

〈論 文〉

볼 엔드밀 가공에서의 공구 처짐 예측과 정밀 가공에 관한 연구

조현덕* · 양민양*

(1992년 3월 9일 접수)

A Study on the Prediction of Tool Deflection and Precision Machining in Ball End Milling Process

H. D. Cho and M. Y. Yang

Key Words : Ball End Mill(볼 엔드밀), Cutting Force(절삭력), Helix Angle(헬릭스 각), Precision Machining(정밀 가공), Tool Deflection(공구 처짐)

Abstract

This paper deals with the prediction of cutting force and tool deflection and it's applications in the flexible ball end milling process. Machining accuracy is determined by the static stiffness of tool system and the instantaneous cutting force. The static stiffness of tool system consists of the stiffness of holder and the stiffness of ball end mill. The stiffness of holder was obtained from the experimental result, and the stiffness of ball end mill with two flutes was theoretically analyzed by the finite elements method. In cutting process, the instantaneous cutting force is dependent upon the instantaneous feed and pick feed(radial depth of cut) which are varied by tool deflection. For the calculation of cutting force and deflection of flexible ball end mill, iteration method is used with the linear interpolation to the data of cutting force obtained from rigid ball end mill and the data of tool deflection. In this paper, a method for enhancing machining accuracy is discussed. And the selection of helix angle for minimizing machining error is also discussed.

기 호 설 명

$X-Y-Z$: 고정 좌표계

$u-v-w$: 엔드밀 부분의 끝에 고정된 국부 좌표계

$a-b-c$: 엔드밀 부분의 헬릭스 각을 따르는 국부 좌표계

F_x, F_y : X, Y -방향의 절삭력(kg_f)

δ_x, δ_y : X, Y -방향의 공구 처짐(μm)

F : XY -평면에서의 수평 합력 벡터(kg_f)

D_h : uv -평면에서의 홀더(holder) 처짐 벡터(μm)

A_h : uv -평면에서의 홀더 굽힘각 벡터(rad)

D_c : uv -평면에서의 커터(cutter) 처짐 벡터(μm)

D_s : uv -평면에서의 공구(tool) 처짐 벡터(μm)

D : XY -평면에서의 공구(tool) 처짐 벡터(μm)

F : F 벡터의 크기(kg_f)

θ_F : X -축에 대한 F 벡터의 방향(degree)

R : 커터의 반경(mm)

d : 픽피이드(pick feed or radial depth)(mm)

*정회원, 한국과학기술원 정밀공학과

e	: 절삭 깊이(axial depth) (mm)
f	: 이송 방향으로의 칩 두께(mm)
f_v	: 이송(mm/rev)
V	: 공구 회전 속도(rpm)
Ψ	: X -축에 대한 공구 회전각(degree)
Ψ_0''	: 공구 반경 R 에서 볼 부분의 절삭날 비틀림 각(degree)
L	: 공구 길이(mm)
δ_h	: D_h 벡터의 크기(μm)
ρ_h	: Z -축에 대한 A_h 벡터의 크기(rad)
θ_h	: u -축에 대한 D_h, A_h 벡터의 방향각(degree)
θ_F'	: u -축에 대한 F 벡터의 방향각(degree)
A_1, A_2, B_1, B_2	: 실험 상수
δ_c	: D_c 벡터의 크기(μm)
θ_c	: u -축에 대한 D_c 벡터의 방향각(degree)
δ	: D_s, D 벡터의 크기(μm)
δ_{ch}	: uv -평면에서의 홀더에 의한 처짐 벡터의 크기(μm)
θ_s	: u -축에 대한 D_s 벡터의 방향각(degree)
θ	: X -축에 대한 D 벡터의 방향각(degree)
α_h	: 엔드밀 부분의 헬릭스 각(degree)
α_s	: 선택된 헬릭스 각(degree)
k	: 반복 계산 수
n	: 최종 반복 계산 수
$D_{(k)}$: k 에서의 순간 공구처짐 벡터(μm)
$\delta_{(k)}$: $D_{(k)}$ 벡터의 크기(μm)
$\theta_{(k)}$: X -축에 대한 $D_{(k)}$ 벡터의 방향각(degree)
$d_{(k)}$: 순간 픽피이드(instantaneous radial depth) (mm)
$f_{(k)}$: 이송 방향으로의 순간 칩 두께(mm)
δ'	: 전단계의 공구 회전각에서 공구 처짐 벡터의 크기(μm)
θ'	: 전단계의 공구 회전각에서 공구 처짐 벡터의 방향각(degree)

1. 서론

CNC 공작 기계와 곡면 가공용 CAM 소프트웨어의 발달로 볼 엔드밀의 사용이 증대되었다. 볼

엔드밀은 엔드밀과 형태상으로 비슷하지만 가공이 볼 부분과 엔드밀 부분에서 발생하는 특수한 공구로, 볼 부분에서의 가공은 엔드밀 가공과는 다소 차이가 있다. 강성이 낮은 엔드밀과 볼 엔드밀 공구를 사용한 가공에서는 공구의 처짐이 가공 정밀도에 주된 영향을 끼친다.^(2,4,5,6) 엔드밀 가공에서의 정밀도 개선에 관한 연구는 많이 수행되고 있다.^(2,4,5,7,10) 그러나 CNC 공작 기계의 발달 이후로 널리 사용된 볼 엔드밀 가공에서의 연구는 많이 수행되지 않았고, 주로 기하학적인 가공 공정과 경험적인 방법으로 문제를 해결하는데, 정밀한 가공을 위해서는 한계가 있다. 그래서 본 연구는 볼 엔드밀 가공에서 공구계의 처짐을 고려한 절삭력과 처짐을 예측하고, 처짐의 예측으로 가공 정밀도를 향상시키는 이송 속도와 헬릭스 각의 선정에 대해서 고찰한다.

공구계의 순간 처짐은 칩 두께와 픽피이드(pick feed)를 변화시키기 때문에 실제 가공에 적용될 가공 조건은 초기에 설정된 것과는 다르다.^(2,4) 따라서 절삭력은 변화된 순간 가공 조건에서의 강성체 공구에 의한 절삭력에 상응한다. 처짐이 평형 상태에 도달했을 때 가공이 발생되므로 반복 계산(iteration method)으로 처짐과 절삭력을 구할 수 있다. 공구의 처짐은 단면의 비대칭과 헬릭스 각(helix angle)에 의하여 힘의 작용 방향에 따라 처짐 벡터가 달라지는데,^(2,3) 본 연구의 처짐 예측에서 이러한 특성을 고려하였다.

또한 가공 정밀도를 개선하기 위하여, 예측된 공구계의 처짐으로 가공 진행에 따라 X 방향의 평균 처짐을 일정하게 조절하는 이송값을 결정할 수 있었으며, 코너 가공의 예로써 이를 고찰하였다. 헬릭스 각(helix angle)의 변화에 따른 공구 처짐을 구하여 처짐을 최소로 하는 볼 엔드밀의 헬릭스 각을 결정할 수도 있었다.

처짐 데이터는 공구의 끝에 부착된 링(ring)에 LVDT 게이지가 접촉하여 증폭기와 A/D변환기를 거쳐 절삭력 신호와 함께 퍼스널 컴퓨터로 얻을 수 있었다.

2. 이론

2.1 강성체 공구의 절삭력

볼 엔드밀 공구에 의한 평면 가공 기구는 Fig. 1로 묘사된다. 여기서, Y 축 방향은 이송(feed) 방

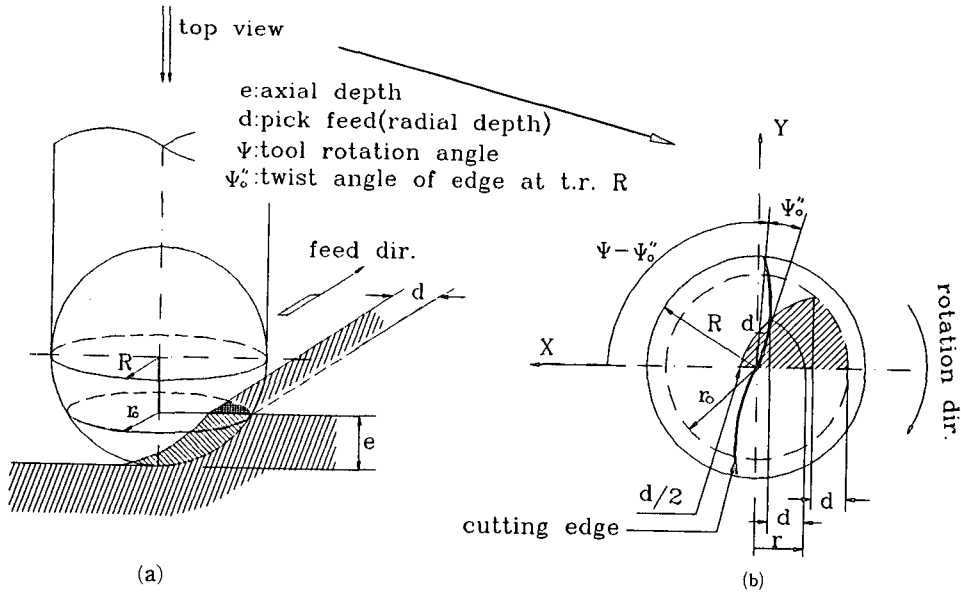


Fig. 1 Cutting mechanism in the ball end milling

향과 일치한다.⁽¹⁾

수평력(resultant peripheral cutting force)은 XY평면에서 절삭력의 합력을 의미하며, 가공 중 절삭력에 의한 공구계(tool system)의 처짐이 없는 경우에 이송 방향의 칩 두께에 순간 수평력은 비례하는데, Fig. 2에서 잘 보여 준다. Fig. 2의 (a), (b), (c)는 각각 픽피드(d), 공구 회전각(Ψ), 축 방향의 절삭 깊이(e)의 변화에 대하여 이송 방향의 칩두께(f)와 수평력(F)과의 관계를 나타낸다. 그리고 Fig. 1의 X축과 수평력 벡터가 이루는 각을 수평력각(θ_F)이라 하면[Fig. 4], 주어진 공구의 회전수(rpm), 축방향의 절삭 깊이(e)와 공구 특성에 대하여 수평력각은 이송 방향의 칩 두께의 변화에 Fig. 2(d)와 같이 거의 일정함을 알 수 있다.

따라서 주어진 공구의 회전수, 축방향의 절삭 깊이, 공구 특성에 대하여 수평력 벡터(F)는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$F = (F, \theta_F) = (K_F(d, \Psi) \cdot f, A_F(d, \Psi)) \quad (1)$$

여기서 $K_F(d, \Psi)$: 단위 이송에서의 d, Ψ 에 대한 절삭력 크기(kg_t/mm)

$F_F(d, \Psi)$: d, Ψ 에 대한 절삭력의 방향각(degree)

2.2 공구계의 처짐 특성

공구계의 처짐에는 베어링, 볼렛 등에 의한 홀더(holder)의 처짐과 공구의 처짐이 있다[Fig. 3(b)].

홀더의 처짐 벡터 $D_h = (\delta_h, \theta_h)$ 와 굽힘각 벡터 $A_h = (\rho_h, \theta_h)$ 는 공구 길이에 대하여 절삭력에 비례하는 선형성을 갖는 것으로, 다음과 같이 나타낼 수 있다[Fig. 3].

$$D_h = (\delta_h, \theta_h) = ((A_1 + A_2L) \cdot F, \theta_F') \quad (2)$$

$$A_h = (\rho_h, \theta_h) = ((B_1 + B_2L) \cdot F, \theta_F') \quad (3)$$

여기서 A_1, A_2, B_1, B_2 는 상수로 기계의 성능에 따라 차이가 있으며 실험으로 구할 수 있다. A_2 와 B_2 는 공구 길이와 절삭력에 의한 모멘트를 고려한 상수이다.

Fig. 3(a)는 볼 엔드밀의 기하학적 형태를 나타내며, 공구는 비대칭인 AA단면이 공구 길이를 따라 기울어져 있음을 알 수 있다. 공구 단면 형상의 측정으로 단면 2차 모멘트 I_{aa}, I_{bb}, I_{ab} 를 구하고 좌표 변환으로 I_{uv}, I_{vv}, I_{uv} 를 구할 수 있다. 따라서 주어진 힘에 대하여 비대칭(asymmetry) 단면을 갖는 공구의 처짐이 구해진다.^(2,3) 주어진 공구에 대하여 공구의 처짐 벡터(δ_i, θ_i)는 헬릭스 각(α_h),

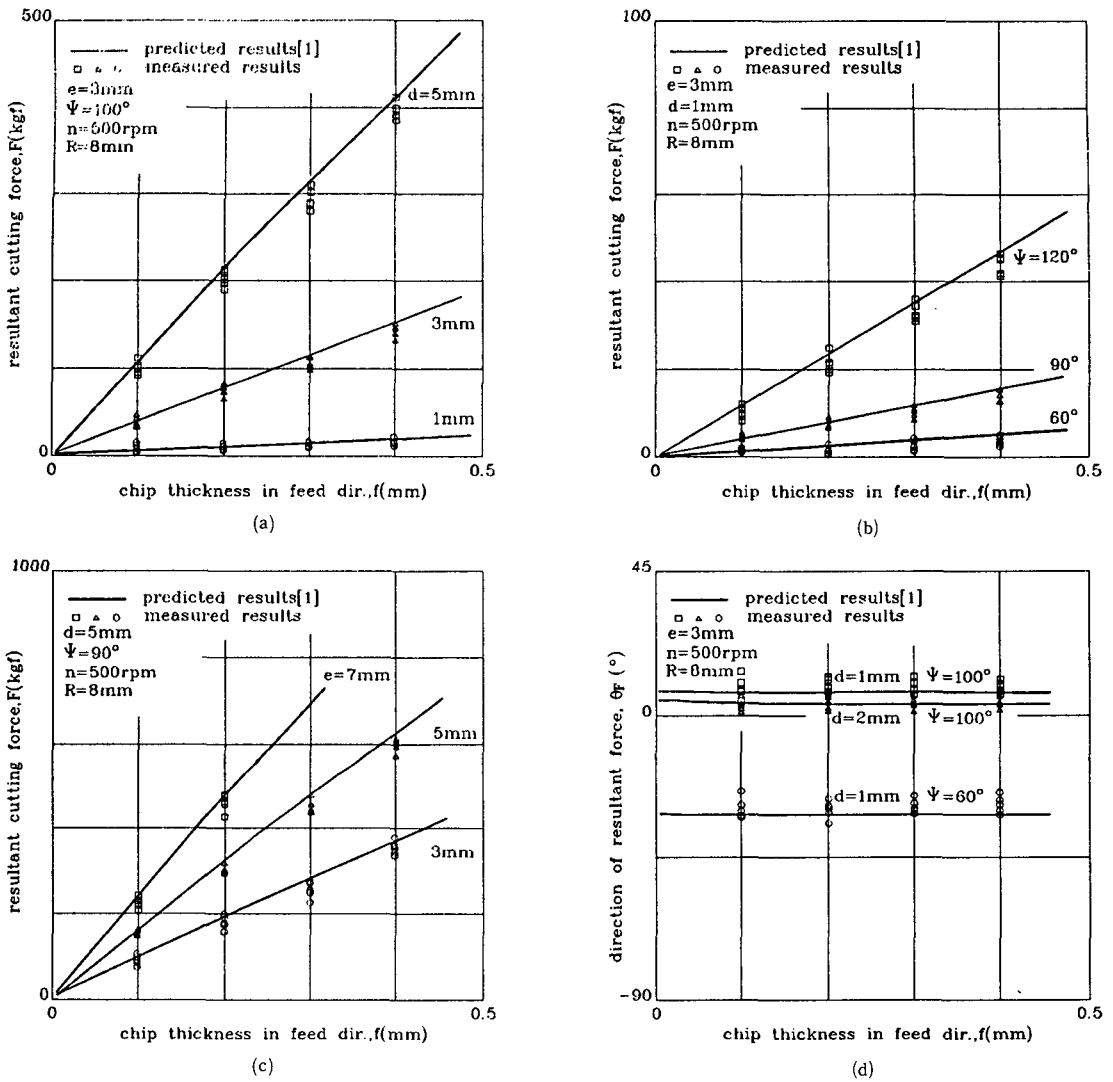


Fig. 2 The characteristics of cutting force in the rigid ball end milling

힘의 방향(θ_F'), 공구 길이(L)에 따라 다음과 같이 나타난다.

$$D_t = (\delta_t, \theta_t) = (k_t(\theta_F', a_h, L) \cdot F, A_t(\theta_F', a_h, L)) \quad (4)$$

가공에 영향을 미치는 공구계의 처짐 벡터(δ , θ_s)는 Fig. 3(b)와 같으며, 벡터 합에 의하여 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$D_s = (\delta, \theta_s) = (k(\theta_F', a_h, L) \cdot F, A_s(\theta_F', a_h, L)) \quad (5)$$

Fig. 3(b)의 δ_{th} , θ_{th} 는 공구의 처짐 벡터와 홀더(holder)의 굽힘에 의한 처짐 벡터의 합 벡터로서

크기와 방향을 나타낸다.

2.3 처짐과 절삭력

가공 중에는 항상 절삭력이 존재하며, 이 절삭력은 공구에 반력으로 작용하여 반드시 처짐이 생긴다. 그리고 처짐은 가공 조건을 변화시키므로 절삭력을 변화하게 한다. 이러한 피드백(feedback) 현상 후의 평형 상태에서 어떤 처짐과 절삭력이 존재한다. 순간 처짐은 이송값과 피피이드의 변화량으로 환산이 가능하다[식(10), 식(11)].

Fig. 4는 절삭력 벡터와 처짐 벡터의 XY좌표에 대한 표현이며, 공구계의 처짐 벡터를 XY좌표로

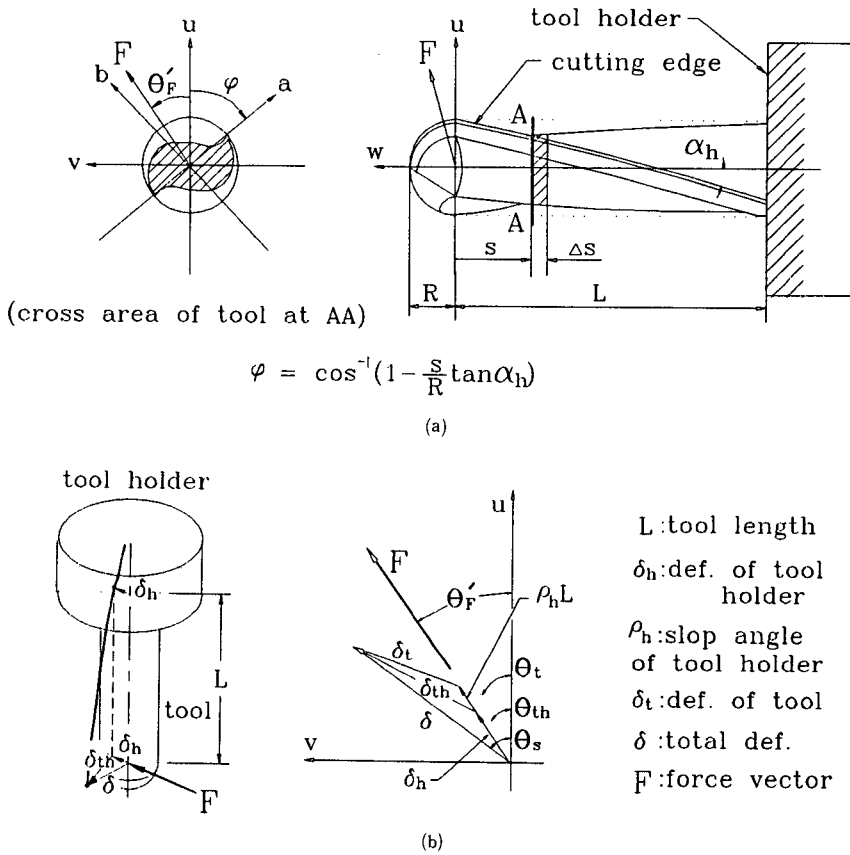


Fig. 3 Ball end mill geometry and deflection characteristic of tool system

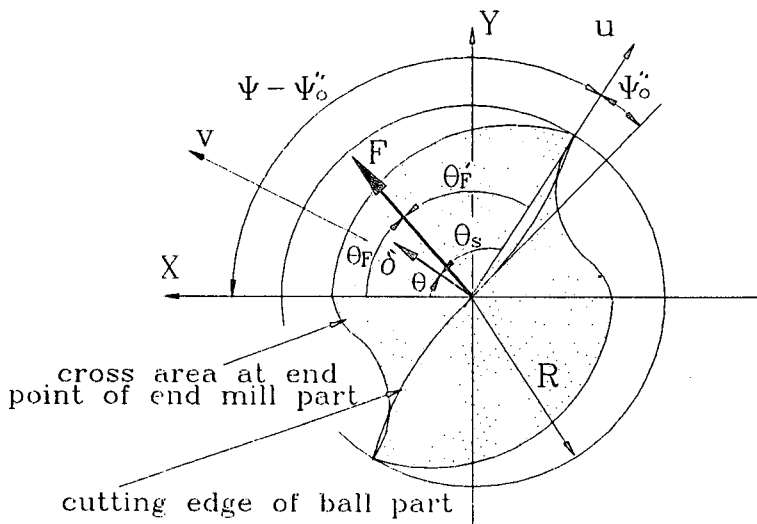


Fig. 4 Force vector and deflection vector in XY coordinate

나타내면 식(5)는 다음과 같다.

$$D = (\delta, \theta) = (K(\theta_F', \alpha_h, L) \cdot F, \Psi - \Psi_o'' - A_s(\theta_F', \alpha_h, L)) \quad (6)$$

공구 회전 Ψ 에서 식(1), 식(6)에 의하여 공구계의 처짐 벡터는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$D = (\delta, \theta) = (K(\theta_F', \alpha_h, L) \cdot K_F(d, \Psi) \cdot f, \Psi - \Psi_o'' - A_s(\theta_F', \alpha_h, L)) = (C(\alpha_h, L, d, \Psi) \cdot f, A(\alpha_h, L, d, \Psi)) \quad (7)$$

여기서 $\theta_F' = \Psi - \Psi_o'' - A_F(d, \Psi)$
 $= B(d, \Psi) \quad (8)$

어떤 가공 순간에서의 처짐에 의하여 픽피이드(d)와 이송 방향의 칩두께(f)가 변하므로 처짐 벡터는 반복수행(iteration method)에 의하여 다음과 같이 된다.

$$D_{(k)} = (\delta_{(k)}, \theta_{(k)}) = (C(\alpha_h, L, d_{(k-1)}, \Psi) \cdot f_{(k-1)}, A(\alpha_h, L, d_{(k-1)}, \Psi)) \quad (9)$$

$$d_{(k-1)} = d_i - \delta_{(k-2)} \cos \theta_{(k-2)} \quad (10)$$

$$f_{(k-1)} = f_i + \delta_{(k-2)} \frac{\cos(\Psi - \Psi_o''/2 - \theta_{(k-2)})}{\sin(\Psi - \Psi_o''/2)} - \delta' \frac{\cos(\Psi - \Psi_o''/2 - \theta')}{\sin(\Psi - \Psi_o''/2)} \quad (11)$$

여기서

k : 반복수행 수(iteration number)

d_i : 초기에 설정된 픽피이드(pick feed)

f_i : 초기에 설정된 이송 방향의 칩 두께

δ', θ' : 전단계 회전 주기의 동일한 회전각(Ψ)에서 처짐과 처짐 방향

반복수행은 $D_{(k)} \approx D_{(k-1)}$ 이 성립할 때까지 계속한다. 가공이 이루어지면 반드시 수렴값이 존재하는데, 이때의 반복수행 수를 n 이라고 하면 식(1)과 식(9)에 의한 결삭력 벡터와 처짐 벡터는 다음과 같다.

$$F = (F, \theta_F) = (K(d_{(n)}, \Psi) \cdot f_{(n)}, A_F(d_{(n)}, \Psi)) \quad (12)$$

$$D = (\delta, \theta) = (C(\alpha_h, L, d_{(n)}, \Psi) \cdot f_{(n)}, A(\alpha_h, L, d_{(n)}, \Psi)) \quad (13)$$

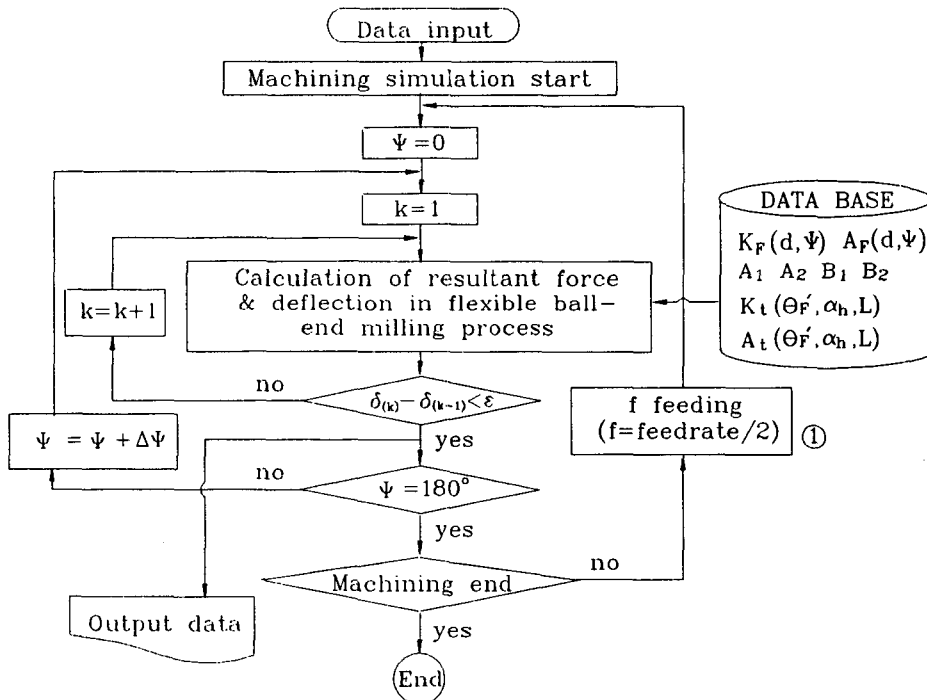


Fig. 5 The flowchart for the prediction of force and deflection in flexible ball end milling process

3. 실험 및 고찰

3.1 수치 해석 및 실험 방법

계산 방법은 Fig. 5와 같으며, 여기서 데이터 베이스는 실험과 계산에 의한 기초 결과 데이터를 의미한다. 가공 중의 순간 절삭력 및 순간 처짐은 반복 수행에 의한 처짐의 변화량이 영(zero)이 될 때이며, 공구 회전과 이송에 대하여 연속적으로 계산한다. ①은 2개의 공구날에 의하여 이송 방향의 칩 두께가 이송값의 반이 됨을 나타낸다.

실험 장치와 연결 방법은 Fig. 6으로 하며, 여기서 공구의 엔드밀 부분의 끝에 링(ring)을 납땜한 후 진원도를 개선하기 위하여 외경을 선삭하였다. 그리고 LVDT(linear variable differential transducer)의 응답성을 높이기 위하여 충분한 강성을 갖는 스프링을 외부에 부착하였다.

계산과 실험을 위한 절삭 조건은 Table 1과 같이 피크피드(d), 축방향 절삭 깊이(e), 이송(f_v), 공구 길이(L)의 변화에 따라 16가지로 나누며, 특히 공구 길이가 처짐에 큰 영향을 미치므로 1~8은 짧은 공구를, 9~16은 긴 공구를 사용하여 비교하였다.

3.2 실험 결과

Table 1의 가공 조건으로 구한 절삭력은 Table 2와 같으며, 공구 길이가 짧은 경우인 8번 이하에서는 강성체 해석에 의한 절삭력과 큰 차이가 없으나 공구 길이가 긴 9번 이상에서는 큰 차이가 난

Table 1 Cutting conditions

No.	pick feed (d:mm)	axial depth (e:mm)	feed(f_v : mm/rev)	total tool length (L:mm)
1	1	3	0.1	30
2	1	5	0.1	30
3	1	3	0.2	30
4	1	5	0.2	30
5	2	3	0.1	30
6	2	5	0.1	30
7	2	3	0.2	30
8	2	5	0.2	30
9	1	3	0.1	60
10	1	5	0.1	60
11	1	3	0.2	60
12	1	5	0.2	60
13	2	3	0.1	60
14	2	5	0.1	60
15	2	3	0.2	60
16	2	5	0.2	60

cutter=HSS, workpiece=S45C, normal rake angle of face cutting edge=15 deg., helix angle=21 deg., cutter diameter=16 mm, flute=2 piece, rotation speed=500 rpm, length of end mill part=50 mm

다. 절삭력이 감소하게 된 것은 가공 방법이 하향 밀링(down milling)으로 처짐에 의하여 칩 두께가 감소하였기 때문이다. 짧은 공구에서 예측 결과와

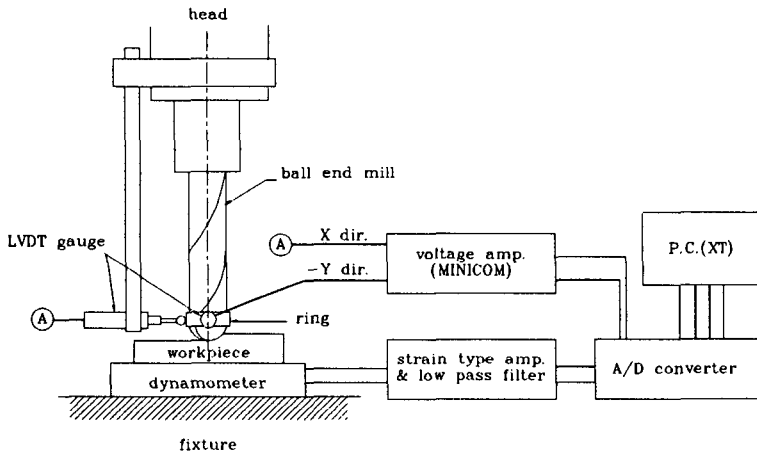


Fig. 6 Schematic diagram of experimental apparatus

Table 2 Prediction and test results of cutting force(kgf)

cutting con. No.	X-direction						Y-direction					
	max.			mean			max.			mean		
	rigid	flex.	test	rigid	flex	test	rigid	flex	test	rigid	flex.	test
1	27.9	27.2	32	5.4	5.4	5.7	30.1	29.5	35	5.3	5.3	5.8
2	37.3	35.8	40	6.7	6.6	6.5	40.5	39.4	60	6.6	6.5	7.7
3	55.9	52.9	51	10.8	10.6	9.8	60.2	58.2	72	10.6	10.4	10.9
4	74.6	68.9	58	13.4	12.9	10.2	81.1	76.6	93	13.2	12.9	12.3
5	44.8	44.2	39	11.9	11.7	10.8	81.1	76.6	93	13.2	12.9	12.3
6	60.0	59.7	71	14.6	14.4	11.6	44.9	44.9	62	9.7	9.6	7.4
7	89.7	87.7	85	23.8	23.0	22.3	64.6	64.6	72	14.7	14.4	15.0
8	119.9	118.8	142	29.2	28.3	33.3	89.7	89.7	116	19.3	19.0	23.0
9	27.9	22.8	21	5.4	5.0	4.1	30.1	27.6	28	5.3	5.0	4.7
10	37.3	28.5	27	6.7	6.0	3.2	40.5	34.9	35	10.6	9.4	8.5
11	55.9	41.5	44	10.8	9.2	8.7	60.2	55.0	51	10.6	9.4	3.5
12	74.6	52.4	56	13.4	10.9	11.3	81.1	69.5	82	13.2	11.3	15.5
13	44.8	42.4	40	11.9	11.1	10.7	32.3	32.2	26	7.3	7.1	5.9
14	60.0	52.4	49	14.6	13.3	11.6	44.9	43.9	44	9.7	9.1	8.8
15	89.7	73.3	68	23.8	20.6	18.4	64.6	63.9	59	14.7	13.5	12.6
16	119.8	96.7	78	29.2	24.4	21.5	89.7	86.8	71	19.3	17.3	16.9

Table 3 Prediction and test results of tool deflection(μm)

cutt. cond. No.	X-direction				Y-direction			
	max.		mean		max.		mean	
	pred.	test	pred.	test	pred.	test	pred.	test
1	22.0	25	4.7	5.1	60.0	71	11.4	12.3
2	32.5	58	6.2	4.3	75.6	79	13.5	12.2
3	42.4	52	9.3	9.9	117.8	130	22.5	24.3
4	61.8	79	12.2	25.4	147.2	159	26.6	31.5
5	46.3	54	13.1	13.9	73.2	80	18.3	18.1
6	65.0	91	16.3	23.7	94.9	101	22.4	26.8
7	91.6	101	25.7	21.8	146.5	130	36.2	34.9
8	129.1	171	32.1	48.5	189.7	141	44.3	32.5
9	132.4	126	28.9	25.6	159.2	139	35.2	24.1
10	166.7	147	34.9	51.4	200.6	195	35.2	24.1
11	241.5	260	53.6	51.5	317.5	340	54.8	58.2
12	308.3	302	63.4	94.4	399.7	360	65.4	95.1
13	246.2	201	64.5	57.9	185.7	234	41.0	45.8
14	306.1	341	77.8	97.0	251.5	283	52.8	65.2
15	425.5	398	119.9	138.9	368.4	356	78.6	92.6
16	565.6	473	142.4	163.3	496.0	381	99.8	122.9

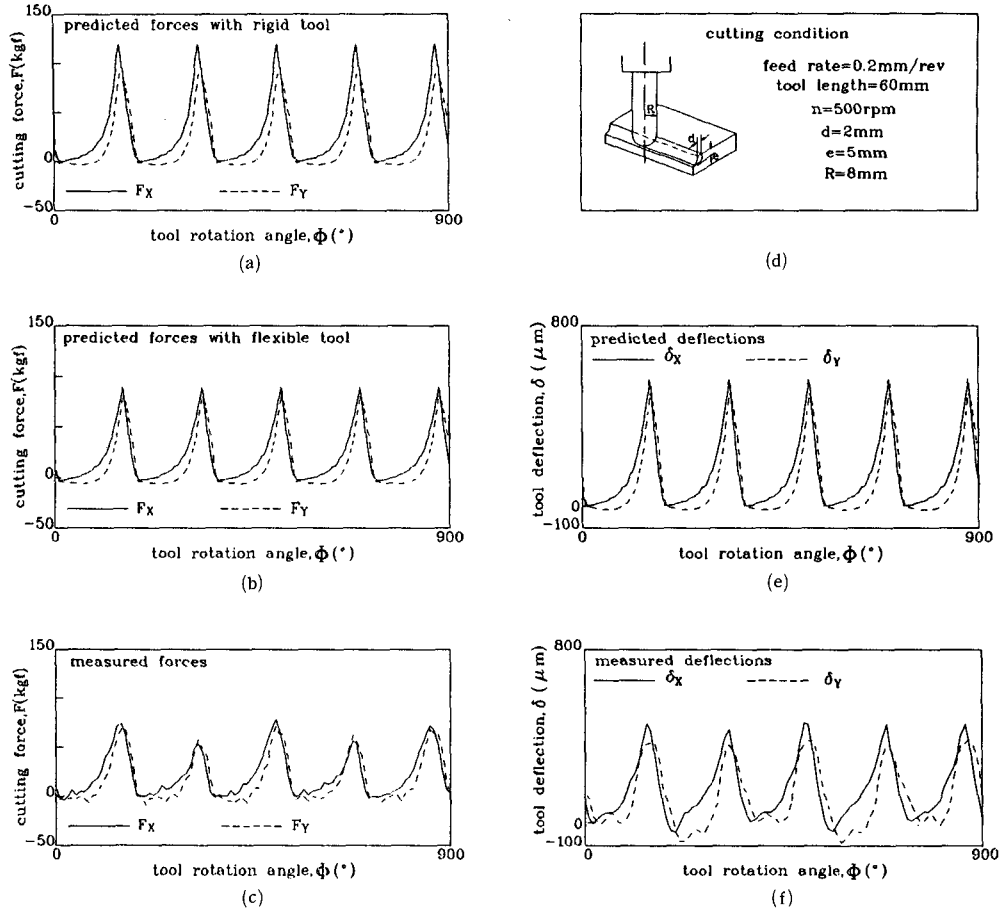


Fig. 7 Force and deflection profiles in the ball end milling process

실험 결과의 차이가 생기는 원인은 공구의 런아웃(runout)에 의한 영향이 긴 공구에 비해 크게 나타났기 때문이며, 볼 엔드밀에서도 공구 길이가 길어지면 런아웃의 영향이 작아짐을 알 수 있다.⁽⁴⁾

Table 3은 주어진 가공 조건에 대한 처짐 결과를 나타낸 것으로 공구계의 처짐이 공구 길이가 길어질 때 아주 크게 나타남을 알 수 있었다. 특히 X방향의 평균 처짐은 가공 오차에 직접적인 영향을 미치므로 처짐을 예측함으로써 가공 오차를 개선할 수 있다.

Fig. 7은 가공 조건 16에서 공구 회전에 따라 절삭력과 처짐을 나타낸 것으로, 공구의 처짐을 고려한 절삭력이 강성 해석의 결과에 비해 감소했음을 보여 준다.

3.3 가공 오차 감소를 위한 이송값의 결정

가공 조건 결정의 기준이 되는 요소들은 가공 오

차, 표면 거칠기, 공구 마멸, 절삭력, 가공 시간 등 여러 가지가 있으나, 본 연구에서는 가공 정밀도 향상을 기준으로 이송값의 조절에 대하여 예로써 고찰하였다. 가공이 진행됨에 따라 공작물의 기하학적 형태가 크게 변할 경우, 가공 정밀도와 표면 상태 등이 균일하게 나타나지 않는 현상이 발생하는 것은 공구의 정적, 동적 거동이 크게 변하기 때문이다. 이러한 결함은 가공 조건 중 이송값을 변화시켜 주는 것으로 용이하게 피할 수 있다. 가공 오차를 균일하게 유지시키기 위하여, X방향의 평균 처짐을 일정하게 유지시키는 이송값을 가공 길이에 따라 구할 수 있다.

픽피이드가 가공 길이에 비례하는 코너 가공에서, Fig. 9와 같은 가공 조건에 대하여 $f_0=0.2$ mm/rev로 가공했을 때, 가공 오차의 원인이 되는 X방향의 절삭력과 처짐의 변화를 가공 길이에 따라 나타내면 Fig. 8과 같다. 이때 X방향의 최대

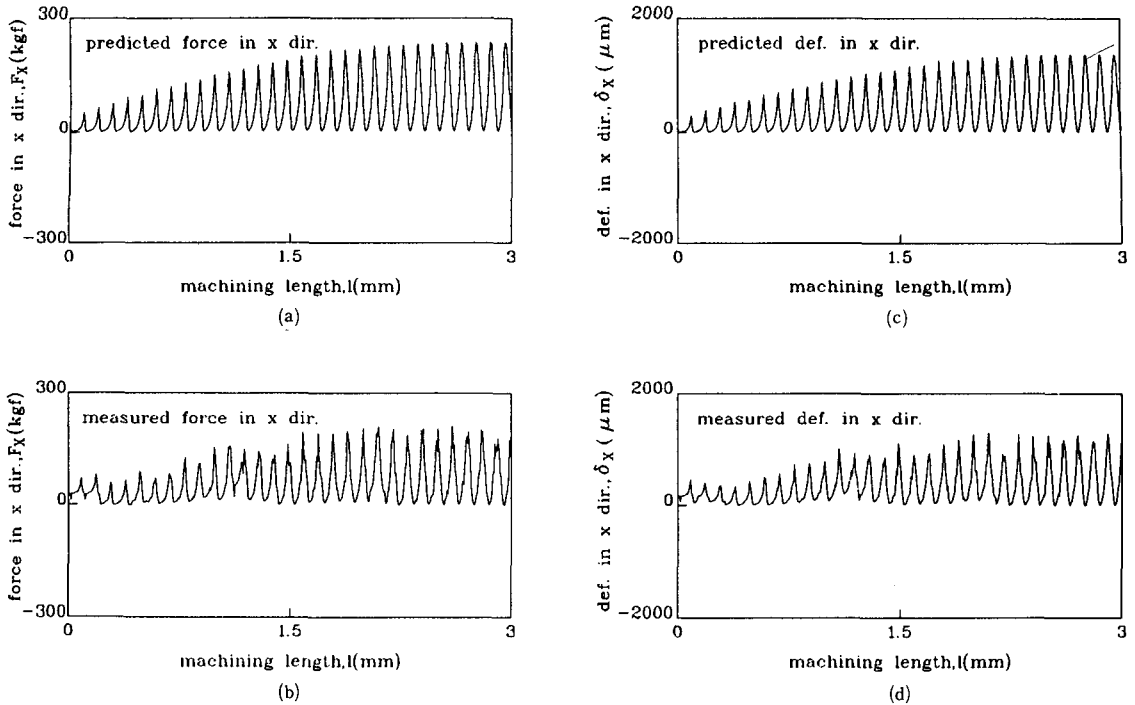


Fig. 8 Force and deflection in X direction along with d increasing in 31+1

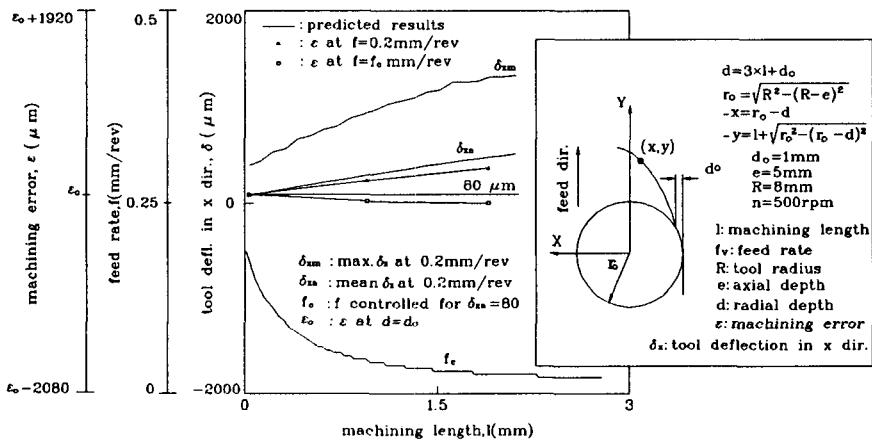


Fig. 9 The predicted deflection in X-dir. and machining error at $f_v=0.2\text{mm/rev}$ and $f_v=f_c$: the f_c is feed constrained mean deflection in X direction to constant value

처짐과 평균 처짐은 Fig. 9의 δ_{xm} , δ_{xa} 로 예측되며, 실험을 통한 가공 오차는 $\epsilon(\Delta)$ 으로 되어 가공이 진행됨에 따라 X방향의 평균 처짐과 가공 오차는 점점 증가하였다. 가공 길이에 따라 조절된 이송 f_c 는 $d=d_0(=1\text{mm})$ 에서의 X방향의 평균 처짐인 $80\mu\text{m}$ 로 일정하게 유지되도록 하며, 가공이 진행됨에 따라 감소한다. f_c 로 가공한 후의 가공 오차

를 d_0 에서의 가공 오차에 대하여 상대적으로 표현하면 $\epsilon(\square)$ 이 된다. 가공 오차는 예측된 X방향의 평균 처짐보다 작게 나타나는데, 이것은 가공 후 표면의 형상에 영향을 미치는 공구 회전 영역에서 공구계의 처짐이 줄어들었기 때문이다.

가공 전의 주어진 공작물 형태와 CL데이터에 대하여 가공의 진행에 따라 이송값을 조절하면 공작

물의 정밀도를 높일 수 있고, 지나치게 낮게 결정된 이송값은 높게 재조정할 수 있으므로 가공 시간이 효과적으로 단축될 수 있다.

3.4 가공 오차 감소를 위한 헬릭스 각 결정

공구 단면의 비대칭에 의하여 공구의 처짐은 반드시 힘의 방향을 따르는 것만은 아니며, 가공 형태에 따라 처짐이 크게 달라진다. 이것은 공구의 강성이 방향에 따라 달라지기 때문으로, 주어진 가공 상태에서 강성이 크게 되는 방향으로 절삭력이 작용하도록 하는 것이 좋다. 그래서 주어진 가공 상태에서 X방향으로 최대의 강성이 되도록 가공 정밀도를 높이는 헬릭스 각을 결정할 수 있다. 그러나 공구의 회전에 따라 X방향의 강성이 바뀌므로 최적의 상태를 결정해야 한다.

Fig. 10은 X방향의 평균 처짐을 헬릭스 각의 변화에 대하여 나타낸 것으로, 가공 정밀도는 공구의 헬릭스 각에 따라서 달라짐을 알 수 있는데, 최적의 헬릭스 각을 선택함으로써 더욱 더 정밀한 가공이 가능하다. 최적의 헬릭스 각은 시뮬레이션에서

채택된 가공 조건들에 대해서는 변화가 거의 없었으나 공구의 길이에 따라서는 차이가 있었는데, 대체로 15~30°를 선택하는 것이 좋을 수 있었다. 공구의 길이를 길게 하여 가공할 필요가 있을 때는 작은 헬릭스 각을 선택하고 짧은 공구에서는 큰 헬릭스 각을 선택하는 것이 좋았다.

4. 결 론

볼 엔드밀 가공에서의 공구 처짐 예측과 정밀 가공에 관한 연구로 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다,

- (1) 공구의 처짐을 고려한 절삭력과 처짐을 예측할 수 있었으며, 공구 길이가 길 때는 처짐의 영향이 크게 되어 강성체에 의해 예측된 절삭력과 큰 차이가 발생하게 되었는데 실험과 잘 일치하였다.
- (2) 처짐을 예측함으로써 정밀 가공을 위한 X방향의 평균 처짐을 일정하게 조정하는 이송 속도의 결정이 가능했고, 가공 오차가 개선되었다.
- (3) 헬릭스 각에 따른 X방향의 평균 처짐의 변

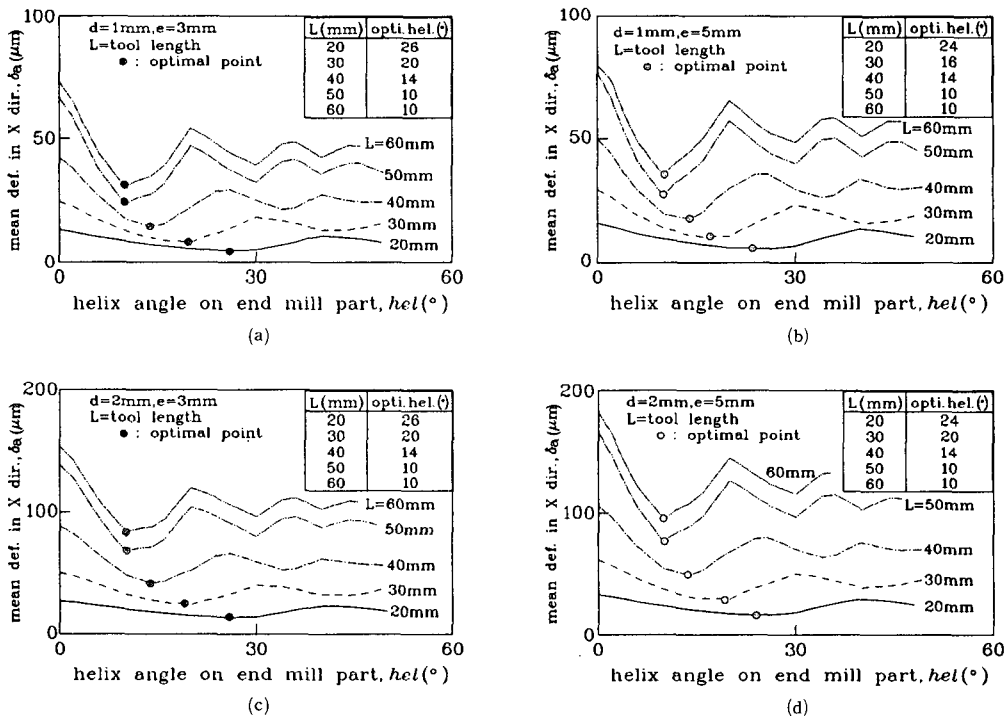


Fig. 10 The relations between helix angle and mean deflection in X-direction at steady cutting state : speed=500rpm, feed=0.2mm/rev, R=8mm, down ball end milling, normal rake angle of c.e. on ball part=15degree

화를 알 수 있었고, 주어진 가공 조건에 대하여 공구 길이에 따른 최적 헬릭스 각을 선택할 수 있었다.

(4) 볼 엔드밀 가공에서 기존의 기하학적인 요소만을 적용하는 CAD/CAM 소프트웨어에 본 연구의 원리를 적용하면 더욱 더 정밀한 가공을 수행할 수 있을 것으로 사료된다.

참고문헌

- (1) Yang Minyang and Park Heeduck, 1991, "The Prediction of Cutting Force in Ball-end Milling," *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, Vol. 31, No. 1, pp. 45~54.
- (2) Tomio MATSUBARA, Hisataka YAMAMOTO and Hiroshi MIZUMOTO, 1986, 1988, "Study on Accuracy in End Mill Operations (1st-3rd Report)," *JSPE*, Vol.52, No.4, 8, Vol.54, No.9.
- (3) Stephan H. Crandall, 1978, "An Introduction to the Mechanics of Solids," Mc Graw-Hill, pp.461~470.
- (4) Sutherland J.W. and, DeVor R.E., 1986, "An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems," *Trans. of the ASME, J. of E. for Industry*, Vol.108, pp.269~279.
- (5) Kline W.A., Devor R.E. and Shareef I.A., 1982, "The Prediction of Surface Accuracy in End Mill," *Trans. ASME, J. of Eng. for Ind.*, Vol.104, August, pp.272~278.
- (6) Kops L., Vo D.T., 1990, "Determination of the Equivalent Diameter of an End Mill Based on its Compliance," *Annals of the CIRP*, Vol.39, No.1, pp.93~96.
- (7) Kline W.A., Devor R.E. and Linderg J.R., 1982, "The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cuts," *Int. J. of MTDR*, Vol.22, No.1, pp.7~22.
- (8) Mitsuo Takatsuto, Toshiaki Furusawa, Norboru Takada and Kozo Kishi, 1990, "Ball End Mill Cutting in Gradient Optimizing Feed," *J. of JSPE*, Vol.56, No.2, pp.299~304.
- (9) Kline W.A. and Devor R.E., 1983, "The Effect of Runout on Cutting Geometry and Forces in End Milling," *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, Vol. 23, No.2, pp.123~140.
- (10) Keiichi Shirase, Toyoshiro Inamura and Takeshi Yasui, 1987, "Model Based Analysis of Machining Error in End Milling Operation," *J. of JSPE*, Vol.53, No.9, pp.1433~1439.