송속도를 몇단계로 가변시켜 가면서 작업을 한 경우로 나누어서 수행하였다.

5.2.1 이송이 일정한 경우

Fig. 16은 연속작업에서의 모터전류값의 변화를 나타내며, Fig. 17은 이 때의 예측된 플랭크 마멸의 크기 변화를 나타낸다. 주축모터전류의 경우 약 390개 가공후 공구교환 시점으로 판단되었으며 400개 가공후 파손되었다. Z축모터전류로 부터 예측한 플랭크 마멸 값이

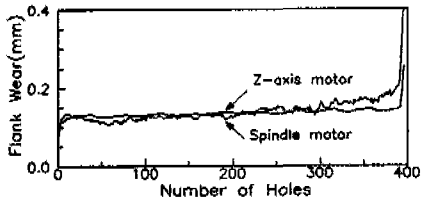


Fig. 17 Online estimation of flank wear with drilling time under constant feedrate

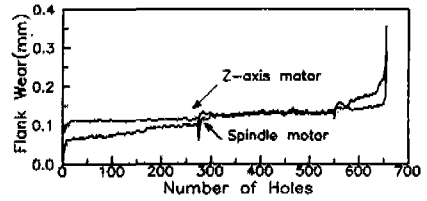


Fig. 19 Online estimation of flank wear with drilling time under variable feedrate

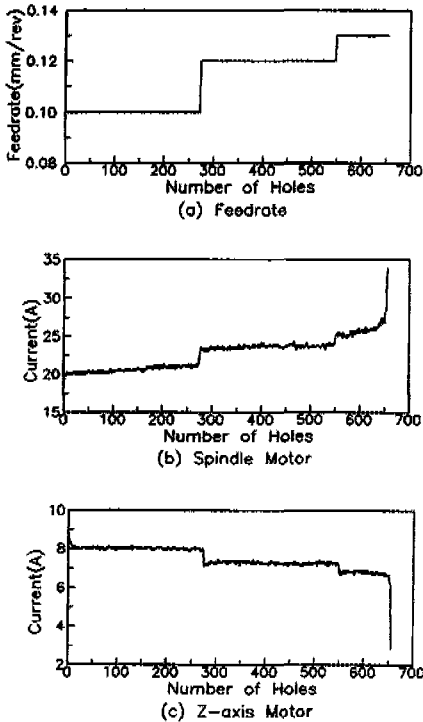


Fig. 18 Variation of motor current with drilling time under variable feedrate

주축모터전류로부터 예측한 값보다 덜 민감하게 나타나는데 이는 주축모터전류에 비해 Z축 모터전류가 치질날의 상태에 대한 영향을 더 많이 받기 때문인 것으로 판단된다. 주축모터전류가 Z축모터전류보다 드릴의 플랭크 마멸 변화에 더 민감함을 알 수 있다.

5.2.2 이송이 가변인 경우

Fig. 18(a)와 같이 이송을 가변시켜 가면서 작업을 수행하였다. Fig. 18(b) (c)는 이때의 모터전류값의 변화를 나타내며, Fig. 19는 예측된 플랭크마멸 크기를

나타낸다. 약 650개 가공후 공구교환시점으로 판단되었다. 작업중 이송이 바뀌에 따라 모터전류값이 크게 변하나 플랭크 마멸은 작업조건 변경에 상관없이 잘 추정됨을 나타낸다. 따라서 작업중 작업자가 임의로 이송속도를 변경하거나 이송적응제어에 의해 이송속도를 임의로 가변시키는 경우에도 드릴의 플랭크 마멸변화를 잘 추정할 수 있음을 알 수 있다.

6. 결론

본 연구를 통해 얻은 결론은 다음과 같다.

- 1) 주축 및 Z축모터전류를 기초로 하여 드릴의 플랭크마멸 크기를 추정하는 모델을 개발하였다.
- 2) 주축모터전류가 Z축모터전류에 비해 플랭크마멸에 더 민감함을 알았다.
- 3) 작업중 이송속도가 변하는 경우에도 플랭크 마멸을 잘 추정하였다.
- 4) 개발한 모델을 이용하여 드릴의 플랭크마멸 크기를 실시간으로 추정하였다.

7. 참고문헌

1. P. Bandyopadhyay, S.M.Wu, "A Feasibility Study of On-Line Drill Wear Monitoring by DDS Methodology", Int. J. Mach. Tool Des. Res. Vol.26, No.3, pp.245-257, 1986.
2. K. Subramanian, N. H. Cook, "Sensing of Drill Wear and Prediction of Drill Life", ASME, J. of Eng. for Industry, MAY, pp.295-301, 1977.
3. 堅村辛辰, "ドリル損耗検出に關する研究(第1報)-監視システムの開發-", 日本精密工學會誌, 50卷, 6號, pp.25-29, 1984.

4. M.Takatsuto, N. Takada, "Judgement of Tool Life in Drilling Using Acoustic Emission", Int. Journal JSME Series C, Vol.37, No.1, pp.224-229, 1994.
5. R.W.Barker, G.Klutke, M. J. Hinich, "Monitoring Rotating Tool Wear Using Higher-Order Spectral Features", ASME J. of Eng. For Industry, FEB., Vol.115, pp.23-29, 1993.
6. 안중환, 김화영, "공작기계 지능화를 위한 다중 감시 시스템의 개발-드릴가공에의 적용-", 한국정밀공학회지, 제10권, 제4호, pp.142-151, 1993.
7. R. A. Williams, "A Study of the Drilling Process", ASME J. of Eng. for Industry, NOV., pp.1207-1215, 1974.
8. C.A. Mauch, L. K. Lauderbaugh, "Modeling the Drilling process-an Analytical Model to Predict Thrust Force and Torque", Proceeding of the Winter Annual Meeting of the ASME, PED-Vol. 48, pp.59-65, 1990.
9. 見城尙志, "ACサーボモータとマイコン制御", 総合電子出版社, pp.39-49, 1983.
10. H. Funakubo, "Actuators for Control", Gordong and Breach Science Publishers, pp.254-284, 1991.
11. 土毛康彦, "ブラシレスサーボモータの基礎と應用", 総合電子出版社, pp.100-110, 1985.
12. 鈴木義一郎, "データ解析術", 實教出版社, pp.110-114, 1977.