

엔드밀 가공시 공구변형을 고려한 표면형성 해석

Surface Generation in End Milling considering Tool Deflection

이상규(Sang-Kyu Lee)*, 고성림(Sung-Lim Ko)
 건국대학교 기계설계학과

ABSTRACT

End milling operation is very important in machining precision components. Deterioration of surface roughness and surface geometry will cause more process for surface finishing. According to the feed rate and the cutting edge geometry, the cusp which is geometrically uncut surface is determined. To reduce the cost for finishing operation after end milling, the cusp must be remained in small size as possible. Due to the cylindrical type of the end mill, tool deflection is one of the main problems in surface generation. The cutting resistance and the rigidity of the end mill will determine the size of tool deflection. One more important factor which deteriorate surface quality comes from the error in manufacturing end mills. Run-out of end mill which is the difference of the radius of each cutting edges will produce the difference of the cusp size in every rotation of end mill. These three major factors to the surface quality will be analyzed and the result will be compared with experimental result.

Key Words : End Mill(엔드밀), Cutting Force Model(절삭저항모델), Tool Deflection(공구처짐), Center of Force(힘의 작용점), Surface Generation(표면형성), Tool Stiffness Model(공구강성모델), Equivalent Tool Diameter(유효공구직경), FEM(유한요소법)

1. 서론

엔드밀 가공은 금형 제작, 항공기 구조물의 가공 등을 비롯한 많은 산업분야에 이용되고 있다. 점차 정밀가공의 필요성이 증대됨에 따라, 파트프로그래머는 표면정밀도와 표면조도를 허용공차 이내로 유지하고 공구의 파손을 방지하면서 생산성을 증대시킬 수 있는 최적절삭조건을 선정해 주어야 한다.

본 연구에서는 이러한 노력의 일환으로 자동 절삭가공조건 선정 프로그램의 일부분이 되는 밀링 절삭 조건 선정 프로그램의 개발을 위하여, 엔드밀가공에서의 다양한 공정변수에 따른 표면정밀도 예측 모델을 개발한다. 본 연구에서 제시된 모델은 공구의 다양한 형상이 표면조도에 미치는 영향을 기하학적으로 해석하였다. 주어진 범위의 절삭조건을 만족하는 절삭실험으로부터 평균절삭력을 측정하여 얻은 비절삭저항계수를 이용하여 일반적인 엔드밀의 절삭에서의 절삭력을 예측하는 모델을 사용하였다. 예측된 절삭력의 분포로부터 절삭력의 작용점을 구하여 이것에 의해서 발생하는 공구 처짐량을 구하였다. 공구에 작용하는 절삭력의 중심과 처짐량으로부터 측면가공 후 형상오차를 예측하는 모델을 제시하였다. 좀더 신뢰성있는 표면형성을 예측하기 위하여 실제 공구단면형상을 이용한 공구강성 즉, 유효공구직경을 해석용 소프트웨어를 이용하여 구하였다. 이 과정에서 형상오차 이외에도 순수한 공구형상에 의하여 발생하는 돌출된 표면형상(cusp)의 크기도 예측이 가능하다.

공구형상을 고려한 다양한 형태의 엔드밀을 사용하여 열처리된 SCM4 강계에서 측면절삭을 수행하였다. 절삭중에 절삭저항을 측정하였으며 공구의 강성에 따른 공구변형과 표면형성오차를 측정하여 이론적인 simulation결과와 비교검토했었다. 실험에 사용된 엔드밀의 단면형상과 헬릭스각에 의한 공구강성을 유한요소해석 프로그램인 Patran을 사용하여 구하였다.

2. 엔드밀 가공시 절삭저항 예측모델

엔드밀 절삭과 같은 매우 복잡한 3차원 절삭과정에 대하여 일반적인 절삭력 모델을 수립하기 위해서는, 절삭력에 대하여 Shaw[1]의 3차원 절삭을 2차원 절삭의 합으로 나타낼 수 있다. 가정과 같은 몇 가지 단순화된 모델을 도입해야 한다. 이러한 모델은 stabler의 칩 유동에 대한 식을 바탕으로, 엔드밀의 미소요소절삭날에 작용하는 미소 절삭력을 합하면 엔드밀에 작용하는 전체 외력을 구할 수 있는데, Usui[2]의 절삭력 식을 이용하고, Martellotti[3]의 칩 두께에 대한 식을 이용하면, 해석적인 절삭력 예측 모델을 세울 수 있다.

이렇게 일반적인 절삭력 모델을 수립하는데 사용된 Usui의 에너지 모델은 전단각과 가공물의 동적 전단 응력을 이용하여 절삭에 필요한 전단 에너지를 계산하게 된다. 따라서 마찰력과 회전력을 계산하기 위하여 전단각과 마찰각을 공구의 기하학적 변수와 함께 계산식의 입력값으로 입력할 수 있다면, 가장 신뢰성 있는 결과값을 얻을 수 있다.

이러한 해석적인 절삭력 예측 모델은 이론적으로 별 문제가 없어 보이지만, 식에 의해서 계산된 값들의 정확도가 식에 입력된 전단각과 마찰각의 정확도에 따라 크게 좌우된다는 문제점이 있다. 실제로 전단각과 마찰각을 다양한 절삭조건하에서 정확하게 예측한다는 일이 쉽지 않기 때문에, 이러한 해석적인 해를 적용하기가 매우 어렵다. 그러므로, 현실적인 대안으로서 본 연구에서는 임의의 절삭조건에 대하여 실험에 의하여 측정된 평균절삭력을 이용하여 미소요소에 작용하는 미소절삭력을 계산하고, 미소절삭력의 총합으로 절삭력을 나타내도록 한다.

따라서, 3차원 절삭에 대하여 완전히 해석적인 모델을 세우는 대신에, Martellotti의 칩두께에 관한 식을 이용하여 칩두께와 절삭력과의 관계식을 유도한다. 칩두께와 절삭력과의 관계를 알아

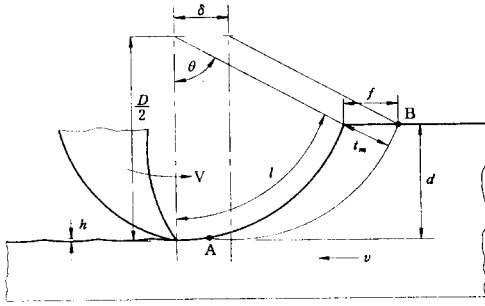


Fig 1. Approximate Shape of Plain-milling Chip

보기 위하여, 공구의 운동과 칩의 형태에 대하여 기하학적인 해석을 행하며, 특정한 절삭조건에서 정적인 상태로 실험하여 얻은 평균 절삭력을 이용하여, 절삭력을 예측한다. 또한, 단순보의 처짐이론을 이용하여 공구의 처짐 모델을 수립하고 최종 표면을 예측한다.

(1) 칩두께에 대한 모델링

동일한 절삭조건하에서 상향절삭과 하향절삭에 대하여 실험한 결과 상향 절삭이 하향절삭에 비하여 Fig.1에서 더 작은 최대 칩두께 t_m 과 더 큰 칩길이 l , 더 작은 cusp height h 값을 갖는다는 사실이 Martelotti의 연구[3]에서 보고되었으며, 이는 하향절삭 작업이 더 작은 곡률반경을 갖기 때문이다. 실제로는 대부분의 엔드밀 가공 절삭작업에서 절삭속도(V)는 이송속도 v 에 비해서 매우 크므로 $v/V \ll 1$ 의 조건을 만족한다. 따라서 절삭날의 이송경로를 trochoidal curve 대신 원으로 단순화할 수 있으며 $v/V \approx 0$ 으로 가정하면, 최대 칩두께는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$t_m = f \sin \theta \quad (1)$$

(1)식을 이용하여 다양한 공구 형태에 대하여 임의의 각위치에서의 칩두께를 구하기 위해서 다음과 같은 식을 유도할 수 있다 [4]. 엔드밀의 절삭날은 공구의 축방향으로 표면을 따라 나선형으로 존재하므로, 매개변수 i, j, k 를 도입하면 Fig.2와 같이 임의의 i 번째 축방향 원판요소의 j 번째 각위치의 k 번째 날에 작용하는 칩두께(t_c)를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$t_c(i, j, k) = f_i \sin \beta(i, j, k) \quad (2)$$

$$\beta(i, j, k) = -\theta(j) + (k-1)\gamma + Z \frac{\tan(\alpha_{hk})}{RAD} \quad (3)$$

$$Z = (i-1)D_2 + D_2/2 \quad (4)$$

여기에서 칩두께(t_c)는 헬릭스 각(α_{hk})과 날당 이송량(f_i) 및 공구직경(RAD), 날의 개수(k)에 따라 변화한다. $\beta(i, j, k)$ 는 기준각에서 임의의 미소요소까지의 각위치를 나타내는 식이고, Z 는 공구 끝단에서부터 두께 D_2 인 미소요소의 중심까지의 거리를 매개변수 i 를 이용하여 나타낸 것이다. (3)식에서 γ 는 절삭날 사이의 각변위로서, $\gamma = 2\pi/N_f$ 로 나타낸다.

엔드밀을 지지하고 있는 set screw 형태의 holder를 사용할 경우에는 set screw의 영향에 의하여 offset이 존재하게 되며, 이러한 offset은 결과적으로 절삭표면에 큰 영향을 끼친다. offset의 크기가 ρ 이고, 기준날로부터의 각위치가 λ 일 때, offset에 따른 유효반경과 칩두께는 다음과 같다[5].

$$RAD(i, k) = RAD + \rho \cos[\delta\lambda - \lambda + (k-1)\frac{2\pi}{N_f}] \quad (5)$$

$$t_c(i, j, k) = [RAD(i, k) - RAD(i, k-m)] + f_i \sin \beta(i, j, k) \quad (6)$$

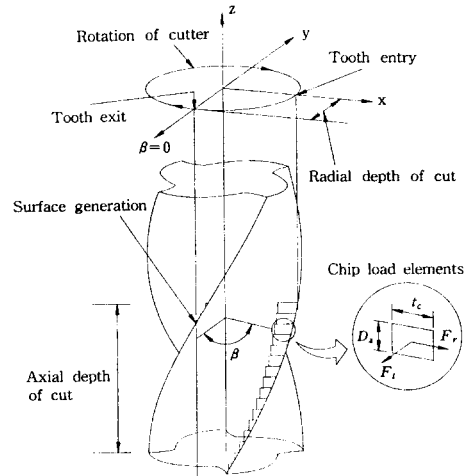


Fig 2. Schematic Illustration of End Mill with Chip Load Elements

식(5)에서 $(k-1)2\pi/N_f$ 는 1번날에서 k 번째 날까지의 각변위를 나타내며 절삭날의 각위치는 $\delta\lambda = Z \tan(\alpha_{hk})/RAD$ 로 나타낸다. 따라서 절삭날의 유효반경은 공구의 각위치에 상관없이 Z 와 k 에 대한 함수로 표현할 수 있다.

(2) 절삭력에 대한 모델링

Trusty[6]는 비절삭 저항의 개념을 도입하여 축방향 두께가 D_2 인 미소절삭날에 작용하는 접선성분과 법선성분의 절삭력에 대하여, 다음과 같은 모델을 제시하였다. Fig.2에서 보듯이 절삭날에 대한 접선 성분과 법선 성분은 두께가 D_2 인 미소요소절삭날에 대하여 미소 절삭력의 형태로 나타낼 수 있으며, 이러한 미소절삭력의 총합을 x 성분과 y 성분으로 나누면 공구에 작용하는 절삭력을 구할 수 있게 된다.

$$DFTAN = k_1 \cdot t_c \cdot D_2 \quad (7)$$

$$DFRAD = k_2 \cdot k_1 \cdot t_c \cdot D_2 \quad (8)$$

식에서 k_1 은 비절삭 저항 계수이고, k_2 는 절삭력의 접선, 법선 성분의 비를 나타낸다. 여기에 사용된 비절삭저항에 대하여 Sabberwall[7]은 다음과 같은 관계식을 제시하였다.

$$k_1 = C_1 (t_c)^\rho \quad (9)$$

(9)식을 (7)식에 대입하면, 다음과 같은 결과를 얻는다.

$$DFTAN = C \cdot D_2 \cdot f^{\rho+1} (\sin \beta)^{\rho+1} \quad (10)$$

(7)와 (8)식과 같이 나타난 절삭력의 접선성분과 법선성분은 공구의 처짐을 계산하기 위하여 일반 좌표계의 x 성분과 y 성분으로 변환하여 표현할 수 있다. 이렇게 표현된 모델은 절삭력의 측정 성분과 같기 때문에 Fig.3과 같이 특정한 기하학적 조건(feed rate, AD, RD)에 대한 실험을 행하고 그 결과를 이용하여 평균절삭력 \bar{F}_x 와 \bar{F}_y 를 다음 식을 이용하여 구한다.

$$\bar{F}_x = \sum_{i=1}^{N_x} \sum_{j=1}^{N_y} \sum_{k=1}^{N_z} (-k_1 k_2 D_2 f_i \sin^2 \beta + k_1 D_2 f_i \cos \beta \sin \beta) / N_\theta \quad (11)$$

$$\bar{F}_y = \sum_{i=1}^{N_x} \sum_{j=1}^{N_y} \sum_{k=1}^{N_z} (k_1 k_2 D_2 f_i \sin \beta \cos \beta + k_1 D_2 f_i \sin^2 \beta) / N_\theta \quad (12)$$

여기에서 \bar{F}_x, \bar{F}_y 는 각 방향의 평균 절삭력을 나타내며 N_θ 는 미소 각위치 변화량의 개수를 나타낸다. N_x, N_y 는 날의 개수와 축방향요소의 수를 나타낸다. 따라서 위의 식을 이용하여 공

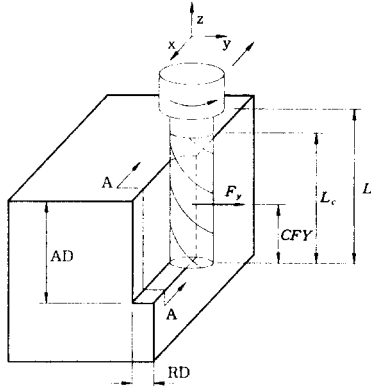


Fig 3. Representation of End Milling Experiment

구회전각의 위치가 공구진입각과 공구이탈각의 사이에 위치할 때, 즉 $\alpha_{ex} \ll \beta \ll \alpha_{en}$ 의 조건을 만족하는 구간 내에서의 이론식과 실험에 의해 얻은 평균절삭력을 서로 같게 놓으면 k_1, k_2 를 계산할 수 있다.

식(9)의 실용적인 형태로서 평균칩두께를 사용하며, runout이 존재하지 않는 경우에 평균칩두께는 다음과 같이 계산할 수 있다 [5].

$$\bar{t}_c(\rho=0) = \int_{\alpha_{en}}^{\alpha_{ex}} f_s \sin(\alpha) d\alpha / (\alpha_{en} - \alpha_{ex}) = f_s RD / RAD \alpha_{en} \quad (13)$$

식(13)을 이용하여 식(9)는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$k_1 = C_1 (\bar{t}_c)^{p_1} \quad (14)$$

$$k_2 = C_2 (\bar{t}_c)^{p_2} \quad (15)$$

3. 공구의 치짐에 대한 모델

(1) 공구 강성 및 유효직경에 대한 모델링

엔드밀의 복잡한 형상으로 인하여 공구의 단면 2차 모멘트는 공구의 직경 D를 지름으로 하는 원에 내접하는 사각형으로 근사한 Tlusty[11]의 $I = D^4/48$ 식을 이용하거나, FEM 해석에 의해 공구의 유효직경을 근사화한 L. Kops[9]의 $D_{eq} = 0.8D$ 식을 이용할 수 있다. 이러한 유효직경의 감소는 절삭날에 존재하는 flute 때문에 발생하는데, 최근에는 이러한 flute의 형상을 보다 작게 설계하여 공구의 강성을 증가시키기 위한 연구가 활발히 진행되고 있다. 또한 각 제품마다 고유한 단면형상을 가지고 있고, 날의 개수가 변할 때 공구의 단면 형상도 크게 변화하기 때문에 앞에서 제시된 단면 2차 모멘트에 관한 근사식은 날의 개수가 4개이고 공구의 단면형상이 매우 일반적인 경우에만 타당하다고 볼 수 있다.

따라서 다양한 단면형상을 가지는 엔드밀에 대하여 정확한 표면 정밀도 예측을 수행하기 위해서는 기존에 제시된 유효직경 대신에 새로운 단면 2차 모멘트 모델을 수립할 필요가 있다. 이러한 단면 형상의 변화를 고려한 단면 2차 모멘트 계산 모델을 수립하기 위해서는 다음과 같은 방법을 이용할 수 있다.

먼저 Fig.3과 4에 나타난 엔드밀의 단면형상을 나타내는 내접 원의 크기(D_w)와 날의 수와 헬릭스각의 크기, 그리고 전체길이와 날부길이의 크기를 이용하여 FEM 해석을 위한 엔드밀의 형상을 모델링한다. 절삭력의 크기와 방향에 따른 치짐량과의 관계를 구하기 위하여 Fig.3에서 공구의 끝에 집중하중 P를 가했을 때 FEM 해석으로부터 구한 치짐량 δ 를 구한다. 이와 같은 작업을 공구의 방향성을 고려하여 회전방향에 따라 반복 적용하여 절삭력과 치짐량과의 관계를 구한다. 실제 절삭저항이 작용하는 방

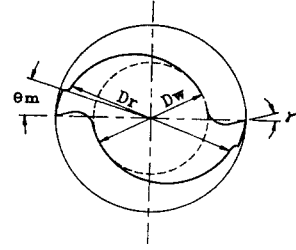


Fig 4. Design Factors in Cross section of End Mill

향으로의 유효공구직경 D_{eq} 를 집중하중에 의한 단순보 이론으로 다음과 같이 간단하게 나타낼 수 있다.

$$D_{eq} = 2 \sqrt[4]{\frac{4PL^3}{3\pi E \delta}} \quad (16)$$

범용 유한요소 해석 프로그램인 Patran3를 이용하여 시뮬레이션을 수행한 결과, 날의 개수가 4개인 일반적인 단면 형상을 가진 엔드밀의 경우, 0.8~0.95D 사이의 유효직경을 갖는 것으로 분석되었다. 이러한 유효직경의 변화는 엔드밀의 치짐량에 매우 큰 영향을 미치므로, 보다 정확한 표면 정밀도 예측 모델을 위해서는 다양한 공구형상에 대한 단면 2차 모멘트를 보다 정확하게 산출해 줘야 할 필요가 있다고 생각된다.

그러나 앞에서와 같은 방법은 정확한 유효공구직경을 구할 수는 있지만 공구형상의 다양성과 실제 작업시 공구세팅에 따른 유효공구길이(L)가 변하기 때문에 각 경우마다 해석 프로그램에 의존해야 하므로 실용성에 있어서는 문제가 있다. 이를 위해서는 엔드밀 형상의 특징과 설치조건으로부터 유효공구직경을 예측할 수 있는 프로그램의 개발이 필요하다고 본다. 또 다른 고려사항은 공구 치짐량의 방향성으로서 이것은 단면2차모멘트의 방향에 따른 변화에 기인한다. 3날 이상의 엔드밀에서는 방향성에 관계없이 균일한 값을 나타내지만 2날짜리 엔드밀에서는 단면2차모멘트의 방향성이 매우 큰 것으로 보고되었으므로[10], 2날 엔드밀의 경우에는 절삭방향에 따른 유효공구직경의 변화를 고려해주어야 한다.

(2) 공구의 치짐에 의한 표면형성 모델링

공구의 치짐을 예측하기 위하여 비교적 단순하면서도 효율적인 모델이 사용되었다. 공구는 한쪽 끝단이 칩에 고정된 외팔보로 생각할 수 있으며, 공구에 작용하는 외력 F_x, F_y 에 의하여 변형하게 된다. 이 때 공구에 작용하는 외력에 의한 치짐은 앞에서 비절삭저항을 이용한 절삭력 모델과 Fig.3에 나타나 있는 바와 같이 정의되는 절삭력 중심을 이용하여 계산할 수 있다. 절삭력 중심은 절삭력 모델에 의해 예측되는 분포하중을 집중하중으로 단순화하였을 때 집중하중이 작용하는 위치이다 [8].

$$d_y(z) = \frac{F_y}{6EI_y} [(CFY - z)^3 - (L - z)^3 + 3(L - z)^2(L - CFY)] \quad (17)$$

$$CFY = \frac{\int F_y \cdot (L - z) dz}{\int F_y dz} \quad (18)$$

식에서 $d_y(z)$ 는 z점에서의 y방향으로의 치짐량을 F_y 는 절삭력의 y성분, CFY 는 F_y 의 절삭력 중심, E 는 공구재질의 탄성계수, L 은 유효 공구길이를 각각 나타낸다. I_y 는 사용하는 공구의 단면 2차 모멘트로서 식(16)에서 구한 유효공구직경으로부터 구할 수 있다. 유효 공구 길이 L은 spindle과 공작기계에서 발생하는 치짐량을 고려하기 위하여 도입되었으나 정삭의 경우나 공구의 직경이 상대적으로 작을 경우에는, 절삭력에 의한 spindle과

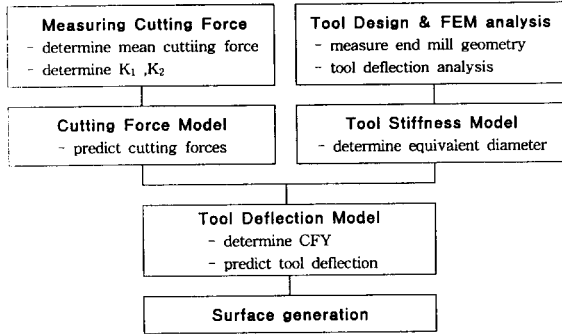


Fig 5. Flow Chart for Surface Generation Simulation

공작기계의 처짐이 비교적 크지 않다. 따라서 spindle에서 발생하는 처짐의 영향을 무시하고, 실제 공구 길이를 그대로 이용할 수 있다. 그러나 절삭력이 매우 클 경우에는 공구의 처짐과 함께 spindle과 공작기계에서 발생하는 처짐도 고려할 필요가 있다. 이 때 유효공구길이는 공구에 일정량의 하중을 작용시킨후에 그 처짐량을 측정하고, 동일한 하중에 대한 보의 처짐 이론값과 비교하여 구할 수 있다.

엔드밀의 절삭작용에 의한 최종 절삭 표면의 예측을 위하여 다음과 같은 가정이 사용되었다. 본 연구에서는 절삭날의 운동과 공작물의 절삭에 대하여 공구형상과 공구의 처짐에 의한 기하학적인 관계만을 고려한다. 실제 절삭작업에서는 공구의 진동이나, 공작물의 변형, 구성인선의 발생, 절삭날 끝부분에서의 복잡한 소성변형의 영향, 열변형 등으로 인하여, 매우 복잡한 표면 생성 기구가 존재한다. 그러나 이러한 복잡한 표면생성기구를 모두 고려하여 절삭 표면을 시뮬레이션한다는 것이 현실적으로 불가능하므로, 절삭 표면에 가장 큰 영향을 미치는 공구의 처짐만을 고려하여 절삭표면 형성과정을 시뮬레이션한다.

복잡한 절삭날의 이송경로로 인하여, 절삭표면형성의 예측에는 매우 많은 계산이 필요하다. 엔드밀의 회전애 따라 절삭력과 절삭력 중심이 끊임없이 변화하므로, 그에 따른 엔드밀의 처짐량의 변화를 고려하기 위해 Z map method를 이용하였다. 절삭 표면 시뮬레이션을 위하여 작성된 프로그램에서는 공작물을 미소 요소로 나누어 각각의 미소요소에 대하여 높이에 대한 기억공간을 할당한 후, 엔드밀을 회전시키면서 이송시키게 된다. 이 때 각각의 미소요소를 지나는 절삭날의 높이가 현재 기억공간에 저장되어 있는 공작물의 높이보다 낮을 경우에는 절삭이 일어난다고 생각할 수 있으므로, 기억공간에 새로운 높이를 저장하며, 이러한 과정을 반복하여 결과적으로 최종적인 절삭표면을 예측할 수 있게 된다. 이상의 절삭표면형성 예측을 위한 프로그램의 흐름도가 Fig.5에 나타나 있다.

4. 절삭력 및 표면형상 측정실험과 결과분석

(1) 절삭저항 및 표면정밀도 측정

엔드밀을 이용하여 Fig.3에서와 같은 측면가공 중 발생하는 절삭저항을 측정하고 엔드밀의 변형으로 인한 가공표면형성 결과를 실험후에 측정하였다. 공작기계는 20마력 미싱센터를 사용하였고 직경이 8mm인 대한중식의 UFB208 초경 엔드밀을 사용하였다. 엔드밀의 각 날의 높이 차는 10 μ m이하로 억제하였고, 공구의 재종은 초미립재종이다. 공구동력계로는 Kistler의 모델 9257B와 해당 pre amplifier를 사용하였고 A/D 변환시 sampling rate를 2000/sec를 사용하여 회전속도에 따른 신호처리 간섭현상을 배제하였다. Table 1은 각 실험에서 사용된 절삭조건과 공구에 관하여 나타나고 있다. 여기에서 AD와 RD는 각각 축방향과 반경방

향 절삭깊이를 의미한다. 유효공구길이는 엔드밀을 콜렛에 장착했을 때의 길이로서 앞에서 언급한대로 공구강성에 매우 민감한 값이다.

Table 1. Cutting Conditions and End Mill Geometries

실험	절삭조건					엔드밀			
	AD (mm)	RD (mm)	유효공구 길이(mm)	날당이송량 (mm/tooth)	rpm	날수	헬릭스 각	내접원크기 (D _w /D)	공구 경사각
1	8	1.0	38	0.03	1590	2	30°	0.6	11°
2	8	1.0	38	0.03	1590	3	50°	0.6	11°
3	8	1.0	38	0.03	1590	3	50°	0.6	8°
4	8	1.0	38	0.03	1590	6	50°	0.75	-11°
5	8	1.0	38	0.03	1590	6	50°	0.75	5°
6	8	0.5	38	0.03	1590	3	50°	0.6	11°
7	8	0.5	38	0.03	1590	3	50°	0.6	11°

*엔드밀의 날부길이 : 20mm, *E=620GPa

(2) 절삭력모델 수립 및 검증

본 연구에서는 실제 엔드밀 절삭실험을 통하여 얻은 절삭력을 이용하여 비절삭저항의 크기를 결정한다. 미소절삭날의 절삭성분의 합으로 표현되는 x,y성분의 절삭력을 임의의 비절삭저항을 선정하여 시뮬레이션하고, 실제로 측정된 절삭력과의 비교를 통하여 적절한 비절삭저항값을 시행착오법을 이용하여 선정한다. 사용된 엔드밀의 절삭력 예측 이론에 의하면, runout이 (10 μ m미만)상대적으로 크지 않을 때에는 runout이 최대절삭력과 최소절삭력의 편차에만 영향을 주고, 평균절삭력의 크기에는 거의 영향을 미치지 않는다. 따라서, 비절삭저항을 구할 때에는 runout의 영향을 무시하였다.

식(11)을 식(12)로 나누어 주면 좌변은 평균절삭력의 비가 되고, 우변은 k_1 이 소거되므로, 절삭력의 x성분과 y성분의 비를 이용하여 k_2 를 얻을 수 있게 된다. 얻어진 k_2 를 사용하면 x성분과 y성분의 비는 항상 일정하게 고정되므로, 평균 절삭력의 크기가 측정된 절삭력의 크기와 같아지도록 k_1 을 선정해 준다. 이와 같은 과정을 통하여 측정 절삭저항으로부터 다음과 같이 비절삭저항값을 구하였다.

Table 2. Determination of Specific Cutting Resistance

No.	F _x	F _y	k ₁	k ₂
1	59.5	110.9	53.0	0.68
2	98.9	190.5	60.0	0.70
3	96.4	192.7	59.5	0.72
4	183.2	316.6	53.0	0.64
5	172.1	383.7	57.0	0.76
6	64.3	118.4	69.0	0.91
7	62.8	133.3	71.0	1.01

위의 결과를 살펴보면, 헬릭스각의 변화와 날의 개수의 변화에 따른 뚜렷한 경향은 살펴 볼 수 없고 평균칩두께에 대한 절삭력의 변화가 뚜렷함을 알 수 있다. 따라서 Sabberwal[7]의 지수식(9)를 사용하는 것이 타당하다고 생각되며, 지수 선정 과정은 다음과 같다. 실험 1-5번까지 평균칩두께 $t_c=0.0104mm$ 일 때, $k_{1,mean}=56.5$, $k_{2,mean}=0.7$ 이고 실험 6-7번까지 평균칩두께 $t_c=0.00742mm$ 이고, $k_{1,mean}=70$, $k_{2,mean}=0.96$ 이다. 이로부터 식(14), (15)의 계수는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$P_1 = -0.6388 \quad C_1 = 3.05296$$

$$P_2 = -0.942 \quad C_2 = 0.00948$$

얻어진 계수로부터 비절삭저항을 구하여 절삭력 예측을 위한 시뮬레이션을 수행한 결과가 Fig.6에서 측정값과 함께 비교되었다. 비절삭저항을 이용한 예측에 따른 오차는 Table 3에 나타나

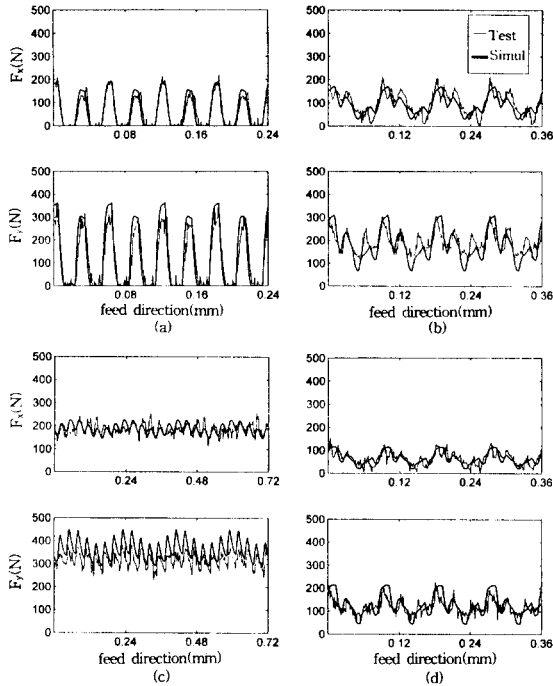


Fig 6. Comparison of Simulated Cutting Force with Measured

있다. 실험3과 7은 평균절삭력이 2와 6에 대하여 큰 변화가 없으므로 비교를 생략하였다.

Table 3. Comparison of Mean Cutting Resistance between Experiment and Prediction

No.	F_x	F_y	F_{xsimul}	F_{ysimul}	error _x (%)	error _y (%)
1	59.46	110.88	62.45	120.62	5	8.78
2	98.93	190.53	93.65	180.86	-5.3	-5.12
4	183.22	316.58	187.24	361.43	2.19	14.2
5	178.9	381.18	187.24	361.43	4.7	-5.2
6	64.26	118.38	63.73	125.83	-0.8	6.3

언어진 절삭력을 살펴보면, 평균절삭력은 날의 개수가 증가할수록 단조증가하는 경향을 보임을 알 수 있다. 반면에 절삭력의 편차는 감소하는 경향을 보인다. 평균절삭력은 날의 개수에 선형적으로 비례하여 나타나는데, 시뮬레이션된 절삭력을 날의 개수로 나누어 보면, 동일한 날당 절삭력이 얻어진다. 이는 날당 이송량이 고정되어 있기 때문에, 각 공구에 대한 절삭부피가 날의 개수에 비례하여 선형적으로 증가하기 때문이다. 만일 절삭부피, 즉 분당이송량을 고정시키고 날의 개수를 변화시키면서 절삭력을 시뮬레이션하면, 날의 개수가 증가할수록 평균칩두께가 감소하기 때문에 평균절삭력은 약간 증가하는 경향을 보이고, 절삭력의 편차는 급격히 감소하는 경향을 보이게 된다.

(3) 유효공구직경 결정 및 단면형상 비교

앞에서 언급한대로 엔드밀의 상크루부의 길이와 날부의 길이비, 그리고 단면형상에 따라서 공구강성이 임의로 변화하기 때문에 본 실험에 사용된 엔드밀의 유효공구직경을 Patran3를 이용하여 구하였다. Fig.7에는 유한요소해석법에 사용된 mesh 선형결과와 공구선단에 일정방향으로 집중하중(100N)을 가하였을 때, 각 요소들의 처짐량이 명암으로 나타나 있다. 2날, 3날 그리고 6날 엔드밀에서의 처짐량을 식 (16)에 대입하여 얻은 유효공구직경의 크기는 다음과 같다.

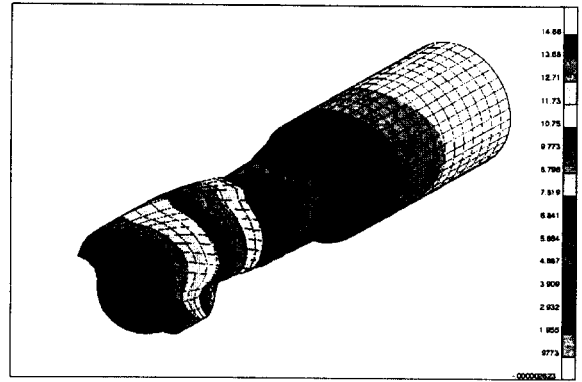


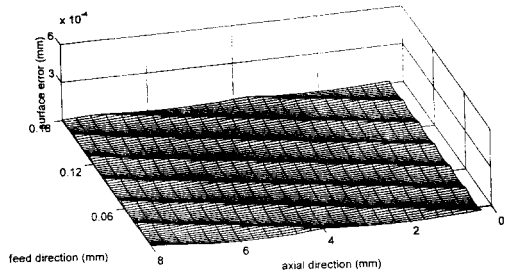
Fig 7. Mesh Generation in FEM Analysis and Representation of Tool Deflection

엔드밀 날 수	2	3	6
최대처짐량	15.12 μ m	17.25 μ m	13.42 μ m
유효공구직경	0.91D	0.89D	0.95D

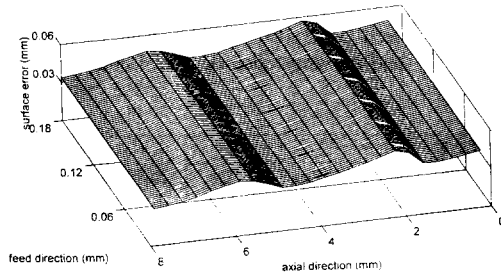
3날 이상의 엔드밀에서는 절삭저항의 방향에 대하여 균일한 강성을 나타내지만 2날의 경우에는 방향성을 나타낸다 [10]. 2날을 가진 엔드밀의 경우 helix angle을 따라 단면이 회전하는 실제 엔드밀에서는 강성이 어떻게 변화하는지 알아보기 위하여 절삭력의 방향을 변화시켜가면서 유한요소해석을 수행하였다. 이러한 회전에 따른 공구강성의 변화는 단면이 helix angle을 따라 회전하면서 단면의 이방성을 어느정도 감소시키는 효과를 갖게 되므로 처짐량의 변화가 단면만을 고려한 연구결과보다는 작게 나타났지만, 처짐량의 크기에 10%이상의 영향을 주는 것으로 나타났으며, 추후의 연구를 통하여 회전에 따른 공구강성의 변화가 표면에 미치는 영향을 보다 정확히 예측할 필요가 있다고 생각된다. 앞에서 구한 2날 엔드밀의 유효공구직경은 날끝에서 60°까지의 처짐량의 평균을 취하였다. 엔드밀 설계시, 내접원의 크기가 공구강성에 큰 영향을 끼치는데 2날과 3날의 경우에는 0.6D, 6날의 경우에는 0.75D가 사용되었기 때문에 이와 같은 유효직경의 변화는 매우 적절하다고 생각된다. 2날과 3날의 경우에는 3날이 2날에 비하여 날부 면적이 더 작고, 헬릭스 각이 더 크기 때문에 더 큰 처짐을 보이는 것으로 생각된다.

Fig.5에 표시된 것과 같이 절삭력 예측 모델과 유효공구직경 및 식(17)과 (18)을 이용하여 작성된 절삭표면 예측 프로그램을 통한 절삭표면형성 결과는 Fig.8과 같다. Fig.8(a)는 공구변형이 없을 때의 순수한 엔드밀의 형상과 날당 이송량에 의해서 형성된 cusp를 나타내는 표면이며 Fig.8(b)는 공구처짐을 고려한 3차원 표면형성 시뮬레이션 결과이다. Fig.8(b)에서 이송방향으로의 표면형성 변화량은 공구변형량에 비하여 무시할 만하므로 임의의 단면에서의 가공단면을 측정하여 Fig.9에서 비교하였다.

절삭표면의 예측시에는 공구길이를 38mm로 하고, runout을 실제 절삭력과 흡사한 절삭력분포를 갖도록 조절하였다. 6날과 3날에 대해서는 실험결과와 비교적 잘 일치하는 것을 알 수 있으나 2날의 경우에는 이론예측치가 측정값에 비하여 크게 못미치는 것을 발견할 수 있다. 이것은 3날과 6날의 경우에는 공구강성이 방향성에 관계없이 비교적 예측이 가능하지만 2날의 경우 방향성으로 인하여 실제 공구강성과 예측된 유효공구강성과의 차이 때문에 공구처짐량의 예측값과 측정값 사이에 큰 오차가 발생하는 것으로 보인다. 향후 2날 엔드밀에서의 방향성을 고려한 공구강성의 예측에 관한 연구가 계속되어야 한다.



(a) without Tool Deflection



(b) with Tool Deflection

Fig 8. Simulated Surface Generation

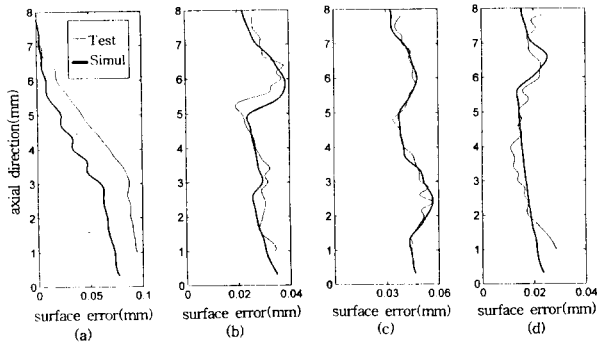


Fig 9. Comparison of Simulated Surface Accuracy with Measured

또 날의 개수가 증가할수록 최대치짐량과 최소치짐량의 폭이 감소하는 경향이 나타난다. 이는 절삭력의 편차가 감소하기 때문에 날의 치짐량의 편차가 감소하여 발생하는 현상으로 볼 수 있다. 동일한 3날에 대해서는 절삭깊이를 감소시켰을 때, 표면정밀도가 좋아지는 것을 관찰할 수 있다.

현재의 측정된 절삭표면 결과는 기준점이 설정되어 있지 않기 때문에 상대적인 편차로 나타나며, 절대값을 정확히 알 수 없다는 한계가 존재한다. 즉, 본 연구결과는 축방향 절삭깊이 8mm 구간내에서의 공구변형의 비교이기 때문에 앞으로의 연구를 통하여 가공면의 절대 가공량을 측정할 수 있도록 해야 한다. 측정된 절삭력과 비슷한 절삭력 분포를 가지도록 runout을 조절했을 때 측정값과 가장 비슷한 결과를 예측할 수 있었지만, runout을 0으로 설정했을 때에도 약간의 형태변화만이 관찰되고 전체적인 결과에는 별 영향을 주지 않았다.

5. 결론

- (1) Kline[4,5,8]에 의해서 제시된 절삭조건과 runout에 의해 발생하는 평균 칩두께의 변화를 고려하는 비절삭저항을 이용한 순간 절삭력 예측모델과 엔드밀의 치짐에 의한 표면정밀도의 변화를 예측할 수 있는 모델의 타당성을 검증하였다.
- (2) 엔드밀의 단면형상과 날부의 길이에 따른 공구강성을 정확하게 결정하기 위한 유효공구직경을 유효요소해석에 의해서 구하였다.
- (3) 위의 절삭저항 모델과 공구강성모델을 이용하여 공구의 치짐량을 예측하였으며 이를 이용한 3차원 표면형성 simulation 프로그램을 개발하였다.
- (4) 다양한 형상의 엔드밀을 사용하여 각 엔드밀의 형상과 절삭조건에 따른 표면정밀도와 표면조도의 변화를 분석하였다.

6. 참고문헌

- [1] M.C.Shaw N.H.Cook and P.A.Smith, 1952, "The Mechanics of Three-Dimensional Cutting Process", Trans. ASME, Vol 74, p.1055
- [2] E.Utui, 1978, "Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process", J.of Eng. for Ind., Vol.100, pp.222-235
- [3] M.E.Martellotti, 1941, "An Analysis of the Milling Process", Trans. ASME, Vol.63, pp.677-700
- [4] W.A.Kline, 1982, "The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cuts", Int.J.MTDR, Vol.22, pp.7-22
- [5] W.A.Kline R.E.Devor and I.A.Shareef, 1982, "The Prediction of Surface Accuracy in End milling", ASME J. of Eng. Ind., Vol 104, pp.272-278
- [6] J.Tlusty and P.Macneil, 1975, "Dynamics of Cutting Forces in End milling", Ann. CIRP, Vol 24, No 1, pp.21-25
- [7] A.J.P.Sabberwal, 1961, "Chip Section and Cutting Forces in End Milling Operation", Ann. CIRP, Vol 10, No 1, p.197
- [8] W.A.Kline, R.E.DeVor, 1983, "The Effect of Runout on Cutting Geometry and Forces in End Milling", Int.J.MTDR, Vol.23, No.2, pp.123-140
- [9] L.Kops and D.Vo, 1990, "Determination of the Equivalent Diameter of an End Mill based on Its Compliance", Ann. CIRP, Vol.39, No.1, pp.93-96
- [10] Y.Fujii and H.Iwabe, 1983, "Cross Sections and Flexural Rigidity of Helical End Mills", JSPE, Vol.49, No.6, pp.45-50
- [11] J.Tlusty and M.Elbestawi, 1979, "Constraints in Adaptive Control with Flexible End mills", Ann. CIRP, Vol 28, No 1, pp.253-255