

<論 文>

전단유동응력에 의한 정면밀링의 절삭력 해석

이 우 영* · 신 호 철**

(1989년 8월 19일 접수)

Force Analysis of the Face Milling Process by Shear Flow Stress Model

Woo Young Lee and Hyo-Chol Sin

Key Words: Face Milling Cutter(정면밀링공구), Chip Flow(칩유동), Shear Flow Stress(전단 유동응력), Oblique Cutting(3차원 절삭)

Abstract

An accurate prediction of cutting force is essential not only to the development of new cutters and machine tools but also to the efficient operation of computer integrated manufacturing system. The paper describes a model to predict cutting forces for face milling process. The model, considering the shear flow stress, analyzes the 3-dimensional cutting process by transformation matrix approach with analytic solid geometry. The effect of cutter geometry, that is, approach angle, axial rake angle and radial rake angle to the average cutting force components is investigated. The comparison of some experiments and simulations for single and multitooth cutters yields reliable results. Using the model the vibration control in cutting system is expected to be quite possible by altering cutting force pulsations with proper selection of cutter diameter and tooth number.

기 호 설 명

d	: 변형을 일으키기전의 칩의 폭	α_n	: 수직경사각(normal rake angle)
d_e	: 유효절입깊이	β	: 마찰각도
$\bar{d}(\theta_i, \phi)$: 보정된 절입깊이	$\delta(\theta_i, \phi)$: 회전각 ϕ 에서 i 번째 날이 절삭하고 있는 경우 1, 그렇지 않은 경우 0
f_r	: 1회전당의 이송량	θ	: 절삭날의 시간 t 에서의 위치각
h	: 변형을 일으키기전의 칩의 두께	θ_t	: 주축 기울임각
h_e	: 유효 칩두께	τ_s	: 피삭재의 전단강도
k_1	: 비례상수(약 1/4 정도)	ϕ_s	: 전단면의 각도
k_2, A, ϕ_0	: 피삭재의 재질에 따라 결정되는 상수값	ω	: 합력과 전단면이 이루는 각
N_t	: 커터에 부착된 전체날의 수	ω_0	: 물질상수
R	: 공구의 반지름		
T	: 변환행렬		
V	: 절삭속도		
α	: 상면 경사각		

1. 서 론

공작기계 및 절삭공구의 새로운 설계 및 수정을 함에 있어서 혹은 FMS구성시에 사전입력정보의 효율적 운용을 위해서는 절삭과정에서 발생하는 절

*정회원, 서울대학교 대학원

**정회원, 서울대학교 공과대학 기계설계학과

삭저항의 성분과 그 영향을 정확히 예측할 수 있어야 한다.

2차원 이론을 바탕으로한 3차원 절삭에 관한 연구는 1950년대초에 Shaw 및 Cook에 의해 시도되기 시작하여 여러 이론적 배경에 입각한 다양한 내용이 쏟아지기 시작하였다. 이들 이론들의 부류는 대개 에너지 방법, 기하학적방법, 변형을 변화(strainrate)를 고려한 소성이론의 적용, slip line 방법등 매우 다양하며 칩브레이커와 같은 공구형상을 고려한 실험적 연구도 아울러 발표되었다(2~4).

3차원 절삭에 있어서의 주요 연구 방향은 칩유출 방향(chip flow direction)의 예측에 있었으며 대표적인 학자로 Colwell(6) 등을 들 수 있다. 칩의 유출 각도는 절삭저항의 3분력 즉, 주분력, 이송분력 및 배분력의 분포에 결정적 역할을 하며 이를 해석적인 방법으로 정확히 예측하기란 매우 어려우므로 많은 실험적 수식을 병행하여 제시하고 있다.

사실 앞서 기술한 전단응력설의 도입에 의한 이론적 접근방법은 기본적으로 몇가지의 파라메타들 즉, 순간적인 위치에서의 전단각(shear angle), 전단응력, 전단면의 길이, 마찰각도, 칩유출 속도 및 방향등이 미리 정의 되어야 함을 전제로 하기 때문에 충분한 정확도와 신뢰도를 지닌 실험장비가 없는 그 시기의 실정에서 매우 번거롭고 구하기 힘든 방법이다. 따라서 실제에 사용하기에 부적합하고 복잡한 이러한 방법을 지양하고 실험적 파라메타로 간단하게 정의하고자 하는 부류가 있는데, Martellotti(6), Taylor, Hippler, Pohl, Kienzle, Richter, Sabberwal등 이 그에 속한다. 이들에 의하면 변형을 일으키기전의 칩의 단면두께와 주절삭력과는 어떤 비례관계에 놓이는데 이 비례상수를 흔히 비절삭력 혹은 비절삭저항(specific cutting pressure)이라 일컬으며 이 비례상수를 유효하게 모델링하기 위한 많은 연구가 아울러 행해졌다. 모델의 대부분은 공통적으로 칩두께 및 절입량의 지수함수 형태로 나타내며 수식이 비교적 간단하게 표현되기 때문에 절삭력 예측이 비교적 복잡한 밀링 절삭의 해석에 있어서는 거의 대부분(7~11) 이 방법을 택하고 있다. 그러나 이 방법은 공구의 기하학적 형상의 변화 및 커터의 회전과 이송의 동시운동에 의하여 발생하는 칩두께의 연속적인 변화에 민감하게 대응하여야 하는 비례상수를 결정함에 있어서, 예비실험을 통한 평균값을 사용할 수 밖에 없으므로 그 예측의 정확성에 한계가 있으며, 한가

지 피삭재에 대하여도 선반과 밀링에서 각각 다양한 절삭조건하에서 실험을 반복 수행 하여야 하는 비 합리성을 지니고 있다.

본 연구에서는 해석 기하학적인 접근 방법으로서 전단응력으로 표현되는 3차원 절삭이론을 유도하고 이것을 정면밀링의 해석에 적용하여 기본적인 파라메타들은 실험이 비교적 용이한 선삭에서 결정하고 그들을 이용하여 밀링절삭력을 유효하게 예측할 수 있도록 하는 방법을 제시하였다.

2. 3차원 절삭모델

2.1 2차원 절삭이론

2차원 절삭은 공구의 진행방향과 절삭날부(cutting edge)가 수직을 이루는 상태를 나타내며 Fig. 1과 같다.

Merchant(1)등에 따르면 Fig. 2와 같은 힘의 관계

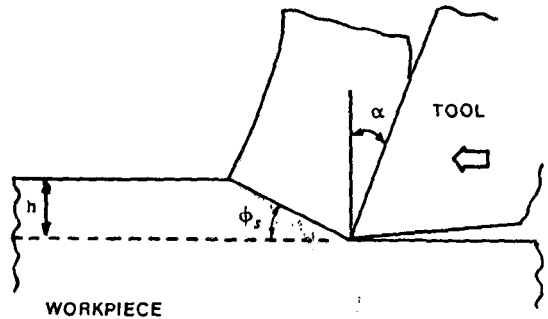


Fig. 1 Orthogonal cutting(1)

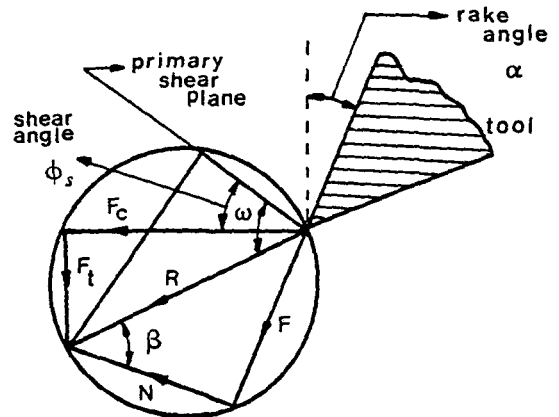


Fig. 2 Force vector diagram for orthogonal cutting(1)

Table 1 Constants for the calculation of cutting forces⁽¹⁶⁾

Material	S45C	S25C	SCM3	SUS304	SUS420
k1	0.25	0.25	0.25	—	—
k2	0.20	0.30	0.33	—	—
ϕ_0 [°]	34	28.5	35	40	31
ω_0 [°]	52	52	52	56	54
τ_s [kgf/mm ²]	72	60	73	77	74
A [°m/min ^{1/2}]	1.55	1.55	1.55	(1.1)	(0.75)

도형으로 부터 2차원 절삭력은 다음과 같이 기술된다.

$$F_c = \frac{\tau_s d h \cos(\beta - \alpha)}{\sin \phi_s [\cos(\phi_s + \beta - \alpha)]} = \frac{\tau_s d h \cos(\omega - \phi_s)}{\sin \phi_s \cos \omega} \quad (1)$$

$$F_t = \frac{\tau_s d h \sin(\beta - \alpha)}{\sin \phi_s [\cos(\phi_s + \beta - \alpha)]} = \frac{\tau_s d h \sin(\omega - \phi_s)}{\sin \phi_s \cos \omega} \quad (2)$$

칩의 폭 d , 칩의 두께 h 및 공구 상면경사각 α 는 대개 기계의 가공시에 미리 정의되는 값이므로 피삭재의 전단강도, 칩과 공구간의 마찰계수, 전단각 등을 알면 절삭력의 두분력의 값을 구할 수 있게 된다.

전단각 ϕ_s 에 관하여는 Hill⁽¹²⁾, Stabler⁽¹³⁾, Lee와 Shaffer⁽¹⁴⁾, Krystoff⁽¹⁵⁾ 등이 마찰각도 β 와 상면경사각 α 로 나타내어지는 공식을 제시한 바 있다. 그러나 이 경우 마찰각도 β 의 정확한 값을 요구하므로 본 연구에서는 Nakayama⁽¹⁶⁾가 제시한 몇가지 재질에 대한 전단각의 실험식을 이용하기로 한다.

$$\phi_s = \phi_0 + k_2 \alpha - \frac{A}{\sqrt{Vh}} \quad (\text{deg.}) \quad (3)$$

식 (3)은 Chao등이 SAE 52100강에 대하여 전단각과 열계수(thermal number) Vh/k (k 는 열확산계수)는 단일 곡선의 형태로 표현되어 진다는 사실로부터 유추하여 실험을 통하여 구한 것이다.

한편, 전단면에서의 전단응력 τ_s 는 실제적으로 여러절삭조건 하에서 피삭재별로 거의 일정한 값을 지니므로⁽¹⁶⁾ τ_s 는 물질상수로 취급하여도 무방하다.

절삭력의 합력 R 과 전단면에 평행한 방향이 이루는 각 ω 는 물질에 따라 일정한 값을 지닌다고 볼 수도 있으나 공구 상면경사각 α 의 증가에 반하

여 약간 감소하는 경향을 보이는 것으로 알려져 있으며⁽¹⁶⁾ 실험적 수식으로 나타내면

$$\omega = \omega_0 - k_1 \alpha \quad (\text{deg.}) \quad (4)$$

τ_s 및 식 (3), (4) 등은 옆면절삭날각(side cutting edge angle), 즉 어프로우치각이 존재하는 경우에도 같이 적용되며 이때 칩두께 h 는 $f \cos \alpha$ (f 는 이송)로 나타내어진다. 식 (3) 및 식 (4)에 나타난 여러 상수들의 값은 Table 1에 실어놓았다.

2.2 3차원 절삭모델

앞절에서의 기본적인 2차원 모델 및 관계식들을 이용하고 공구의 기하학적 형상을 고려하여 3차원 해석을 수행하고 궁극적으로 여러 절삭날을 지닌

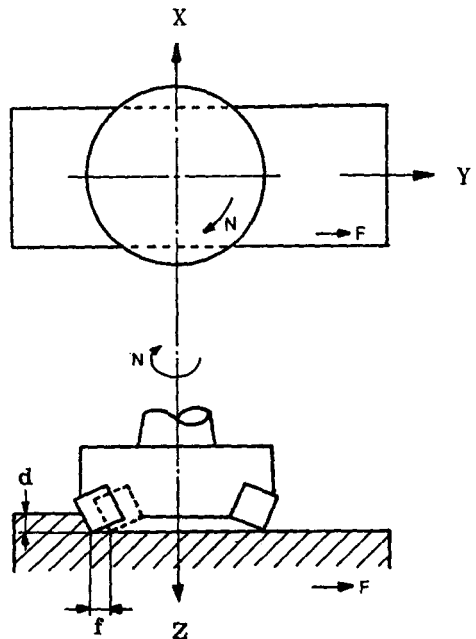


Fig. 3 Cutting configuration

정면밀링커터에 대한 절삭모델을 유도하도록 한다.

Fig. 3은 전체좌표계에서의 밀링커터의 절삭상태를 기술하고 Fig. 4는 정면밀링커터의 한 절삭날을 노우즈가 존재하지 않는 경우에 대하여 도시한 것이다. 실제 절삭과정에서의 날의 위치와 관련하여 살펴보면 z방향은 날의 절입깊이 방향이며, y 방향은 접선력의 작용방향, -x방향은 칩두께의 방향이 된다. 면 ACH는 절삭날이 피삭재와 접촉하는 면이다. 또한 a_a 는 어프로우치각(approach angle), a_r 는 반경 방향 경사각(radial rake angle), a_x 는 축방향 경사각(axial rake angle) 및 i 는 기울임각(inclination angle)으로 정의된다.

수학적인 모델링을 간편하게 하기위해 선단 및 측면에서의 여유각들 즉, end relief angle, side relief angle 등을 무시하였는데 이들 각도는 실제 공구에서는 존재하나 그들에 의한 절삭력에의 영향은 부차적인 것으로 간주할 수 있다.

Fig. 4를 보면 AS는 공구 상면에서의 칩흐름 방향을 나타내고 η_H 는 BS와 BD가 이루는 각을, η_V 는 AS와 BS의 사이각을 각각 나타낸다.

AS의 unit vector를 n_s 라 하면,

$$n_s = \cos\eta_V \cos\eta_H i + \sin\eta_V j - \cos\eta_V \sin\eta_H k \quad (5)$$

마찬가지로 AC, AF, AD의 unit vector를 각각 n_c, n_f, n_d 라 하면,

$$n_c = -\cos i \sin a_a i + \sin i j - \cos i \cos a_a k \quad (6)$$

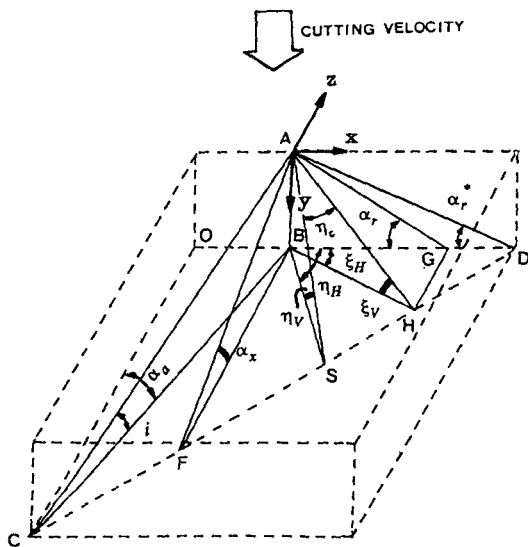


Fig. 4 Geometrical representation of cutter edge

$$n_f = \sin a_x j - \cos a_x k \quad (7)$$

$$n_d = \cos a_r^* i + \sin a_r^* j \quad (8)$$

여기서 i, j, k 는 xyz-좌표계에서의 base vector를 의미한다.

이제 앞절에서 살펴본 2차원 해석이론을 적용하기 위해 칩흐름 방향 AS를 지나는 공구상면에 수직으로 자른 단면을 Fig. 5와 같이 도시하면 a_e 는 유효경사각(effective rake angle)이며 Cook⁽¹⁸⁾등에 의하면,

$$\sin a_e = \sin \eta_c \sin i + \cos \eta_c \cos i \sin a_n \quad (9)$$

수직경사각 역시 공구의 기하학적 형상 관계로 부터⁽¹⁸⁾

$$\tan a_n = \cos i [\tan a_r^* \cos a_a + \tan a_x \sin a_a] \quad (10)$$

로 된다.

이때 $r'-s'$ 면 상에서 2차원 절삭이 이루어 지므로 공구상면에 대한 마찰력과 수직력이 존재하게 된다. 따라서 이들 두힘은 xyz-좌표계상에서 방향 벡터 n_r, n_s 로 그 방향을 나타낼수 있으며 다음과 같다.

$$\begin{aligned} n_r &= \frac{n_f \times n_d}{|n_f \times n_d|} \\ &= \frac{1}{N} (\sin a_r^* \cos a_x i - \cos a_r^* \cos a_x j \\ &\quad - \cos a_r^* \sin a_x k \end{aligned} \quad (11)$$

여기서,

$$\begin{aligned} N &= \sqrt{\cos^2 a_x + \cos^2 a_r^* \sin^2 a_x} \\ n_{s'} &= -n_s = -\cos \eta_V \cos \eta_H i - \sin \eta_V j \\ &\quad + \cos \eta_V \sin \eta_H k \end{aligned} \quad (12)$$

n_r 및 $n_{s'}$ 는 η_V 와 η_H 를 알면 결정되어 지므로 이들을 구하기 위하여 AC와 수직인 관계에 있는

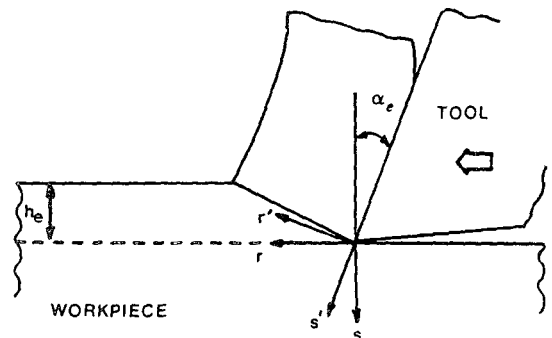


Fig. 5 Cross section of cutting tool on plane $r'-s'$ and $r-s$

AH의 unit vector를 n_H 라 하면,

$$n_H = \cos\xi_V \cos\xi_H i + \sin\xi_V j - \cos\xi_V \sin\xi_H k \quad (13)$$

또,

$$\begin{aligned} n_s \cdot n_H &= |n_s| |n_H| \cos\eta_C \text{이므로} \\ \cos\eta_C &= n_s \cdot n_H \\ &= (\cos\eta_V \cos\eta_H \cos\xi_V \cos\xi_H \\ &\quad + \sin\eta_V \sin\xi_V \\ &\quad + \cos\eta_V \sin\eta_H \cos\xi_V \sin\xi_H) \end{aligned} \quad (14)$$

여기서,

$$\xi_V = \tan^{-1}(\sin\xi_H \tan\alpha_x + \cos\xi_H \tan\alpha_r^*)$$

$$\xi_H = \tan^{-1} \left[\frac{\sin\alpha_a - \tan i \tan\alpha_r^*}{\cos\alpha_a + \tan i \tan\alpha_x} \right]$$

한편 n_s, n_F, n_D 는 동일 평면상에 존재하므로

$$\det[n_F n_s n_D] = 0$$

즉,

$$\sin\eta_H \tan\alpha_x + \cos\eta_H \tan\alpha_r^* - \tan\eta_V = 0 \quad (15)$$

미지수 η_V, η_H 를 결정하기 위해 공구상면에서의 칩 흐름각 η_C 는 Stabler⁽¹³⁾, Cook⁽¹⁸⁾, Shaw⁽²⁻⁴⁾ 등이 제시한 가정을 따르기로 하면, $\eta_C = i$ (i 는 inclination angle)로 된다.

식 (14)와 식 (15)를 동시에 풀면 η_H 및 η_V 는 결정되어지고 식 (11) 및 식 (12)에서 $r'-s'$ 평면의 방향 벡터를 구하게 된다.

한편, Fig. 5에서와 같이 $r-s$ 좌표계와 $r'-s'$ 좌표계는 유효경사각 α_e 만큼의 좌표회전에 의해 동일 좌표계로 되고 F_r 과 F_s 는 앞절의 식 (1) 및 식 (2)의 F_c, F_t 와 대응하는 2차원 절삭으로 볼 수 있으므로,

$$\begin{bmatrix} F_r \\ F_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\alpha_e & -\sin\alpha_e \\ \sin\alpha_e & \cos\alpha_e \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_r \\ F_s \end{bmatrix} \quad (16)$$

또한, F_r, F_s 를 xyz -좌표계의 성분으로 분해하면 $F = F_r n_r + F_s n_s$ 로 부터

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} F_r \\ F_s \end{bmatrix} \quad (17)$$

여기서,

$$T = \begin{bmatrix} (\sin\alpha_r^* \cos\alpha_x)/N & -\cos\eta_V \cos\eta_H \\ (-\cos\alpha_r^* \cos\alpha_x)/N & -\sin\eta_H \sin\eta_V \\ (-\sin\alpha_r^* \sin\alpha_x)/N & \cos\eta_V \sin\eta_H \end{bmatrix}$$

식 (17)로 부터 임의의 형상각 $\alpha_a, \alpha_x, \alpha_r$ 를 지니는

정면밀링공구의 순간 절삭력을 구할 수 있다.

2.3 여러날을 지닌 정면밀링의 절삭력

앞절에서는 절삭날이 1개이고 이송과 절입이 일정한 경우, 1개의 절삭날이 임의의 시간 t 에서 절삭을 하고있는 경우에 대하여 유도하였다.

그러나 정면밀링의 경우는 선삭과는 달리 절삭과정 중에 커터의 회전과 이송이라는 두개의 운동을 동시에 수행하며 이로인하여 연속적으로 절삭면적, 즉 칩두께의 변화를 일으키게 된다. 커터의 궤적을 고려한 변형을 일으키기 전의 칩두께 $h(\theta)$ 는 식 (18) 및 식 (19)로 표시되고,

$$h(\theta) = R + f_s \sin\theta - (R^2 - f_s^2 \cos^2\theta)^{1/2} \quad (18)$$

$$h(\theta) \cong f_s \sin\theta \quad (19)$$

식 (17)을 고쳐쓰면,

$$\begin{bmatrix} F_R(i, \phi) \\ F_T(i, \phi) \\ F_A(i, \phi) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (\sin\alpha_r^* \cos\alpha_x)/N \\ (-\cos\alpha_r^* \cos\alpha_x)/N \\ (-\cos\alpha_r^* \sin\alpha_x)/N \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\cos\eta_V \cos\eta_H \\ -\sin\eta_V \\ \cos\eta_V \sin\eta_H \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_c \sin\alpha_e - F_t \cos\alpha_e \\ F_c \sin\alpha_e + F_t \cos\alpha_e \end{bmatrix} \quad (20)$$

또한 전체좌표계 XYZ-좌표에서의 절삭력성분은,

$$\begin{bmatrix} F_X(i, \phi) \\ F_Y(i, \phi) \\ F_Z(i, \phi) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos\theta_i(\phi) & \sin\theta_i(\phi) & 0 \\ \sin\theta_i(\phi) & \cos\theta_i(\phi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_r(i, \phi) \\ F_R(i, \phi) \\ F_A(i, \phi) \end{bmatrix} \quad (21)$$

식 (21)은 1개의 절삭날이 작용하는 경우에 대하여 표현한 것이다.

여러 절삭날이 동시에 작용하는 경우 각날에 작용하는 절삭력의 합력성분은 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} F_X(\phi) \\ F_Y(\phi) \\ F_Z(\phi) \end{bmatrix} = \sum_{i=0}^{N_z} \delta(\theta_i(\phi)) \begin{bmatrix} F_X(i, \phi) \\ F_Y(i, \phi) \\ F_Z(i, \phi) \end{bmatrix} \quad (22)$$

2.4 공구 및 피삭재 형상의 영향

(1) 부등피치의 영향

절삭과정에서 동특성을 향상시킬 목적으로 공구

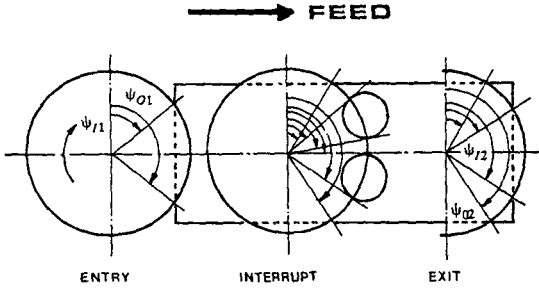


Fig. 6 Cutting regions of cutter

날의 간격을 부등분할로 한 경우 날당이송 $f_i(i)$ 는 다음과 같이 기술된다.

$$f_i(i) = \frac{\theta_i(\phi) - \theta_{i-1}(\phi)}{2\pi} f_r \quad (23)$$

(2) 피삭재 형상의 영향

커터의 이송과 회전에 의하여 각각의 인서트는 피삭재 내외부의 형상에 따라 절삭부와 비절삭부로 구분되어지며 Fig. 6과 같이 표시할 수 있다. Fig. 6은 편의상 피삭재는 고정되고 커터가 이송하는 것으로 하여 도시한 것이며 중심선에 대하여 대칭인 상태에서 절삭을 하고 있는데 커터와 피삭재의 위치에 따라 up milling, down milling, symmetrical cut, full cut 등으로 분류할 수 있다.

n -pair의 입구각도와 출구각도가 피삭재와 공구의 형상에 의해 결정되나면 ϕ 만큼 회전했을때 각각의 인서트가 위치한 지점에 따라 절삭에 기여하는지의 여부를 알아낼 수 있다.

따라서,

$$\delta(\theta_i(\phi)) = \begin{cases} 1 & \text{if } \Psi_{ij} < \theta_i(\phi) < \Psi_{0j} \quad j=1,2,\dots,n \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases} \quad (24)$$

(3) 런아웃과 주축기울기의 영향

런아웃(runout)은 각각의 인서트가 축방향 및 원주방향으로 고르게 분포하지 못함에 기인하는 것으로 축방향 런아웃(axial or face runout)과 반지름 방향 런아웃(radial runout)이 있다.

원인으로는 주로 다음의 세가지를 들수 있는데,

- (i) static runout : 커터몸체 및 인서트 홈(pocket) 등의 형상결함에 의한
- (ii) dynamic runout : 커터의 불균형(unbalance), 주축 원형도(roundness)의 결함 등
- (iii) process generated runout : 불균일한 공구의 마멸 및 칩핑 등

축방향 런아웃은 반지름 방향 런아웃에 비해 상대적으로 무시할수 있을 정도로 작으므로 각각의 인서트에서의 반지름방향 런아웃량을 $\epsilon(i)$ 라 하면 식 (19)의 칩로드는 다음과 같이 수정된다.

$$h(\theta_i(\phi)) \approx f_i(i) \sin\theta_i(\phi) + (\epsilon(i) - \epsilon(i-1)) \cdot \sin\theta_i(\phi) \quad (25)$$

한편, 축방향 런아웃에 의하여 커터의 후방에 위치한 인서트의 간섭절삭 현상으로 가공표면에 흠집이 생기는 것을 방지하기 위하여 주축 이송방향으로 약간의 기울기각(tilting angle) θ_t 를 부여하는 경우가 있게된다.

이럴경우 절입깊이를 보정해주어야 하는데,

$$\bar{d}(\theta_i(\phi)) = (d - R\sin\theta_i) + R\sin\theta_i \sin\theta_t(\phi) \quad (26)$$

또한, 접근각 α_a 는 θ_t 만큼 더하여 보정해주어야 한다.

3. 실험 및 결과

3.1 실험 장치의 구성 및 자원

절삭력의 측정을 위하여 3.7kW 수직형 밀링 머신에서 수행을 하였다. 절삭력은 최대 허용 용량 250 kgf를 갖는 strain gage type 3축 공구동력계에 의하여 측정되었고 dynamic strain amplifier를 거쳐 linear corder에 의해 기록하였다.

실험에 사용한 밀링공구는 상용 KORLOY EP형으로써 지름 125mm, 날의 수 8이며 인서트의 재질은 WC, 어프로우치각 15°, 반경방향 경사각 0°, 축방향 경사각 7°이고 피삭재는 SCM440으로 하여 100×60×50(mm)의 크기를 가진다.

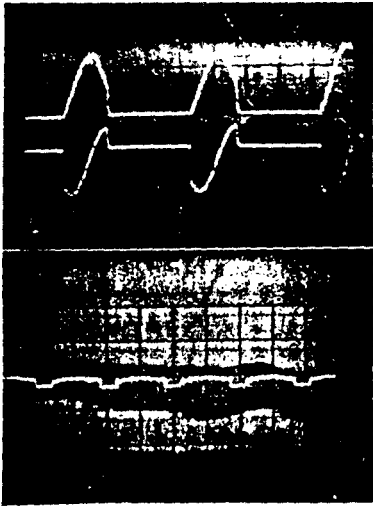
3.2 실험 조건

다음의 조건에서 실험하였다.

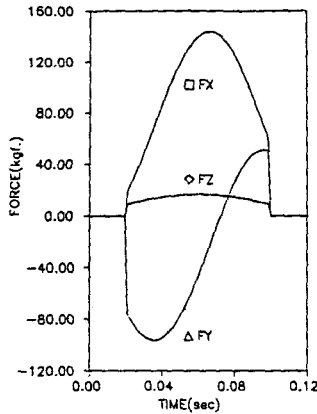
- * 절삭속도 $V=98.2\text{m/min}(250\text{rpm})$
- * 이송 $f=120\text{mm/min}(0.06\text{ mm/tooth})$
- * 절입깊이 $d=3, 5, 7\text{mm}$

3.3 이론치와의 비교 및 고찰

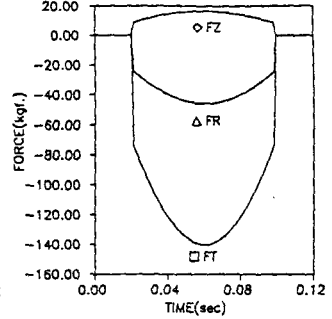
Fig. 7은 fly cutting 시 실험치와 본 연구에서의 예측 모델에 의한 시뮬레이션 결과를 비교한 것이다. (a)는 참고문헌 (20)에서 인용한 것으로 FX, FY, FZ의 오실로그램을 나타내고 (b)는 모델의 결과를, (c)는 절삭력의 접선분력(FT), 반지름 방향분력(FR), 축방향분력(FZ)등이 커터의 회전에



(a) Measured FX,FY,FZ, from(20)



(b) Calculated FX,FY,FZ



(c) Calculated FT, FR, FZ

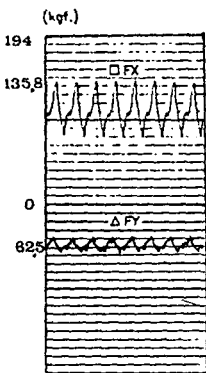
Fig. 7 Comparison of measured and calculated force components for single tooth cutter, $D=68\text{mm}$, $W=60\text{mm}$

대하여 변화하는 것을 보여준다. (a)와 (b)를 비교할 때 매우 잘 일치함을 알 수 있으며 피삭재의 폭이 변화하여도 잘 일치함을 확인하였다.

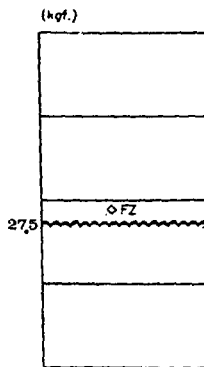
일반적으로 정면 밀링의 경우 FZ는 FX, FY에 비하여 상대적으로 매우 작기 때문에 무시하는 경향이 있으나⁽²⁰⁾, FZ의 크기는 가공면의 조도 및 정밀도에 적지않은 영향을 미치고 공구 형상각 즉, 어프로우치각, 반경방향 경사각, 축방향 경사각 등에 의하여 크게 변화하므로 새로운 공구의 설계시 이들을 잘 고려하여 결정해야 한다.

Fig. 8은 8개의 날을 지닌 공구에 대한 실험 결과 (a)와 시뮬레이션 결과 (b)를 비교한 예이며 그 크기와 경향에 있어서 매우 유사함을 보여준다. 본 연구에서는 피삭재와 공구와의 상대위치를 변화시킨 경우 및 날수가 6개인 경우 등에 대하여도 실험 및 계산 결과를 비교하였으며 대체적으로 절삭력의 절대값에 있어서 최대치의 경우 10내지 15% 미만의 오차를 나타내었으며 절삭력 파동의 흐름은 매우 유사한 경향으로 잘 일치함을 알 수 있었다.

절삭력의 크기와 방향 및 크기의 변동율은 절삭



(a) Measured



(b) Calculated

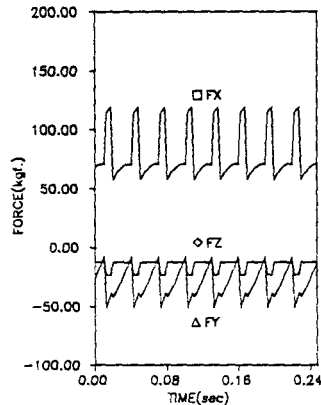


Fig. 8 Comparison of measured and calculated force components for multitooth cutter

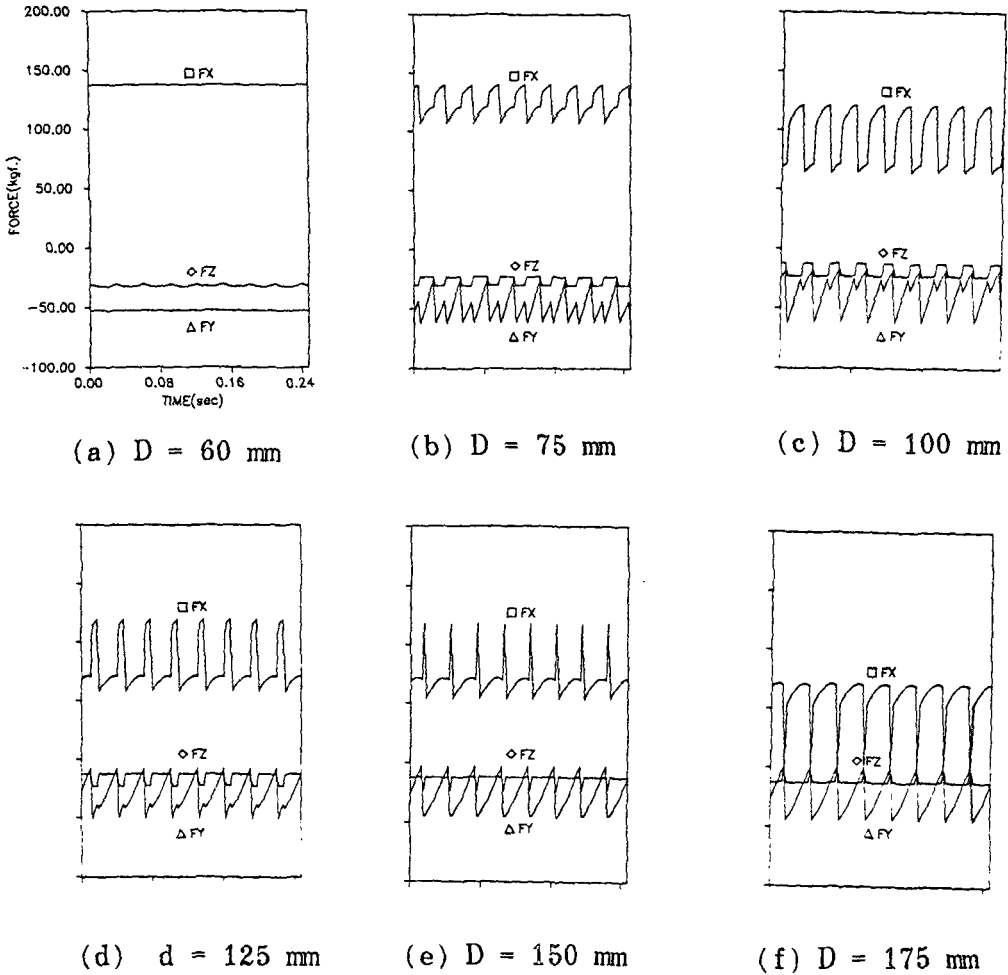


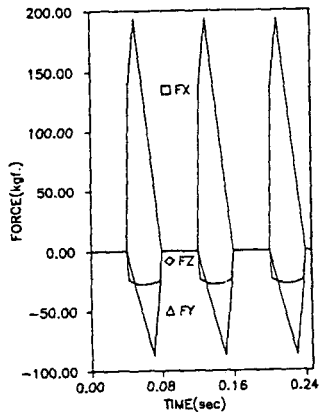
Fig. 9 Effect of cutter diameter on force pulsations

시에 발생하는 강제진동을 최우하며 채터링 발생 영역을 조절할 수 있으므로 여러 절삭 환경에 대하여 시뮬레이션을 수행하고 그 결과를 음미할 필요가 있다.

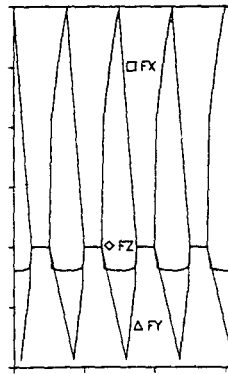
Fig. 9는 피삭재의 폭을 고정시키고 공구의 지름을 60mm에서 175mm까지 변화시켜 본 경우이다. FX에 있어서 공구지름이 작을 수록 최대값에 대한 평균값의 비(맥동비)가 줄어드는 것을 알 수가 있다. 그러나 최대값의 크기는 거의 일정한 값을 나타내고 있으며 이는 커터의 지름이 작을 수록 (즉, 피삭재의 폭이 클수록) 동시절삭날수가 증가하지만 각각의 날이받는 칩하중의 크기는 변함이 없기 때문이다. 한편, FY의 경우는 커다란 변화가 없는

것으로 나타나며 이는 공구지름이나 피삭재의 폭을 변화시킴에 의해서 X방향의 진동은 조절이 가능하지만 Y방향 즉 공구이송방향에 있어서는 어렵다는 것을 말해준다.

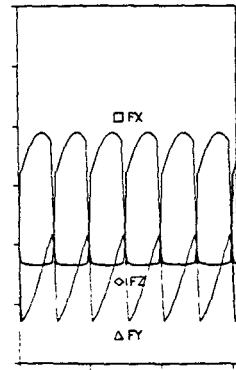
그러나 Fig. 10에서와 같이 절삭날의 수를 증가시켜 줌으로써 이것을 해결할 수 있다. Fig. 10은 같은 지름을 가진 절삭공구에 삽입되는 절삭날의 수를 3에서 16까지 증가시켜 본 경우이다. 절삭날의 수가 증가됨에 따라 맥동비가 현저하게 줄어드는 것을 알 수 있으며 적절한 공구의 크기와 절삭날 수의 선택에 의하여 절삭시 발생하는 진동을 줄일 수가 있다. 즉, 맥동비를 줄이기 위해서는 날의 수를 증가시켜야 하며 이때 공구와 피삭재가 접촉



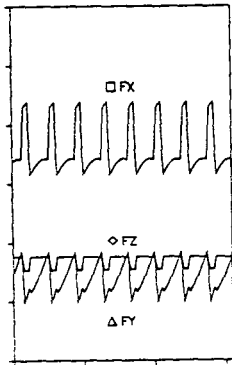
(a) $Nt = 3$



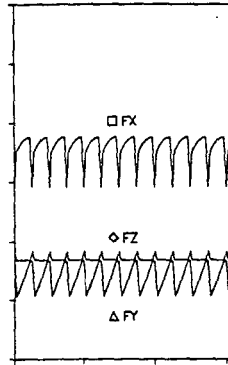
(b) $Nt = 4$



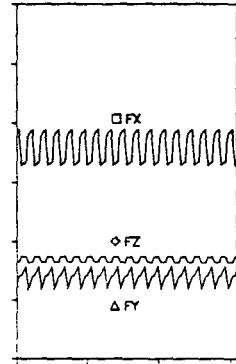
(c) $Nt = 6$



(d) $Nt = 8$

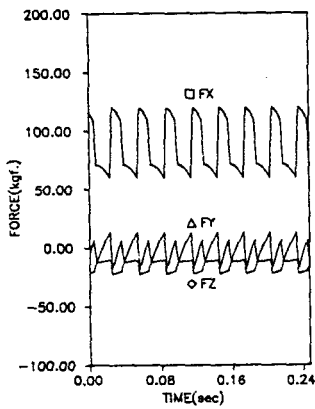


(e) $Nt = 12$

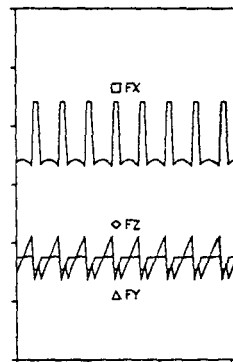


(f) $Nt = 16$

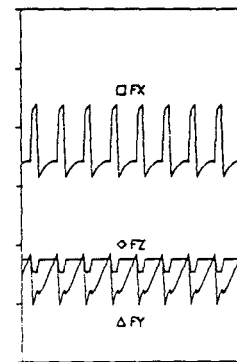
Fig. 10 Effect of number of tooth on force pulsations



(a) $e = 20 \text{ mm}$



(b) $e = 10 \text{ mm}$



(c) $e = 0 \text{ mm}$

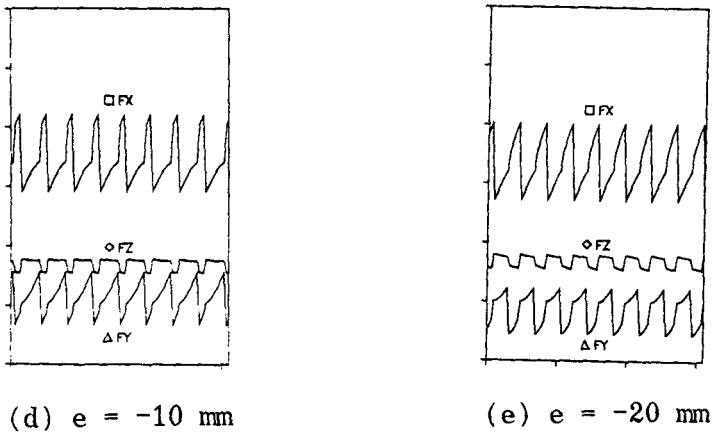


Fig. 11 Effect of off center cutting on force pulsations

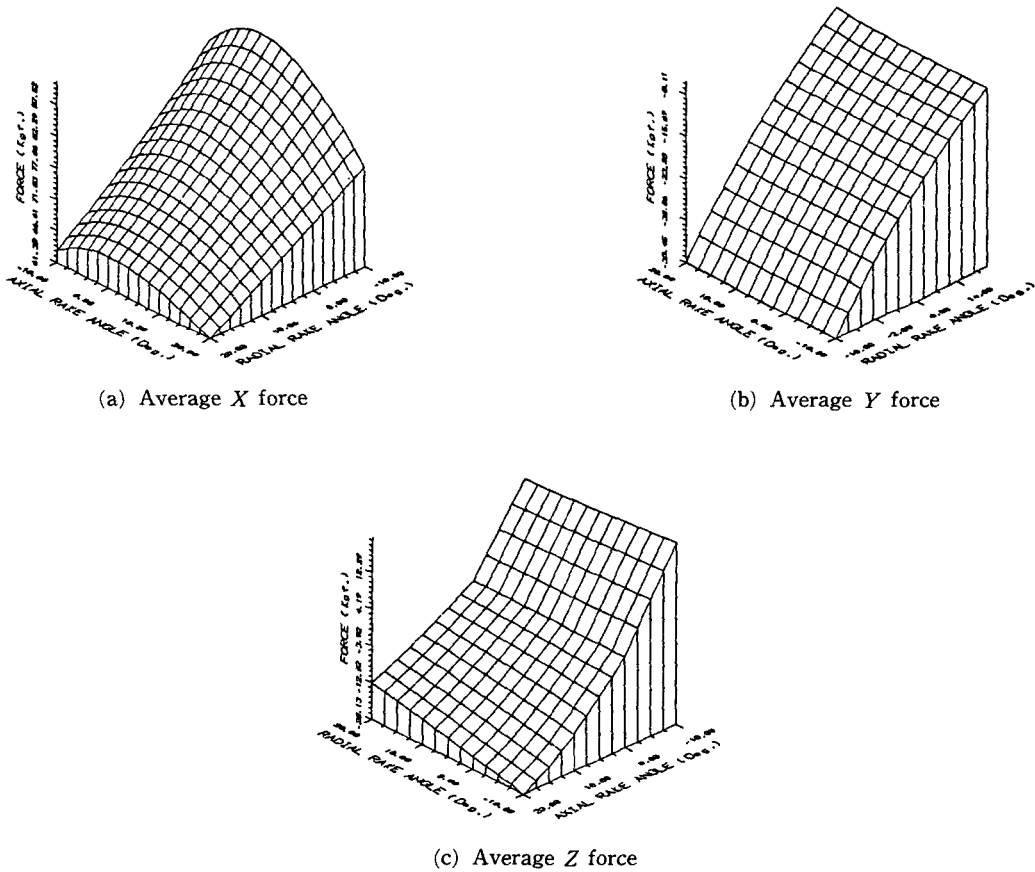
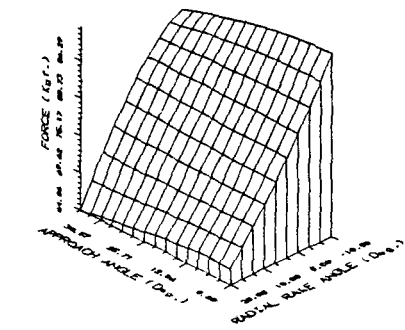
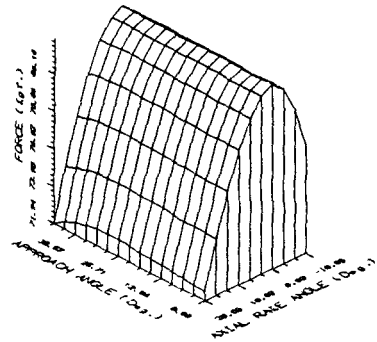


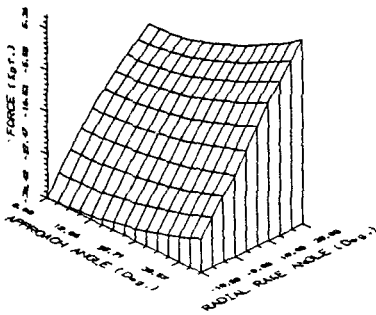
Fig. 12 Variation of average force components by cutter geometry, approach angle 0 deg. fixed



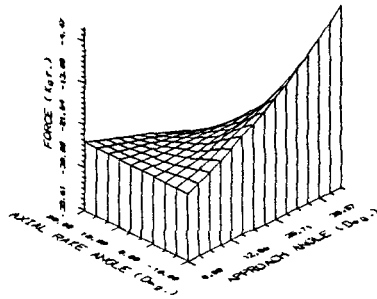
(a) Average X force



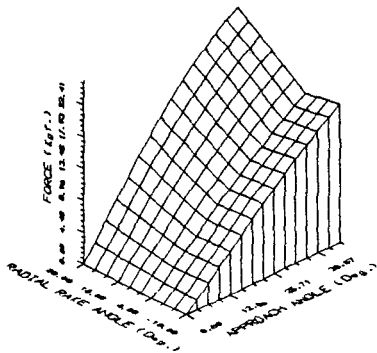
(a) Average X force



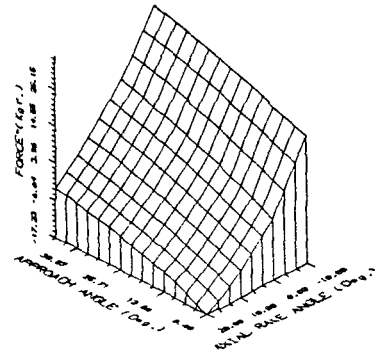
(b) Average Y force



(b) Average Y force



(c) Average Z force



(c) Average Z force

Fig. 13 Variation of average force components by cutter geometry, axial rake angle 0 deg. fixed

Fig. 14 Variation of average force components by cutter geometry, radial rake angle 0 deg. fixed

하는 각도가 날간 각도의 정수배와 거의 일치하거나 약간 작게 잡아주는 것이 좋다.

앞의 경우는 공구와 피삭재의 중심이 서로 일치하게 놓은 상태 (center cutting)에서의 수행 결과들이며 Fig. 11은 편심량을 +20mm에서 -20mm로 변화시켜 가면서 수행한 것이다. +20은 피삭재

의 중심선 왼쪽 방향 20mm에 공구의 중심이 위치한 것이며 편심위치에 따라 FY의 변화가 심각함을 발견할 수 있다. 특히 (a)에서는 FY값이 양음으로 변갈아 바뀌며 이 때의 평균값은 가장 작은 것을 알 수 있다.

Fig. 12에서는 공구 어프로우치각 (approach

angle)을 0°로 고정시켰을 때 FX, FY, FZ의 평균 값이 다른 두 형상각 즉, 반경방향 경사각, 축방향 경사각의 변화에 따라서 받는 영향을 보여준다.

Fig. 13 및 Fig. 14도 각각 축방향 경사각을 0°, 반경방향 경사각을 0°로 고정시킨 때의 나머지 두 형상각의 영향을 나타낸 것으로 FX의 평균력은 반경방향 경사각의 영향이 가장 크고 어프로우치각의 영향은 가장 작다, FY의 평균력에 있어서는 반경방향 경사각의 영향이 가장 크고 FZ는 어프로우치각과 축방향 경사각의 영향이 크게 작용함을 알 수 있다. 특히 어프로우치각이 증가함에 따라 축방향 성분 절삭력(배분력)이 음에서 양으로 증가하는데 이는 피가공물을 위로 끌어 올리려 하는 방향에서 내리 누르려는 방향으로 변화하는 것을 의미하며 몇몇 현상의 실험 보고서들과도 대체로 일치하는 경향이다.

4. 결 론

본 연구에서는 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 여러 절삭날을 가진 정면 밀링 공구에 있어서 절삭력을 유효하게 예측하기 위하여 전단유동응력으로 기술되고 해석 기하학적 방법을 적용한 모델링을 행하였다.

(2) 컴퓨터 프로그램을 작성하고 시뮬레이션 결과와 실험결과를 비교하였으며 대체로 절삭력의 절대 값에 있어서 최대치의 경우 10내지 15% 미만의 오차를 나타내었으며 절삭력 파동의 흐름은 매우 유사한 경향을 나타냄을 알 수 있었다.

(3) 여러 조건하에서 절삭력 성분의 변화를 관찰하였으며 본 모델을 사용하므로써 절삭력의 크기와 방향 및 크기의 변동율이 공구의 지름 및 동시 절삭날수에 의하여 변화하는 정도를 알 수 있었으며 이는 절삭시 발생하는 강제진동 및 chatter 발생 영역의 조절에 효과적으로 이용될 수 있음을 보여주었다.

(4) 공구형상각의 변화에 의한 절삭력 성분의 영향을 고찰하였으며 이는 새로운 공구의 설계시에 매우 효과적으로 이용될 수 있다.

참 고 문 헌

- (1) Merchant, M. E., 1944, "Basic Mechanics of the Metal Cutting Process", J. of App. Mech., Trans. ASME, Vol. 11, pp. 168~175.
- (2) Shaw, M.C., Cook, N.H., and Smith, P.A., 1952, "The Mechanics of Three Dimensional Cutting Operations", Trans. ASME, Vol. 74, pp. 1055~1064.
- (3) Shaw, M.C., Cook, N.H., and Finne, I., 1953, "The Shear-Angle Relationship in Metal Cutting", Trans. ASME, Vol. 75, pp. 273~288.
- (4) Shaw, M.C., 1957, Metal Cutting Principles, M.I. T. Press.
- (5) Colwell, L.V., 1954, "Predicting the Angle of Chip Flow for Single Point Cutting Tools", Trans. ASME, Vol. 76, pp. 199~204.
- (6) Martellotti, M.E., 1945, "An Analysis of the Milling Process, Part II-Down Milling", Trans. ASME, Vol. 67, p. 67.
- (7) Fu, H.J., Devor, R.E. and Kapoor, S.G., 1984, "A Mechanistic Model for the Prediction of the Force System in Face Milling Operations", J. Eng. Ind., Trans. ASME, Vol. 106, p. 81.
- (8) Sabberwal, A.J.P., 1960, "Chip Section and Cutting Forces during the Milling Operations", Annals of the CIRP, p. 197.
- (9) Tlusty, J. and MacNeil, P., 1975, "Dynamics of Cutting Forces in End Milling", Annals of the CIRP, Vol. 24, p. 248.
- (10) Koenigsberger, F. and Sabberwal, A.J.P., 1961, "An Investigation into the Cutting Force Pulsations during Milling Operations", Int. J.MTDR, Vol. 1, p. 15.
- (11) Sabberwal, A.J.P., 1962, "Cutting Force in Down Milling", Int. J. MTDR, Vol. 2, p. 27.
- (12) Hill, R., 1954, "On the Limits Set by Plastic Yielding to the Intensity of Singularities of Stress", J.of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 2, pp. 278~285.
- (13) Stabler, G.V., 1951, "Geometry of Cutting Tools", Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, London, Vol. 165, pp. 14~26.
- (14) Lee, E.H. and Shaffer, B.W., 1951, "The Theory of Plasticity Applied to a Problem of Machining", J.of Applied Mechanics, Trans. ASME, Vol. 18, pp. 405~413.
- (15) Krystoff, J., 1939, Technoigische Mechanik der Zerspanung, Berichte uber betriebswissenschaftliche Arbeiten, 12, VDI-Verlag.
- (16) Nakayama, K. and Arai, M., 1976 "On the Storage of Data on Metal Cutting Forces", Annals of the CIRP, Vol. 25, pp. 13~18.

(1) Merchant, M. E., 1944, "Basic Mechanics of the Metal Cutting Process", J. of App. Mech., Trans.

- (17) Chao, B.T., Trigger, K.J. and Zylstra, L.B., 1952, "Thermo-physical Aspects of Metal Cutting", Trans. ASME, Vol. 74, p. 1039.
- (18) Cook, N.H., 1966, Manufacturing Analysis, Addison-Wesley, Redding, Mass..
- (19) Martellotti, M.E., 1941, "An Analysis of the Milling Process", Trans. ASME, Vol. 63, p. 677.
- (20) Ruzhong, Z. and Wang, K.K., 1983, "Modeling of Cutting Force Pulsation in Face Milling", Annals of the CIRP, p. 21, .
- (21) 김동원, 1984, 기계공작법, 청문각, 서울.
- (22) Usui, E., 1978, "Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process", J. of Eng. for Ind., Vol. 100, pp. 229~235.
- (23) Kline, W.A., DeVor, R.E. and Lindberg J.R., 1982, "The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cuts", Int. J. MTDR, Vol. 22, No. 1, p. 7.
- (24) Kline, W.A. and DeVor, R.E., 1983, "The Effect of Runout of Cutting Geometry and Forces in End Milling", Int.J.MTDR, Vol. 23, pp. 123~140.
- (25) Doolan, P., Phadke, M.S. and Wu, S.M., 1975, "Computer Design of a Vibration Free Face Milling Cutter", J.Eng. for Ind., Vol. 97, p. 925.
- (26) Doolan, P., Burney, F.A. and Wu, S.M., 1976, "Computer Design of a Multipurpose Minimum Vibration Face Milling Cutter", Int.J.MTDR, Vol. 16, p. 187.
- (27) Doolan, P., Phadke, M.S. and Wu, S.M., 1976," Computer Design of a Minimum Vibration Face Milling Cutter Using an Improved Cutting Force Model", J.Eng. for Ind., Vol. 98, p. 807.
- (28) 이우영, 신효철, 1987, "이단흡형 칩브레이커의 메카니즘", 대한기계학회논문집, 제 11 권, 제 6 호, pp. 1005~1013.