

연속계 해석에 의한 보오링 바의 동적 거동에 관한 연구

김 정 석*, 강 명 창**, 박 수 길**

Dynamic Behavior of Boring Bar with Continuous System Analysis

Jeong-Suk Kim*, Myeong-Chang Kang**, Soo-Kil Park**

ABSTRACT

The vibration amplitude of boring bar is generally large at the tool tip, because it has the high length-diameter(L/D) ratio. A new dynamic cutting force model is presented by considering the change of shear angle under dynamic cutting. The boring bar is modelled as a cantilever with dynamic forces acting at the tool end point. Based on this realistic continuous system model, the equation of motion of boring bar is solved by numerical computations. A good agreement is found between the proposed model and the experimental results.

Key Words : L/D Ratio(직경비), Dynamic Cutting Force(동적 절삭력), Continuous System(연속계), Stability Chart(안정선도)

1. 서 론

보오링 가공작업은 공작물의 내경을 가공하는 방법으로 서, 그 가공 특성상 보오링 바의 형상은 길고 가늘어야 되므로 강성이 작아 진동이 쉽게 발생한다. 이러한 진동은 공구와 공작기계 구성 요소의 수명뿐만 아니라 가공된 공작물의 정밀도를 저하시키며, 공구 파손과 공작기계 자체에 손상을 가한다. 더구나 이것이 절삭조건 즉, 절삭속도와 이송량 그리고 절삭폭에 한계를 주어 전체적인 가공 생산성을 저하시킨다.

보오링 가공에 있어 진동을 억제하기 위한 연구로는 주로 정강성과 동강성을 증가하여 진동을 억제하려는 방향과 적절한 감쇠 기구나 감쇠 재료를 선택하는 방법에 대한 연구가 대부분이었다. 이러한 연구는 엄밀한 이론적 배경에서 출발한 것이 아니라 실험적 결과에 대한 진동감쇠 효과

의 확인에 관한 연구이며, 반면 실질적인 보오링 바 시스템의 해석적 모델에 관한 연구는 많지 않았다.^[1]

최근에 P.N Rao는 동적 절삭력이 순간 절삭면적에 비례하는 동절삭 모델을 제시했으며^[2], F.Kuster는 황삭과 정삭 작업에서 미소 절삭면적의 변화를 고려한 모델을 제시하여 chatter 안정성을 해석하였다.^[3] 그러나 이러한 모델에는 절삭과정의 동특성 즉, 전단각의 변화에 의한 절삭력 합력의 변화를 충분히 고려하지 않았다.

따라서 본 연구는 지금까지 보고된 연구에서는 고려하지 않은 동적 절삭중에 절삭력 합력의 변화와 전단각의 변화를 고려한 동적 절삭 모델을 제시한다. 즉 가공재료, 공구의 직경비 및 절삭조건을 고려한 동적 절삭력 모델을 절삭 역학적으로 유도한다. 제시된 동절삭 모델의 절삭상수들은 동적 절삭실험이 아닌 정적 절삭 실험에 의해 쉽게 구해진다. 그리고 보다 현실성이 있게 연속계 해석에 의한

* 부산대학교 정밀기계공학과(정회원), 기계기술연구소
정밀정형 및 금형가공 연구센터

** 부산대학교 정밀기계공학과 대학원

진동계로 보오링 가공을 모델링하여 수치해석을 수행하고, 다양한 절삭조건과 공구의 직경비 변화에 따른 진동특성을 파악함은 물론 표면조도를 보장하는 안정성도를 제시하는 것을 그 목적으로 한다.

2. 동적 절삭력 모델

보오링 바는 저장성 공구이므로 공구의 날 끝부분에서 진동의 진폭이 크다. 이 현상은 주절삭날에 순간속도의 변화를 야기시켜 전단면에서 전단각의 변화가 발생하여 동적 절삭이 이루어지게 된다. 그러나 앞에서 살펴 본 바와 같이 보오링 과정의 동특성을 해석하는 모델에 있어서 전단각이 진동중에 변화하는 사실을 고려한 모델링은 시도되지 않았다. 따라서 이 장에서는 얇은 전단면 변형이 이루어지는 동적 절삭하에서 전단각의 변화를 고려한 동적 절삭력 성분을 해석적으로 결정한다.

보오링 가공 중에 어떠한 이유에 의해 공작물과 공구 사이에 진동이 발생할 때, 주절삭날은 절삭속도 방향으로 진동을 하게 되며 이 때 유효전단각은 변한다. 정적 절삭작업에서 전단각과 마찰각의 특성에 관해서는 절삭방정식을 통하여 오래 전부터 많은 연구가 이루어져 왔다. 대부분의 연구결과에 의하면, 전단각과 마찰각과의 관계는 가공물 재료의 기계적 성질과 절삭 조건에 따라 결정이 되어진다고 밝히고 있다.^[4] 그 중 가공물이 탄소강 계열일 때 다음과 같은 절삭방정식이 일반적으로 받아들여지고 있다.

$$2\phi_o + \beta_o - \alpha_o = C \quad (1)$$

여기서 ϕ_o 는 정적 절삭시의 전단각, β_o 는 정적 절삭시의 마찰각, α_o 는 설정 공구경사각 그리고 재료상수 C는 가공 조건에는 영향을 받지 않고 가공물 재료의 기계적 성질과 관계된다.

정적 절삭상태에서 이루어진 물리적인 관계들은 진동의 진폭이 상대적으로 작으면 동적 절삭시에도 동일하게 적용할 수 있으므로, 동적 절삭시의 전단각 ϕ 과 마찰각 β 그리고 공구경사각 α 사이의 이러한 관계가 동적 절삭조건에서도 적용 가능하다.

따라서 동적 절삭시의 절삭방정식은 다음과 같이 제시할 수 있다.^[5]

$$2\phi + \beta - \alpha = C \quad (2)$$

보고된 실험결과에 의하면 동적 전단각은 절삭조건에 따라 변화하고 특히 동적 전단각이 어떠한 영역에서 절삭속도와 선형적으로 비례관계를 갖는 것으로 판명되었다.^[6]

보오링 바의 주절삭날은 Fig. 1에서 보이는 바와 같이 절삭속도 방향(y)으로 진동하게 되는데, 이 때 진폭 W_L 은 시간의 함수이다.

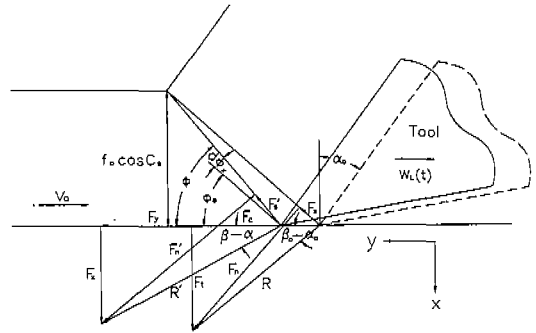


Fig. 1 Forces acting on the cutting tool during vibration

주절삭날의 위치에 따른 기하학적 형상과 절삭속도에 따른 전단각의 변화특성을 고려하면 다음과 같은 선형적인 상관관계를 갖는 식으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \phi &= \phi_o + d\phi_y + d\phi_y \\ &= \phi_o + C_y W_L + C_v \dot{W}_L \end{aligned} \quad (3)$$

여기서

$$\phi_o = \phi_{o1} + C_v V_o \quad (4)$$

이며, $d\phi_y$ 는 주절삭날이 진동할 때 위치 변화에 따른 미소 전단각의 변화량이고 C_y 는 기하학적 형상으로부터 다음과 같이 표현된다.

$$C_y = \frac{\sin^2 \phi_o}{f_o \cdot \cos C_s} \quad (5)$$

그리고 $d\phi_y$ 는 주절삭날의 진동속도에 따른 미소 전단각의 변화량이며 ϕ_{o1} 과 C_v 는 이송량과 공구경사각이 고정될 때 얻어지는 절삭상수이다. 또 C_s 는 횡절사각, V_o 는 정적 절삭상태에서의 절삭속도이며 그리고 f_o 는 설정 이송량이다.

동적 절삭상태에서도 전단면에서의 전단변형이 균일하

게 이루어 진다면, 순간 전단면 길이 l_s 는 다음과 같이 주어진다.

$$l_s = \frac{f_o \cdot \cos C_s}{\sin \phi} \quad (6)$$

동적 절삭상태에서도 정적 절삭상태와 같이 전단면이 얇고, 균일하게 이루어질 때, 동적 절삭력 합력 R' 은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$R' = \frac{F_s'}{\cos(\phi + \beta - \alpha)} = \frac{\tau_s d_o l_s}{\cos(\phi + \beta - \alpha)} \quad (7)$$

여기서 τ_s 는 전단면에 작용하는 전단응력, d_o 는 설정 절삭 폭, β 는 동적 마찰각 그리고 α 는 동적 공구경사각을 나타낸다.

따라서 절삭력의 평형 조건에 의하여 절삭방향(y방향)의 절삭력 성분 즉, 절삭력 합력의 수평 성분 F_y 과 이와 수직인 방향(x방향)의 절삭력 성분 F_x 은 다음과 같이 표현된다.

$$F_y = R' \cos(\beta - \alpha) \quad (8)$$

$$F_x = R' \sin(\beta - \alpha) \quad (9)$$

식 (8)과 (9)로 표현된 F_x 와 F_y 를 결정하기 위해서는 절삭 기구의 특성상 3개의 종속 변수 τ_s , ϕ 그리고 β 를 절삭조건(절삭속도 및 이송량)의 함수로 나타내어야 한다.

전단응력 τ_s 은 절삭실험에서 직접 측정되는 절삭력의 접선분력의 F_c 과 추력 분력 F_t 의 실험값을 이용해 Fig. 1에 보이는 힘의 평형조건에 따라서 다음과 같은 식으로부터 결정될 수 있다.

$$\tau_s = \frac{(F_c \cos \phi_o - F_t \sin \phi_o) \sin \phi_o}{d_o \cdot f_o \cos C_s} \quad (10)$$

식 (2)와 (3)을 식 (8)과 (9)에 대입하고, 3차 이상의 고차항을 무시하고 정리하면 다음과 같은 동적 절삭력과 절삭 상수들이 얻어진다.

$$F_y = (A_1 + A_2 W_L + A_3 \dot{W}_L^2 + A_4 W_L \ddot{W}_L + A_5 \dot{W}_L^2 + A_6 \dot{W}_L^2) \quad (11)$$

$$F_x = (B_1 - B_2 W_L - B_3 \dot{W}_L$$

$$+ B_4 W_L \dot{W}_L + B_5 \dot{W}_L^2 + B_6 \dot{W}_L^2) \quad (12)$$

여기서

$$A_1 = \frac{\tau_s b_o f_o \cos(C - 2\phi_o) \cos C_s}{\sin \phi_o \cos(C - \phi_o)}$$

$$B_1 = \frac{\tau_s b_o f_o \sin(C - 2\phi_o) \cos C_s}{\sin \phi_o \cos(C - \phi_o)}$$

$$A_2 = A_1 a_1 \quad B_2 = B_1 b_1$$

$$A_3 = A_1 C_y a_1 \quad B_3 = B_1 C_y b_1$$

$$A_4 = 2A_1 C_y C_v a_2 \quad B_4 = 2B_1 C_y C_v b_2$$

$$A_5 = A_1 C_y^2 a_2 \quad B_5 = B_1 C_y^2 b_2$$

$$A_6 = A_1 C_v^2 a_2 \quad B_6 = B_1 C_v^2 b_2$$

$$a_1 = 2 \tan(C - 2\phi_o) - \cot \phi_o - \tan(C - \phi_o)$$

$$a_2 = \cot \phi_o \tan(C - \phi_o) - 2 \tan(C - 2\phi_o) \cdot$$

$$[\cot \phi_o + \tan(C - \phi_o)]$$

$$b_1 = 2 \cot(C - 2\phi_o) + \cot \phi_o + \tan(C - \phi_o)$$

$$b_2 = \cot \phi_o \tan(C - \phi_o) + 2 \cot(C - 2\phi_o) \cdot$$

$$[\cot \phi_o + \tan(C - \phi_o)]$$

따라서 이미 제시된 동적 절삭실험을 행하지 않고서도 정적 절삭실험만으로 얻을 수 있는 전단응력 τ_s 과 재료상수 C 및 전단각 ϕ_o 등을 통해서 결정되어지는 정적 절삭 상수로부터 동적 절삭력을 쉽게 결정할 수 있다.

3. 보오링 바의 모델

공작기계에서 보오링 바의 동적 거동을 규명하기 위해서는 보오링 바의 강성을 파악하는 것이 매우 중요하다. 그런데 보오링 바의 직경비(L/D 비)가 크면 보오링 바와 공작물을 지지하는 공작기계의 강성은 보오링 바의 강성에 비해 매우 크므로 공작기계와 독립하여 생각할 수 있다. 즉 Fig. 2에서와 같이 보오링 바의 끝부분에 절삭력이 작용하는 외팔보라 가정할 수 있다.

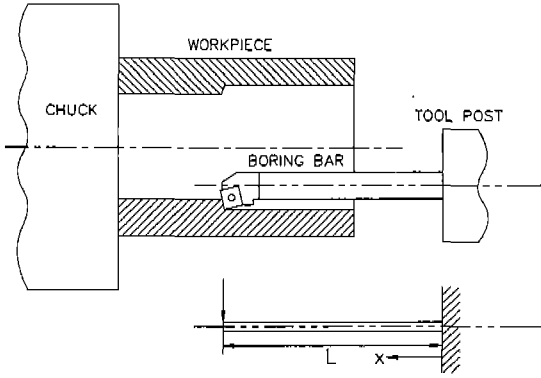


Fig. 2 Boring bar system and its idealization

따라서 보오링 바의 횡진동 $W(x, t)$ 은 일반화된 좌표 $u(t)$ 와 모우드함수 $Y(x)$ 로 나타낼 수 있다.

$$W(x, t) = \sum_{j=1}^n Y_j(x) u_j(t) \quad (13)$$

단면이 균일한 외팔보의 모우드함수는 다음과 같이 표현된다.^[7]

$$Y_j(x) = \left(\cosh \lambda_j \frac{x}{L} - \cos \lambda_j \frac{x}{L} \right) - \alpha_j \left(\sinh \lambda_j \frac{x}{L} - \sin \lambda_j \frac{x}{L} \right) \quad (14)$$

이 진동계의 Lagrange Equation은 다음 식과 같다.

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{u}_j} \right) - \frac{\partial T}{\partial u_j} + \frac{\partial P}{\partial \dot{u}_j} + \frac{\partial U}{\partial u_j} = Q_j \quad (15)$$

보오링 바의 운동에너지 T , 감쇠에 의해 발산되는 에너지 P , 위치 에너지 U 그리고 굽힘 에너지 Q_j 등을 식 (13)을 통해 구하여 식 (15)에 대입하면 다음과 같은 운동방정식이 얻어진다.

$$m\ddot{u}_j + c\dot{u}_j + k_j u_j - F_x \sum_{k=1}^n D_{jk} u_k = F_y Y_j \quad (j=1,2,\dots,n) \quad (16)$$

일반적으로 식 (16)은 1차 모우드에서 그 해의 응답이 전체 해의 대부분을 지배하므로, 식 (11)과 (12)를 식 (16)에 대입하여 고차항을 무시하고 정리하면, 다음과 같은 비

선형 운동방정식이 얻어진다.

$$m\ddot{u} + c_1 \dot{u} + c_2 u - c_3 u \ddot{u} - c_4 u^2 + c_5 \dot{u}^2 = c_6 \quad (17)$$

여기서

$$\begin{aligned} c_1 &= c - A_3 Y_1^2 \\ c_2 &= k - B_1 D_{11} - A_2 Y_1^2 \\ c_3 &= B_3 Y_1 D_{11} - A_4 Y_1^3 \\ c_4 &= B_2 Y_1 D_{11} - A_5 Y_1^3 \\ c_5 &= A_6 Y_1^3 \\ c_6 &= A_1 Y_1 \end{aligned}$$

4. 절삭 실험 및 결과 고찰

4. 1 실험 장치

절삭조건과 공구의 형상에 따른 보오링 바의 동적 거동에 관한 이론적 타당성을 실험적으로 검증하기 위하여 절삭상태의 변수 및 최대진폭을 측정하기 위한 실험장치를 구성한다. Fig. 3은 절삭상태의 변수와 보오링 바의 진동 변위를 결정하기 위한 실험장치이다.

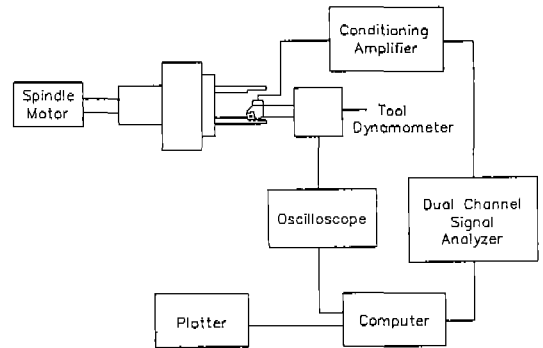


Fig. 3 Schematic diagram of experimental setup

파이프 형태의 시편을 범용 선반의 척에 고정하고, 공구대에 공구동력계를 설치하였다. 공구동력계는 압전형으로 서로 직교하는 세 성분의 절삭력을 측정할 수 있고, 그 상부에 보오링 바를 부착할 수 있게 설계되어져 있다. 공구동력계에서 검출된 신호는 증폭기를 통해 증폭되어져 오실로스코프를 통해 절삭력의 크기를 결정하였다.

공구의 동적 특성은 충격 망치(Impact Hammer)에 의

해 공구에 충격을 주고 공구에 가속도계를 부착하여 입력 신호를 증폭기에서 증폭한 후 신호분석기에서 그 신호를 분석하여 동적 특성을 얻었다.

4. 2 절삭 실험

실험에 사용한 공작물은 중탄소강 계열(SM45C)로 곡률반경효과를 최대한 제거하기 위해서 반경이 큰 구조용 파이프(130mm)를 가공하여 실험하였다. 그리고 공작물의 진동에 의한 영향을 줄이기 위해 공작물의 돌출량은 100mm이하로 제한하여 실험하였다.

공구는 인서트 팁(SPR)을 사용하는 내경 선삭용 공구 홀더(PSKNR/L)이며 공구의 기하학적 형상은 ISO규정에 의한 표시로 [0, -6, 6, 6, 15, 15, 0.2] 이다.

절삭조건은 구성인선이 발생하지 않고 공구경사면을 따라 칩이 유출되는 유동형 칩(Flow Type Chip)이 되는 절삭조건을 선택하여 Table 1 과 같이 설정하였다.

Table 1 Cutting Conditions

Chip Type	Flow Type
Cutting Speed(m/min)	158, 245, 377
Feed Rate(mm/rev)	0.1, 0.12, 0.15
Depth of Cut(mm)	1, 1.25, 1.5

유동형 칩이 발생할 때에는 절삭저항의 변동이 작기 때문에 표면의 정밀도는 높고 공구의 칩핑이 적은 것이 보통이다. 또 이와 같은 경우 칩의 두께나 절삭비는 절삭저항, 절삭에너지, 발열량 등을 지배하는 주요한 인자가 된다.

편심을 제거하기 위하여 전가공을 실시하였으며 절삭저항에 있어 마찰특성, 공작기계 그리고 공작물의 진동의 영향을 일정하게 유지하기 위하여 절삭유는 사용하지 않았다.

실험에서 하나의 변수는 모든 영역에서 변화시키며, 이에 반해 다른 조건은 모두 일정하게 고정하였다. 진폭 측정 은 보오링 바의 끝부분에 주분력 방향으로 가속도계를 부착하여 그 신호를 증폭한 후 신호분석기에서 신호를 분석하여 측정하였다.

정적 절삭시의 전단각 ϕ_0 과 마찰각 β_0 사이의 상관관계는 Fig. 4 에 보이는 바와 같이 선형적인 관계를 제시한

절삭방정식 식 (1)에 매우 근접하는 특성을 보여주고 있으며, 그 때의 절삭상수 C는 82도이다. 이는 가공물의 재질이 탄소강일 때 얻어지는 실험결과^[8]와도 잘 일치하고 있다. 여기서 절삭상수 C는 절삭성이 양호한 재료일수록 큰 값을 가지며, 재료의 기계적 성질과 관계가 되므로 절삭작업이 동적으로 이루어질 때에도 정적인 상황과 같이 일정한 값을 갖는다고 할 수 있다.

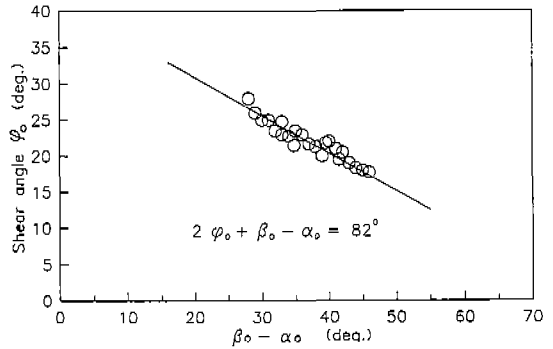


Fig. 4 Experimental shear angle relationship

$f_0=0.10, 0.12, 0.15$ (mm/rev)
 $V_0=158, 245, 377$ (m/min)
 $\alpha_0=-t^\circ, d_0=1.5$ (mm)

전단각의 절삭조건 변화에 따른 특성은 Fig. 5 에 보이는 바와 같이 절삭속도의 증가에 따라서 전단각이 선형적으로 증가하는 경향을 보인다.

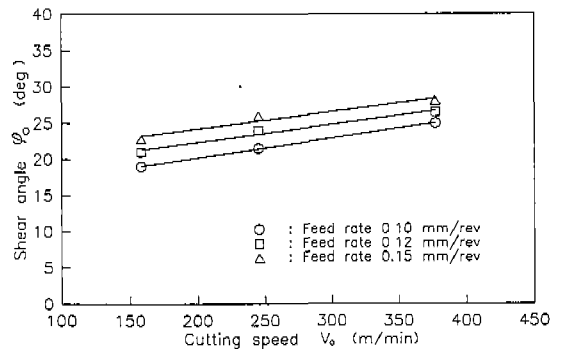


Fig. 5 Shear angle as a function of cutting speed

$\alpha_0=-6^\circ, d_0=1.5$ (mm)

이와 같은 현상은 절삭속도가 증가하면 절삭온도의 상승을 유발하여 가공성이 향상되어, 전단면의 전단 길이가 감소해 간다. 이 결과 전단각은 절삭속도가 증가할 때 증가해 가는 특성을 나타내게 된다. 따라서 식 (4)로 표현된 전단각의 특성은 타당하다고 할 수 있으며 각 절삭 상수들은 Table 2에 보이는 바와 같다.

Table 2 Constants for Relation of Shear Angle

Feed Rate(mm/rev)	ϕ_{o1}	C_y	C_v
0.10	17.8	0.1227	0.0175
0.12	19.3	0.1526	0.0191
0.15	21.5	0.2052	0.0191

또한 이송량이 증가할 때에도 전단각은 증가하는 경향을 볼 수 있다. 이는 설정 이송량의 증가는 재료의 고유한 특성인 치수효과(Size Effect)에 의해 비절삭 저항의 감소를 유발하는 현상으로 설명될 수 있다.

전단면에 작용하는 전단응력 τ_s 은 Fig. 6에 나타나 있다. 절삭조건(절삭속도 및 이송량)의 변화에 무관하게 거의 일정한 값을 가지며 절삭이 이루어지고 있음을 알 수 있다.

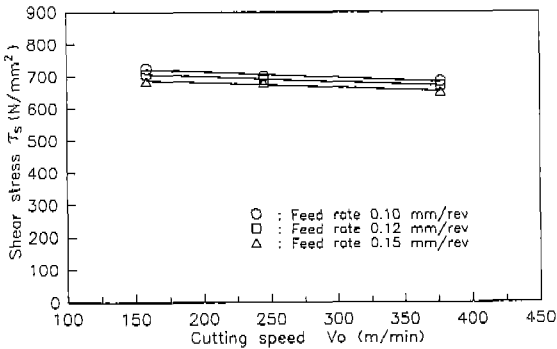


Fig. 6 Shear stress versus cutting speed
 $\alpha_o = -6^\circ$, $d_o = 1.5$ (mm)

4. 3 수치 해석 및 결과 고찰

식 (17)에 표현된 보오링 바의 운동방정식은 비선형항을 포함하고 있으므로 쉽게 해를 얻을 수 없다. 일반적으로 비선형항이 있는 운동방정식은 다루기 쉬운 형태로 단순화

시키거나 생략해서 해석해야 하므로 신빙성이 떨어지는 단점이 있다. 본 연구에서는 정적 절삭실험으로부터 동적 절삭력상수를 얻은 후 식 (17)의 운동방정식을 비선형 방정식을 해석하는 프로그램(SIMNON Version 3.0)을 이용해서 그 해를 얻었다.

이론적으로 해석한 결과와 실험에서 얻어진 값이 Fig. 7 ~11에 보여진다. 이러한 그림들은 각종 절삭조건과 직경비의 변화에 따라 보오링 가공에서 주절삭날의 진동특성을 보여준다. 그리고 이론값과 실험값이 비교적 잘 일치하므로 본 연구에서의 모델링이 타당함을 알 수 있다.

Fig. 7은 절삭폭의 변화에 따른 채터진동의 주파수의 변화를 나타내고 있다. 절삭폭에 따른 주파수의 변화는 거의 없으며, 직경비(L/D 비)가 증가함에 따라서 주파수는 감소하는 특성을 보이는데 이는 직경비가 증가하면 보오링 바의 강성이 작아지기 때문이다.

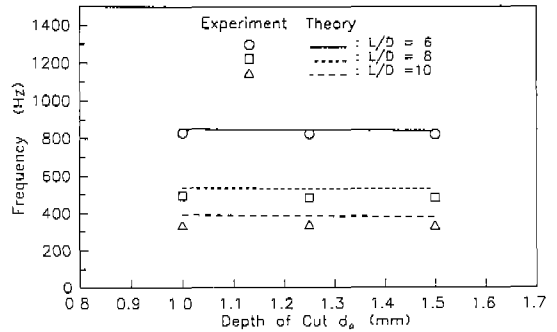


Fig. 7 Variation of frequency of vibration with depth of cut
 $\alpha_o = -6^\circ$, $f_o = 0.15$ (mm/rev), $V_o = 245$ (m/min)

직경비(L/D 비)의 변화에 따른 진폭의 변화 특성이 Fig. 8에 보인다. 직경비의 변화에 따라 진폭의 크기는 민감하게 증가하는데, 이것은 직경비가 커지면 보오링 바의 강성이 현저히 감소하기 때문에 주절삭날 부분에서 진동의 진폭이 증가하는 것으로 사료된다.

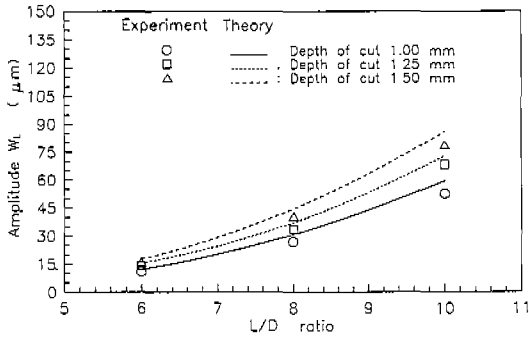


Fig. 8 Variation of maximum amplitude W_L with L/D ratio
 $\alpha_0 = -6^\circ$, $V_0 = 158$ (m/min), $f_0 = 0.1$ (mm/rev)

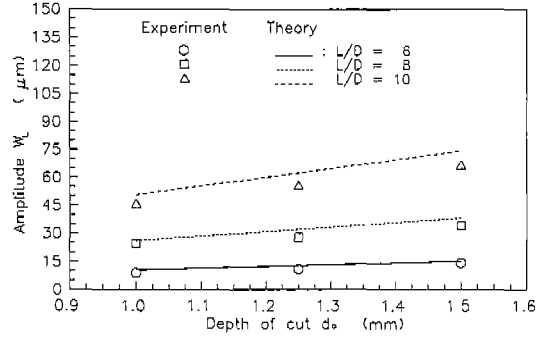


Fig. 10 Variation of maximum amplitude W_L with depth of cut
 $\alpha_0 = -6^\circ$, $V_0 = 377$ (m/min), $f_0 = 0.10$ (mm/rev)

Fig. 9~10 에는 이송량과 절삭폭의 변화에 따른 진폭의 변화 특성을 보이며, 이송량이나 절삭폭이 증가하면 진폭의 크기가 증가함을 알 수 있다. 이것은 절삭면적의 증가로 인하여 절삭력이 증가하여 주절삭날에서의 처짐량이 커지기 때문이다.

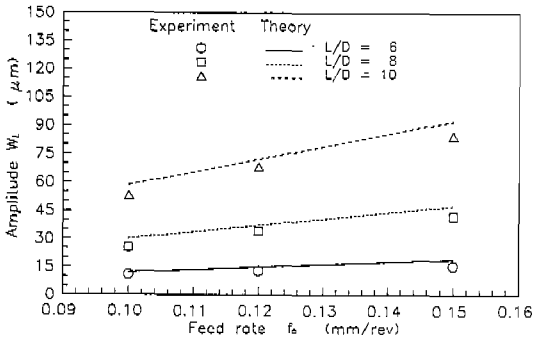


Fig. 9 Variation of maximum amplitude W_L with feed rate
 $\alpha_0 = -6^\circ$, $V_0 = 245$ (m/min), $d_0 = 0.1$ (mm)

Fig. 11 에는 절삭속도의 변화에 따른 진폭의 특성이 나타나 있다.

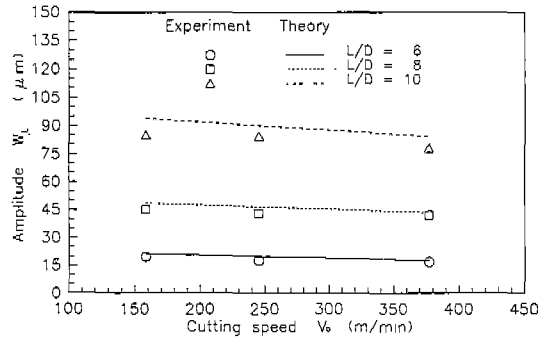


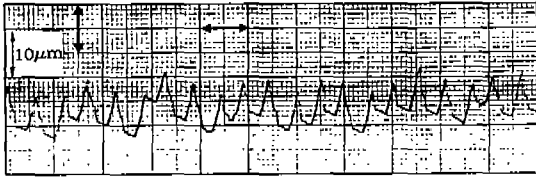
Fig. 11 Variation of maximum amplitude W_L with cutting speed
 $\alpha_0 = -6^\circ$, $d_0 = 1.25$ (mm), $f_0 = 0.15$ (mm/rev)

여기서 절삭속도가 증가하면 비절삭저항의 감소현상이 뚜렷하게 나타나 가공성이 향상되어 진폭은 감소함을 알 수 있다.

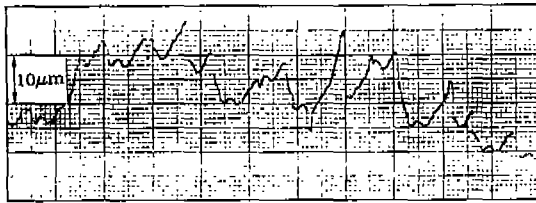
공구의 진동이 가공된 표면의 정밀도에 미치는 영향이 크다는 것은 잘 알려진 사실이다. 가공된 공작물의 표면조도는 구성인선의 발생, 진동, 공작기계의 부정확 등과 상관 없이 주어진 공구형상과 이송량에 의해서만 기하학적으로 결정되는 조도를 이론적 조도라 하지만 실제 측정되는 다듬질면 조도는 이것보다 큰 것이 보통이다. 그러므로 실제

가공된 공작물에서 요구되는 표면조도를 얻기 위해서는 반드시 주절삭날의 진동 특성을 고려해야만 한다.

Fig. 12 (a), (b)에는 공구의 진동진폭에 따른 표면조도를 보인다. 진동의 진폭이 증가할수록 표면조도는 점점 더 불량함을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서는 공구의 진동과 표면조도와의 관계를 산출하기 위하여 이송방향의 표면조도를 측정하였다.



(a) $R_a = 2.8 \mu\text{m}$, $W_L = 13 \mu\text{m}$



(b) $R_a = 6.3 \mu\text{m}$, $W_L = 34 \mu\text{m}$

Fig. 12 (a), (b) Surface finish traces with corresponding vibration amplitudes

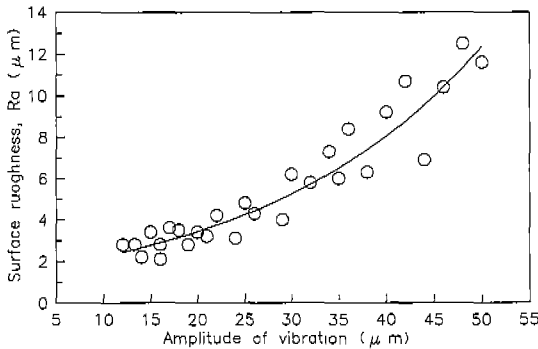


Fig. 13 Variation of surface roughness with amplitude of vibration

표면조도와 진폭과의 관계가 Fig. 13에 보이며, 그 관계는 회귀분석하여 구하면 다음 식으로 표현된다.

$$R_a = 1.45 \text{EXP}(0.043 W_L) \quad (18)$$

여기서 R_a 는 가공된 공작물의 이송방향 중심선평균 표면조도이며 W_L 은 주분력 방향에 대한 공구의 최대진폭이다. 이러한 관계식을 이용하여 가공정밀도가 보장되는 안정선도를 나타내면 Fig.14~15와 같다.

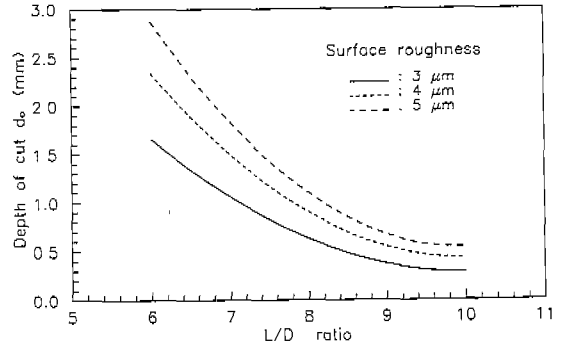


Fig. 14 Stable depth of cut versus L/D ratio
 $V_o=377 \text{ (m/min)}$, $f_o=0.10 \text{ (mm/rev)}$

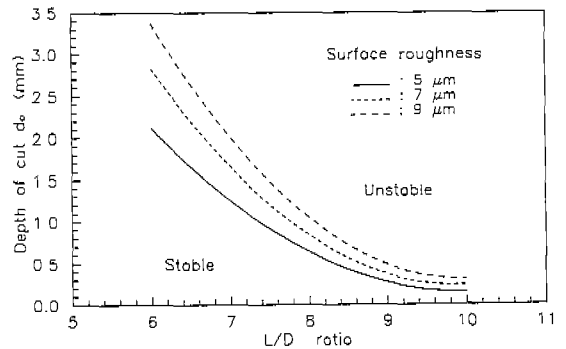


Fig. 15 Stable depth of cut versus L/D ratio
 $V_o=377 \text{ (m/min)}$, $f_o=0.15 \text{ (mm/rev)}$

그림에서 왼쪽 아래부분은 제시된 가공정밀도가 보장되는 안정한 영역이며 반면 오른쪽 윗부분은 불안정한 영역이다.

따라서 이 선도를 통해 일정한 이송량에 대한 설정 표면조도가 주어지면, 보오링 가공작업의 안정성이 보장되는 절삭조건 즉 절삭속도와 절삭깊이를 결정할 수 있다.

5. 결 론

보오링 가공에서 동적 절삭시 전단각의 변화를 고려한 동적 절삭력 모델을 새로이 제안하여 연속계 해석에 의해 보오링 바의 동적 거동을 해석하였으며 다음과 같은 결과를 얻었다.

- 1) 보오링 바의 진동특성은 공구의 직경비(L/D 비)에 민감하게 영향을 받는다.
- 2) 절삭폭 또는 이송량이 증가하면 진동의 진폭은 증가한다.
- 3) 절삭속도가 증가하면 진동의 진폭은 약간 감소한다.
- 4) 가공면의 표면조도와 관계되는 안정선도를 구하였으며 이는 실제 절삭작업에 이용할 수 있게 된다.

참 고 문 헌

1. S.A.Tobias, "Machine Tool Vibration", Blackie, London, 1968
2. P.N.Rao, "Towards Improved Design of Boring Bars Part-1,2", MTM, Vol.28, No.1, 1988
3. F.Kuster, "Cutting Dynamics and Stability of Boring Bars", CIRP, Vol.39, 1990
4. 臼井英治, "切削, 研削 加工學 上", 共立出版(株), 1971
5. Jeong-Suk Kim and Byung-Ho Lee, "An Analytical Model of Dynamic Cutting Forces in Chatter Vibration", Int. J. Mach. Tool Manufact. Vol.31, No.3, pp.371-381, 1991
6. M.K.Das & S.A.Tobias, "The Relation Between the Static and the Dynamic Cutting of Metals", Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol.7, pp. 63-89, 1967
7. Leonard Meirovitch, "Elements of Vibration Analysis", McGraw-Hill, 2'rd Edition, 1986
8. Geoffrey Boothroyd, "Fundamentals of Metal Maching and Machine Tools", McGraw-Hill Washington, D.C., 1975