

윤곽밀링시 공구변형에 의한 절삭표면 형상의 예측

서태일*, 조명우**

Prediction of the Milled Surface Shapes Considering Tool Deflection Effects in Profile Milling Process

Tae-Il Seo* and Myeong-Woo Cho**

ABSTRACT

In this paper, we present the methods to predict the milled surface shapes in profile milling process. In the cutting process, tools are deflected due to the cutting forces varying with the imposed depth of cut and feedrate. Thus, the final shapes of the milled surface, generated by the nominal tool trajectory, are different from the required profile. In order to predict the milled surface shapes, we present two methods based on: (1) the deflected tool profile and (2) the trace of contact point between the tool and the workpiece. In the first method, we make an assumption that the milled surface corresponds to the deflected tool profile. In another method, we make an assumption that the milled surface is generated by the trace of the contact point between the cutting edge of the tool and workpiece. We present the surface generation process by calculating the trajectory of the contact points on the workpiece. Several simulations and experiments are performed to verify the proposed milled surface prediction methods.

Key Words : Profile Milling(윤곽밀링), Tool Deflection(공구변형), Milled Surface Prediction(절삭표면 예측), Cutting Force(절삭력)

1. 서론

현재 산업현장의 기계가공분야에 있어서 CNC 공작기계를 포함한 생산자동화 시스템의 중요성은 날로 증가하고 있으며, 이의 효율적인 운영을 위한 CAD/CAM 시스템의 역할 또한 그 중요성이 날로 증대되고 있다. 이러한 시스템의 가장 큰 목적은 CAD/CAM 시스템과 CNC 공작기계의 통합 이용을 통하여 수작업에 의한 오류발생의 가능성을 감소시킴과 동시에 생산시간의 단축 및 생산제품의 품질을 향상시킴으로써 생산성의 극대화를

달성하는데 있다. 하지만, 실제의 경우에는 통상적인 CAD/CAM 시스템이 고려하지 않은 다양한 오류발생 요인에 의하여 원하는 형상을 얻지 못하는 경우가 발생한다. 이러한 오류발생의 원인으로는 공구의 변형 및 진동, 공작기계의 오차와 변형, 공작물의 변형 등 다양한 요인이 존재하고 있다. 이러한 요인들 중에서 공구의 변형은 절삭깊이 및 공구의 이송속도와 깊은 연관을 갖고 있다. 공구 이송속도(feedrate)를 증가시키면 생산성의 증가로 이어질 수 있으나, 이로 인한 공구와 공작물 사이에 발생하는 절삭력의 증가는 공구 변형량의 증가

* 인하대학교 기계기술공동연구소

** 인하대학교 기계공학과

를 초래하기 때문에 정확한 절삭표면을 얻을 수 없게 된다. 복잡한 형상을 가진 금형가공의 경우, 공작물과 주축의 충돌을 피하기 위하여 필요로 하는 직경에 비하여 상대적으로 길이가 긴 형상의 공구를 사용하여야 하며, 이러한 경우에 공구의 변형은 가공된 공작물 표면에 오차를 발생시키는 중요한 요인으로 대두된다. 또한, 고속가공(high speed machining)에서도 공구의 변형은 이송속도와 서로 상반되는 관계에 놓이게 된다.

이러한 문제를 다룬 연구는 주로 실시간 자동 제어(real-time control) 개념에 바탕을 두고 있으며, 적응제어 이론(adaptive control theory)을 이용하여 절삭가공시 발생하는 절삭력이 일정한 값을 초과하지 않도록 이송속도를 제어하는 접근방법에 대한 연구가 이루어져 왔다^{1,2)}. 그러나, 적응제어에 의한 접근방법은 실시간 제어를 위한 각종 측정기기 및 센서가 요구되고, 또한 절삭가공 중에는 표면오차의 정확한 측정이 불가능하므로 이송속도를 제어하기 위한 입력정보로만 절삭력을 이용한다.

본 연구에서는 절삭력의 변화에 의한 공구의 변형량을 예측하고, 이를 기반으로 윤곽가공시 공구의 변형에 의하여 발생하는 절삭표면의 형상변화를 예측하는데 목적을 두고 있다. 이러한 연구 결과는 기존의 실시간 제어에 기반을 둔 접근방식 대신에 오프라인 상태에서 공구의 궤적을 적절하게 수정하여 절삭표면의 오차를 최소화하는데 적용될 수 있다.

공구 변형량의 계산을 위해서는 필연적으로 절삭력의 예측이 선행되어야 하며, 이러한 절삭력 예측을 위한 모델링에 관한 많은 연구가 이루어져 왔다. 여러 가지 모델링 방법 중에서 본 연구는 Kline 과 DeVor 의 절삭력 예측 모델링 방법^{3,5)}을 이용하여 공구 변형량을 예측하였으며, 이 방법은 절삭력과 관련된 다양한 형태의 필수적인 정보(집중력, 분포력, 작용점)를 제공하여 준다. 이 모델은 K_T 와 K_R 이라는 특성계수(specific coefficient)를 바탕으로 하고 있으며, 특성계수 K_T , K_R 은 절삭된 미소칩의 단위면적과 이에 작용하는 절삭력과의 비례관계를 나타낸다. 일련의 절삭실험을 통하여 특정한 공구와 공작물 재료에 대하여 특성계수 K_T 와 K_R 의 값을 세 가지 절삭조건, 측면 절삭깊이(radial depth of cut) E_R , 축방향 절삭깊이(axial depth of cut) E_A , 그리고 단위당날 공구의 이송속도(feed rate per tooth) A_D 의 함수로 특성화될 수 있으

며, 이로부터 어떠한 방향의 절삭력 성분도 계산될 수 있다.

절삭력 성분이 계산되면, 이를 이용하여 공구의 변형량을 예측할 수 있다. 공구의 변형을 계산하는 방법은 유한요소법(finite element method)에 의한 방법과 외팔보 모델(cantilever beam model)^{6,7)}에 의한 방법 등이 있으나, 본 연구에서는 신속한 계산결과 도출을 위하여 후자의 방법이 사용되었다. 이 방법에서 집중 절삭력(concentrated cutting force)은 특성계수 K_T 와 K_R 을 바탕으로 계산된 분포 절삭력(distributed cutting force)의 합으로 구해지고, 모멘트 균형을 이루기 위한 작용점(application point)과 함께 공구 변형량의 계산에 이용된다. 윤곽가공에 사용되는 엔드밀(end-mill)은 복잡한 형상을 가지고 있기 때문에, 본 연구에서는 절삭력에 의한 변형량을 계산하기 위하여 공구를 단순한 원통모양으로 가정하였으며, 이때 발생하는 계산결과와 부정확성을 개선하기 위하여 공구의 유효직경(equivalent diameter) 개념을 도입하였다⁴⁾. 유효직경은 외팔보 모델에 의해 계산된 공구 변형량이 실제 발생하는 값과 유사하도록 정의되며, 공구의 나선홈(flute) 부분의 영향에 의하여 실제 직경보다 작은 값으로 구해진다.

본 연구에서는 앞에서 언급한 절삭력 모델과 공구변형 모델을 기반으로 하여 윤곽가공시에 공구의 이송과 변형에 의하여 생성되는 가공면의 형상 예측방법을 제안하였으며, 적절한 시뮬레이션과 실험을 통하여 제안된 방법의 결과를 검증하였다.

2. 절삭표면 형상의 예측

본 연구에서는 두 가지의 절삭표면 예측방법의 비교가 수행되었다. 첫번째 방법은 절삭표면은 변형된 공구의 형상과 동일하게 생성된다는 가정하에 수행되는 방법으로, 계산과정이 단순하다는 장점이 있다. 두 번째 방법은 공구측면의 절삭날과 공작물 사이에 존재하는 접촉점(contact point)의 궤적에 대한 분석을 기반으로 하는 방법이며, 접촉점에 의해 절삭표면이 생성된다는 가정하에 수행된다. 이 경우 공구의 회전위치(angular position)의 변화, 즉 회전에 따라 변화하는 절삭력의 영향을 고려하여야 한다. 따라서, 이들 두 가지 방법에 의하여 절삭력에 의한 공구의 변형이 절삭표면에

미치는 영향을 예측하기 위하여 다음과 같이 시뮬레이션을 수행하였으며, 이를 실험을 통하여 검증하였다.

2.1 변형된 공구형상에 의한 절삭표면 예측

이 방법은 생성된 절삭표면이 절삭력에 의해 변형된 공구의 형상과 동일하다는 가정을 바탕으로 하고 있다. 공구변형에 의한 절삭표면의 형상 예측을 위하여 원통형 공작물의 원호부분을 직선으로 절삭가공하는 경우에 대하여 시뮬레이션이 수행되었다. Fig. 1에 시뮬레이션에 사용된 예제의 절삭조건과 대상 공작물의 기하학적 형상을 나타내었으며, 사용된 공구는 직경 6mm, 사용길이 30mm, 나선각 30°, 4 개의 날을 갖는 엔드밀이다. 공구의 회전속도는 1250rpm이며, 공구날당의 이송속도는 0.02mm로 설정되었다. 그림에 나타낸 바와 같이 공칭 공구궤적(nominal tool trajectory)은 직선이지만 공작물의 초기 형상에 의하여 측면 절삭깊이는 공구의 위치에 따라 0mm부터 4mm까지 변화한다.

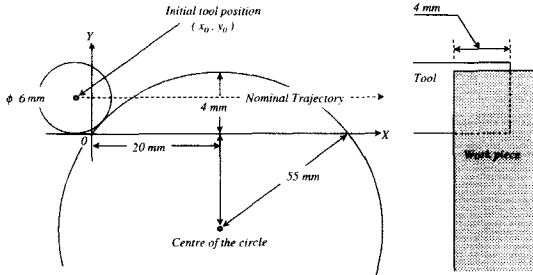


Fig. 1 Cutting conditions and geometrical form of workpiece

절삭력 계산을 위한 특성계수 K_T 와 K_R 값을 구하기 위하여 일련의 절삭실험이 수행되었다. 특성계수 K_T 와 K_R 값은 실험에 의하여 측면 절삭깊이 E_R , 축방향 절삭깊이 E_A 와 공구의 이송속도 A_D 를 변수로 하는 다항식 형태의 함수로 표현된다. 동일한 절삭조건(E_R, E_A, A_D) 하에서도 공구의 회전위치에 따라 공구에 걸리는 절삭력이 변화하기 때문에, 절삭표면의 예측을 위하여 평균적인 공구의 변형량을 고려하여야 한다. 따라서, 변형된 공구의 형상을 결정하기 위하여 공구의 회전위치 변화에 대한 평균 절삭력을 구하였다. Fig. 2는 상기의 방

법으로 절삭표면이 예측되었을 때의 시뮬레이션 결과이다.

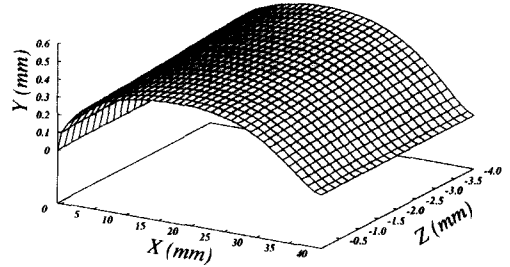


Fig. 2 Milled surface predicted by the deflected tool profile

2.2 접촉점의 거동에 의한 절삭표면 예측

일반적인 엔드밀은 복잡한 기하학적 형상을 가지고 있으며, 또한 공구는 회전과 이송에 의해 이동하며 절삭을 수행하기 때문에, 보다 정확하게 절삭표면을 예측하기 위해서는 단순히 변형된 공구의 형상을 이용하여 표면을 예측하는 방법은 적합하지 않다. 따라서, 본 연구에서는 공작물과 공구날 사이에 존재하는 접촉점의 거동을 분석하여 공구의 변형에 의하여 생성되는 절삭표면 예측 방법이 사용되었다.

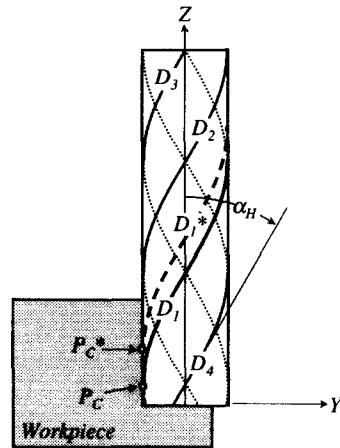


Fig. 3 Contact points between a flute and the workpiece

Fig. 3는 공구의 날이 평면(YZ 평면)에 투영된 형상을 보여주고 있으며, 투영된 공구날(cutting edge)의 기하학적 형상은 다음과 같은 삼각함수

곡선(sinusoidal function curve)으로 표현될 수 있다.

$$Y_n = R \cdot \sin \frac{2\pi}{T} \left\{ z - \frac{(n-1)T}{N_D} \right\} \quad (1)$$

where $n = 1, 2, \dots, N_D$

여기서 Y_n 은 n 번째 공구날의 투영된 프로파일이고, T 는 공구의 나선부의 리드(lead)값과 동일한 삼각함수(sinusoidal function)의 주기이다. R 은 공구의 반경이고, N_D 는 날의 갯수이다. 식(1)은 T/N_D 의 위상차를 갖고 있는 N_D 의 삼각함수의 곡선을 나타내고 있으며, 공구의 나선각(helix angle) α_H 와 주기 T 는 다음과 같은 관계를 갖는다.

$$T = \frac{2\pi R}{\tan \alpha_H} \quad (2)$$

Fig.3에 공구날과 공작물 사이에 존재하는 접촉점이 나타나 있다. 여기에서 곡선 D_i ($i=1, 2, 3, 4$)는 윤곽가공에 참여하는 각각의 공구날을 표시하며, P_C 는 곡선 D_i 이 공작물과 만나는 접촉점을 표시하고 있다. 만일 곡선 D_i 이 공구의 회전과 이송에 의해 D_i^* 로 움직이면, 접촉점 P_C 는 P_C^* 로 이동하게 되며, 이에 따라서 접촉점은 P_C 와 P_C^* 가 이루는 선분을 따라 이동한다. 이 때, 선분($P_C P_C^*$)는 공구의 축과 평행인 수직평면을 포함한다고 가정하였으나, 실제로 선분($P_C P_C^*$)는 공구의 축방향과 정확히 평행을 이루지는 않으며, α_M 의 경사각으로 기울어져 있다. 이 경사각 α_M 은 다음과 같이 계산될 수 있다.

$$\alpha_M = \text{Arc tan} \left(\frac{f \cdot \tan \alpha_H}{2\pi \cdot R \cdot V_R} \right) \quad (3)$$

여기서 f 는 공구의 이송속도이고, V_R 은 공구의 회전속도이다.

그러나, 공구의 변형을 고려한다면 접촉점은 더 이상 선분($P_C P_C^*$) 위에 존재하지 않게 되며, 공구의 회전위치에 따라 변화하는 공구의 변형량에 의해 그 위치가 결정된다. 따라서, 절삭표면의 형상은 공구의 회전에 따라 변화하는 접촉점의 거동이 공작물에 남기는 궤적에 의하여 형성된다고 볼 수 있다.

이들 접촉점의 궤적이 Fig. 4에 표현되어 있다. 그림에서 보는 바와 같이, 축 Z 는 절삭하고자 하는 윤곽형상이며, 공구의 변형에 의하여 형성되는 가공면의 형상은 공구와 공작물과의 접촉점의 연속적인 궤적에 의하여 형성된다. 여기에서, 공구의 변형에 의하여 형성되는 두개의 접촉점 (P_C)₁과 (P_C)₂를 고려하면, (P_C)₁과 (P_C)₂의 위치는 공구의 회전위치가 ϕ_1 일때 축방향 위치 z_1 에서의 공구 변형량 $\delta(z_1, \phi_1)$ 와, 공구의 회전위치가 ϕ_2 일때 축방향위치 z_2 에서의 공구 변형량 $\delta(z_2, \phi_2)$ 에 의하여 결정된다. 이 때, 공구의 회전위치 ϕ 와 축방향 위치 z 는 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$z = \frac{R}{\tan \alpha_H} \phi \quad (4)$$

따라서, 접촉점이 Z 축 방향을 따라 이동한 위치 z 는 공구의 회전위치 ϕ 의 함수형태로 표현될 수 있으며, 공구의 변형에 의하여 형성되는 가공표면의 형상을 결정하는 접촉점의 궤적은 공구의 회전위치 ϕ 만을 변수로 하는 함수형태로 표현할 수 있게 된다.

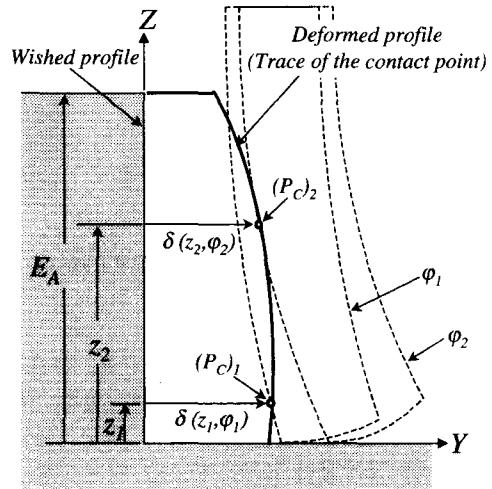


Fig. 4 Trace of contact points

여기에서, 만일 $T/N_D \leq E_A$ 이라면, 절삭표면의 형상은 두개 이상의 접촉점에 의하여 형성되며, Fig. 5에 두개의 접촉점에 의하여 절삭표면의 형상이 결정되는 경우를 나타내었다. 그림에서 P_1 과

P_2 는 연속된 두개의 공구날에 의하여 발생하는 접촉점이며, 접촉점 P_1 은 0 부터 T/N_D 사이의 구간 내에서, 접촉점 P_2 는 T/N_D 로부터 E_A 까지의 구간 내에서 공구의 회전과 이송에 의하여 동시에 이동한다. P_1 과 P_2 의 궤적은 Fig. 5에서 나타낸 바와 같이 곡선 TR_1 과 TR_2 으로 구성된 불연속 곡선이다. 이 때, 측면 절삭깊이 E_R 과 이송속도 A_D 가 일정할 경우, 곡선 TR_1 과 TR_2 는 공구의 이송방향을 따라 동일한 형태로 반복하여 나타난다 (TR_1^* 와 TR_2^* 는 각각 TR_1 과 TR_2 의 연속된 접촉점의 궤적을 나타낸다).

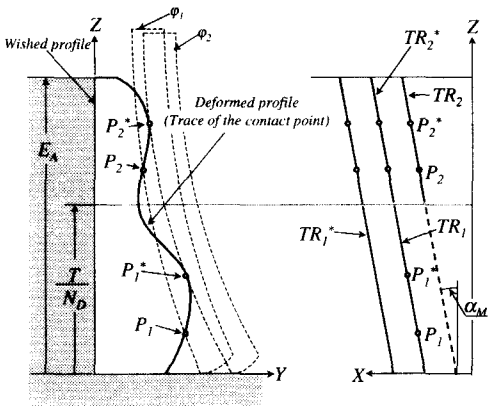


Fig. 5 Traces of 2 contact points by considering the tool deflection

실제로, 접촉점 P_1 은 TR_1 을 따라 T/N_D 에 이를 때 까지 이동하고, 이 경계를 지난 후 P_1 은 다시 TR_2^* 를 따라 이동하게 된다. 결국 TR_1 과 TR_2^* 는 하나의 공구날에 의해 형성되는 연속적인 하나의 곡선을 이루게 된다. 이들 곡선의 경사각 α_M 은 본 연구에서 사용된 절삭조건에 비하여 미소하므로 무시할 수 있다 ($R = 3mm$, $V_R = 1250rpm$, $A_D = 0.02mm/tooth$, $\alpha_H = 3^\circ$ 일 경우 α_M 은 0.14°). 따라서, 절삭표면의 형상은 이들 접촉점의 궤적을 나타내는 곡선의 집합으로 형성된다고 볼 수 있다.

이러한 접촉점의 거동분석에 기반을 둔 절삭 표면 예측방법을 다음과 같이 단계별로 나타내었다.

1. 절삭가공 중 공구의 공칭위치에 대하여 세 가지 절삭조건, 측면 절삭깊이 E_R , 축방향 절삭깊

이 E_A , 단위날당 공구의 이송속도 A_D 를 결정한다.

2. 결정된 이들 절삭조건에 대하여, 공구의 회전위치 ϕ 에 따라 변화하는 공구의 변형량에 의하여 형성되는 연속적인 접촉점의 궤적을 예측한다. 이때, 접촉점은 하나의 날에 의하여 결정되며, XZ 평면에서 X 축과 수직인 관계에 있다(cf. Fig. 5).
3. 각각의 분할된 공칭 공구위치에 대하여 상기의 방법으로 접촉점의 궤적을 예측하고, 이들의 집합으로 절삭표면을 형성한다.
4. 이렇게 예측된 절삭표면은 공구의 회전위치 ϕ 의 함수로 표현되는 공구의 변형량에 의한 표면오차를 정량적으로 예측할 수 있게 하여준다.

제시된 접촉점의 궤적분석을 통한 표면예측 방법의 검증 및 고찰을 위하여 여러 개의 상이한 절삭조건 하에서 절삭표면 예측 시뮬레이션을 수행하였으며, Fig. 6는 결과로 얻어진 다양한 형태의 절삭표면 형상을 보여주고 있다. 여기에서 Z 축과 평행한 점선($x = 0$)은 공칭 윤곽(nominal profile), 즉 가공하고자 하는 프로파일이다. 이들은 $E_A = 4mm$, $A_D = 0.02 mm/tooth$ 이고 E_R 이 0 부터 6mm 까지 0.5mm 간격으로 변화할 때의 예측된 프로파일이며, 시뮬레이션 결과로 주어진 절삭조건에 따라 접촉점이 다양한 형태의 궤적을 형성한다는 것을 알 수 있다.

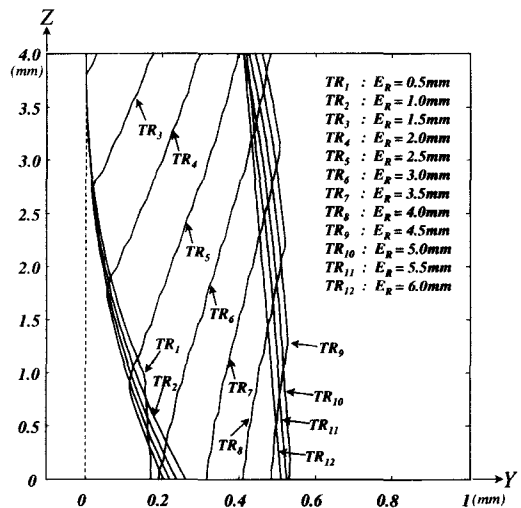


Fig. 6 Deformed profiles with respect to E_R

또한, 시뮬레이션 결과로 공구축을 따라 변화하는 공구 변형량에 의한 오차를 예측할 수 있으며, 본 연구에서는 $E_R = 6\text{mm}$ 일 경우(프로파일 TR_{12})와 $E_R = 3\text{mm}$ 일 경우(프로파일 TR_6)에 형성되는 대표적인 두 개의 절삭표면 형상에 대하여 다음과 같이 비교하였다.

프로파일 TR_{12} 의 경우에 발생하는 절삭력은 프로파일 TR_6 의 경우보다 크기 때문에 프로파일 TR_{12} 의 전체적인 오차량도 프로파일 TR_6 의 경우보다 크다. 그러나, 프로파일 TR_6 의 경우 최고오차와 최소오차의 간격을 보면 프로파일 TR_{12} 의 경우보다 크게 형성되는 것을 알 수 있다(cf. Fig. 6). 각각의 프로파일들은 서로 다른 경사각도를 이루고 있으며, 프로파일 TR_{12} 는 $z = 4\text{mm}$ 일 경우와 $z = 0\text{mm}$ 일 경우와의 오차의 차이가 0.1mm 이지만, 프로파일 TR_6 는 0.3mm 이다. 따라서, 적절한 공구 궤적의 수정을 통하여 절삭표면의 오차를 보정한다 하여도 이러한 최대오차와 최소오차 사이의 간격은 동일하게 발생한다고 볼 수 있기 때문에 이러한 사실을 반드시 고려하여야 한다.

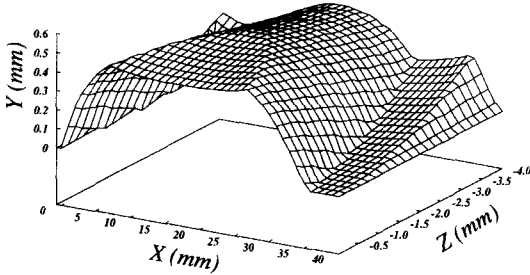


Fig. 7 Milled surface predicted by the contact point

다음으로 원통형 공작물(cf. Fig. 1)에 대한 윤곽 가공의 결과로 생성된 절삭표면을 제시된 방법에 의하여 예측한 결과를 Fig. 7에 도시하였다. 그림에서 보는 바와 같이 예측된 절삭표면은 Fig. 2에 나타낸 절삭표면에 비하여 복잡한 형상의 절삭표면이 형성된 것을 알 수 있다. 이 결과는 후자의 방법이 보다 정확한 절삭표면의 형상예측을 가능하게 한다는 것을 보여 주고 있다.

시뮬레이션의 결과를 실험적으로 검증하기 위하여 실제 절삭가공을 수행하고 그 표면을 측정하였다. 이 때, 4개의 다른 측면 절삭깊이($E_R = 1, 2, 3, 4\text{mm}$)와 함께 시뮬레이션과 동일한 축방향 절삭

깊이와 이송속도가 선정되었다. 공구의 변형량을 계산하기 위하여 공구를 원통형으로 단순화하여 외팔보 모델(cantilever beam model)을 적용하였으며, 외팔보 모델이 갖고 있는 형상의 단순화에 의한 부정확성을 보완하기 위하여 공구의 유효직경(equivalent diameter) 개념을 도입하였다.

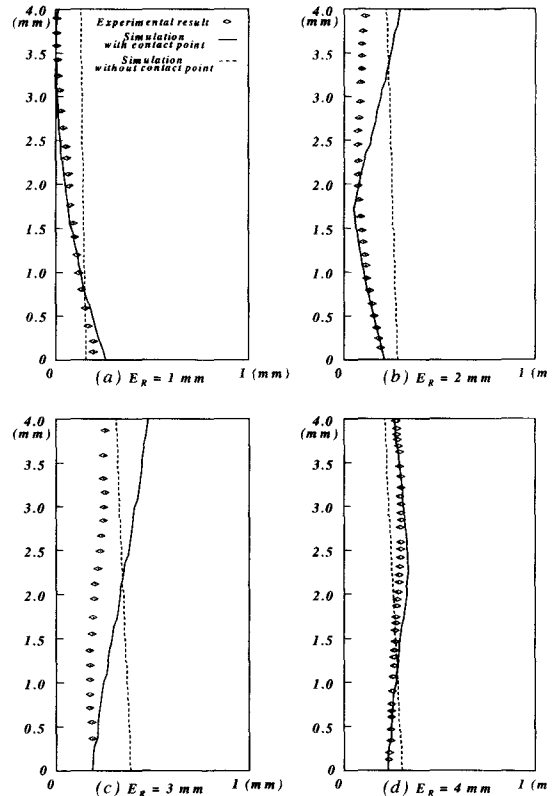


Fig. 8 Results of simulations and tests

실험의 결과를 Fig. 8에 나타내었다. 그림에서 Fig. 8-(a), -(b), -(c), -(d)는 본 연구에서 사용된 두 가지의 절삭표면 예측방법의 결과를 동시에 보여 주고 있다. 그림에서와 같이 $E_R = 1\text{mm}$ 일 경우(cf. Fig. 8-(a))에 접촉점의 궤적계산에 의한 절삭표면의 예측결과는 실제의 표면과 매우 유사하다. $E_R = 2\text{mm}$ 일 경우(cf. Fig. 8-(b)) 접촉점에 의한 예측표면은 실제의 표면과 비교하면 상부에서 다소의 차이가 있는 것을 알 수 있으나, 절삭표면의 전체적인 오목한 기하학적 형상은 접촉점의 궤적에 의해 양호하게 예측된 것을 알 수 있다. $E_R = 3\text{mm}$ 일 경

우(cf. Fig. 8-(c))에도 시뮬레이션 결과는 역시 작은 차이가 발생하였으나, 절삭표면의 경사방향이 양호하게 예측된 것을 알 수 있다. 또한, $E_R = 4\text{mm}$ 일 경우(cf. Fig. 8-(d))에는 볼록한 형상과 함께 실제의 표면과 매우 흡사한 형태의 절삭표면이 예측된 것을 알 수 있다. 따라서, 실험을 통하여 실제 형성된 가공면의 형상을 측정해본 결과, 접촉점의 궤적을 연속적으로 계산하여 절삭표면의 형상을 예측하는 방법이 더 좋은 결과를 보이는 것을 확인할 수 있으며, 특히 절삭표면의 기하학적 형상은 이 방법을 통하여 정확히 예측된다는 것을 알 수 있다.

3. 결론

본 연구의 목적은 엔드밀을 이용한 윤곽가공에서 절삭력에 의하여 공구가 변형되었을 때 실제로 형성된 절삭표면의 형상을 예측하는 데 있다. 따라서 이를 위하여 본 연구에서는 두 가지 접근방법이 제시되었다.

첫번째 방법은 절삭표면이 공구의 변형된 전체 형상에 의하여 생성된다고 하는 가정을 바탕으로 한 접근방법이다. 이 방법은 계산과정이 단순해 진다는 장점은 있으나, 실제의 절삭가공의 물리적 현상은 이러한 단순한 방법으로 설명하기는 매우 어렵다. 실제의 절삭가공에서는 공구의 날이 공작물의 표면에서 회전과 이송에 의해 궤적을 남기게 되며, 이러한 흔적들의 집합이 최종 가공된 절삭표면의 형상을 이룬다. 본 연구에서는 이러한 개념을 바탕으로 접촉점의 궤적계산 개념을 도입하였다. 따라서, 본 연구에서는 두 번째로공구의 날과 공작물 사이에 존재하는 접촉점을 정의하고, 공구의 이송과 회전에 의한 절삭력의 변동이 초래하는 공구의 변형량과 이에 따른 접촉점의 궤적을 동시에 고려하여 전체 절삭표면의 형상을 예측하는 방법을 제시하였다.

제시된 두 가지 접근방법의 타당성을 검증 및 고찰하기 위하여 원통형 공작물을 예제로 선택하여 시뮬레이션을 수행하였다. 또한 실험적 방법의 검증을 위하여 측면 절삭깊이가 다른 4 가지 경우에 대하여 절삭표면을 예측하고 실제 가공된 표면과 비교 검토하였다. 실험결과와 시뮬레이션 결과의 비교분석에서 접촉점에 의한 절삭표면예측이 상대적으로 더 정확한 결과를 제공해 주는 것을

알 수 있었으며, 특히 실험의 결과로 측면 절삭깊이에 따라 변화하는 절삭표면의 형상을 정확하게 예측할 수 있음을 알 수 있었다.

참고문헌

1. B.K. Fussell and K. Srinivasan, "An Investigation of the End Milling Process Under Varying Machining Conditions," Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry, Vol.111, pp.27-36, 1989.
2. S. Qian, "Automatic Feed-Rate Control Command Generation - A Step towards Intelligent CNC," Computer in Industry, Vol.23, pp. 199-204, 1993.
3. W.A. Kline, R.E. Devor and I.A. Shareef. "The Prediction of Surface Accuracy in End Milling," Transactions of the ASME, vol.104, pp.272-278, August 1982.
4. L. Kops and D.T. Vo. "Determination of the Equivalent Diameter of an End Mill based on its Compliance," Annals of CIRP, vol.39/1, pp.93-96, 1990.
5. R.E. DeVor, W.A. Kline and W.J. Zdeblick. "A Mechanistic Model for the Force System in End Milling with Application to Machining Airframe Structures," 8th North American Manufacturing Research Conference, vol.8, pp.297-303, may 1980.
6. J. Tlustý and P. McNeil. "Dynamics of Cutting Forces in End Milling," Annals of CIRP, vol. 24/1, pp. 21-25, 1975.
7. E.J.A. Armarego and N.P. Deshpande. "Force Prediction Models and CAD/CAM Software for Helical Tooth Milling Processes : 3. End Milling and Cutting Analyses," International Journal of Production Research, vol. 32, no. 7, pp. 1715-1738, 1994.