論文 한국공작기계학회지 제9권 제4호 2000. 8
Journal of the Korean Society of Machine Tool Engineers

자율가공 시스템을 위한 가공면 오차보상에 관한 연구

서태일*, 조명우**

Study of Machined Surface Error Compensation for Autonomous Manufacturing System

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

Abstract

The main goal of our research is to compensate the milled surface errors induced by the tool deflection effects, which occur during the milling process. First, we predict cutting forces and tool deflection amount. Based on predicted deflection effects, we model milled surface shapes. We present a compensation methodology, which can generate a new tool trajectory, which is determined so as to compensate the milled surface errors. By considering manufacturing tolerance, tool path compensation is generalized. To validate the approaches proposed in this paper, we treat an illustrative example of profile milling process by using flat end mill. Simulation and experimental results are shown.

Key Words : CAD/CAM, Flat-end Milling, Cutting Force (절삭력), Tool Deflection (공구변형), Surface Error Compensation (표면오차보상), Tool Path (공구경로)

1. 서 론

생산자동화 기술은 모든 산업의 제조경쟁력 향상에 적용되어 국내기술 수요가 급증하고 있다. 특히 CNC 공작기계를 이용한 기계요소 및 금형가공은 그 필요성이 날로 증가하고 있다. 현재 절삭가공을 위한 단계로는 설계, 가공, 측정 및 검사 등 모듈간의 상호 유기적인 관계가 불분명하여 설계, 가공 및 측정정보의 공유가 이루어지지 않고 있다. 이는 실제 가공에서 예기치 못한 가공오차가 발생하고 이를 능동적으로 대처하기가 용이하지 않다. 이런 문제점을 극복하기 위하여 자율가공 시스템(Autonomous Manufacturing System)의 개발요구가 대두되고 있다. 자율가공 시스템이란 CNC 제어장치의 정보처리기능을 고도화하고 작업준비, 가공, 검사, 운반 등의 생산모듈과 가공대상이 되는 공작물의 서로 자율적인 의사결정능력을 보유하면서 서로 분산협조제어가 이루어지도록 하여 예기치 못한 이상상태에서도 지역적인 대처가 가능한 고기능 시스템을 말한다. 자율가공 시스템의 개발을 위하여, 가공과정 측면에서 볼 때 발생할 수 있는 예기치 못한 가공오차의 외란적 요인의 고려가 요구된다. 이들 요인이 고

* 인하대학교 기계기술공동연구소
** 인하대학교 기계공학과

려된 공정계획의 수립은 자율가공을 위한 하나의 중요한 부분이 된다.

오늘날 상용 CAD/CAM시스템을 사용한 CNC 가공에서는 공작물의 기하학적 형상정보를 가지고 있는 CAD데이터로부터 가공을 위한 CAM 데이터를 생성하여 사용하고 있다. 이 때, CAM시스템에서 미쳐 고려되지 않은 다양한 외란 요소들로 인하여 초기에 원했던 형상과는 다른 절삭결과가 발생할 가능성이 있다. 특히, CNC공작기계에 과도한 절삭조건을 요구하는 경우, 절삭력에 의한 공구의 변형은 절삭표면에 오차를 발생시키는 중요한 요인으로 대두된다. 특히 복잡한 형상의 자유곡면을 포함한 금형가공의 경우, 공구와 재료의 충돌을 피하기 위하여 긴 슬랜더(slander) 형태의 공구를 사용하여야 하며, 이 경우 공구의 길이가 직경보다 상대적으로 훨씬 길게 되어 공구 변형량이 무시될 수 없는 외란요소가 된다. 사실 가공기의 강성에 따른 변형요소도 존재하지만 이 경우에는 공구변형이 상대적으로 절삭오차의 발생요인으로 크게 대두된다. 공구 변형량에 의한 표면오차의 감소를 위한 기존 연구는 주로 적응제어법(Adaptive control theory)에 의한 실시간 제어를 이용하여 과도한 절삭력이 발생하지 않도록 이송속도를 최적화하는데 집중되어 왔다. 그러나, 이러한 방법은 실시간에 공구변형량을 측정하는 것이 어렵기 때문에 절삭력의 측정을 통하여 이송량을 조절하므로 정확한 표면오차의 보상이 용이하지 않고, 고가의 측정장비가 필요하게 된다. 또한 절삭력을 적절히 조정하기 위하여 이송속도를 최적화할 경우 생산성의 저하를 야기하게 된다. 따라서, 본 연구에서는 이러한 기존 접근방법의 단점을 보완하기 위하여 절삭가공 이전에 공구경로를 적절히 재구성함으로써 가능한 최대 이송속도를 유지함과 동시에 표면오차를 최소화하는 방법을 제시한다.

본 연구의 궁극적 목적은 절삭가공시 발생하는 공구의 변형을 고려한 새로운 공구경로의 설계에 있으며, 이를 구현하기 위하여 오프라인 형태의 새로운 모듈을 설계하여 CAD/CAM 시스템에서 생성된 공구의 경로를 수정하여 공구변형에 의한 가공물의 표면오차를 감소시키는데 목적을 두고 있다. 이는 자율가공 시스템 개발을 위한 선행과제로서 지능형 가공공정계획모듈의 기초연구이다. 본 연구에서는 공구경로의 수정을 위하여 먼저 절삭력에 의한 공구의 변형량을 계산하고, 이에 의한 표면오차 발생의 변화를 해석하였으며, 이를 근거로 새로운 공구경로를 생성하는 알고리즘을 제시하였다. 본 연구에서 제시한 접근방법을 실험적으로 검증하기 위하여 Flat end mill을 이용한 윤곽가공의 경우를 실험예제로 선정하였다. 기존에 이용되고 있는 방법들과 본 연구에서 제시한 방법론과의 비교를 통하여 공구경로 재구성에 의한 표면오차보상이 제시하는 효율성을 검증한다. 시뮬레이션 결과를 검증하기 위하여 실제 절삭가공을 실행하였으며, 그 결과 주어진 허용공차를 만족하는 오차보상을 실험적으로 증명한다.

2. 절삭력의 예측

공구의 변형에 의한 표면오차를 보상하기 위한 새로운 공구궤적의 생성은 절삭가공의 역학적 해석에 바탕을 두고 있으며, 이를 기초로 공구변형에 의한 표면오차의 변화를 예측하여야 한다. 공구의 변형은 절삭가공시 발생하는 절삭력에 기인하므로, 우선 절삭력의 정확한 예측이 요구된다. 본 연구에서는 Kline[1,3]이 제시한 절삭력 예측 모델링 방법을 사용하였다. 이 모델은 특정한 절삭공구와 절삭재료의 조합에 대해 실험적으로 절삭특성이 결정되어지고, 그 특성이 결정되어진 절삭 조건 범위 내에서 다양한 형태의 절삭력 예측이 가능하다는 특성을 가지고 있다.

Table 1 Cutting conditions

공구직경	6 mm
공구의 헬릭스각	30°
공구 유효 길이	30 mm
공구날 갯수	4 개
공구 재질	HSCo(80%Co)
절삭 재료 재질	Middle steel
공구 회전 속도	1250 RPM
절삭 모드	Down milling

본 연구에서는 Table 1에서 정의된 절삭공구(Flat end mill)와 재료를 사용하였으며, 일련의 절삭실험을 바탕으로 절삭력 모델링이 수행되었다(Appendix 참조). 이에 의하여 임의의 방향에 따른 분포 절삭력과 집중 절삭력의 계산이 가능해졌다. 이들 절삭력은 세가지 절삭조건 즉, 측면 절삭 깊이(Radial depth of cut), 축방향 절삭 깊이(Axial depth of cut) 와 공구 이송 속도(Feed rate)에 의하여 결정된다. 또한 집중 절삭력이 작용하는 작용점(Force center)은 분포절삭력에 의해 발생하는 휨모멘트(Bending moment)와 등가인 모멘트가 발생하도록 결정된다.

3. 표면오차의 예측

본 연구에서 공구의 변형량 계산은 단순 지지보 모델(cantilever beam model)을 사용하였으며, 계산상의 편리를 위하여 공구의 복잡한 형상은 실린더로 단순화되어 사용되었다. 이로 인한 계산결과의 오류를 보정하기 위하여 공구의 유효직경(equivalent diameter) 개념[4]이 사용되었다. 유효직경은 단순 지지보 모델에 의해 계산된 공구 변형량이 실제 값과 유사하도록 공구의 공칭직경(nominal diameter)보다 작은 값으로 정의된다. Kops[4]는 정적상태의 실험을 통하여 4개의 날이 있는 Flat-end mill의 경우 공칭직경의 80%가 되는 원통의 변형값이 등가임을 제시하였다. 따라서 본 논문에서는 복잡한 형상의 절삭공구를 공칭직경의 80%가 되는 원통으로 모델링하고, 예측된 집중절삭력이 작용하는 경우에 단순 지지보 모델을 적용하여 공구변형량을 계산하였다.

일반적으로 절삭가공 후에 얻어지는 표면의 실제 표면오차는 변형된 공구의 형상과는 일치하지 않는다. 이것은 공구의 나선 부분의 특정한 부분만이 절삭에 참여하고, 그에 따라 절삭력이 변동하기 때문이다. 따라서, 정확한 표면오차(surface error)를 예측하기 위하여서는 공구변형의 영향 하에서 절삭날과 재료와의 상대적 운동이 해석되어야 한다.[2,7] 본 연구에서는 구체적으로 공구날과 절삭재료 사이에 존재하는 접촉점(contact point)에 의해 절삭표면이 생성된다는 가정하에 접촉점의 흔적을 관찰하여 표면오차를 예측하는 방법을 사용하였다. 또한 공구의 각위치(angular position)의 변화에 따라 절삭력이 변화하기 때문에 이의 영향을 고려하여야 하며, 최종적으로 재료에 남는 접촉점의 흔적은 공구날과 만나는 임의의 단면을 정의함으로써 해석할 수 있다.

4. 공구경로의 보상

공구 변형을 고려한 공구 궤적 보상의 어려움은 공구궤적의 변화에 따라 절삭조건이 변화하는데 있다. 매순간 절삭력과 공구 변형량의 재계산이 필수적으로 요구되며, 따라서 이를 포함한 반복 계산 알고리즘이 필요하다.[6]

공구궤적 보상을 위한 Lo[5]의 연구는 단순히 초기 공구 변형량만을 고려한 새로운 공구 궤적 구축에 중심을 두고 있다. 따라서 보정된 공구 궤적은 순간 공구 위치에 대응한 변형량을 계산하고, 그와 대칭인 보정된 공구위치의 집합에 의해 결정된다. 이 해법은 단순한 기하학적 접근방법

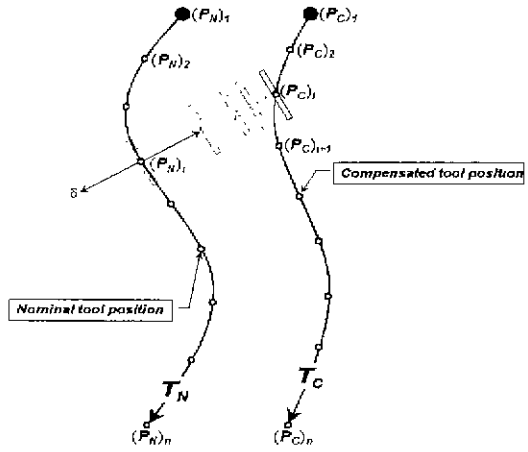


Fig. 1 Tool path compensation method

이므로 공구의 위치변화에 따른 절삭조건의 변동을 고려하지 않았다.

본 연구에서는 독립적으로 분할된 각각의 공구 공칭 위치에 대하여 순간공구 변형량에 대응하는 새로운 공구 위치를 결정하고, 그에 따른 절삭조건의 변화를 다시 고려하는 방식의 반복계산(Iteration) 방법이 사용되었다. 이 공구궤적수정 보상방법은 공구의 순간위치에서 법선 방향의 공구변형량 성분만을 고려하였으며, 그 이유는 다음과 같다. 첫째, 접선방향의 절삭력은 상대적으로 법선방향의 절삭력에 비하여 미소하다. 둘째, 접선방향의 절삭력은 절삭조건의 변화에 따라 힘의 작용방향이 반대로 변환된다. 이 때, 공구궤적 보상과정에서 접선방향의 절삭력을 고려할 경우, 상기된 특정한 절삭조건을 만나게 되면 반복계산이 수렴하지 않고 발산할 위험이 있다. 셋째, 접선방향의 성분은 법선방향의 오차에 미치는 영향이 미소하므로, 표면오차는 일반적으로 법선방향의 오차를 기준으로 정의된다.

다음은 공구경로보상법의 알고리듬을 순차적으로 나타내고 있다.

(1) 절삭이 요구되는 프로파일(Desired profile)을 초기화한다.
(2) 요구된 프로파일(Desired profile)을 절삭하기 위한 공칭 공구 궤적 T_N을 설계한다.
(3) 공칭 공구 궤적 T_N을 n개의 공칭 공구위치 $(P_N)_i$ (i=1,2…n)에 의해 분리한다.
(4) 보상 공구 위치 $(P_C)_i$ (i=1,2… n)을 공칭 공구 위치

$(P_N)_i$ (i=1,2…n)에 의해 초기화한다 ($(P_C)_i = (P_N)_i$).

(5) 세 가지 절삭조건(Radial depth of cut, Axial depth of cut, Feed rate)을 $(P_C)_i$에 대하여 결정한다.

(6) 공구 변형에 의한 오차를 계산한다.

- 3가지 절삭조건에 대한 법선 방향 절삭력 F_N을 계산한다.
- 법선 방향 절삭력 F_N에 대해 법선 방향 공구 변형량 d_N을 계산한다.

(7) 절삭면의 오차를 계산하고, 임계값 e 이하인가를 확인한다.

- 만일 Abs(error)<e 이면, 다음단계로 계속된다.
- 만일 Abs(error)>e 이면, $(P_C)_i$를 다음과 같이 수정한다 ($(PC)i = -d_N$).

(8) 현재 다루는 공구위치가 마지막인가를 확인한다.

- 만일 i=n 이면 다음단계로 계속된다.
- 만일 i=n 이면, i를 증가(i=i+1)하고 단계4로 돌아간다.

(9) 새로 결정된 모든 $(P_C)_i$ (i=1,2…n)를 선형 보간법(Linear interpolation)에 의해 연결하고, 그 연결된 경로가 보정된 공구경로이다.

Fig. 1은 위에서 제시된 공구경로보상 알고리듬을 도식화한 그림이다. 따라서, 본 연구에서는 매순간 분할된 공구의 공칭위치(nominal position)에서 법선방향의 공구변형량과 공구의 수정된 위치가 일치하도록 반복계산을 하여 수정된 공구궤적을 계산하였다. 이때 앞서 언급한 바와 같이 변형된 공구의 형상과 절삭표면의 형상은 일치하지 않기 때문에 공구경로보상 알고리듬을 적용하기 위한 임의의 기준이 필요하다. 본 연구에서는 절삭표면에서 발생하는 최대, 최소오차의 중간값을 보상의 기준으로 결정하고 공구경로를 재구성하였다. 따라서 경로보상후에 남아있는 표면오차는 이 기준을 중심으로 균일하게 분포하게 된다.

5. 절삭가공 시뮬레이션

공구경로 재구성을 통한 표면오차의 보상을 실행하기에 앞서 절삭가공의 결과를 시뮬레이션을 통하여 예측할 필요가 있다. 이러한 절삭가공 시뮬레이션은 표면오차의 정확한 예측을 바탕으로 한다. 주어진 절삭조건 하에서 절삭가공이 실행될 때, 예측된 표면오차가 허용공차 내에 있다면 공구궤적의 수정에 의한 절삭표면오차의 보상은 필요하지 않다. 만일 예측된 표면오차가 허용공차를 만족시키지 못할 경우 공구궤적의 수정에 의한 절삭표면오차의 보상이 요구된다. 공구경로의 수정은 절삭조건의 변화를 일으키고 따라서 수정후의 표면오차가 허용공차를 만족시키지 못하는 경우가 발생할 수 있다. 이 경우 공구경로수정은 무의미하게 되므로 실제 절삭가공이전에 공구경로수정에 의한 허용공차 만족여부를 판별할 필요가 있다. 본 연구에서는 절삭가공면의 최대오차와 최소오차를 예측하여 이들 여부를 판별하는 방법론을 제시한다.

5.1 허용공차의 만족여부

표면오차의 예측은 절삭가공 후 얻어지게 될 표면형상의 예측에 근거를 두고 있다. 이때 예측된 표면형상은 다양한 형태로 나타나는데, 표면형상의 형태와 관계없이 표면이 허용공차의 허용 최대, 최소값의 범위 내에 존재한다면, 그 표면은 허용공차를 만족시킨다 따라서. 표면의 오차들 중에서 최대, 최소 오차 값을 계산하고, 그 간격을 허용공차간격과 비교하는 방법을 통하여 주어진 허용공차의 만족여부를 확인할 수 있다. 만일 허용공차를 만족할 경우 공구경로보상이 필요하지 않으나 만족하지 않는 경우 공구경로의 재구성이 필요하게 된다.

5.2 경로재구성을 통한 보상가능성여부

표면의 최대, 최소오차 간격이 허용공차 외부에 존재한다면 공구궤적 수정에 의한 보상이 필요하게 된다. 공구궤적의 수정은 절삭표면 전체를 허용공차 내부로 이동시켜주므로 전반적인 오차의 감소가 가능하게 하지만, 공구궤적의 수정은 절삭조건의 변동을 동시에 발생시키므로 절삭표면의 오차분포의 변화를 발생시킨다. 따라서 수정전의 최대, 최소오차 간격이 허용공차의 간격보다 작더라도 수정후의 오차 간격이 변화하기 때문에, 공구경로 수정에 의한 허용공차 만족이 불가능할 경우가 발생할 수도 있다. 이는 수정된 공구경로를 이용한 실제 절삭가공 이전에 검토되어야한다.

공구궤적을 수정할 때, 공구가 만날 수 있는 모든 절삭조건에 대한 최대, 최소 오차의 간격을 검토하면 보상에 의한 허용공차의 만족여부를 판별할 수 있다. 가능한 모든 절삭조건에 대하여 최대, 최소 오차의 간격이 허용공차의 간격보다 작다면, 절삭표면이 공차외부에 존재하더라도 공구궤적 수정에 의하여 표면오차의 보상이 가능하게 된다. 이러한 방법을 통하여 실제 절삭가공의 실행 이전에 보상 가능성을 검토하여 불필요한 보상의 실행을 피할 수 있다. 제시된 방법은 예제(§6.2)에서 구체적으로 다룬다.

6. 실험 예제

본 연구에서는 제시한 공구궤적 수정에 의한 표면오차 보상법의 실험적 검증을 위하여 Flat end mill을 이용한 윤곽가공의 경우를 실험예제로 다루었다. Fig. 2는 실험예제로 선정된 가공형상과 치수가 나타나 있으며, 방사형의 두 개의 날(rib)로 이루어졌다.

본 예제의 가공목적은 rib의 측면을 따라 허용공차 ±0.15mm이내에 들도록 절삭가공을 수행하는 것이다. 생산성의 극대화를 위하여 본 연구에서는 모델링된 절삭조건 범위 중 최대치인 0.02mm/tooth을 공구의 이송속도로 선정하였다. 본 예제에서는 최종 절삭표면을 얻기 위한 정삭가공에 초점을 맞추었다. 황삭가공시 rib측면에 일정한 3mm두께의 절삭재를 정삭을 위하여 남겨놓았다. 단 첫번째 R5원호보간 구간에서 황삭가공에 의한 R3원호보간 가공이 이루어졌다. 따라서 이 구간에서 가장 큰 절삭력이 발생한다는 것을 예측할 수 있다.

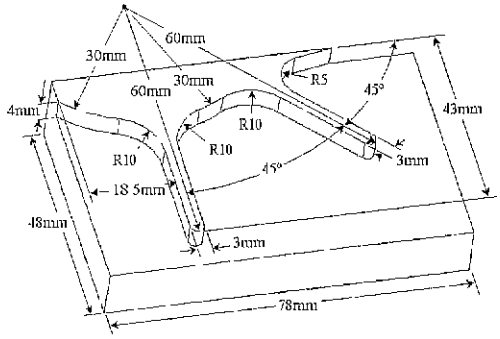


Fig. 2 Experimental Workpiece

6.1 기존 해법의 고찰

본 예제를 다루는 데 있어서 우선 기존의 산업현장에서 쉽게 응용할 수 있는 해법을 고려하여 보았다. 첫째, CNC 공작기계에 공구반경 보정값으로 공구반경보다 작은 반경을 정의하는 방식으로 공구궤적의 수정효과를 볼 수 있다. 그러나 현실적으로 공구반경 보정값을 정확히 결정하기 힘들기 때문에 동일한 절삭가공을 반복하여 경험적으로 구할 수는 있으나 다른 형상의 가공을 위하여 매번 반복작업을 수행하여야 한다. 비록 3mm의 일정한 두께의 절삭재료가 rib측면에 남아 있더라도, 2차원 평면을 따라 움직이는 공구의 궤적은 불규칙한 측면방향의 절삭깊이

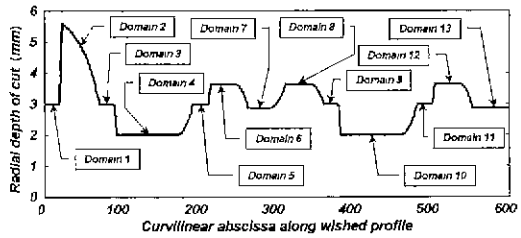


Fig. 3 Variation of radial depth of cut along nominal tool path

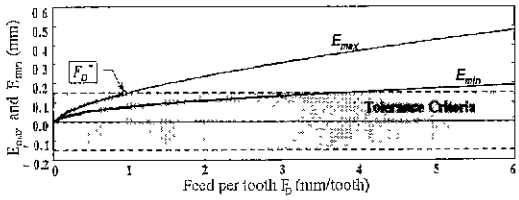


Fig. 4 Error variation with respect to feedrate

(Radial depth of cut)를 발생시키기 때문에 절삭력이 변동되며, 이로 인하여 표면오차는 일정하지 않게 된다. 결국 단순히 공구반경 보정을 통하여 정확한 표면오차의 보상을 기대하기 힘들다.

Fig. 3은 rib측면을 따라 공구가 움직일 때 불규칙한 측면절삭깊이를 만나는 현상을 시뮬레이션을 통하여 보여주고 있다. 앞에서 언급한 바와 같이 R5원호보간 구간(Domain 2)에서 급격한 측면절삭깊이의 증가를 볼 수 있다.

둘째, 이송속도의 감소를 통한 표면오차 최소화 방법이 있다. 이는 표면오차가 주어진 허용공차 내에 존재하도록 공구의 이송속도를 감소시키는 방법이다. Fig. 4는 시뮬레이션 결과를 나타내고 있다. 여기서 Emax와 Emin은 각각 표면에서 발생하는 최대오차이고 이송속도의 증가에 따라 변화하는 추이를 보여준다. 이때 주어진 허용공차(Tolerance Criteria)를 벗어날때의 임계 이송속도 F_D^*를 보여준다. 시뮬레이션을 통하여 표면오차가 허용공차 내에 존재하도록 공구의 이송속도를 감소시킬 경우를 예를 들면, 임계 이송속도 F_D^*를 0.003mm/tooth까지 감소시켜야 한다. 이 값은 초기에 선정된 최고 이송속도 0.02mm/tooth에 비하여 약 85%의 생산성저하를 초래하게 된다.

6.2 절삭가공 시뮬레이션

본 연구에서는 제시된 공구궤적 보상법을 적용하기에 앞서 다음과 같이 절삭가공 시뮬레이션을 수행하였다. 우

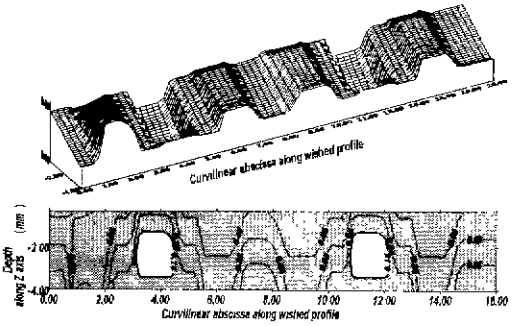


Fig. 5 Simulated error distribution of uncompensated surface

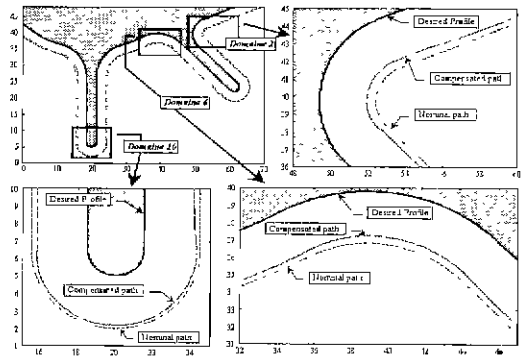


Fig. 6 Compensated tool path

선 공구경로보상을 하지않은 경우의 절삭가공을 예측하여 봄으로써 표면오차가 허용공차를 만족시키지 못함을 확인하고 공구경로보상의 필요성을 보여준다.

6.2.1 공칭공구경로에 의한 절삭가공

공칭공구경로에 의한 절삭가공의 경우 시뮬레이션을 수행하였다. Fig. 5는 rib측면을 따라 분포된 표면오차를 보여주고 있다. 하단의 그림은 표면오차를 등고선으로 나타낸 그림이다. 흰 부분은 표면오차가 공차내부에 존재하는 부분이고, 검은 부분은 공차외부에 존재하는 부분이다. 두 부분을 제외한 나머지 부분은 공차 외부에 존재하는 것을 알 수 있다. 흰 부분은 rib의 끝부분으로 측면절삭깊이가 가장 적어지는 부분이며, 이것은 Fig. 3에서와 같이 측면절삭깊이가 가장 적게 나타나는 부분(Domain4, Domain10)과 일치한다. 따라서, 표면오차를 보상하기 위한 공구궤적의 수정이 필요하게 된다.

6.2.2 수정된 공구경로에 의한 절삭가공

앞에서 언급한 바와 같이, 본 예제에서 절삭가공시 만날 수 있는 모든 절삭조건에서 생성된 표면오차의 간격이 허용공차의 간격보다 작기 때문에 공구궤적 수정을 통한 보상이 가능함을 확인할 수 있었다.

따라서 본 연구에서 제시한 공구경로보상법을 이용하여 새로운 경로를 재구성하였다. Fig. 6은 공칭공구경로와 재구성된 경로를 보여준다. 경로를 따라 측면절삭깊이가 큰 부분에서는 경로의 수정된 량이 크고, 이와 반대로 절삭깊이가 작은 부분에서는 경로의 수정된 량이 작음을 알 수 있다. 재구성된 공구경로 의해 생성되는 절삭표면의 형상이 예측되었다.

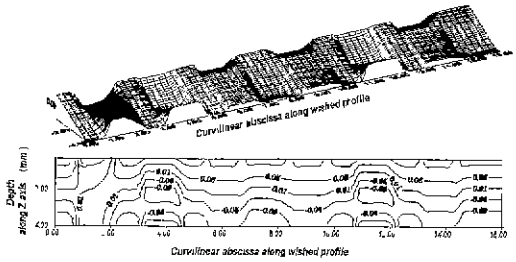


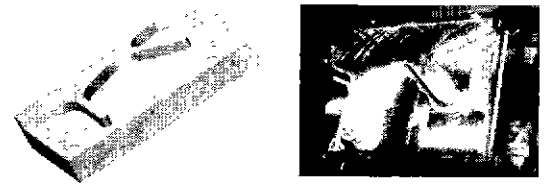
Fig. 7 Simulated error distribution of compensated surface

Fig. 7은 수정된 궤적에 의한 표면오차분포를 보여준다. 그림에서 보는 바와 같이, 전 구간의 오차가 허용공차 이내에 존재한다는 것을 알 수 있다.

6.3 실험 검증

앞에서 제시된 시뮬레이션 결과를 실험적으로 검증하기 위하여 공칭공구경로와 수정된 공구경로 두 가지 경우에 대하여 절삭가공을 수행하였다. Fig. 8은 CAD모델링으로부터 3차원 측정기를 이용한 표면오차측정과정까지의 실험과정을 보여준다. Fig.9는 공칭 공구경로에 의한 표면오차를 3차원 측정기(Coordinate Measurement Machine)로 측정한 데이터이다.

그림과 같이 대부분의 표면오차가 허용공차 외부에 존재한다는 것을 알 수 있다. 또한 두 부분의 표면오차가 허용공차 내부에 존재하는데 이것은 시뮬레이션 결과와 매우 유사하다는 것을 실험을 통하여 검증할 수 있었다. Fig. 10은 수정된 공구궤적에 의한 절삭표면의 오차분포



(a) Designed part in CAD (b) Roughed part on CNC

(c) Finished part on CNC (d) Measuring process on CMM

Fig. 8 Experimentation process

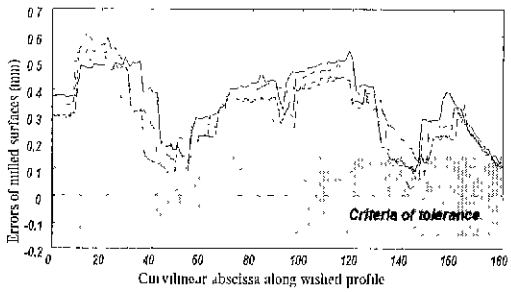


Fig. 9 Measured error distribution of uncompensated surface

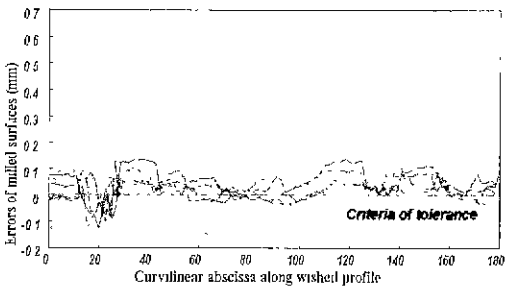


Fig. 10 Measured error distribution of compensated surface

를 측정한 결과이며, 모든 표면오차가 허용공차 내에 존재한다는 것을 알 수 있다. 따라서, 본 연구에서 사용된 시뮬레이션의 결과를 실험을 통하여 검증하였다.

7. 결 론

본 연구의 목적은 주어진 절삭조건 하에서 공구의 궤적을 미리 수정하여 실제 절삭가공에서 발생하는 공구변형에 의한 표면오차를 보상하는 방법을 제시하는데 있다. 이 방법은 이송속도를 감소하는 기존의 방법에 비하여 가공시간을 적게 소모하여 생산성의 증가를 꾀할 수 있다. 이를 위하여 (1) 절삭력 예측을 통하여 공구의 변형량을 예측하고 표면에 대한 그 영향력을 해석하였으며, (2) 이를 바탕으로 절삭조건의 변동을 고려한 공구궤적의 수정 알고리즘을 제시하였다. 또한, (3) 표면오차의 예측을 바탕으로 절삭가공 시뮬레이션 실행 방법을 제시하고, 그 구체적인 방법을 소개하였으며, (4) 제시된 접근방법을 실험을 통하여 검증하기 위하여 Flat end mill을 이용한 윤곽가공의 경우를 실험예제로 다루었다. 시뮬레이션에서 공구경로 보상전과 보상후의 결과를 통하여, 본문에서 제시한 방법을 이용하면 기존의 방법에 의해 만족시킬 수 없던 허용공차를 가공시간의 증가 없이 만족시킬 수 있다는 사실을 보여주었다. 실험을 통하여 시뮬레이션 결과가 실제상황에서도 매우 근사적으로 나타남을 알 수 있었고, 따라서 공구경로의 재구성을 통하여 허용공차를 만족시키는 절삭표면을 얻을 수 있었다.

후 기

본 논문은 인하대학교 1998년도 교내연구비 지원에 의하여 수행된 연구결과의 일부입니다.

참 고 문 헌

(1) DeVor, R. E., Kline, W. A. and Zdeblick, W. J. Mechanistic Model for the Force System in End Milling with Application to Machining Airframe Structures, Proceedings of 8th North American Manufacturing Research Conference, Vol. 8, pp. 297~303, 1980

(2) Fujii, Y., Iwabe, H. and Suzuki, M., Effect of Dynamic Behaviour of End Mill in Machining on Work

Accuracy, Bulletin of the Japan Society of Precision Engineering, Vol. 13, No. 1, pp. 20~26, 1979

(3) Kline, W A , DeVor, R.E. and Lindberg, J.R. The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cut, International Journal of Machine Tools Design Research, Vol. 22, No. 1, pp. 7~22, 1982.

(4) Kops. L. and Vo, D.T., Determination of the Equivalent Diameter of an End Mill Based on its Compliance, Annals of the CIRP, Vol 39, pp. 93~96, 1990.

(5) Lo, C.C. and Hsiao, C.Y., A Method of Tool Path Compensation for Repeated Machining Process, International Journal of Machine, Tools and Manufacture, Vol. 38, No. 3, pp. 205~213, 1998.

(6) Seo, T.I. and Cho, M.W. Tool Trajectory Generation Based on Tool Deflection Effects in Flat End Milling Process. Part I : Tool Path Compensation Strategy, KSME International Journal, Vol. 13, No. 10, pp. 738~751, 1999.

(7) Seo, T.I. and Cho, Tool Trajectory Generation Based on Tool Deflection Effects in Flat End Milling Process. Part II : Prediction and Compensation of Milled Surface Errors, KSME International Journal, Vol. 13, No. 12, pp. 918~930, 1999.

Appendix

A.1 절삭력 예측모델링

절삭력의 예측을 위하여 Kline 모델을 이용하였다. 이는 우선 절삭가공중에 있는 공구날의 기하학적 자세와 궤적을 해석함으로써 정량적 해석을 가능하도록 한다. Fig. 14는 공구날과 좌표계 및 절삭조건들과의 기하학적 관계를 보여준다.

우선 공구축 방향으로 축방향 절삭깊이(Axial depth of cut) A_D를 미소두께 D_Z의 디스크들로 분할한다. 연속되는 공구날들의 사이각을 γ 라고 하면 다음의 관계를 얻을 수 있다.

$$\gamma = \frac{2\pi}{N_f} \tag{1}$$

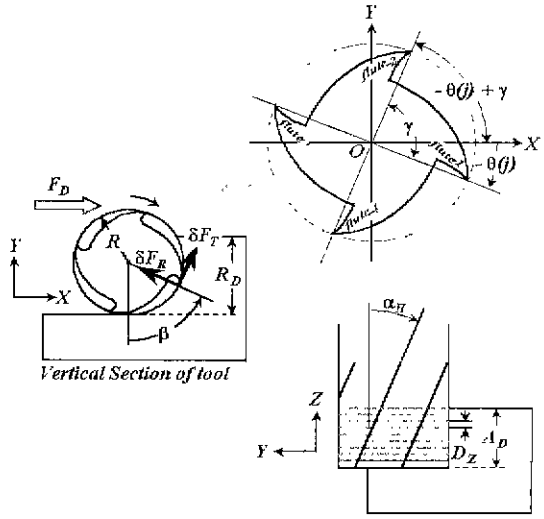


Fig. 14 Geometry of tool flute and cutting conditions

여기서 N_f는 공구날의 개수이다. 연속되는 공구날들의 사이를 N_θ 개의 미소각으로 분할하면 증분 j에 대하여 다음의 관계를 얻는다.

$$\theta(j) = \frac{j \cdot \gamma}{N_\theta}, \quad j = 1,2,\text{K}\ N_\theta \tag{2}$$

따라서 $-\theta(j)$는 첫 번째 공구날의 각변위를 나타내고 임의의 공구날의 각변위는 이를 기준으로 다음의 관계로 표시된다.

$$-\theta(j) + (k-1)\gamma \tag{3}$$

여기서 증분 k는 몇번째의 날인가를 표시한다. 공구날은 임의의 날경사각(Helix angle) α_H를 갖고 기울어져 있기 때문에 축방향을 따라 미소두께로 분할된 임의의 미소날의 각변위 β는 다음의 식으로 표시된다.

$$-\beta(i,j,k) = -\theta(j) + (k-1)\gamma + z(i)\frac{\tan\alpha_H}{R} \tag{4}$$

여기서 R은 공구반경이고 $z(i)$는 미소두께로 분할된 디스크의 축방향 거리이다. 따라서 $z(i)$는 다음의 식으로 표현된다.

$$z(i) = (i-1)D_Z + \frac{D_Z}{2} \tag{5}$$

식(4)에 식(5)를 대입하여 정리하면 다음의 관계를 얻는다.

$$-\beta(i,j,k) = -\theta(j) + (k-1)\gamma + \left\{(i-1)D_Z + \frac{D_Z}{2}\right\}\frac{\tan\alpha_H}{R} \tag{6}$$

따라서 임의의 미소날의 각변위는 식(6)에 의하여 표현되고 이때 미소날에 걸리는 절삭칩의 두께 t_c는 다음의 식으로 표현된다.

$$t_c(i,j,k) = F_D \cdot \sin\beta(i,j,k) \tag{7}$$

여기서 F_D는 단위공구날당 이송속도이다. 절삭칩의 단위면적에 작용하는 공구중심방향과 접선방향의 미소절삭력은 다음의 식으로 표현된다.

$$\delta F_T(i,j,k) = K_T D_Z F_D \cdot \sin\beta(i,j,k)$$
$$\delta F_R(i,j,k) = K_R \cdot \delta F_T(i,j,k) \tag{8}$$

여기서 K_T와 K_R는 절삭계수(cutting pressure)로 불리는데, K_T는 접선방향 미소절삭력 δF_T와 절삭칩의 단위면적과의 비례상수이고, K_R는 δF_T와 공구중심방향 미소절삭력 δF_R와의 비례상수이다. 공구미소날이 절삭재내에 존재할 경우에만 물리적으로 미소절삭력 δF_T와 δF_R가 작용하므로 다음의 식을 통하여 절삭력 작용 여부를 판별한다.

$$\alpha_{ex} \le \beta(i,j,k) \le \alpha_{en} \tag{9}$$

여기서 α_{en}은 미소날이 절삭재에 최초 절입되는 순간의 각도이고 α_{ex}은 절삭을 마치고 절삭재에서 나올 때의 각도이다. α_{ex}를 0으로 놓고 α_{en}를 구하면 다음의 식을 얻을 수 있다.

$$\alpha_{en} = \cos^{-1}\left(1 - \frac{R_D}{R}\right) \tag{10}$$

여기서 R_D는 축방향 절삭깊이(Radial depth of cut) 이다. 식(8)에서 나타낸 미소절삭력 δF_T와 δF_R를 XY좌표계로 표현하면 다음의 관계를 얻을 수 있다.

$$\delta F_X(i,j) = \sum_{k=1}^{N_t}\{-\delta F_R(i,j,k)\sin\beta(i,j,k) + \delta F_T(i,j,k)\cos\beta(i,j,k)\}$$
$$\delta F_Y(i,j) = \sum_{k=1}^{N_t}\{\delta F_R(i,j,k)\cos\beta(i,j,k) + \delta F_T(i,j,k)\sin\beta(i,j,k)\} \tag{11}$$

구해진 미소절삭력 δF_X와 δF_Y는 XY방향의 합력 F_X와 F_Y로 표현이 가능하다.

$$F_X(j) = \sum_{i=1}^{N_z}\delta F_X(i,j)$$
$$F_Y(j) = \sum_{i=1}^{N_z}\delta F_Y(i,j) \tag{12}$$

여기서 F_X와 F_Y는 공구의 각변위(증분 j)에 따라 변화한다. 따라서 공구의 각변위에 따른 평균절삭력을 구하면 다음과 같다.

$$\overline{F_X} = \sum_{j=1}^{N_\theta}\frac{\delta F_X(j)}{N_\theta}$$
$$\overline{F_Y} = \sum_{j=1}^{N_\theta}\frac{\delta F_Y(j)}{N_\theta} \tag{13}$$

위에서 구해진 수식들은 절삭계수 K_T와 K_R를 구함으로써 다양한 형태의 절삭력을 구할수 있다. K_T와 K_R은 절삭조건들의 다항식형태로 정의한다.

$$K_T = \begin{bmatrix} b_0 \\ b_1 \\ b_2 \\ b_3 \\ b_{12} \\ b_{13} \\ b_{23} \\ b_{11} \\ b_{22} \\ b_{33} \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} 1 \\ R_D \\ A_D \\ F_D \\ R_D A_D \\ R_D F_D \\ A_D F_D \\ R_D^2 \\ A_D^2 \\ F_D^2 \end{bmatrix} \tag{14}$$

$$K_R = \begin{bmatrix} c_0 \\ c_1 \\ c_2 \\ c_3 \\ c_{12} \\ c_{13} \\ c_{23} \\ c_{11} \\ c_{22} \\ c_{33} \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} 1 \\ R_D \\ A_D \\ F_D \\ R_D A_D \\ R_D F_D \\ A_D F_D \\ R_D^2 \\ A_D^2 \\ F_D^2 \end{bmatrix} \tag{15}$$

다양한 절삭조건하에서 일련의 절삭실험을 실시하고, 이때 평균절삭력을 측정하고 식(13)을 통하여 각각의 주어진 절삭조건에 대응하는 K_T와 K_R 값을 얻어낸다. 이를 바탕으로 최소자승법(Least square method)을 사용하여 식(14)와 식(15)에서 정의된 다항식의 계수들을 구할 수 있다. 따라서 임의의 주어진 절삭조건들에 대응하는 절삭력을 예측할 수 있다.