

미세구멍 가공의 생산성 향상을 위한 상태식별 및 제어

정 만 실*, 조 동 우**

Diagnosis and Control of Machining States in Micro-Drilling for Productivity Enhancement

Man Sheel Cheong*, Dong Woo Cho**

ABSTRACT

Micro-hole drilling (holes less than 0.5 mm in diameter with aspect ratio larger than 10) is recently having more attention in a wide spectrum of precision production industries. Alternative methods such as EDM, laser drilling, etc. can sometimes replace the mechanical micro-hole drilling but are not acceptable in PCB manufacture because of the inferior hole quality and accuracy. The major difficulties in micro-hole drilling are related to small signal to noise ratios, wandering motions of the inlet stage, high aspect ratios, high temperatures and so forth. Of all the difficulties, the most undesirable one is the increase of drilling force as the drill proceeds deeper into the hole. This is caused mainly from the chip effects. Peck-drilling is thus widely used for deep hole drilling despite that it suffers from low productivity. In the paper, a method of cutting force regulation is proposed to achieve continuous drilling. A PD and a sliding mode control algorithms were implemented through controlling the spindle rotating frequency. Experimental results show that the sliding mode control reduces the nominal cutting force and the variation of the cutting force better than the PD control. The advantages of the regulation, such as increase of drill life, fast stabilization of a wandering motion, and the precise positioning of the hole are verified in experiment.

Key Words : diagnosis(식별), control(제어), micro-drilling(미세구멍가공)

1. 서 론

구멍가공 기술은 기계가공기술중 가장 기본적인 방법으로 생산성 향상을 목적으로 점차 고속화, 고정밀화되고 있다. 특히 마이크로 구멍가공은 시계산업, 광섬유 커넥터, 미세노즐 및 오리피스 게이지, 섬유산업에서의 방사노즐 분야등에서 요구되는 기술이며 60년대 후반부터 급

격히 발전된 전자, 컴퓨터산업에서는 그 응용분야가 더욱 확대되고 있다. 특히 전자, 컴퓨터산업에서의 마이크로 구멍 가공기술은 프린트 기관, IC용 Mask등의 가공에서 주로 쓰이며 LSI의 집적도 향상에 따라 가공구멍의 미세화, 가공 구멍의 직경에 대한 가공 깊이(세장비, Aspect ratio)의 증가, 회로판의 고밀도등의 이유로 점차 고도의 가공 정밀도, 고생산성등의 실현이 요구된다. 이와같이

* 대우전자주식회사 영상사업부
** 포항공과대학교 기계공학과

고도의 기능을 집적시킨 소형부품의 개발 경쟁이 치열해짐에 따라 마이크로 구멍가공 기술의 중요성은 날로 증가하고 있다.

마이크로 구멍 가공은 마이크로 드릴을 이용하는 방법, 방전 가공기를 이용하는 방법, 그리고 레이저를 이용하는 방법등이 있으나 피삭재의 성질과 무관하며 열변형이 작고 가공후의 마무리 작업이 손쉬운 가공이라는 점에서 마이크로 드릴에 의한 가공이 주로 사용되고 있다.

이는 마이크로 드릴에 의한 구멍가공이 다른 방법에 의한 구멍가공보다 깊은 구멍을 낼수 있으며 진직성, 진원도, 평행도, 면조도등의 정밀도가 우수한 구멍을 얻을수 있는 여러가지 장점이 있기 때문이다

마이크로 드릴은 공구의 강성이 크지 않아서 가공 중 Load가 증가하는 경우 공구의 파손으로 인한 피삭재의 손실과 생산성의 저하가 문제가 된다. 가공 방법으로는 칩 배출을 원활히 하기 위하여 펙드릴 가공이 주로 이루어진다. 그러나 이는 가공시간이 길어져 생산성을 크게 떨어뜨리는 단점이 있다. 그리고 마이크로 드릴 가공은 절삭유 공급이 어려워서 가공중 발생하는 열의 배출이 효과적으로 이루어 지지 않는다. 이로 인하여 드릴비트의 마모 속도가 커지고 피삭재에 변질층이 생기는 스미어(Smear)가 발생하기도 한다. 그리고 일반적인 드릴 작업에서 나타나는 버 역시 나타난다. 또한 드릴의 먹힘 현상은 드릴과 피삭재 모두에게 피해가 있기 때문에 가공의 생산성을 저하시키는 원인이다⁽¹⁾.

따라서 가공중의 구멍가공상태를 감시하고 가공조건을 적절하게 변화시켜 줌으로써 구멍의 가공정도를 개선하고 동시에 드릴의 변형과 마모를 줄일수 있는 연구가 필요하다.

절삭력 제어를 위해서 가공상태를 보여주는 토크와 트러스트의 감시가 이루어져야 한다. 트러스트의 경우는 일반적인 공구 동력계를 이용하여 검출이 가능하지만, 토크의 경우는 드릴의 직경이 작기 때문에 일반적인 공구동력계(Tool dynamometer)로는 검출이 어렵다. 따라서 이를 검출하기 위한 토크 센서의 개발이 선행되어야 한다. 그리고 검출된 가공상태를 종합하여 적절한 가공조건을 결정하는 집적된 제어 시스템이 구축되어야 한다.

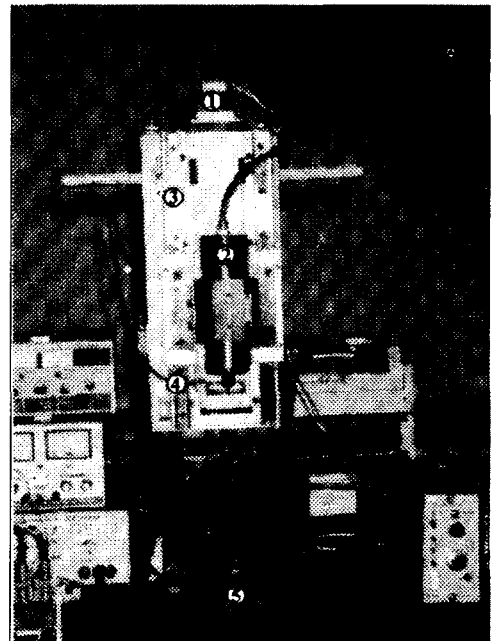
본 논문에서 Section 2는 마이크로 드릴시스템과 가공상태의 검출을 위해서 개발한 센서를 소개하고 Section 3에서는 밸브 스피들 시스템과 Cutting mechanism의 모델링을 행한다. 그리고 Section 3에서 구한 모델 계수는 Section 4에서 유전 알고리즘(Genetic algorithm)을 이용하여 추정하였다. Section 5에서는 마이크로 드

릴링중에 발생하는 여러가지 문제점을 제시하였다. 그리고 Section 6에서는 PD제어와 슬라이딩 모드(Sliding mode control)제어를 이용하여 절삭 깊이에 따라 증가하는 절삭력을 제어하는 방법을 제시하였다.

2. 실험장치

Fig.1은 본 연구에서 직접 제작한 마이크로 드릴링 머신의 사진을 나타내고 있다. 구동계는 드릴의 이송을 담당하는 이송계와 스피들에 공압을 공급하는 공압비례밸브로 구성된다. 그리고 제어계는 스피들에 인가되는 압력 제어를 위한 입력 전압과 이송부의 속도를 결정하기 위한 Pulse generator(PC)이다. 그리고 드릴 가공 상태 검출을 위한 Fiber optic sensor 와 Torque-Thrust sensor 로 구성이 된다.

드릴비트에 가해지는 토크는 매우 작아서 일반적으로 상용화된 토크센서로는 검출이 어렵다. 이러한 마이크로 드릴비트에 가해지는 토크와 트러스트의 검출을 위해서 여러 가지의 연구가 이루어지고 있다. 스트레인 게이지를 붙인

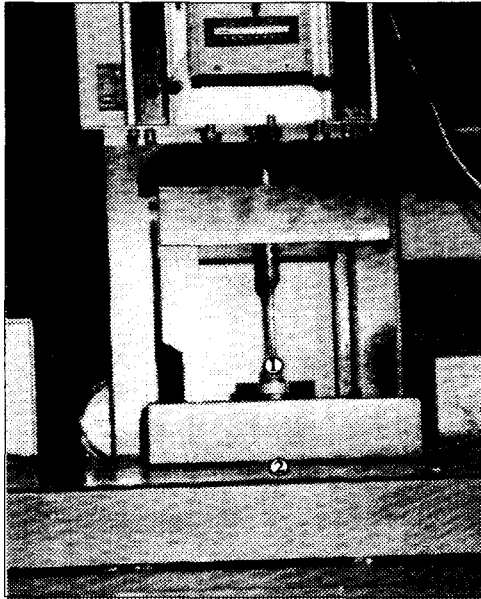


- | | |
|-------------------------|-----------------------|
| 1. Micro-stepping motor | 2. Air spindle |
| 3. L / M Guide | 4. Fiber optic sensor |
| 5. Sensor | |

Fig. 1 Photo of the micro-drilling system

평행 평판을 이용하는 방법, 절삭 토크를 이용하는 방법⁽¹⁵⁾, 컵을 사용하여 자속의 변화로 도출하는 방법⁽¹⁶⁾, 압전소자를 이용하는 방법⁽¹⁷⁾, 또는 포토타입의 공기동력계를 이용하는 방법⁽¹⁸⁾ 등이 일본등에서 주로 연구되고 있다.

본 연구에서는 Fig.2와 같은 토크와 트러스트를 분리하여 측정하는 Sensing 방식을 이용하였다. 토크는 직경이 작은 구리(Copper)에 스트레인 게이지를 부착하여 측정하였다. 이는 직경이 작은 경우 같은 스트레스에 대해서 변형이 크게 일어나는 성질을 이용한 것이다. 그리고 트러스트는 Kistler 9001로드와셔(load washer)를 이용하여 측정하였다.



1. Torque sensor 2. Thrust sensor

Fig. 2 Photo of the torque sensor

3. 시스템 모델링

3.1 밸브-스핀들 시스템의 모델링

Fig.3은 마이크로 드릴 시스템 구동부의 일부인 밸브-스핀들 시스템 구조를 보여주고 있다. 밸브의 모델은 일반적인 압력제어 밸브나 유량제어 밸브의 모델링에 사용하는 2차시스템 모델을 이용하였다. 밸브의 비선형성을 무시하면, 다음과 같이 간단히 표현될 수 있다.

$$\ddot{x}_v + 2\xi\omega_n\dot{x}_v + \omega_n^2x_v = KV \tag{1}$$

여기서

- \ddot{x}_v : 밸브스플의 변위
- ξ : 제어밸브의 감쇄계수
- ω_n : 제어밸브시스템의 고유진동수
- K : 압력제어밸브의 정규화 상수
- V : 밸브 콘트롤러에 공급되는 전압 (voltage)

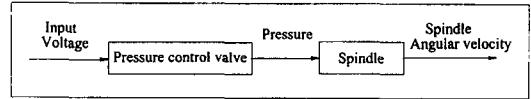


Fig. 3 A simple schematic diagram of the valve spindle system.

공기 스펀들의 동적 거동 특성에 대한 모델링은 공기의 강성이 매우 작기 때문에 다음 식 (2)와 같다.

$$\ddot{\theta} + \xi f(\dot{\theta}) = PANr_{av} / I \tag{2}$$

여기서 A, N, R_{av} 는 각각 스펀들 turbine blade의 면적, 개수, 유효반경을 나타내며, I 는 스펀들의 회전관성 모멘트를 나타낸다.

식 (2)에서 P 는 공기 스펀들에 인가되는 공기의 압력에 해당하는 것으로 식 (3)과 같이 밸브스플의 변위와 선형적 관계를 갖는 것으로 가정한다.

$$P = K_v x_v \tag{3}$$

스핀들 시스템은 Fig.4와 같이 간단하게 모델링 하였다. 스펀들의 회전수에 따라 레이놀드수(Reynolds

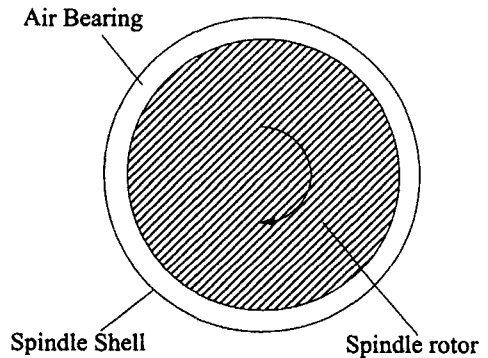


Fig. 4 A simplified model of the spindle system.

number)가 변화한다. 레이놀드수의 변화는 공기와 스피인들의 마찰력의 변화를 의미한다. 따라서 f 는 식 (4)와 같이 표현된다.

$$f(\dot{\theta}) = \dot{\theta}^n \quad (4)$$

벨브의 특성 방정식과 스피인들의 특성 방정식을 결합하고 라플라스변환을 하면 식 (5)가 얻어진다.

$$(s + L[\xi f(\dot{\theta})])(s^2 + 2\xi\omega_n s + \omega_n^2)\dot{\theta}(s) = K_i V(s) \quad (5)$$

여기서 $K_i = ANKK_v r_{av} / I$ 가 된다.

3.2 절삭기구의 모델링

드릴의 절삭 모델링은 다른 절삭에 비해서 상당한 어려움이 따른다. 이는 드릴의 경사각(rake angle)과 횡경사각(Inclination angle)이 절삭날을 따라 변하고 Chisel edge부분의 절삭현상이 복잡하기 때문이다. 지금까지 이루어진 드릴 절삭모델의 대부분은 선가공(Pilot drilling)을 하여 주절삭날(Main cutting edge)부분에 가해지는 토크와 트러스트만을 고려하였다⁽⁵⁾. 그러나 실제 절삭시에 Chisel edge부분의 절삭은 발생하는 전체 Thrust값의 30~40%정도 영향을 미치므로 이의 영향을 무시한 모델은 적절한 모델이라 볼 수 없다⁽⁶⁾. 그리고 대부분의 경우 3차원절삭기구(Oblique cutting mechanism)인 실제 드릴의 절삭현상을 2차원절삭(Orthogonal cutting)으로 모델링하여 실제 드릴의 절삭현상을 제대로 해석하지 못하였다⁽⁵⁾.

본 연구에서는 드릴의 주절삭날의 절삭 현상을 3차원 절삭이론을 이용하여 모델링 하였다. 아울러 Chisel edge부분의 절삭 모델링을 함께 수행하였다.

따라서 드릴 절삭은 크게 3부분으로 나누어서 모델링할 수 있다. 이는 드릴의 주절삭날을 별도로 모델링하는 한편, Chisel edge부분을 부절삭날(Secondary cutting edge)과 Indentation의 두 부분으로 나누어 모델링하는 것을 의미한다.

3.2.1 주절삭날의 절삭모델⁽⁷⁾

Fig.5에는 3차원절삭에서 드릴비트에 가해지는 절삭력 성분들이 나타난다. 그림에서 절삭력 F_s , F_p , F_Q , F_R 를 구하면 다음과 같다.

$$F_s = \tau A s = \tau \frac{bt}{\sin \phi_n \cos i} \quad (6)$$

$$F_p = \frac{\tau bt}{\sin \phi_n} \left\{ \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) + \tan i \tan \eta'_c \sin \beta_n}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta'_c \sin^2 \beta_n}} \right\} \quad (7)$$

$$F_Q = \frac{\tau bt}{\sin \phi_n \cos i} \left\{ \frac{\sin(\beta_n - \alpha_n)}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta'_c \sin^2 \beta_n}} \right\} \quad (8)$$

$$F_R = \frac{\tau bt}{\sin \phi_n} \left\{ \frac{\cos(\beta_n - \alpha_n) \cdot \tan i + \tan \eta'_c \sin \beta_n}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) + \tan^2 \eta'_c \sin^2 \beta_n}} \right\} \quad (9)$$

위의 모든 절삭력성분들은 전단각 (ϕ_n), 마찰각 (β_n), 전단응력 (τ), 그리고 마찰력의 방향을 나타내는 η'_c 에 의해 결정됨을 알 수 있다.

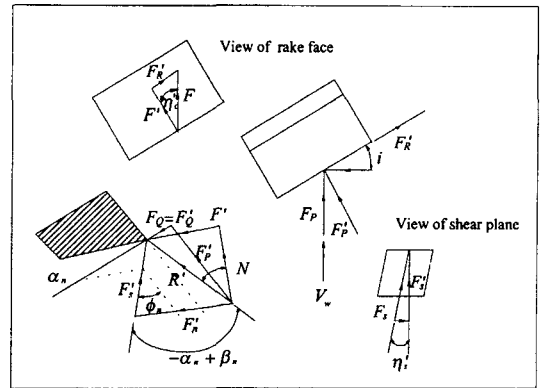


Fig. 5 The force components in oblique cutting

3.2.2 Chisel edge의 절삭모델⁽²⁾

Chisel edge부분은 부절삭날과 Indentation 부분으로 나누어 모델링할 수 있다. 각 부분의 전이점은 피드속도가 회전속도의 20%인 지점으로 한다. 부절삭날은 Fig.6 (b)에서 살필 수 있듯이 음의 정경사각(static rake angle)을 가진다. 따라서 드릴비트가 회전하는 경우, 동

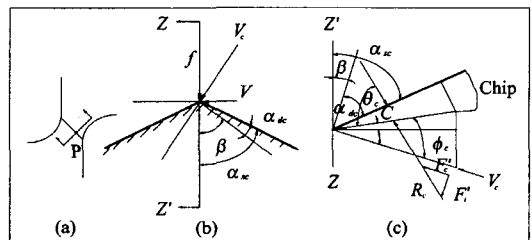


Fig. 6 A shear plane model of the secondary cutting edge.

경사각(dynamic rake angle)이 정경사각보다 어느정도 커진다고 해도 여전히 큰 트러스트를 유발한다. 이 힘이 Chisel edge부분에 가해지는 트러스트에 크게 기여한다.

부절삭날의 절삭은 회전방향과 절삭날이 직각이기 때문에 2차원절삭으로 모델링 하였다. 부절삭날에 가해지는 절삭력은 다음과 같다.

$$F'_c = \frac{k_c f W_c \cos \alpha_{dc} \cos \beta_i}{2 \sin \phi_c \cos(\phi_c - \alpha_{dc})} \quad (10)$$

$$F'_t = \frac{k_c f W_c \sin \alpha_{dc} \cos \beta_i}{2 \sin \phi_c \cos(\phi_c - \alpha_{dc})} \quad (11)$$

따라서 토크와 트러스트는 각 회전방향의 힘으로부터 다음과 같이 구해진다.

$$T_{oc} = 2 \sum_{i=1}^n r_i (F'_c \cos \beta_i + F'_t \sin \beta_i) \quad (12)$$

$$T_{hc} = 2 \sum_{i=1}^n (F'_c \sin \beta_i + F'_t \cos \beta_i) \quad (13)$$

3.2.3 Indentation

Chisel edge부분의 Indentation force은 식 (16)과 같이 결정된다.

$$T_{hi} = AP = k_c f^2 \tan \alpha_w \quad (14)$$

4. 유전알고리즘에 의한 시스템식별

유전알고리즘을 이용한 시스템 식별방법은 시스템을 구성하는 각 소자들의 모델링을 기초로 하며 이는 전체시스템의 입력과 최종출력만을 이용하여 시스템을 구성하는 각 소자들의 동특성을 파악할 수 있다. 그러나 시스템의 식별에 소요되는 시간이 길어서 실시간 시스템 식별에의 적용에는 어려움이 따른다.

밸브-스핀들 시스템에서 구하고자 하는 시스템 계수들은 식 (4)과 식 (5)의 5개의 시스템변수 ($\zeta, \omega_n, \xi, K_t, n$)들이다. 이를 위해서 3Volts 스텝입력과 그때의 스핀들출력각속도를 각각 시스템의 입력과 출력으로 이용하였다.

유전알고리즘을 이용하여 시스템의 식별을 하기 위해서 먼저 시스템 계수들이 존재하는 영역을 추정해야 한다. 유전알고리즘을 이용한 밸브-스핀들 시스템의 식별에서, 적합도의 평가는 식 (15)를 이용하였다.

$$Fitness = \sum_{i=1}^n \{1/|y_{si} - y_{ri}|^2\} \quad (15)$$

여기서 n 은 데이터의 갯수, y_s 는 시스템 모사 결과, 그리고 y_r 는 실 시스템의 결과를 나타낸다. Genetic algorithm을 이용하여 구한 시스템 계수를 이용하여 Sine input에 대해서 모델과 실시스템을 비교한 것이 Fig.7에 나타난다.

같은 방법으로 드릴의 절삭 현상에 대한 식별 역시 수행하게 된다. 절삭 현상의 식별에 사용하는 Fitness function은 식(16)과 같다.

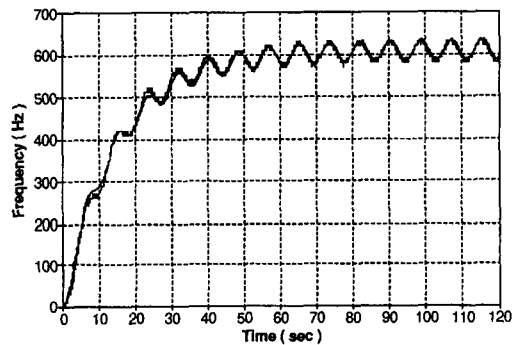


Fig. 7 A comparison of a result between the experiment and the simulation at a sine input.

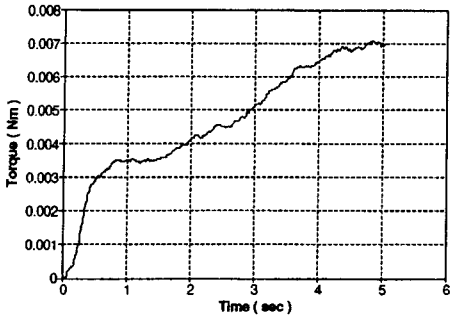
$$Fitness = \sum_{i=1}^n \{1/|T_{hsi} - T_{hri}| \times W_h + |T_{osi} - T_{ori}| \times W_o\}^2 \quad (16)$$

위 식에서, w_h, w_o 는 트러스트와 토크 값의 크기가 다르기 때문에 이를 정규화 하기 위한 것이다.

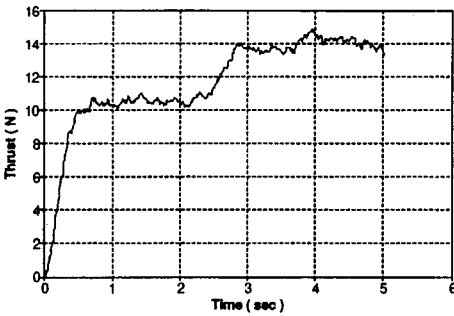
본 연구에서 절삭계수 추정을 위해 사용한 실시스템 데이터는 Fig.8 (a)~(c)를 이용하였다. Fig.8 (a)는 직경 0.8mm드릴에 가해지는 토크이고 Fig.8 (b)는 트러스트, 그리고 Fig.8 (c)는 스핀들의 회전수이다. 이때의 이송속도는 0.32 mm/sec 이다. 그리고 칩에 의한 마찰의 영향을 배제하기 위해 1.7초까지의 데이터만을 이용하였다.

절삭 모델링의 식별을 위한 입력데이터는 스핀들 회전수와 피드속도를 이용하였고 출력데이터는 절삭력인 토크와 트러스트로 하였다.

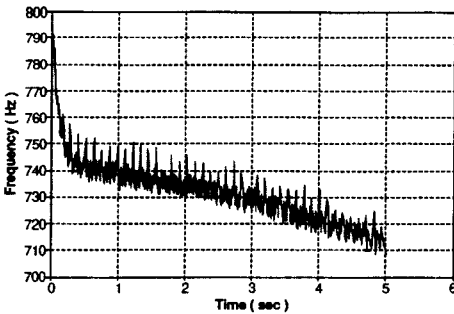
Fig.9는 스핀들의 회전속도를 일정하게 하고 피드속도를 다르게 하였을때, 직경 0.7mm드릴의 절삭에서 측정 한 토크와 트러스트를 모사결과와 비교한 것이다. 드릴비



(a) Typical torque variation of the real system.



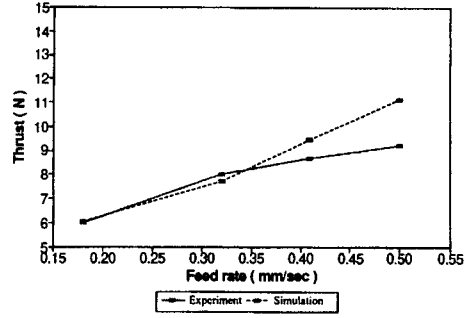
(b) Typical thrust variation of the real system.



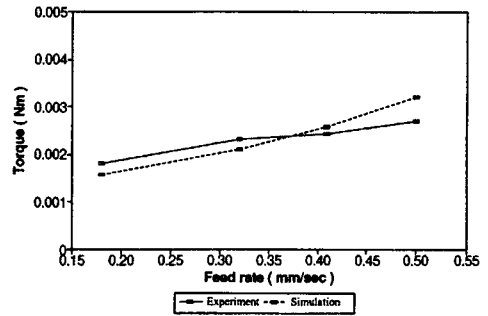
(c) Typical frequency variation of the spindle.

Fig. 8 Typical cutting data for the system identification with genetic algorithm.

트에 가해지는 토크와 트러스트는 피드에 대해 거의 선형적으로 증가하는 것을 알 수 있다. 이는 모델에 의한 토크와 트러스트가 실시시스템에서 측정된 토크와 트러스트와 유사한 결과로 본 연구에서 제안한 전단각과 마찰각이 횡경사각과 경사각의 함수라는 가정에 타당성을 부여하는 결과이다. 하지만 피드속도가 커지는 경우는 모델에 의한 토크와 트러스트가 실시시스템 결과와 상당한 차이가 나타난다. 피드속도가 커지는 경우는 유전적 알고리즘에서 구



(a) Thrust



(b) Torque

Fig. 9 Comparison of the cutting forces as the feed rate varied (Dia. : 0.7mm, spindle frequency:750Hz).

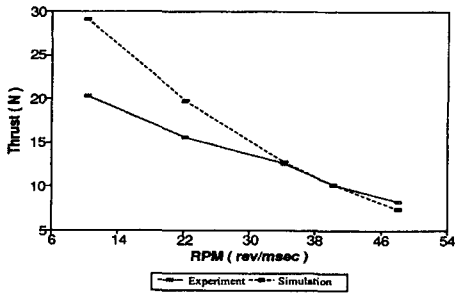
한 마찰각과 전단각이 실제와 달라지는 것을 의미한다. 즉 동일한 피삭재인 경우에도 절삭 조건(절삭 두께)이 크게 변하는 경우에는 마찰각과 전단각이 변화하는 것을 보인 것이다.

Fig.10은 회전수의 변화에 따른 모델과 실시시스템의 결과를 보여주고 Fig.11은 직경의 변화에 따른 절삭력의 변화를 보여주는 것이다.

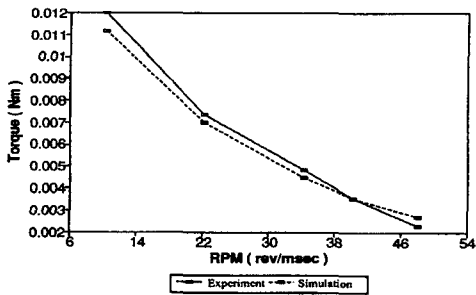
5. 마이크로드릴링에서의 문제점

5.1 절삭력의 증가

세장비(Asspect ratio)가 큰 Drilling에서 문제는 드릴 비트에 가해지는 절삭력이 절삭 깊이에 따라 증가하는 것이다. Fig.12에 가공 깊이에 따라 증가하는 트러스트와 토크의 일반적인 변화를 나타내었다. 드릴비트에 가해지는 절삭력 증가의 가장 큰 원인은 가공중에 발생한 칩에 의한 영향이라 할 수 있다. 가공중에 발생한 칩은 드릴의 플루트 부분과 피삭재의 가공면 사이의 마찰력을 크게한

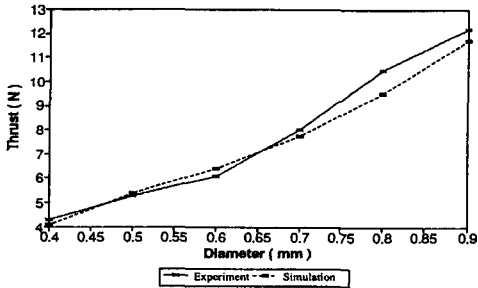


(a) Thrust

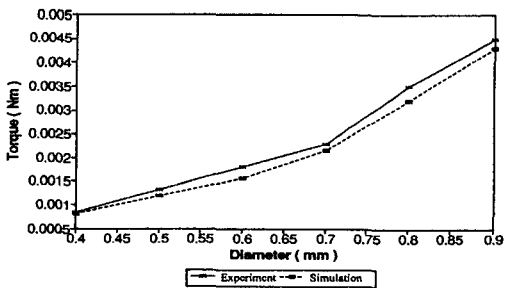


(b) Torque

Fig. 10 Comparison of the cutting forces as the RPM varied (Dia. : 0.8mm, feed rate : 0.32 mm/sec).

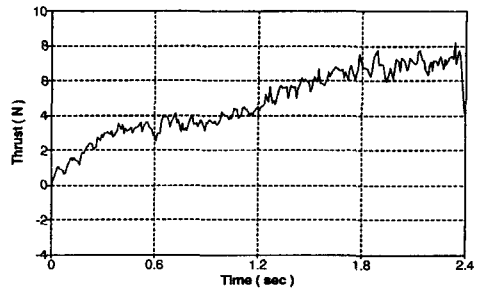


(a) Thrust

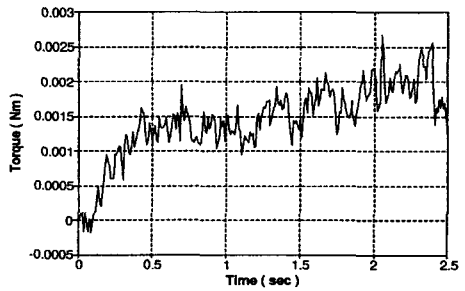


(b) Torque

Fig. 11 Comparison of the cutting force as the diameter varied. (feed rate : 0.32 mm/sec, spindle frequency: 750Hz)



(a) Thrust variation



(b) Torque variation

Fig. 12 Cutting force variation as the drill depth increases (frequency: 750Hz, feed rate: 0.32mm/sec, Dia.: 0.5mm)

다. 그리고 마찰력으로 인한 열발생은 피삭재의 열변형이나 스미어(smear) 현상을 초래할 수 있고 드릴비트의 마모를 증가시킨다.

5.2 드릴의 완더링 운동⁽⁴⁾

마이크로 드릴링중 경계조건은 절삭조건에 따라 Fig.13 (a)~(d)와 같이 변한다. 드릴비트의 완더링운동은 Fig.13 (b)와 같이 드릴비트의 축방향에 가해지는 힘이 작아서 자유로운 운동이 가능한 경계조건에서 발생하기 쉽다. 이는 드릴비트의 각속도에 비해 피드속도가 작은 경우가 Fig.13 (b)의 자유로운 경계조건을 만족한다. 이는 피삭재와 드릴비트 사이의 감쇄가 작아서 드릴비트의 운동을 안정화시키지 못하기 때문이다.⁽³⁾⁽⁸⁾

그러나 스피들의 회전수가 피드 속도에 비해서 작은 경우에는 Fig.13 (c)의 경계조건을 가지게 된다. 그리고 드릴비트가 어느정도 피삭재를 절삭하였을 경우는 Fig.13 (d)와 같은 경계조건이 된다.

직경이 큰 드릴은 가공 초기에 완더링운동이 발생해도 경계조건이 Fig.13 (d)가 되면 짧은 시간에 안정화 되지만 마이크로 드릴은 초기의 완더링운동이 안정화 되는 시

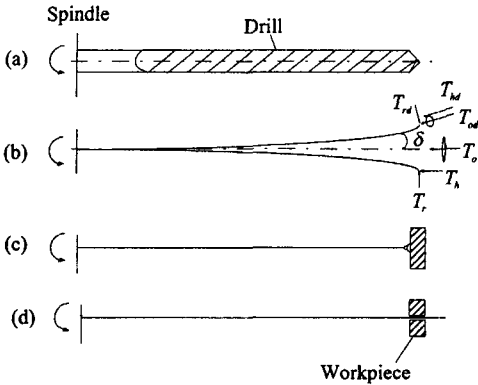
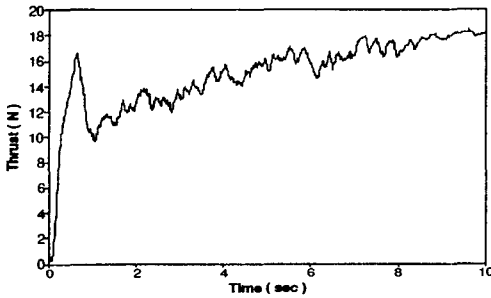
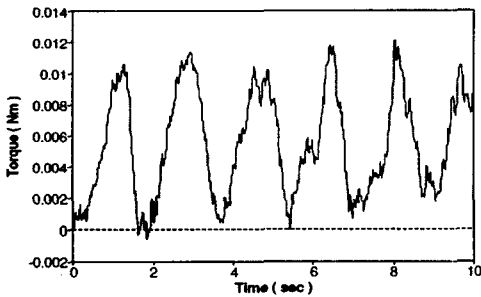


Fig. 13 Drill wandering motion and the variation of the boundary conditions; (a) Drill fixed on a spindle, (b) End point free. (c) End point pin joint, (d) End point fixed.



(a) Thrust variation



(b) Torque variation

Fig. 14 Cutting force variation when wandering motion of a drill occurred (frequency: 750Hz, feed rate: 0.18mm/sec, Dia. 0.9mm)

간이 크거나 안정화 되지 못하는 경향이 있다.

마이크로 드릴의 초기 완더링운동이 가공 도중에도 계속 유지되는 경우의 토크와 트러스트의 변화를 Fig.14 (a)-(b)에 나타내었다. 그림에서 살필 수 있듯이 완더링 운동이 일어나는 경우 트러스트에 비해 토크의 변화가 크게 나타난다.

드릴의 완더링운동의 억제를 위해서는 드릴비트의 초기 경계조건의 선정이 무엇보다 중요하다. 즉 드릴 비트의 가공초기의 경계조건을 Fig.13 (c)와 같이 선정하는 것이 바람직하다.

6 슬라이딩 모드 제어(Sliding mode control)의 적용

일반적으로 절삭 현상은 비선형성이 심한 현상이다⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾. 이러한 비선형성의 정확한 모델링은 매우 어렵다. 그리고 스피ndl의 모델링 역시 비선형성이 강한 공기압을 이용하기 때문에 시스템식별에서 얻은 모델은 실제 시스템과는 어느 정도 차이가 있다. 따라서 모델의 비정확성에 의한 오차를 극복하면서 안정한 제어를 수행할 수 있는 방법으로 본 연구에서는 슬라이딩 모드 제어를 제안하였다. 그리고 이를 PD 제어기와 비교 하였다.

스핀들의 압력 제어 밸브의 동적 특성을 보이는 방정식은 다음과 같다.

$$\ddot{x}_v + 2\zeta\omega_n\dot{x}_v + \omega_n^2x_v = k_1u \quad (17)$$

만일 $x_1 = x_v$ 이라 하면 다음과 같은 state space equation으로 바꿀 수 있다.

$$\begin{aligned} \dot{x}_1 &= x_2 \\ \dot{x}_2 &= k_1u - 2\zeta\omega_nx_2 - \omega_n^2x_1 \end{aligned} \quad (18)$$

그리고 $P = K_vx_v = K_vx_1$ 과 $\dot{\theta} = x_3$ 을 이용하여 스피ndl의 동적 운동방정식(식(2))을 표현하면 다음과 같다.

$$\dot{x}_3 = k_2x_1 - k_3x_3^{0.608} \quad (19)$$

여기서 $k_3 = \xi$ 이고 $k_2 = K_vANr_{av}/I$ 이다.

드릴비트에 가해지는 토크와 스피ndl 각속도와의 관계를 표현하면 다음과 같다.

$$x_4 = \frac{k_4}{x_3} \quad (20)$$

그리고 제어 대상은 $y = x_4$ 가 된다. 그리고 k_4 는 매 순간의 절삭조건에 대해 절삭 모델에서 얻은 동적 토크상수(Dynamic torque coefficient)이다. 식 (20)은 드릴비트의 동적특성은 고려하지 않은 것이다.

본 시스템의 슬라이딩 평면은 다음과 같이 결정이 된다⁽¹¹⁾⁽¹²⁾⁽¹³⁾.

$$S = \ddot{e} + 2\lambda\dot{e} + \lambda^2e \quad (21)$$

그리고

$$e = x_{4d} - x_4 \quad (22)$$

다. 여기서 x_{4d} 는 원하는 토크를 의미한다.

이를 이용하여 제어 입력을 구하면 다음과 같은 결과를 얻을 수 있다(이에 대한 자세한 유도는 Appendix에 나타나 있다).

$$u = \frac{1}{k_1 k_2} \left\{ \begin{aligned} & k_3 (2\xi \omega_n \dot{x}_2 + \omega_n^2 x_1^2) + 0.608 k_2 k_3 x_2 x_3^{-0.392} + 0.608 \times 0.392 k_2 k_3 x_1 x_3^{-1.392} \\ & \times (k_1 x_1 - k_3 x_3^{0.608}) - 0.608 \times 0.216 k_3^2 x_3^{-0.784} (k_2 x_1 - k_3 x_3^{0.608}) \\ & - x_3^2 ((F_a + \eta)/k_4) \sin(S/\phi) + 6 \dot{x}_3 \ddot{x}_3 / x_3^3 - 6 \dot{x}_3 / x_3 \\ & + 2\lambda (-\ddot{x}_3 + \dot{x}_3^2 / x_3) - \lambda^2 \dot{x}_3 \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

여기서

$$\dot{x}_3 = k_2 x_1 - k_3 x_3^{0.608} \quad (24)$$

$$\ddot{x}_3 = k_2 x_2 - 0.608 k_2 k_3 x_1 x_3^{-0.392} + 0.608 k_3^2 x_3^{0.216} \quad (25)$$

$$\ddot{e}_a = \frac{1}{x_3} (\text{Estimated Error}) \quad (26)$$

다.

7. 실험

실험은 간단한 선형제어기인 PD제어기와 슬라이딩 모드 제어기를 이용하여 수행하였다. PD제어는 토크를 오차로 하여 Control input을 제어 하였다. 이의 개략도를 나타내면 Fig.15와 같다.

PD 제어기는 드릴비트에 가해지는 토크가 증가하는 경우 스피ndl의 각속도를 증가시켜서 1회전당 절삭량을 조절한다. 즉 절삭량이 증가할 경우는 스피ndl의 각속도를 증가시켜서 드릴비트의 각 회전시 절삭량이 감소하도록 한다. 이는 이송속도(Feed rate)가 일정하기 때문에 드릴비트에 가해지는 절삭력은 드릴비트의 각속도에 의해서 결정이 되기 때문이다. 드릴비트 각속도의 이러한 변화는 칩의 배출성 역시 향상시킬 수 있다.

그러나 스피ndl 각속도가 큰 경우는 칩이 너무 미세하게 분쇄되어서 배출이 용이하게 이루어지지 않고 많은 에너지

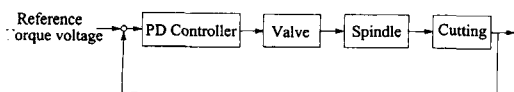


Fig. 15 A schematic diagram of the PD controller.

를 필요로 하는 단점이 있다. 따라서 적절한 스피ndl 각속도를 유지하면서, 절삭력을 제어하는 것이 더욱 타당한 방법이라 할 수 있다.

PD제어를 수행할 경우 스피ndl 각속도의 변화는 Fig.16에서 알릴 수 있다. 토크가 증가할수록 스피ndl 회전수 역시

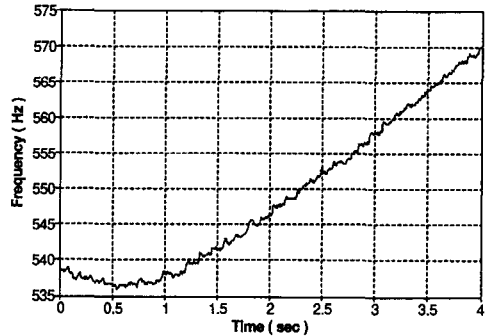


Fig. 16 Spindle frequency variation when a PD control applied

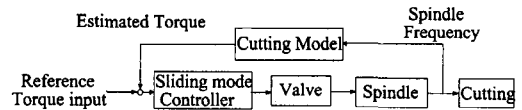


Fig. 17 A schematic diagram of the sliding mode control system.

증가한다. 이는 토크의 증가에 대해서 스피ndl에 가해지는 압력을 증가시키기 때문이다. 이에 따라서 드릴비트에 가해지는 절삭력이 감소하게 된다

슬라이딩 모드 제어는 스피ndl 각속도의 변화로부터 드릴비트에 가해지는 토크를 추정하고 이에 따라서 제어를 수행한다. Fig.17에서 볼 수 있듯이 슬라이딩 모드 제어는 토크를 추정하지 않고 모델링에 의해서 토크를 추정한다.

본 슬라이딩 모드제어기의 설계시 문제점은 절삭모델에서 고려하지 않은 동적인 현상과 절삭과정중에 발생하는 칩과 드릴의 플루트 부분과의 마찰 등의 영향을 무시한 것이라 할 수 있다. 따라서 이러한 문제점을 극복하기 위한 슬라이딩 제어기의 적절한 제어 이득 설정이 중요하다.

시스템에 존재하는 불확실한 요소들의 크기가 큰 점을 극복하고 슬라이딩 평면으로 가기 위해서 본 연구에서는 초기조건에서와 경계층에서의 제어입력을 다르게 설정하였다. 즉 초기 제어입력이 클 경우는 모델의 불확실성으로

로 인하여 슬라이딩 평면에 수렴하지 못하는 단점이 있으므로 이러한 문제를 해결하기 위하여 초기 조건에서 제어 이득을 작게 하였다. 이는 제어 입력의 크기가 크게 변화하지 않아서 슬라이딩 평면으로 수렴하는 시간이 길어지는 점은 있지만 불안정한 상태로 되는 현상은 막을 수가 있다. 반면에 슬라이딩 평면의 경계층 사이에 도달했을 경우는 제어이득을 크게 함으로써 변화하는 토크의 변화에 민감하게 반응하게 하였다.

Table 1은 드릴 가공조건을 명시한 것이다. 피삭재의 재료는 연강을 사용하였고 피드 속도는 일정하게 유지 하였다.

Fig.18-21에서 슬라이딩 모드 제어가, 제어하지 않았을 경우나 PD제어기보다 좋은 결과를 보이는 것을 볼 수

Table 1. The cutting conditions of drilling and the workpiece

Initial spindle frequency	Feed rate	Workpiece material
545 Hz	0.32mm/sec	SS40

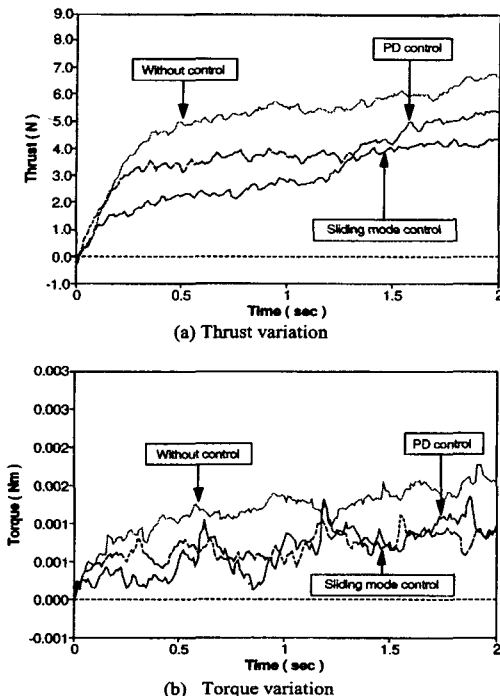


Fig. 18 Comparison of cutting force variation for a drill of diameter 0.5mm.

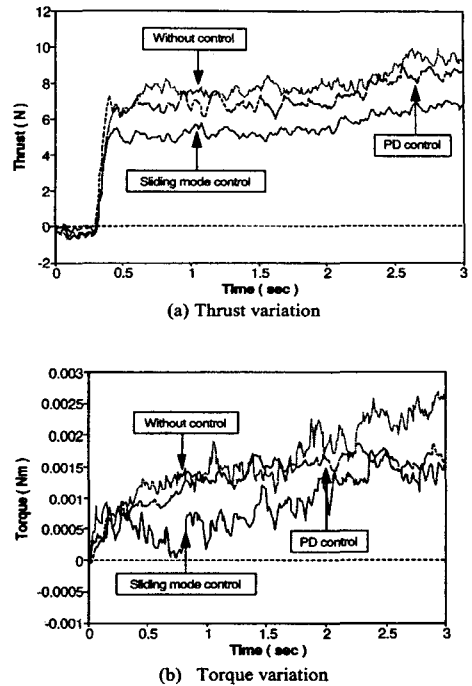


Fig. 19 Comparison of cutting force variation for a drill of diameter 0.6mm.

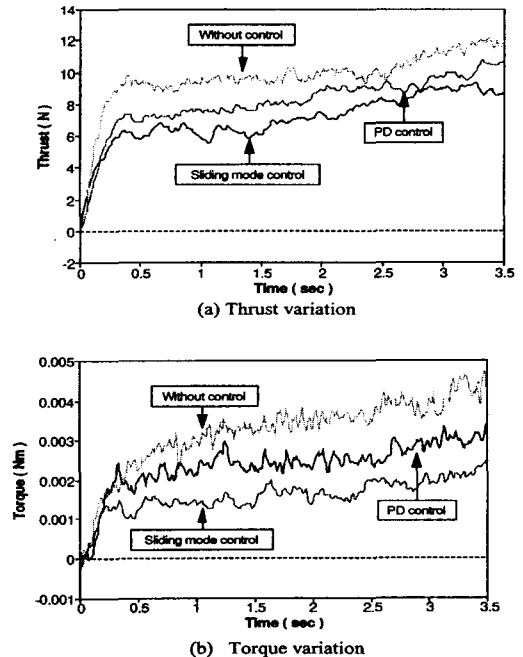


Fig. 20 Comparison of cutting force variation for a drill of diameter of 0.7mm.

있다. 하지만 드릴의 직경이 작아질수록 제어 정도가 떨어지는 경향이 있다. Fig.18에서 직경이 작은 0.5mm의 경우, 토크의 변화가 다른 제어기보다 크게 나타나는 것을 알 수 있다. 이는 드릴의 직경이 작아질수록 스피ndl의 회전속도가 드릴비트에 가해지는 토크에 민감하게 반응하지 않고 잠음이 영향을 미치기 때문이다. 하지만 드릴의 직경이 큰 경우는 Fig.21에서 알 수 있듯이 토크나 트러스트의 제어정도가 클 뿐 아니라 절삭력의 변화(Fluctuation)의 크기도 작아지게 제어를 한다.

Fig.22에서는 슬라이딩 제어를 이용하여 제어를 수행하였을 경우의 스피ndl 회전수의 변화를 보이는 것이다. 적정 토크를 유지하기 위해서 547Hz에서 안정한 상태로 되는 것을 볼 수 있다. 그리고 칩에 의해서 토크가 증가하면 회전수를 증가시켜 다시 적정토크를 유지하게 된다. 결과로부터 스피ndl 회전수의 가/감속이 칩의 배출을 원활하게 하는 원인이 되는 것으로 보인다.

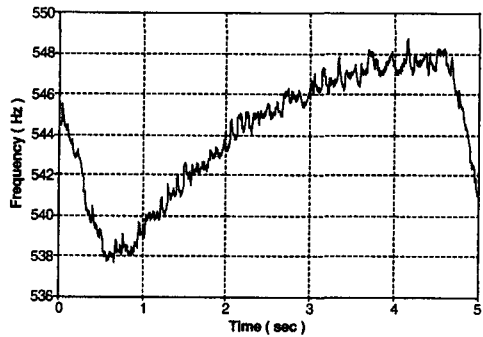


Fig. 22 Spindle frequency variation when the sliding mode control applied.

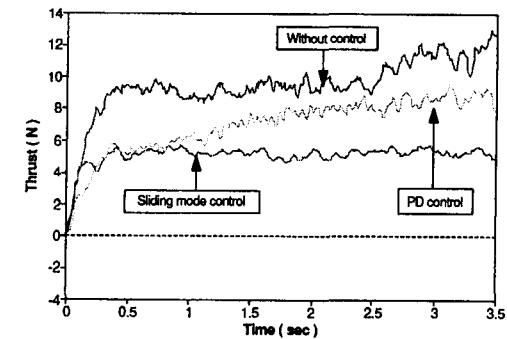
8. 결론

유전 알고리즘을 이용한 시스템 식별은 비선형성이 강한 밸브스핀들 시스템을 효과적으로 식별할 수 있었고 실험적으로 구하기 어려운 절삭 계수를 입력(스핀들 회전속도, 피드 속도)과 출력(토크, 트러스트)데이터만을 이용하여 추정할 수 있었다.

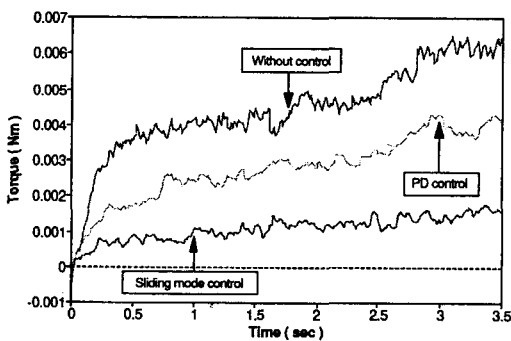
가공깊이에 따라 증가하는 절삭력 제어는 PD제어기보다 슬라이딩 제어기가 효과적이다. 이는 제어대상이 비선형성이 강한 시스템이고 슬라이딩 제어는 경계층 사이에서 연속적으로 제어를 수행하기 때문에 안정하고 연속적인 제어를 수행할 수 있는 장점이 있기 때문이다.

절삭력 제어를 통하여 얻은 결론을 요약하면 다음과 같다.

1. 일반적으로 펌드릴가공에 의존하는 깊은 구멍 가공방법을 개선하여 연속적인 드릴 가공을 수행함으로써 생산성을 향상시킬 수 있었다.
2. 스피ndl 회전수의 가/감속을 이용하여 가공 공정을 제어 함으로써 마이크로 드릴 가공에서 가장 문제가 되는 칩배출을 높일 수 있었다. 이는 칩과 피삭재의 마찰의 감소로 인해서 구멍 표면의 품질향상 역시 가져왔다.
3. 드릴비트에 가해지는 토크와 트러스트의 감소로 드릴의 수명연장 효과를 가져왔다.
4. 적절한 드릴 초기조건 선정으로 초기 드릴 가공중 발생하는 완더링 운동을 억제하고 발생한 완더링 운동을 짧은 시간에 안정화시킬 수 있었다.



(a) Thrust variation



(b) Torque variation

Fig. 21 Comparison of cutting force variation for a drill of diameter 0.8mm.

후 기

본 연구는 LG연암문화재단의 해외연구교수 지원 (1996.1-1996.12)에 의해 수행되었으며 관계자 여러분께 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. Iwata K., Moriwaki T. and Hoshikawa M., "Fundamental study of high speed micro deep drilling.," 精密技械, Vol.47, No.2, pp.240~246, 1983.
2. Williams R.A., "A study of the drilling process," Trans. ASME, J. Eng. for Industry, Vol. 95, pp.1207~1215, 1974.
3. Ulsoy G. and Tekinalp O., "Effects of geometry and process parameters on drill transverse vibrations," Trans. ASME, J. Eng. for Industry, Vol. 112, pp.189~194, 1990.
4. Ema S., Fujii H. and Mauri E., "Whirling vibration in drilling: Part3 : Vibration analysis in drilling work piece with a pilot hole," Trans. ASME, J. Eng. for industry, Vol.110, pp.315~321, 1988.
5. Rincon D. M. and Ulsoy G. A., "Effects of drill vibrations on cutting forces and torque," Annals of the CIRP, Vol. 43, pp.59~62, 1994.
6. Rubenstein C., "The torque and thrust force in twist drilling- Part I. Theory," Int. J. Mach. Tools Manufact. Vol. 31, No. 4, pp.481~489, 1991.
7. Armarego E. J. A., "Metal cutting analysis for turning operation," Int. J. Mach. Tool Design and Research, Vol.10, pp.361-379, 1970.
8. Ema S., Fujii H. and Mauri E., "Chatter vibration in drilling," Trans. ASME, J. Eng. for Industry, Vol. 110, pp.309~314, 1988.
9. Moon F. C., *Chaotic dynamics and fractal in material removal process, Nonlinearity and chaos in engineering dynamics*, John Wiley & Sons Ltd., pp.26~37, 1994.
10. Grabec I., "Chaotic dynamics of the cutting process," Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 28, No.1, pp.19~32, 1988.
11. Drakunov S. V. and Utkin V. I., "Sliding mode control in dynamic systems," Int. J. Control, Vol.55, No.4, pp.1029~1037, 1992.
12. Slotine J. J. and Li W., *Applied nonlinear control*, Prentice-Hall Inc., pp.207~309, 1991.
13. Vidyasagar M., *Nonlinear system analysis*, Prentice-Hall Inc., 1993.
14. Kronberg M., *Grundzuge der Zerspanungslehre (2nd ed.)*, Springer-Verlag OHG, Berlin, Germany, 1954.
15. 長尾 高明, "Process monitoring of the micro drill system using torque, thrust and temperature sensors," 日本精密工學會秋季大會學術講演論文集, pp.849, 1986.
16. 町田健次, Torque sensors for micro drilling, 公開實用新案公報昭52-15007.
17. 塚田爲康, "Micro-hole drilling," 日本精密工學會春季大會 學術 講演會 展刷集, pp. 79~104, 1972.
18. Montohisa Ono, "Study on micro drill machining," Trans. JSPE, 48卷 2號, pp. 98~104, 1992.

부 록

A 슬라이딩 모드 제어 입력 결정

시스템의 상태 방정식은 다음과 같이 주어진다.

$$\dot{x}_1 = x_2 \quad (A.1)$$

$$\dot{x}_2 = k_1 u - 2\zeta \omega_n x_2 - \omega_n^2 x_1 \quad (A.2)$$

$$\dot{x}_3 = k_2 x_1 - k_3 x_n^2 x_1 \quad (A.2)$$

$$\dot{x}_3 = k_2 x_1 - k_3 x_3^{0.608} \quad (A.2)$$

$$x_4 = \frac{k_4}{x_3} \quad (A.3)$$

그리고 제어 대상은 $y = x_4$ 가 된다. 그리고 k_4 는 드릴의 절삭 모델에 스피들 회전수와 피드속도가 주어졌을 때 나오는 토크를 의미하는 것이다.

슬라이딩 제어기의 선형화 지수를 구하기 위해서 상태 공간을 전환하면 다음과 같이 할 수 있다.

$$z = y \tag{A.4}$$

$$\dot{z} = -\dot{x}_3 / x_3^2 \tag{A.5}$$

$$\ddot{z} = -\ddot{x}_3 / x_3^2 + 2\dot{x}_3^2 / x_3^3 \tag{A.6}$$

$$\ddot{\ddot{z}} = -\ddot{\ddot{x}}_3 / x_3^2 + (6\dot{x}_3\ddot{x}_3) / x_3^3 - 6\dot{x}_3^3 / x_3^4 \tag{A.7}$$

여기서

$$\ddot{\dot{x}}_3 = k_2x_2 - 0.608k_2k_3x_2x_2^{-0.392} + 0.608x_3^2x_3^{0.216} \tag{A.8}$$

$$\ddot{\ddot{x}}_3 = k\dot{x}_2 - 0.608k_2k_3x_1x_3^{-0.392} - 0.608 \times 0.392k_2k_3x_1x_3^{-1.392}\dot{x}_3 + 0.608 \times 0.216k_3x_3^{-0.784}\dot{x}_3 \tag{A.9}$$

식 (A.9)로부터 시스템의 피드백 선형화 지수가 3임을 알 수 있다. 따라서 제어입력은 다음과 같이 결정이 된다.

$$u = \frac{1}{k_1k_2} \left\{ \begin{array}{l} k_2(2\zeta\omega_nx_2 + \omega_n^2x_1^2) + 0.608k_2k_3x_2x_3^{-0.392} + 0.608 \times 0.392k_2k_3x_1x_3^{-1.392} \\ \times (k_1x_1 - k_3x_3^{0.608}) - 0.608 \times 0.216k_3^2x_3^{-0.784}(k_2x_1 - k_3x_3^{0.608}) \\ -x_3^2((F_a + \eta)/k_1) \text{sat}(S/\phi) + 6\dot{x}_3\ddot{x}_3/x_3^3 - 6\dot{x}_3^3/x_3^4 \\ + 2\lambda(-\ddot{x}_3 + \dot{x}_3^2/x_3) - \lambda^2\dot{x}_3 \end{array} \right\}$$