韓國精密工學會 '97年度 春季學術大會論文集 pp.788~793

엔드밀 가공시 표면형성 예측을 통한 정밀가공에 관한 연구

A Study on the Precision Machining during End Milling Operation by Prediction of Generated Surface Topography

이상규(건국대 대학원), 고성림(건국대 기계설계학과)
Sang-Kyu Lee (Graduate School, Kon-Kuk Univ.), Sung-Lim Ko (Kon-Kuk Univ.)

ABSTRACT

The surface, generated by end milling operation, is deteriorated by tool runout, vibration, friction, tool deflection, etc. In many source, deflection of tool affects to surface accuracy. To develop a surface accuracy model, method for the prediction of the topography of machined surfaces has been developed based on models of machine tool kinematics and cutting tool geometry. This model accounts for not only the ideal geometrical surface, but also the deflection of tool resulted in cutting force. For the more accurate prediction of cutting force, flexible end mill model is used to simulate cutting process. Compute simulation have shown the feasibility of the surface generation system.

Key Words : End Mill(엔드밀), Equivalent Tool Diameter(유효 공구 직경), Runout(공구 오차), Surface Generation(표면 생성), Deflection Model(처짐식), Specific Cutting Force(비절삭저항), Flexible Force Model(처짐을 고려한 절삭력 모델)

1. 서 론

엔드밀링 가공 공정은 항공산업과 자동차 부품 및 금형 가공 산업에서 매우 널리 사용되고 있다. "정형가공(near net shape)" 기술의 발달에 따라 허용공차 이내로 표면오차를 유지하면서 가공시간을 감소시킬 필요성이 증대되었다. 이에 따라, 절삭과정을 정확히 나타냄으로써 최종표면 형상을 정확히 예측할 수 있게 하는 절삭모델을 수립할 필요가 증대하였다.

Martellotti는 엔드밀링 가공시 표면생성이 어떻게 이루어지는가에 대한 기구학적 해석을 통하여 엔드밀 절삭과정의 특징을 규명하였다[1,2]. 이러한 기본적인 해석결과를 이용하여 최근에는 볼엔드밀에 의하여 형성되는 복잡한 표면생성 모델이 연구되었다[3].

그러나 위의 두 논문은 공구를 강체로 가정했을 때의 표면생성 모델이며, 공구의 처짐으로 인한 가공정밀도의 저하에 관한 연구는 Kline[4]과 Surtherland, Devor[5]에 의하여 이루어졌다. 두 연구에서는 비절삭저항을 이용하여 계산된 절삭력을 단순보 이론에 적용하여 공구의 처짐을 계산하였으며 피삭재의 변형을 예측하기 위하여 유한요소해석을 이용하였다.

본 연구에서는 공구의 처짐을 고려한 3차원 표면 형성 모델을 개발하고, 이를 이용하여 절삭조건과 표면형상과의 관계를 해석한다.

절삭력의 예측을 위해서는 Sutherland에 의하여 제시된 공구의 처짐을 고려한 절삭력 모델[5]을 이용하고, 그 결과를 3차원 표면형상의 예측에 이용한다. 공구의 처짐을 계산하기 위하여 이상규[6]에 의하여 제안된 공구 강성 모델을 이용한다.

3차원 표면 형상을 통하여 공구에 존재하는 기하학적인 runout과 절삭력에 의한 처짐의 발생으로 인하여 표면 형상이 어떻게 변화하는지 살펴 보도록 한다. 보다 정확한 표면생성을 위하여 기존의 연구에서는 무시되었던 공구 이송방향의 절삭력에 의한 공구의 처짐을 고려한다. 개발된 표면형성 예측 시스템을 이용하여 다양한 조건에 대하여 시뮬레이션하고 그 결과를 비교하였다.

2. 엔드밀 절삭 모델

2.1 Runout을 고려한 엔드밀의 기구학적 모델

엔드밀에 의하여 가공된 최종표면을 예측하기 위해서는

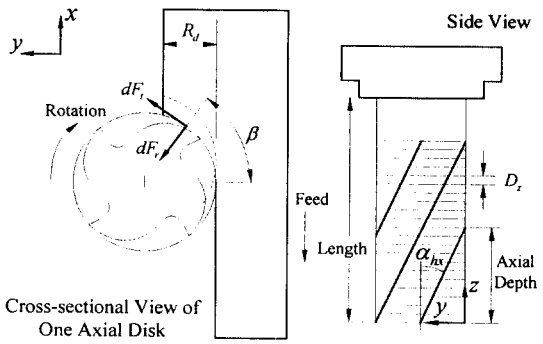


Fig.1 Cut Geometry and Coordinate System for Down End Milling

공구가 회전함에 따라 날부가 어느 위치에서 어떻게 절삭에 참여하고 있는지 계산할 수 있어야 한다. 그림 1은 하향절삭시 공구의 운동 방향과 좌표계 및 기호에 대해 나타내고 있다. 헬릭스각을 따라 경사진 절삭날에 의하여 절삭되는 과정을 2차원절삭으로 단순화하기 위하여 미세한 날부가 헬릭스각을 따라 축방향으로 잘게 나뉘어져 있다고 생각한다[7]. 컴퓨터를 이용하여 엔드밀의 절삭과정을 계산하기 위하여 엔드밀의 회전을 Nθ개로 이산화하면 j번째의 회전 위치에 있는 엔드밀의 각위치는 (1)식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\theta(j)=\theta_1+2\pi(j-1)/N_\theta \quad ;j=1,2,\ldots,N_\theta \qquad (1)$$

(1)식에서 θ_1은 첫번째날의 초기 각위치이다. 축방향으로 i번째 요소에 위치하고 있는 k번째 날에 대하여 기하학적인 조건으로부터 다음과 같은 식을 유도할 수 있다.

$$\beta(i,j,k)=-\theta(j)+(k-1)\gamma+Z\frac{\tan(\alpha_{hx})}{RAD} \qquad (2)$$

$$Z=(i-1)D_z+D_z/2 \qquad (3)$$

(2)식에서 β는 기준각에서 임의의 미소요소까지의 각위치를 나타내고, γ는 절삭날 사이의 각변위로서 날의 개수가 N_f라고 할 때 $\gamma=2\pi/N_f$로 나타낸다. RAD는 공구반경이고, α_{hx}는 헬릭스각이다. (3)식에서 Z는 공구 밑면으로부터 두께 D_z인 미소요소의 중심까지의 거리를 매개변수 i를 이용하여 나타낸 것이다.

공구에 발생하는 runout을 감소시키기 위하여 매우 정밀도가 높은 홀더를 사용하고 있다. 그러나 정밀도가 높은 홀더를 사용하더라도 3 Jaw type이나 Spring Collet type의 체결과정에서 발생하는 오차에 의하여 10μm내외의 runout이 발생한다. 이러한 공구반경의 변화는 날부에 작용하는 칩두께를 크게 변화시키므로 절삭력의 변동을 설명하는데 있어서 매우 중요한 요소이다. 그림 2에 나타낸 것과 같이

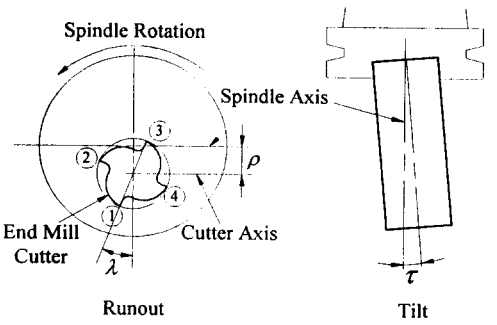


Fig.2 End Mill with Runout and Tilt

공구에 편심이나 기울기가 있을 경우 엔드밀의 날부의 반경은 다음과 같이 변화한다[5].

$$RAD(i,k)=\{R^2+2R\rho\cos\lambda(i,k)+\rho^2+(L_c-Z(i))^2\sin^2\tau +2(L_c-Z(i))(\sin\tau)(\rho\cos\pi+R\cos[\lambda(i,k)-\phi])\}^{\frac{1}{2}} \qquad (4)$$

이 때, $\lambda(i,k)=\lambda-Z(i)\frac{\tan(\alpha_{hx})}{R}-(k-1)\gamma$

(4)식에서 R은 공구반경이고, ρ는 runout의 크기, λ는 runout이 최대인 각위치, τ는 tilt의 크기, φ는 tilt가 최대인 각위치이다. $\lambda(i,k)$는 공구에서 offset이 최대인 각위치 λ로부터의 상대 각변위를 i,k의 함수로 나타낸 것이다.

2.2 공구의 처짐을 고려한 절삭력 예측 모델

엔드밀 가공의 경우에는 칩두께가 날의 각위치에 따라 항상 변화하므로 평균 칩두께를 이용하여 비절삭저항을 계산한다. runout이 존재할 경우 평균칩두께는 증가하는 경향을 보이는데 이는 절삭에 참여하는 날의 절삭길이가 감소하기 때문이다[8]. Sabberwal에 연구결과에 따르면 비절삭저항과 변형전 칩두께 사이에는 간단한 지수식의 관계가 성립한다[9].

$$t_m=t_f\cdot RD/(R\cdot\alpha_{en})+0.43\rho \qquad (5)$$

$$k=C(t_m)^p \qquad (6)$$

절삭날에 작용하는 절삭력은 헬릭스각이나 날끝부의 형상에 관계없이 변형전 칩두께에 의하여 결정된다고 가정하면, 축방향으로 잘게 나눈 미소요소에 작용하는 접선 방향과 법선방향의 절삭력은 다음과 같다[4].

$$DFTAN=k_1\cdot t_c\cdot D_z \qquad (7)$$

$$DFRAD=k_2\cdot k_1\cdot t_c\cdot D_z \qquad (8)$$

미소절삭날에 작용하는 접선 성분과 법선 성분의 절삭력은 삼각함수를 이용하여 고정좌표계 x, y방향으로 쉽게 변환된다. 각각의 미소요소에 대하여 계산된 미소절삭력을 모

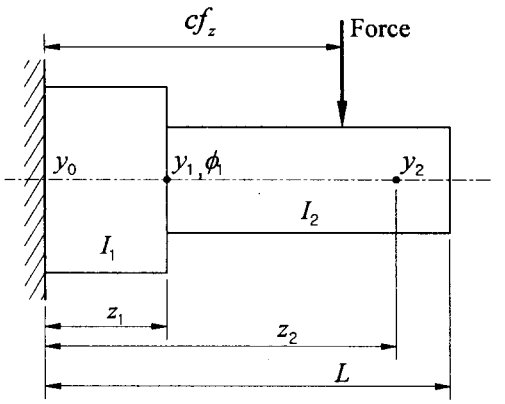


Fig.3 Model of End Mill Deflection

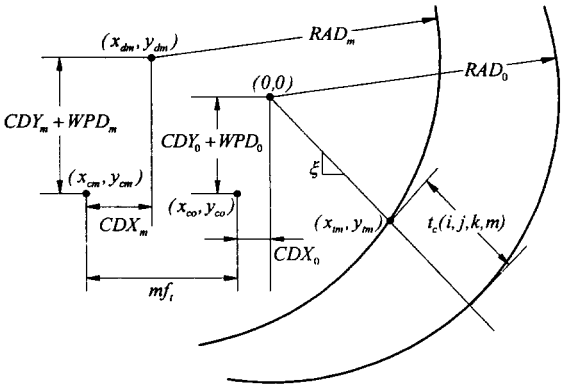


Fig.4 Tool Deflection-Dependant Chip Thickness Calculation Geometry

두 합하면 $F_x(j)$, $F_y(j)$를 구할 수 있다.

엔드밀의 형태는 Shank부와 날부의 두 부분으로 나눌 수 있으므로 그림 3과 같이 두 개의 원형보로 단순화하면 다음과 같은 처짐식을 이용하여 구하고자 하는 임의의 점에서의 엔드밀의 처짐량을 쉽게 계산할 수 있다[6].

$$Y = y_1 + (z_2 - z_1)\phi_1 + y_2 \tag{9}$$

$$y_1 = \frac{P}{6EI_1}\{(3cf_z - z_1)z_1^2 - z_1^3\} \tag{10}$$

$$\phi_1 = \frac{P}{2EI_1}\{(2cf_z - z_1)z_1 - z_1^2\} \tag{11}$$

$$y_2 = \frac{P}{6EI_2}\{3(cf_z - z_1)(z_2 - z_1)^2 - (z_2 - z_1)^3 + \langle z_2 - cf_z \rangle^3\} \tag{12}$$

(11)식에서 φ_1은 하중에 의한 단순보의 기울기이고, (12)식에서 날부의 강성 I_2는 날의 개수와 내접원의 비, 헬릭스각의 함수로 나타난다[6].

피삭재를 강체로 가정한다 하더라도, 공구에 작용하는 절삭력에 의한 처짐으로 인하여 날부에 작용하는 칩두께는 변화하게 된다. 그림 4에 나타낸 것과 같이, 처짐을 고려하지 않은 기하학적인 칩두께 $t_c(i,j,k)$는 절삭날의 이송경로가 원이라고 가정하면, 동일한 각위치에 위치하는 현재날 이외의 모든 이전날의 공구반경을 모두 계산하여 현재 날이 실제로 가공하게 되는 칩의 두께를 계산해 주어야 한다[4].

$$t_c(i,j,k) = MAX[0, MIN(t_c(i,j,k))] : m = 1,.., N_f \tag{13}$$

그림 4에서 현재 절삭날의 처짐을 고려한 공구중심을 (0,0)이라 하면, 현재 날의 공구중심으로부터 처짐을 고려한 이전날의 공구 중심까지의 거리는 다음과 같다.

$$X_{dm} = -CDX_0 - mf_t + CDX_m \tag{14}$$

$$Y_{dm} = -CDY_0 - WPD_0 + CDY_m + WPD_m \tag{15}$$

(14)식에서 f_t는 날당 이송량이고, CDX_m과 CDY_m은 m번째 이전날의 x,y축방향으로의 처짐량을 나타낸다. 이전의 절삭날에 의해 절삭된 표면과 현재의 절삭날이 지나가는 경로와의 교선은 기울기가 ζ이고 현재날의 처짐을 고려한 공구중심을 지난다고 할 때, 앞서 지나간 절삭날이 현재날의 각위치에 있었을 때의 위치를 나타내는 식(16)를 얻을 수 있다.

$$X_{tm} = [-B + (B^2 - 4AC)^{\frac{1}{2}}]/2A \tag{16}$$

이 때, $A = 1 + \zeta^2$

$B = -2(X_{dm} + \zeta Y_{dm})$

$C = X_{dm}^2 + Y_{dm}^2 - RAD_m^2$

칩두께는 이전날의 위치에 따라 복잡하게 변화하게 되므로, 임의의 날에 대한 칩두께의 계산을 위해서는 다음과 같은 반복계산을 통하여 적절한 칩두께를 계산할 수 있다[5].

$$t_c(i,j,k,m^*) = MAX[0, MIN(t_c(i,j,k,m))], m = 1,.., N_f \tag{17}$$

(17)식에서 m^*는 현재의 절삭날이 가공하는 절삭면을 최종 가공한 절삭날을 나타낸다. 실제로는 현재날과 이전날의 각 위치에 미소한 차이가 존재할 수도 있지만, 이러한 차이는 칩두께에 거의 영향을 주지 않으므로 무시할 수 있다.

절삭력 계산시 처짐을 고려함에 따라 절입각이 클 경우 절입이 시작되는 부근에서 칩두께가 과대평가되는 현상이 일어날 수 있다. 그림 5와 같이 절삭날이 미절삭된 공작물의 표면 주변을 가공하고 있을 경우에는 식(18)을 이용하여 칩두께를 계산할 수 있다.

만일, $Y_{tm} > W$

$$t_c(i,j,k) = (RAD_0 - (V^2 + W^2)^{\frac{1}{2}}) \tag{18}$$

$W = -RAD + RD - CDY_0 - WPD_0$

$V = W/\zeta$

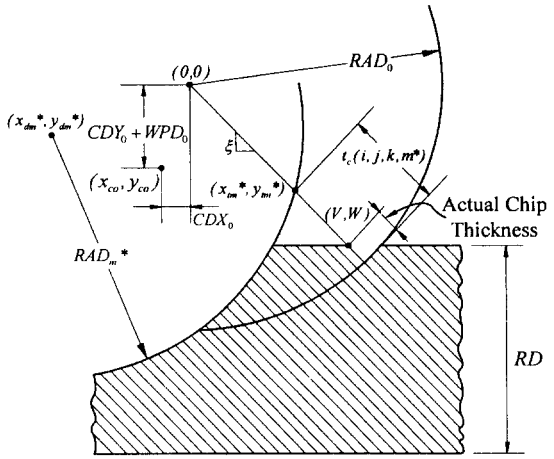


Fig.5 Chip Thickness Calculation Geometry with Large Tooth Engagement Angle

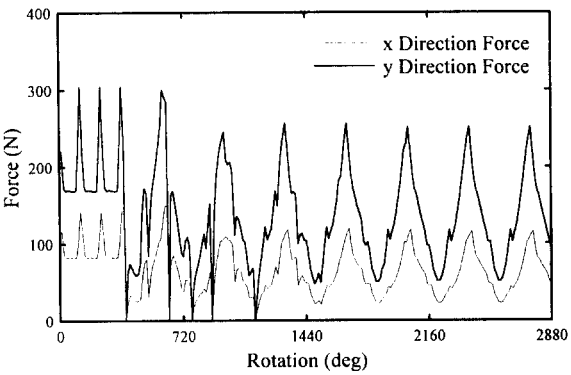


Fig.6 Convergence of Cutting Force in according to Deflection of the End Mill

(9)식부터 (18)식까지의 기본적인 모델에서 알 수 있듯이 절삭력에 의하여 발생한 공구의 처짐은 칩두께를 변화시키고 변화된 칩두께는 다시 절삭력을 변화시켜 공구의 처짐량을 바꾸게 된다. 이와 같은 계산 상의 문제를 해결하기 위하여 오차수렴법을 이용하여 절삭력의 정상상태치를 얻는다. 그림 6은 절삭력이 정상상태에 수렴하기까지 나타나는 절삭력의 변화를 보인다. runout을 무시하고 처짐을 고려하지 않은 절삭력 모델을 이용하여 절삭력을 초기화한후 공구의 처짐을 고려한 절삭력 계산을 수행한다. 그림 6에서 3 - 4회 정도 계산을 반복한 후에는 절삭력이 안정적으로 수렴하는 것을 알 수 있다. 평균절삭력은 강체모델에 비하여 상당한 폭으로 감소하는 것을 볼 수 있는데, 이는 그림 5에서 볼 수 있듯이 공구의 처짐으로 인하여 절삭깊이가 감소하기 때문이다.

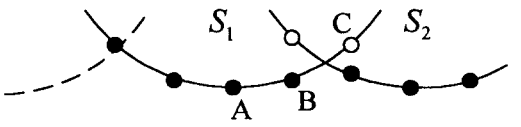


Fig.7 Intersection of Paths of Two Subscequent Teeth due to Discrete Calculation of End Mill

3. 표면 형성 예측 및 고찰

실제 절삭작업에서는 공구의 진동이나, 공작물의 변형, 구성인선의 발생, 열변형 등의 영향으로 인하여 매우 복잡한 표면 생성기구가 존재한다. 그러나 표면정밀도에 가장 큰 영향을 준다고 생각되는 처짐의 영향에 대해서만 고려하도록 한다. 계산을 위하여 공작물의 변형은 없다고 가정한다. 컴퓨터를 이용하기 위하여 공구의 회전은 그림 7과 같이 이산화되어 표현된다. 실제 공구는 그림 7의 곡선과 같이 연속적으로 운동하지만, 계산의 편이를 위하여 일정한 기억공간 상의 점에 대해서만 날의 위치를 계산한다. S_1에서 생성된 표면은 A,B,C 기억공간 내에 저장되고, 다음 날이 지나가는 경로인 S_2에 의하여 계산된 B점 상의 높이는 이미 미리 저장된 값에 비하여 크므로 무시되지만, C점 상의 날 높이는 기존의 높이보다 작으므로 새로운 값으로 바뀐다. 이러한 날 높이의 비교를 통하여 최종적인 표면형상을 생성할 수 있다.

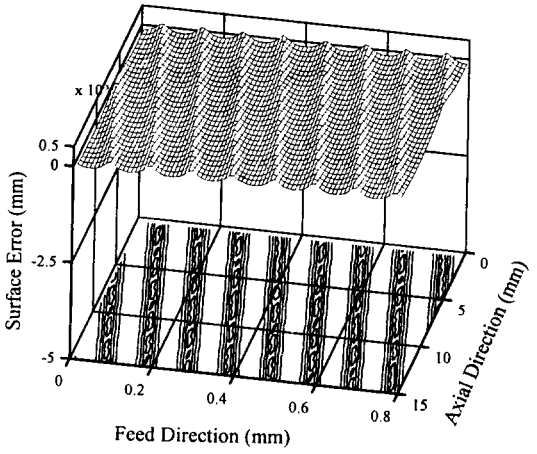
3.1 처짐을 고려하지 않은 표면 형성 예측 결과

실제 절삭과정을 모델링하는데 있어서는 절삭력의 변동이 표면형상에 큰 영향을 미치기 때문에 처짐을 고려하지 않을 수 없지만, 공구의 기하학적인 구속조건에 따라 표면형상이 어떻게 변화하는지 살펴보기 위해서는 처짐을 고려하지 않은 표면형상을 검토해 볼 필요가 있다.

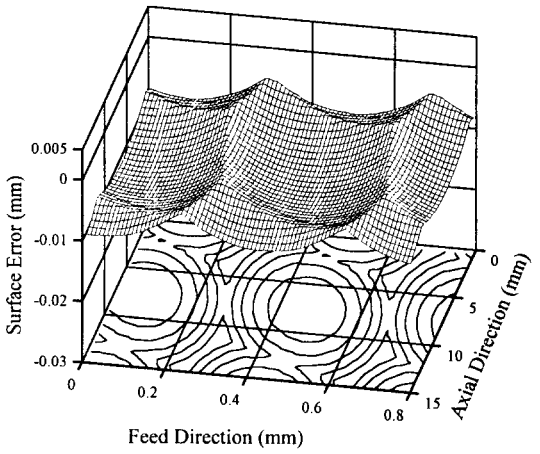
이를 위하여 직경 8mm, 헬릭스각 30° , 날수 4개, 날당 이송량 1.1mm인 경우에, 절삭력에 의한 공구의 처짐의 영향을 고려하지 않았을 때의 이상적인 표면형상에 대하여 살펴보기로 한다.

그림 8(a)는 공구에 runout이 없다고 가정했을 때의 이상적인 표면형상이다. 엔드밀의 날부는 헬릭스각을 따라 회전과 함께 이송되므로, 날당 이송량만큼 회전할 때마다 축방향으로 밀려 올라가면서 표면에 하나의 cusp을 남기게 된다. 이 때 cusp의 크기는 공구직경과 날당 이송량의 함수로 표현할 수 있다[1]. 헬릭스각이 보다 커지면 cusp의 기울기도 커지겠지만, 그 영향은 매우 적다.

그림 8(b)는 엔드밀에 10㎛의 편심이 존재할 때의 표면형상이다. 실험실에서 실험을 위해서는 runout을 작게 설정하는 것이 가능하지만, 실제 현장에서 편심을 감소시키는 것은 쉽지 않다. 이송량이 offset에 비해 클 경우에는 각각의 날에 의해 생성된 cusp이 미세하게 확인할 수 있지만, 이송



(a)witout Runout



(b)with Runout (10㎛)

Fig. 8 Simulated Surface without Tool Deflection

량이 offset에 비하여 상대적으로 작을 경우에는 공구 반경이 가장 큰 날에 의해 최종표면이 모두 가공되기 때문에 cusp의 개수는 1회전에 1개씩만 남게 되고 나머지 날에 의한 가공은 최종표면 형상에 아무런 영향을 주지 않는다. 그림 (b)는 최종 표면에 한 날의 거동만이 남은 경우이다. 또, runout만큼 공구 반경이 증대하였으므로 과대절삭이 offset 량만큼 일어나는 것을 확인할 수 있다. 점차 공구의 재종이 초경으로 변화하고 고속가공에 따른 이송량의 감소가 나타나는 추세이기 때문에, 대부분의 엔드밀 작업에서는 8(b)와 같은 형태의 1회전당 1cusp이 일반적이다.

만일 공구와 스핀들부는 테이퍼 홀더로 장착하는 것이 일반적인데, 실제로 먼지나 가공오차로 인하여 미소한 tilt가 발생할 수 있다. tilt가 존재하면 공구 끝단으로 갈수록 반경의 편차가 커지므로 cusp의 편차가 심해지는 확인할 수 있다.

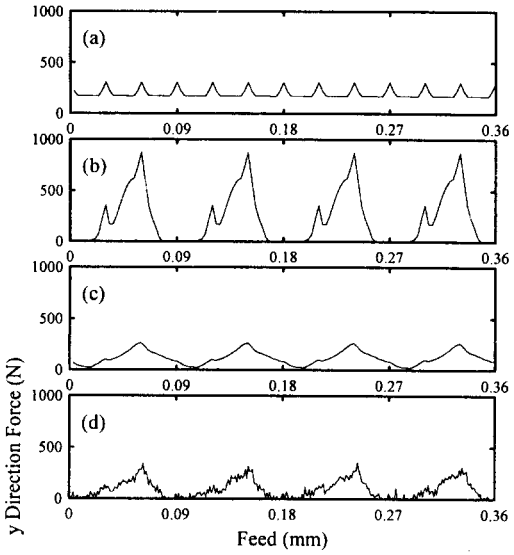


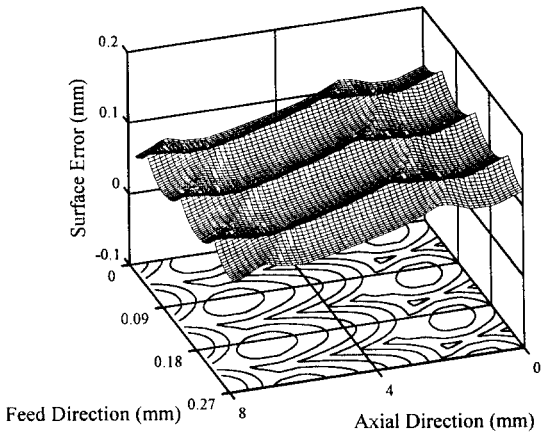
Fig.9 Comparison between Simulated Force and Tested Force

3.2 처짐을 고려한 절삭력 예측 결과

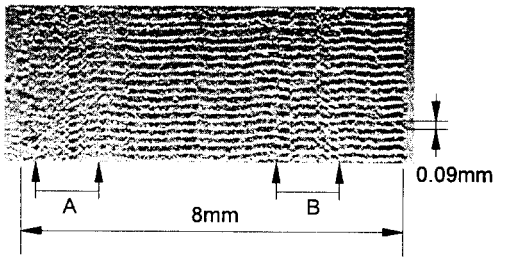
그림 9(a)는 runout과 공구의 처짐을 고려하지 않은 절삭력 예측 결과이다. 그러나 엔드밀에 runout이 있을 경우 날간의 반경 편차에 의하여 날에 작용하는 칩두께가 각위치에 따라 큰 폭으로 변화하게 된다. 그림 9(b)는 runout을 고려한 절삭력 예측 결과이다. 그러나 실제 엔드밀의 절삭과정에서는 공구의 처짐이 발생하기 때문에 절삭력이 크면 클수록 공구의 처짐에 의하여 칩두께가 감소하고, 따라서 절삭력이 감소하게 된다. 공구의 처짐을 고려한 절삭력 예측 결과는 그림 9(c)와 같다.

엔드밀을 사용한 실제 절삭실험을 통하여 절삭력을 측정한 결과는 그림 9(d)와 같다. 공구의 처짐을 고려하지 않은 절삭력 시뮬레이션 결과는 실제 절삭력과 큰 차이를 보이는 것을 알 수 있다. 이와 같이 큰 차이를 보이는 이유는 공구의 길이가 길거나, 절삭저항이 큰 소재의 경우에는 절삭력에 의한 처짐량의 변화가 크기 때문에, 공구가 이상적인 절삭경로를 지나지 않기 때문으로 보인다.

실험결과로부터 기존의 공구의 처짐을 고려하지 않은 절삭력 예측 모델은[4,10] 계산시간이 짧다는 장점은 있지만, 공구의 길이가 짧거나 절삭저항이 비교적 작은 소재에 대해서만 적용이 가능하고 대부분의 절삭조건에서는 runout의 영향으로 인하여 큰 오차를 유발한다는 것을 알 수 있다. 따라서 실험실 내에서와 같이 runout의 영향을 최소화할 수 없는 환경에서의 절삭력을 예측하기 위해서는 처짐을 고려



(a) Simulated Surface



(b) Tested Surface

Fig.10 Comparison between Simulated Surface and Tested Surface

한 절삭력 예측 모델을 사용하여야 한다.

3.3 처짐을 고려한 표면 형성 예측 결과

그림 10은 시뮬레이션을 통하여 얻은 표면형상과 절삭실험을 통하여 얻은 표면을 비교한 그림이다. 공구의 회전에 따른 절삭력의 변동으로 인하여 공구의 처짐량이 계속 변화하고 이로 인한 공구의 움직임에 의하여 10(a)와 같은 표면을 생성한다. 표면에 나타나는 축방향으로의 굴곡은 절삭력의 변동에 의한 처짐량의 변화에 의하여 나타난다. 그림 10(b)는 SCM4를 직경 8mm인 세날짜리 엔드밀로 가공할 때, 축 방향 절삭 깊이 8mm, 반경 방향 절입 깊이 0.5mm, 날당 이송량 0.03mm, offset이 13㎛일 경우에 대하여 실험을 수행한 결과 표면이다. 각 cusp의 폭은 날 당 이송량이 아니라 회전당 이송량임을 확인할 수 있는데, 이는 날끝이 가장 많이 내려오는 날 하나에 의하여 최종 표면 형상이 가공됨을 의미한다. 실험결과에서 구간 A와 B에서는 각 cusp이 서로 엇갈리면서 표면이 매우 불규칙해지는 현상이 나타나는데 이는 서로 다른 날이 최종 표면을 생성하면서 피삭재가 밀리면서 나타나는 천이구간으로 생각된다.

5. 결론

1. 비절삭저항을 이용하여 엔드밀의 기하학적 형상정보와 절삭조건으로부터 runout과 처짐을 고려한 절삭력 예측 모델을 수립하고 실험을 통하여 비교하였다.
2. 엔드밀에 의한 표면 형상 예측 프로그램을 개발하고 이를 이용하여 공구의 형상 및 runout의 크기와 절삭조건에 따른 표면의 변화를 분석하였다.
3. 수립된 절삭력 예측모델을 이용하여 계산된 절삭력과 표면형상 예측 프로그램을 이용하여 엔드밀의 처짐에 따른 표면형상의 변화를 예측하고 실제 실험결과와 비교하였다.

참 고 문 헌

1. M. E. Martellotti, 1941, "An Analysis of the Milling Process", Transactions of the ASME, Vol. 63, pp.667-700
2. M. E. Martellotti, 1945, "An Analysis of the Milling Process Part II-Down Milling", Transactions of the ASME, Vol. 67, pp. 233-251
3. S. J. You, K. F. Ehmann, 1991, "Synthesis and Generation of Surfaces Milled by Ball Nose End Mills under Tertiary Cutter Motion", ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 113, pp. 17-24
4. W. A. Kline, R. E. Devor, I. A. Shareef, 1982, "The Prediction of Surface Accuracy in End MIlling", ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 104, pp. 272-278
5. J. W. Sutherland, R. E. Devor, 1986, "An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems", ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 108, pp. 269-279
6. 이상규, 고성림, 1996, "엔드밀의 정적 강성에 관한 연구", 한국정밀공학회 '96년도 추계학술대회 논문집, pp. 9-14
7. W. A. Kline, R. E. Devor, J. R. Lindberg, 1982, "The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cuts", Int. J. Mach. Tool Des. Res. Vol. 22, No. 1, pp. 7-22
8. J. J. Junz Wang, 1996, "Chip Load Kinematics in Milling With Radial Cutter Runout", ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 118, pp. 111-116
9. A. J. P. Sabberwal, 1961, "Chip Section and Cutting Forces during the Milling Operation", Annals of CIRP, Vol. 10, pp. 197-203
10. 이상규, 고성림, 1996, "엔드밀 가공시 공구변형을 고려한 표면형성 해석", 한국정밀공학회 '96년도 춘계학술대회 논문집, pp.119-124