

이 논문은 1992년도 교육부지원 한국학술진흥재단의 자유공모과제 학술연구조성비에 의하여 연구되었음

직접형상제어를 위한 공구경로의 보상: 2D 윤곽가공의 공구힘을 중심으로

조 정 훈*, 서 석 환**

Path compensation toward direct shape control: dealing with tool deflection problem in 2D contour machining

Jung-Hoon Cho* and Suk-Hwan Suh**

ABSTRACT

In this paper, we investigate path compensation scheme for the machining errors due to tool deflection in 2D contour machining. The significance of the deflection error is first shown by experiments, and a direct compensation scheme is sought. In the presented scheme, the tool path is evaluated and corrected based on the instantaneous deflection force model, until the desired contour can be obtained under the presence of tool deflection in actual machining. In the sense that the developed method estimates and compensates the machining errors via modifying the tool path, it is distinguished from the previous approach based on geometric simulation and cutting simulation. Further, it can be viewed as a direct and active method toward direct shape control in CNC machining. Simulation results are included to show the validity and adequacy of the path-modification scheme under various cutting conditions.

1. 서 론

정형가공(net shape machining)이란 컴퓨터에서 정의된 파트형상을 후가공 없이 정확하게 구현하고자 하는 NC 가공방식의 이상형으로서, 이를 위한 연구가 CAD/CAM, CNC, 온라인 모니터링, CAI 분야에서 폭넓게 시도되고 있다. 가공오차는 대체로 진직도, 편

평도, 셋업오차 등의 기구학적인 어려와 절삭력, 공구 휨, 가공열, 진동 등의 동적 요인에 기인한다.^[1] 본 논문은 공구가 가공시의 변형(공구휨 현상)으로 인한 가공오차에 관하여 오프라인에서 예측하고 보상하는 방안 에 관한다. 공구휨 현상은 특히, 가늘고 긴 공구를 요구하는 복잡한 형상의 정삭가공에 중요한 문제로 대두되며 이의 효율적인 대처가 가공정밀도의 관건중의 하

* 포항공과대학교 대학원

** 포항공과대학교 산업공학과, 중신회원

나이다.

이에 관련된 기존의 접근방식은 주어진 피삭재, 공구 및 공구경로의 기하학적 정보를 바탕으로 가공상황 및 가공후 형상을 예측하는 기하학적 시뮬레이션(geometric simulation),^[2,3] 여기에 절삭모델을 추가하여 가공 부하를 예측하고 과부하 방지를 목표로 절삭조건(이송속도)을 수정하는 물리적 시뮬레이션(physical simulation) 형태로 발전하고 있다. 물리적 시뮬레이션에서는 기하학적인 시뮬레이션 결과를 토대로 주어진 가공조건 및 공구경로에 대하여 절삭력, 절삭온도, 가공오차, 공구마모 등을 추정한다.^[3,4]

Wang^[5] 등은 소재제거율을 근거로 평균절삭력을 추정하고, 이에 의해 공구에 걸리는 부하를 예측하며, 공구이송속도를 조정함으로써 과부하 방지 방식을 연구하였다. 그러나 이 방식은 이송속도가 소재제거율이 최대인 지점의 공구부하를 기준으로 결정되기 때문에 다른 구간에서는 가공효율이 떨어지는 문제점이 있다. 이러한 비효율성은 순간절삭력^[4,5]을 도입함으로써 경감되나, 그 만큼 계산량이 증가하게 되며 이송속도를 연속적으로 조정하는 방식은 온라인 제어에 부담을 줄 수 있다. 이송속도의 보정방식은 기계 및 공구에 미치는 부하를 제어하는 방편으로서, 온라인(적응제어) 혹은 오프라인 구현방안에 관해 많은 연구가 수행되었다.^[10,11]

정확도측면에서 본다면, 이송속도의 제어는 간접적인 방식이다. 보다 능동적이고 직접적인 형상제어 방식은 공구의 경로를 수정함으로써 실제의 가공형상이 입력된 형상과 일치하도록 하는 것이다. 이는 공구가 부하를 받음에 따라 정도의 차이는 있으나, 실제의 경로에서 이탈함으로써 결과적으로 가공의 정확도가 떨어지는 점을 감안한다면 절삭력의 예측을 공구경로의 보정수단으로 활용하는 방안이 강구되어야 한다. 본 논문에서는 이러한 점에 착안하여 공구의 절삭력 및 휨량을 예측하여 입력경로(nominal tool path)를 수정하는 보정알고리즘을 2차원 윤곽가공을 대상으로 개발하고자 한다.

엄밀히 말하면, 공구휨을 감안한 경로의 보정문제에는: 가) 주어진 가공조건하에서의 변형을 예측하는 절삭시뮬레이션의 피드백 해를 구하는 것으로서, 나) 보상량을 포함한 관련변수들이 벡터량이고, 다) 이들이 복잡한 형태로 몰려 있기 때문에 매우 복잡한 문제이다. 따라서, 본 논문에서는 직선 및 아크로 구성된 2차원 윤곽의 가공오차 보상에 치중하였고, 이를 통해 경로보상방식의 타당성 제시에 주력하였다. 특히 본 논문에서는

공구휨 현상을 실험을 통해 부각하고, 이의 보상방안에 관해 고찰하였다. 시뮬레이션을 통해 검증된 알고리즘은 일단 CAD/CAM 시스템에서 공구경로 보정모듈로의 활용을 목표로 한다.

2. 실험 및 고찰

공구휨 현상의 중대성을 실감하고 잔여형상의 영향을 확인하기 위해서 다음의 실험을 수행하였다. 실험방식은 아크형상으로 선 가공된 저탄소강 시편(S45C)을 직선절삭한 후 가공오차를 측정하였다. (Fig. 1) 시편가공 및 휨실험에 사용된 기계는 Bridgeport 3축 CNC 밀링기계로서 산업용 규격이다. 절삭에 사용된 절삭공구는 고속도강의 직경 7mm, 4날, helix각 33.7도, 공구길이 70mm이며, 가공조건은 축방향 절삭깊이 2mm, 주축회전수 600 rpm, 피드는 각각 5, 7, 10mm/min을 적용하였으며, 가공된 시편은 LVDT(Linear Variable Distance Transformer)를 사용하여 1mm 간격으로 측정하였다.

Fig. 2는 가공 면의 측정결과를 도시하는 것으로서, 절삭력이 작용하지 않는 $x = 36\text{mm}$ 인 지점을 가공오차 0인 지점으로 놓고 측정하였다. 가로축은 시편의 x 축 위치이고, 세로축은 가공된 시편윤곽의 직선오차를 나타내고 있다. 직선절삭을 하였음에도 불구하고 가공된 윤곽은 상당한 차이를 보이고 있으며, 가공오차는 대체

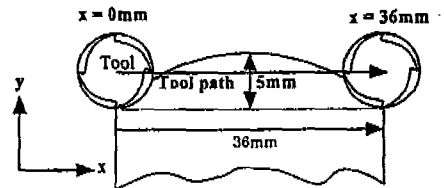


Fig. 1. 시험가공

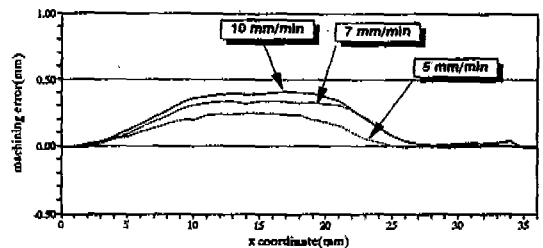


Fig. 2 측정결과

로 0 - 450 μ m로 나타났다(원점보정으로 인해 오차가 축소될 수 있기 때문에 실제의 가공오차는 이보다 더 클 수 있음을 주지한다). 이 오차는 기계 고유의 오차 (진직도, 평면도 등)를 포함한 다양한 에러의 총화로 보아야 하나, 실험 수행과정에서 다른 외란에 의한 요소를 가급적 줄였으며, 동일한 실험을 이송속도에 따라 반복하였기 때문에, 가공오차는 대체로 잔여형상 및 공구 휨에 의한 것으로 볼 수 있다.

가공오차의 패턴은 공구가 진입후 계속 증가하다가 중간부위에서는 비교적 일정한 수준을 유지하며 25mm 이후에서는 가공오차가 존재하지 않고 있다. 가공오차는 경로의 전반부에 치우치고 있음을 알 수 있으며, 이는 공구와 원호형상과의 접촉점, 즉 절삭폭(Fig. 3)이 공구경로보다 앞서기 때문으로 풀이된다. 본 실험결과를 가공오차와 절삭폭과 피드사이의 관계로 도시하면 Fig. 4와 같으며 가공오차는 절삭폭(radial depth of cut)이 2mm이상일 때 증가하며 대체로 절삭폭에 비례함을 알 수 있다.

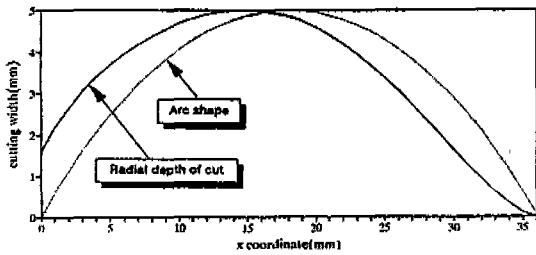
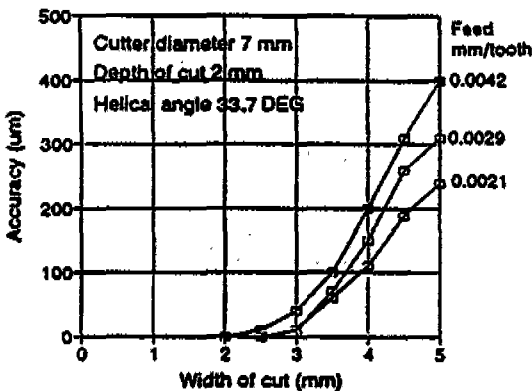


Fig. 3 절삭폭의 변화



반면, 이송속도 및 축방향 절삭깊이(axial depth of cut)가 커짐에 따라 가공오차는 예외 없이 증가하는 것으로 나타났다. 이상을 요약하면, 가) 공구휨에 의한(정삭) 가공오차는 상당하며, 오차량은 나) 공작물의 잔여형상(절삭폭)과 다) 공작물 및 공구의 재질과, 이송속도, 절삭깊이 등의 가공조건에 의해 결정됨을 알 수 있다. 이하에서는 가공조건에 따른 절삭력 및 공구 휨량을 계산하고, 이를 근거로 가공오차를 예측하고 보정하는 방안을 고찰한다.

3. 절삭력 및 공구휨모델링

3.1 절삭력모델

공구휨의 주 요인은 공구에 작용하는 절삭력에 의한 기 때문에 정확한 절삭력모델링이 필수적이다. 절삭력 모델링에 관하여 기존에 많은 연구가 있었으며, 본 논문에서는 기존의 모델을 비교 검토하여 보완하는 형태를 취한다. 평엔드밀 공구의 절삭력 모델은 평균절삭력 방식과 순간절삭력 방식으로 분류할 수 있다. 평균절삭력 방식은 Wang^[5] 등에 의해 사용되었으며, 여기서의 절삭력은 소재제거율에 비례한다고 가정하였다. 이 방식은 비교적 적용이 쉬운 반면, 가공오차를 정밀하게 예측하는 데에는 부적합하다. 순간절삭력 방식은 Takata,^[4] Bouzaki,^[5] Kline,^[6] Altintas^[9] 등이 사용하였다. 본 논문에서는 다양한 가공조건하에서 실험결과와 접근도를 보일 뿐 만 아니라, 절삭계수에 관한 구체적인 실험식(5절 참조)을 제시하고 있는 Kline의 접근방식^[6]을 따른다.

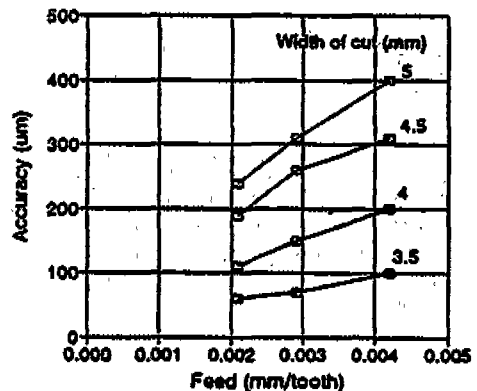


Fig. 4 가공조건과 가공오차와의 관계

절삭력은 절삭날을 미소날로 구분하고, 각 미소날에 작용되는 절삭력을 수치적분적으로 구한다. 접선방향 절삭력 dF_T 는 칩 단면적에 비례하며 중심방향 절삭력 dF_R 은 dF_T 에 비례한다고 가정한다. 날당 이송량을 f (mm/tooth)라 하면, 미소절삭날의 각 위치가 α 일 때 미소칩의 두께 $t_c = f \sin \alpha$ 가 되며, 미소칩의 너비를 미소요소 i 의 미소두께 ($D_z = A/N_z$, $A =$ 축방향 절삭깊이, $N_z =$ 미소요소 갯수)로 나타내면, 양방향 순간절삭력 dF_T , dF_R 은 식 (1)과 같다. (Fig. 5 참조)

$$dF_T = K_T t_c D_z, \quad dF_R = K_R dF_T \quad (1)$$

여기서 K_T , K_R 은 실험에 의해 결정되는 절삭계수로서, 칩두께의 함수이나 대개 근사치로서 날당이송량(f)의 함수로 사용되고 있으며, Kline^[8]은 다양한 절삭조건에서 절삭력을 예측하기 위하여 절삭깊이(A), 절삭폭(W), 날당이송량(f)의 함수로 근사하였다. 미소절삭날의 공간상의 위치는 공구바닥으로부터의 높이, 공구의 회전위치, 절삭날(flute)에 의해 결정되므로 공구날의

높이와 공구의 회전위치의 정의범위를 제한된 갯수로 나눈 후 i, j 로 표시하며 절삭날은 k 로 표시한다. 엔드밀의 절삭날수(flute 갯수)를 N_f , 반경을 R , helix각을 α_h 라면, 공구의 회전위치 j (첫째날의 바닥면기준)에서 i 번째 단면디스크상에 있는 날 k 의 회전각은 식 (2)와 같으며, 여기에 작용하는 순간절삭력은 $\alpha(i, j, k) \in [\alpha_{en}, \alpha_{ex}]$ 범위의 절삭날에 대해 식 (3)의 절삭력으로 표현된다. 여기서 $[\alpha_{en}, \alpha_{ex}]$ 는 공구와 공작물이 접촉하는 구간을 의미한다.

$$\alpha(i, j, k) = [-\theta_j + \gamma(k-1)] + [(i-1)D_z + D_z/2] \tan(\alpha_h)/R \quad (2)$$

여기서 $\gamma = 2\pi/N_f$, $\theta_j = j\gamma/N_a$, $i \in [1:N_z]$, $j \in [1:N_a]$, $k \in [1:N_f]$, 이고 θ_j 는 공구회전위치 j 의 각도이며, N_a 는 공구회전위치의 미소갯수, N_z 는 절삭날의 미소요소갯수를 의미한다.

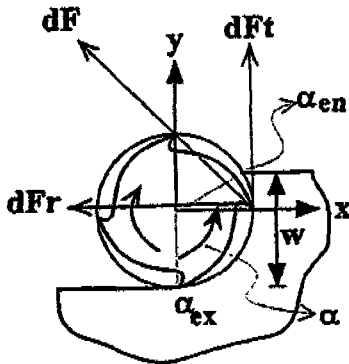
$$dF_T(i, j, k) = K_T f D_z \sin \alpha(i, j, k),$$

$$dF_R(i, j, k) = K_R dF_T(i, j, k) \quad (3)$$

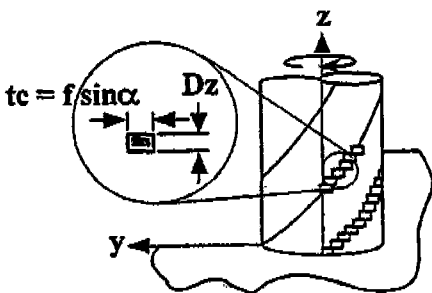
Fig. 5에서 폭방향 절삭깊이 W 인 하향절삭의 경우(상향절삭도 비슷하게 구할 수 있음), $\alpha_{en} = \cos^{-1}(1-W/R)$, $\alpha_{ex} = 0$ 이며, 공구위치가 j 일 때 공구에 걸리는 x, y 축 방향의 순간절삭력은 식 (4)-(5)와 같다.

$$F_x(j) = \sum_i \sum_k \{-dF_R(i, j, k) \sin \alpha(i, j, k) + dF_T(i, j, k) \cos \alpha(i, j, k)\} \quad (4)$$

$$F_y(j) = \sum_i \sum_k \{dF_R(i, j, k) \cos \alpha(i, j, k) + dF_T(i, j, k) \sin \alpha(i, j, k)\} \quad (5)$$



(a) 평면도



(b) 측면도

Fig. 5 엔드밀링 절삭력모델

3.2 공구힘량 산출

공구는 한쪽 끝단이 척에 고정된 외팔보로 볼 수 있으며, 외부에서 작용하는 힘에 의해 휘게 된다. 힘의 양태는 공구에 작용하는 합력과 작용점에 의해 결정되고, 합력은 식(4)-(5)로 구한 바 있다. 합력 F 가 작용하는 위치를 척에서의 길이 l 로 나타내면, 척에서 x 만큼 떨어진 점에서의 굽힘변형량 $\delta(x, l)$ 은 다음과 같다 (Fig. 6).

$$\delta(x, l) = \frac{F}{6EI} \{(x-1)^3 - x^3 + 3x^2\} \quad (6)$$

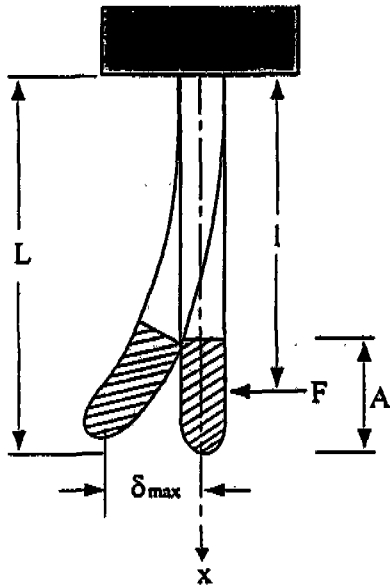


Fig. 6 공구휨 모델

위에서 E, I는 각각 공구의 영률과 단면모멘트를 나타낸다. 작용점의 위치 1은 공구의 절삭점가높이에서 공구끝단 L 사이에 존재함은 분명하나, 정확한 값을 구하는 데에는 복잡한 계산이 연루된다. 다른 방식으로, 공구표면의 각 미소날에 작용하는 절삭력을 분포하중으로 보고 수치적분적으로 공구전체의 처짐량을 산출하는 방식을 생각할 수 있으나, 불균일 분포하중의 수치해석해를 매 순간마다 구하는 문제는 방대한 계산을 요구한다. 문제의 단순화를 위하여, 본 논문에서는 공구전체에 걸리는 합력이 절삭깊이의 중간점에 작용한다고 가정하며 ($l = L-A/2$), 이 가정은 실제로 절삭깊이가 크지 않은 정삭작업의 경우 타당하다. 합력 작용점에서의 굽힘변형량 δ 는 식 (6)에서 $x = l = L-A/2$ 로 대체함으로써 구할 수 있다.

$$\delta = \frac{Fl^3}{3EI} = \frac{F(L-0.5A)^3}{3EI} \quad (7)$$

공구의 단면 2차 모멘트(I)는 직경 D인 공구를 내접 사각형으로 근사한 $F D^4/48$ 로 구하거나 공구를 원주로 보고 상당직경을 공구직경의 80%로 근사하여 계산할 수 있다.^[11, 12]

4. 공구경로의 보정

4.1 윤곽오차

2차원 엔드밀가공에서 공구휨은 윤곽오차를 초래한다. 윤곽측면은 공구중심선이 커브의 형태로 휘는 형태로 형성됨에 따라, 윤곽오차는 측정위치에 따라 다른 값으로 정의된다. 예컨대, Fig. 7(a)에서 공구휨은 당초의 윤곽에서 미절삭부위를 남기게 되고, 미절삭량은 공구상단, 중단, 하단에서 각각 $\delta((L-A), 1)$, $\delta((L-0.5A), 1)$, $\delta(L, 1)$ 이 된다.(식 (6) 참조) 본 논문에서는 이러한 미절삭량을 공구경로를 수정함으로써 제거하고자 한다. CL-data가 공구하단의 중심점을 기준으로 주어지는 반면, 윤곽오차는 측면의 수준에 따라 달라지기 때문에, 보정의 기준점을 분명히 할 필요가 있다.

예컨대, 윤곽측면의 하단을 보정의 기준점으로 설정하는 경우, 공구휨을 보정한 위치는 원 공구의 바닥의 폭이 윤곽측면의 하단과 일치하도록 하는 것이다(보정 위치의 결정방식은 뒤에서 자세히 언급한다). 이렇게 구한 보정경로는 측면바닥의 윤곽오차는 제거시킬 수 있으나, 측면상단에는 Fig. 7(b)의 빗금 친 과절삭 부위를 야기시킨다. 비슷한 방식으로 윤곽측면상단을 기준으로 하게 되면, Fig. 7(c)의 미절삭 부위를 야기시킨다. 따라서, 본 논문에서는 윤곽측면의 중단을 보정의 기준으로 설정함으로써(Fig. 7(d)), 미절삭 및 과절삭부위를 최소화하도록 한다.

4.2 보정방안

3절에서 제시된 모델을 이용하여 주어진 경로(nominal tool path)에 대한 휨량(deflection amount)을 계산할 수 있다. 즉, 경로를 미소 점으로 나누고 각 점에서의 공구의 날에 작용하는 순간절삭력의 합력(식 (4)-(5))을 휨벡터로 환산하고(식 (7)), 이를 본래의 위치에 합성함으로써 변형된 위치를 구하는 것이다. 휨량에 영향을 미치는 절삭날은 공작물과의 겹침량에 의해 결정되기 때문에 절삭폭이 증대한 요소임을 알 수 있다. 휨벡터의 변형량을 공구 진행방향과 접하는 방향(δ_t)과 수직인 성분(δ_n)으로 나누면, 가공경로의 곡률이 심하지 않은 경우에는 δ_t 의 영향은 적으며, δ_n 이 윤곽오차를 주로 발생시킨다.

따라서, 절삭폭이 일정한 직선가공의 경우 공구휨은 균일하게 나타남에 따라 가공된 윤곽은(δ_n 만큼 shift된) 직선에 근접할 것이다(물론 이 경우에도 공작물 재질 및 기타 외란요인으로 인하여 약간의 편차는 존재한다). 반면에 절삭폭이 일정하더라도 공구경로가 직선

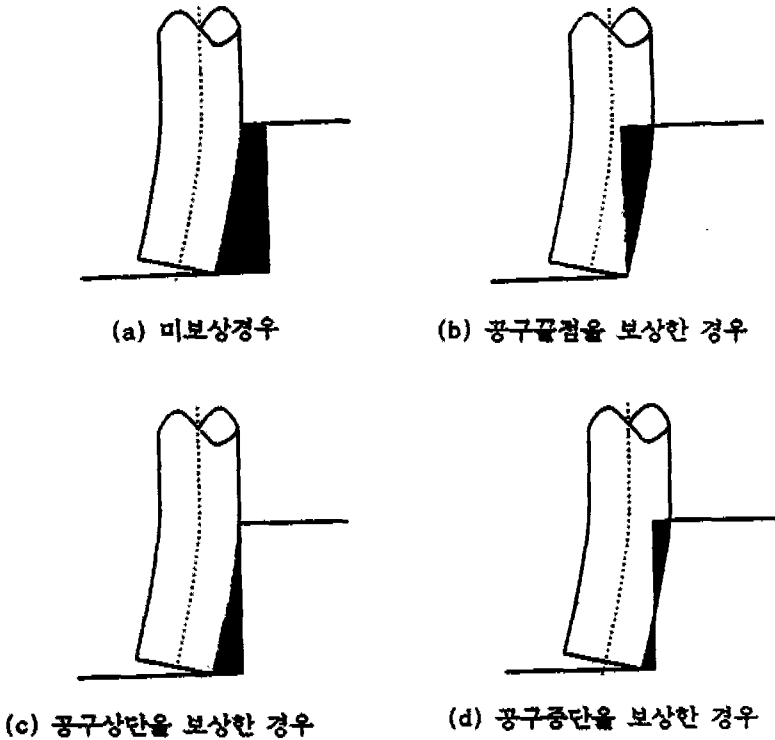


Fig. 7 가공오차

이 아닌 경우에는 (엄밀히 말하면 공구입장에서의 절삭 폭은 일정하지 않음). 오목구석(concave)부위와 볼록구석(concave)부위가 존재하며, 각각의 경우에는 직선 절삭의 동일 폭에 비해 과대하거나 과소한 오차가 생길 수 있다. 이상의 관측을 바탕으로 공구경로를 보정하는 알고리즘을 연구한다.

4.3 보정알고리즘

정형가공을 위해서는 주어진 공구경로로 가공했을 때의 오차를 예측하고, 이를 상쇄시킬 수 있는 공구경로의 보정이 필요하다. 보정경로는 공구 휨이 존재하는 상태에서 의도된 윤곽을 형성하도록 수정된 공구경로를 의미하고, 이는 주어진 공구경로(nominal path)에 보정량을 합산한 것이다. 예컨대, Fig. 8과 같이 일정한 절삭폭 W 로 직선절삭할 경우 발생하는 윤곽오차는 y 절삭력에 영향을 받아 Fig. 8(a)와 같은 가공오차가 발생한다. 이때, 보정량 C 를 $-y$ 축 방향(공구 휨의 반대방향)으로 보상하면, 절삭폭은 $(W+C)$ 가 되며 이에 의해 가공오차가 0이 되도록 합이다. (Fig. 8(b)) 이 경우의

보정방안은 다음과 같이 정의되는 수정된 오차량이

$$E(W, C) = D_y[W + C] - C \quad (8)$$

0이 되는 C 를 구하는 문제로 귀착된다. 여기서 $D_y[W + C]$ 는 절삭폭 $W + C$ 에서의 y 축 휨량을 나타내며, 보정량이 없는 경우 $E = D_y[W]$ 가 됨을 알 수 있다. 이 문제는 일차원 보정문제로서, $D_y[W + C]$ 에 식 (4)-(6)의 수식을 적용하고 식 (8)이 0이 되는 해를 수치해석적으로 구함으로써 쉽게 해결된다.

그러나, 아크형상의 절삭에서와 같이 공구위치에 따라 절삭폭이 달라지는 이차원 보정문제의 경우에는 공구위치에 따라 휨량이 달라지게 되므로 일차원 보정알고리즘은 적용할 수 없다. 그렇다고 해서 미소점마다의 휨량을 구해서 반대방향으로 독립적으로 보정하는 방식은 이웃점과의 이송방향이 흐트러지기 때문에 유효하지 않다. 이는 수정경로에서의 이웃점과의 방향벡터가 본래의 경로에서와 달라짐에 따라 절삭폭이 당초와 달라지고 아울러 휨량도 달라지기 때문이다. Fig. 9에서 이송방향이 달라지게 되면 절삭폭이 달라짐을 보이고 있

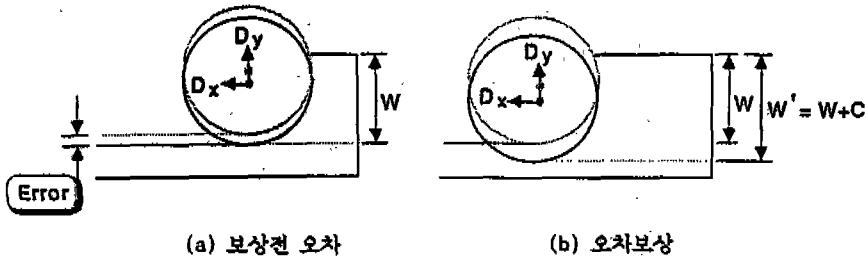
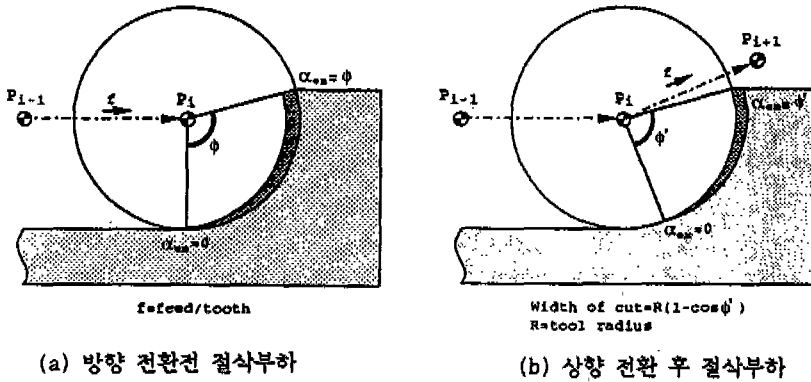


Fig. 8 1차원보상

는데 진하게 표시된 부분은 날당 이송량(f)에 해당하는 칩의 면적을 보인다. Fig. 9(a)와 같이 수평방향으로 진행하던 공구경로($P_{i-1} \rightarrow P_i$)는 ϕ 의 접촉범위를 가지다가 P_{i+1} 지점으로 이동할 때 P_i 지점의 위쪽(Fig. 9(b))이나 아래쪽(Fig. 9(c))으로 방향을 변경함에 따라 공작물과의 접촉범위(ϕ)와 칩두께가 ϕ' , ϕ'' 으로 크게 달라짐을 보이고 있다. 구체적으로, 절삭폭과 접촉구간은 Fig. 9(b)의 경우 $R(1-\cos \phi')$ 과 $[0, \phi'']$ 이 되

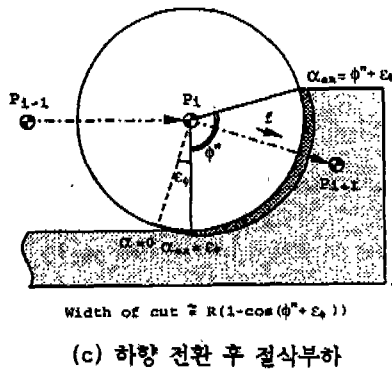
고, Fig. 9(c)에서는 $R(1-\cos(\phi''+\epsilon_\phi))$ 과 $[0, \phi''+\epsilon_\phi]$ 이 된다. 이상의 고찰에서 보정량은, 다음 경로와의 이송벡터를 동시에 고려하여 결정되어야함을 알 수 있다.

절삭폭의 고려방식에 따라 경로보정방식은 일관보정방식(integrated compensation scheme)과 구간보정방식(sectional compensation scheme)으로 구분된다. 일관보정방식(Fig. 10(a))은 경로점을 일괄적으로 전체경로를 수정하는 것으로서, 휨경로와 입력경로



(a) 방향 전환전 절삭부하

(b) 상향 전환 후 절삭부하



(c) 하향 전환 후 절삭부하

Fig. 9 경로변화에 따른 절삭폭의 변화

와의 차이가 허용치 내에 들 때까지 반복된다. 이 방식은 개념적으로 자연스러우나, 현구간에서의 끝점으로 잡은 이송방향이 다음 구간의 시작점이 바뀔에 따라 불일치가 일어나게 되기 때문에 전구간의 보정을 동시에 수행하고, 수정된 점으로 구성된 경로를 대상으로 횡경로 및 오차를 산정한다. 이 과정은 경로의 변경이 유의하지 않을 때까지 반복적으로 수행된다. Fig. 10(a)에서 $P_i^{(j)}$, $i \in [1:N]$ 은 공구의 입력경로를, $D_i^{(j)}$ 는 횡 위치를, $P_i^{(j+1)}$ 은 보정된 위치를 나타낸다.

구체적으로, 현재의 경로가 만족스러운 지의 여부는 식 (9)의 종기조건 (terminal condition)이 모든 경로점 $\{P_i, i \in [1:N]\}$ 에 만족되는가에 따른다.

$$|P_i^d - R_p| \leq \epsilon, \quad (9)$$

여기서 P_i^d 는 횡 점의 위치, 즉 $P_i^d = P_i + D[P_i]$ 이고, R_p 는 주어진 경로 (nominal path)이며, ϵ 는 허용오차이다. $D[P_i]$ 는 식 (6)에서 계산되는 횡벡터로서, 이때 적용되는 절삭폭 (혹은 절삭각 ϕ)은 현재의 경로 진행 방향을 기준으로 설정된다.

만약 위 조건을 만족하지 않는 점이 하나라도 존재하면, 인접하는 경로점의 절삭폭이 달라지기 때문에 전체 경로를 수정하게 된다. 수정점의 계산은 식 (10)에 의한다.

$$P_i = P_i - \lambda D[P_i], \quad \forall i \in [1:N] \quad (10)$$

여기서 $\lambda \in [0, 1]$ 는 주어진 보정계수 (compensation factor)이며, $D[P_i]$ 는 위에서 구한 것과 동일한 값이다. 이 방식은 단순 명료하나, 입력경로나 잔여형상이 급변해짐에 따라 convergency가 보장되지 않을 가능성이 있다. 일관보정방식의 절차는 다음과 같다.

Steps for integrated compensation scheme

1. Read in the nominal path(tool center path), R_p , and decompose it into N points, $P_i, i \in [1:N]$.
2. Set $I = 0$.
3. $I = I + 1$
4. If $I > \text{LIMIT}$, stop with "solution failed." (LIMIT is the iteration limit)
5. Compute $D[P_i]$, for all i by the Equations in Section 3.
6. $P_i^d = P_i + D[P_i]$, for all i
7. If $|P_i^d - R_p| \leq \epsilon$, for all i , stop and output $P_i, i \in [1:N]$. (ϵ is predefined error tolerance)
8. Modify $P_i' = P_i - \lambda D[P_i]$, for all i , and go to Step 3. ($\lambda \in [0, 1]$, is predefined discount factor for compensation)

구간보정방식 (Fig. 10(b))도 종료조건과 수정조건은 일관보정방식과 동일하나, 탐색방식에 있어서 구간별로 끝점의 위치를 고정한 후 시작점을 찾는 방식을 취한다. 마지막 구간 (탐색의 첫구간)의 끝점은 공구원의 영향을 받지 않는 안전한 점으로 결정된다 (Fig. 11). 구간수를 $N-1$ 이라 하고 고정된 끝점을 P_N 이라 하면, 구간 $N-1$ 에서의 문제는 식 (8)의 종료조건을 만족시키는 시작점 P_{N-1} 을 구하는 것이다. 즉, 종료조건 (식 (8))과 수정식 (9)를 반복적으로 적용하는 것이며, 여기서는 끝점의 위치가 고정되어 있기 때문에 시작점에서의 절삭폭 (혹은 절삭각)을 바로 결정할 수 있는 장점이 있다. 이는 이웃점의 변화에 따라 (전체경로를 대상으로) 절삭폭의 재검증 과정을 요하는 일관보정방

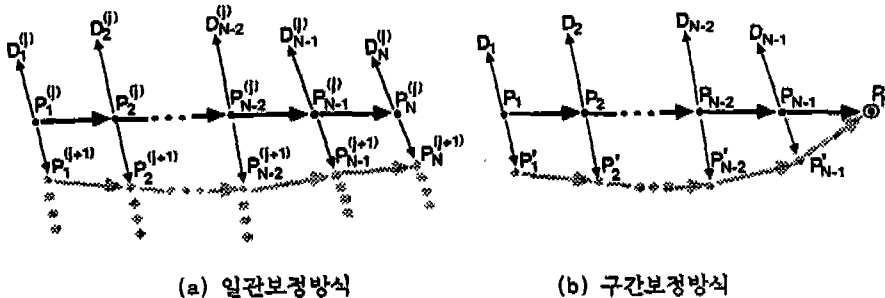


Fig. 10 2가지 보정스킴

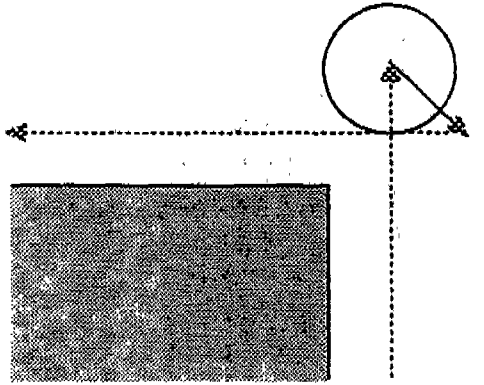


Fig. 11 끝점 설정에

식과 대조를 이룬다.

$N-1$ 구간 $[P_{N-1}, P_N]$ 에서 P_{N-1} 이 결정되면 $N-2$ 구간의 끝점으로 활용하여 P_{N-2} 를 결정하며 (Fig. 9(b)), 이러한 과정을 첫 구간까지 연속적으로 구함으로써 보정경로를 구할 수 있다. 구간별 보정방식의 절차는 다음과 같다.

Steps for sectional compensation scheme

1. Read in the reference path, R_p , and the terminal point T.
2. Decompose the reference path by $N-1$ segments defined by $[P_i, P_{i+1}]$, $i \in [1:N-1]$, where $P_N = T$.
3. Set $I = N$.
4. $I = I - 1$.
5. If $I = 0$, stop and output P_i , $i \in [1:N-1]$.
6. Compute $D[P_i]$.
7. $P^a_i = P_i + D[P_i]$,
8. If $|P^a_i - R_p| \geq \epsilon$, Modify $P^a_i = P_i - \lambda D[P_i]$, $\lambda \in [0, 1]$, and go to Step 6.
9. Go to Step 4.

5. 시뮬레이션

본 논문에서 제시한 경로보정 방식은 절삭력모델, 공구휨모델, 경로보정방식이 결부되어 있기 때문에, 이의 검증도 단계별로 이루어져야 한다. 그러나, 절삭력모델의 유효성은 그 자체로도 연구의 대상이 되고 있기 때

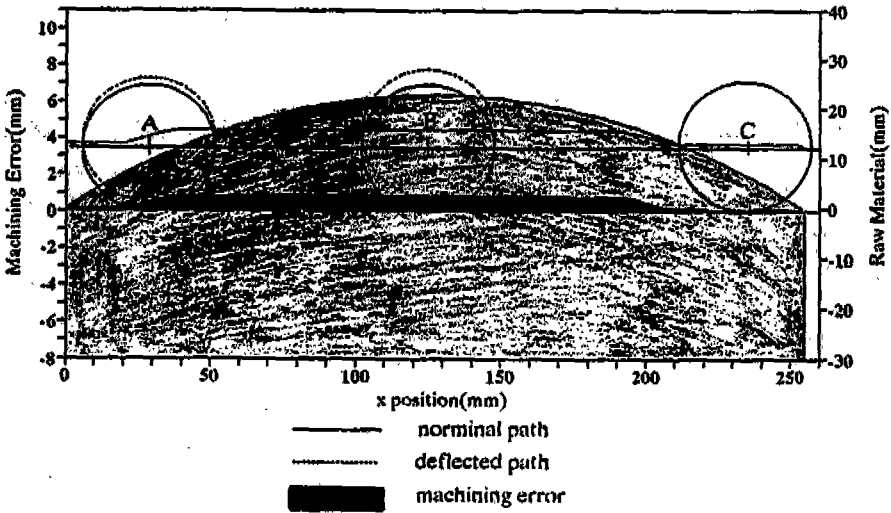
문에, 본 연구에서는 절삭력모델 및 공구휨모델이 유효하다는 전제하에서 경로보정스킴을 위주로 시뮬레이션에 의한 검증을 시도한다.

첫번째 예는 2절의 절삭실험을 재현하고 이의 근접성을 검토하는 것이다. 즉, 아크형태로 선 가공된 공작물에 입력경로는 절삭깊이 2.5mm로 X축과 평행하게 직선 절삭하도록 주어졌다. (Fig. 12(a)). 시뮬레이션 조건은 4날의 고속도강, 직경 25mm, 길이 250mm, helix각 60도, 날당 이송량은 0.0127mm, 주축회전수 600 rpm을 적용하였다. 이 조건은 2절의 실험조건과는 차이가 있음을 주기하며, 아울러 이는 절삭계수를 별도의 실험을 통하지 않고 참고문헌 [7]의 실험식을 이용하기 위해 취한 조치임을 밝힌다. (Kline [8]은 논문에서 K_T , K_R 를 절삭폭, 절삭깊이, 날당이송량을 일정한 구간에서 추정할 수 있는 실험식을 제공하고 있음.)

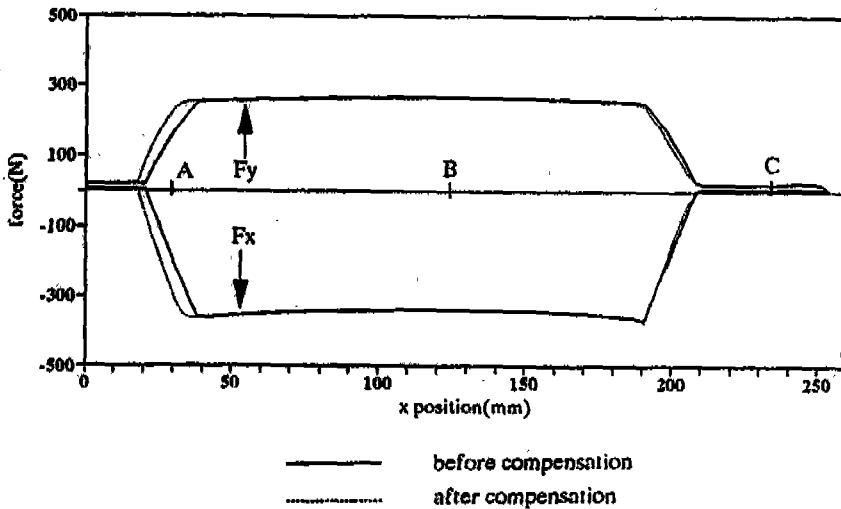
상기의 조건에서 수행한 시뮬레이션 결과를 Fig. 12(a)-(f)에 도시하였다. Fig. 12(a)는 시뮬레이션 결과를 개략적으로 보이기 위하여 공구와 공작물의 스케일을 조정한 후 도시한 것으로서, 여기에는 입력경로, 휨경로 및 윤곽오차 (어두운 부위)를 도시하고 있다. 휨경로 및 윤곽오차는 절삭깊이의 중간에 해당되는 공구의 위치를 기준으로 한 것이며, 공구의 중심점에 작용하는 절삭력은 Fig. 12(b)와 같이 나타났다. 주기할 것은, 절삭력은 공구가 회전함에 따라 주기성을 가지고 변하기 때문에 (Fig. 12(c)의 확대부분 참조), 본 연구에서는 윤곽측면에 영향을 미치는 높이 (절삭깊이의 중간점)는 바닥날의 각위치에서 $\phi = 9.915^\circ$ ($\phi = d \tan(\alpha_n)/2R$ 계산식에 의함) 만큼 시계방향으로 전진된 각위치에서의 절삭력을 풀렀하였다. 따라서, Fig. 12(a) 및 11(f)의 오차량(진한부분의 미절삭량)도 이 공구각에서의 공구중간점의 변위를 공작물의 x축을 따라 도시한 것임을 주기한다.

x축과 평행한 윤곽가공에서는 y축 절삭력 및 공구휨이 윤곽오차를 야기시킴을 주기하며, Fig. 12(a)-(b)를 통하여:(가) y축 절삭력분포는 절삭폭과 어느 정도 비례하는 것을 확인할 수 있으며, (나) 윤곽오차의 절대적 수치는 절삭조건이 달라서 비교가 어렵지만, 오차의 패턴 (Fig. 12(e)에서 "보상전오차" 참조)은 실제와 상당히 유사함을 알 수 있으며, (다) 오차량은 대체로 절삭력 분포와 비슷한 패턴이 됨을 알 수 있다.

직선경로를 입력경로로 받아 일관보정방식과 구간보



(a) 가공형상 및 결과



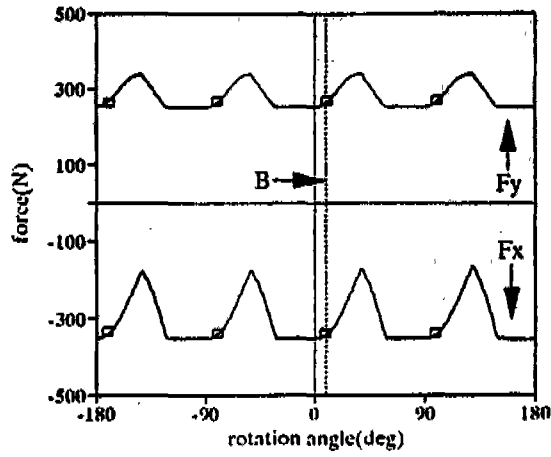
(b) 절삭력 분포(순간절삭력)

Fig. 12. 직선절삭 시뮬레이션

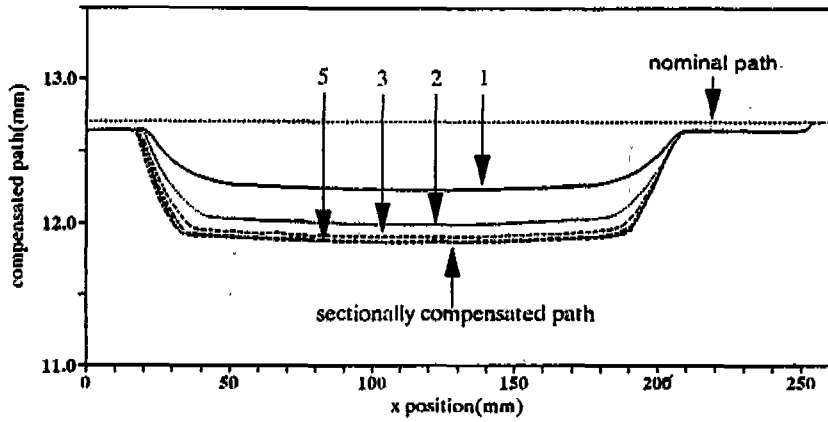
정방식 알고리즘을 적용한 결과를 Fig. 12(d)에 도시하였다. 이 경우 일관보정방식은 8회의 반복과정을 거쳐 수렴하였으며, 반복이 거듭됨에 따라 오차가 줄어들 수 있다. (Fig. 12(f)) 반면에 구간보정 알고리즘은 반복과정 없이 구간별로 보정한 것으로서, 두 결과는 거의 일치함을 알 수 있다. Fig. 12(b)와 12(f)는

보상전과 후의 절삭력 및 윤곽오차를 비교하고 있는 바, 보상후의 절삭력은 Fig. 12(e)의 절삭폭의 증가로 인하여 보상전에 비하여 5mm 앞선 위치에서 커지기 시작하여 약간의 증가를 보임을 알 수 있다.

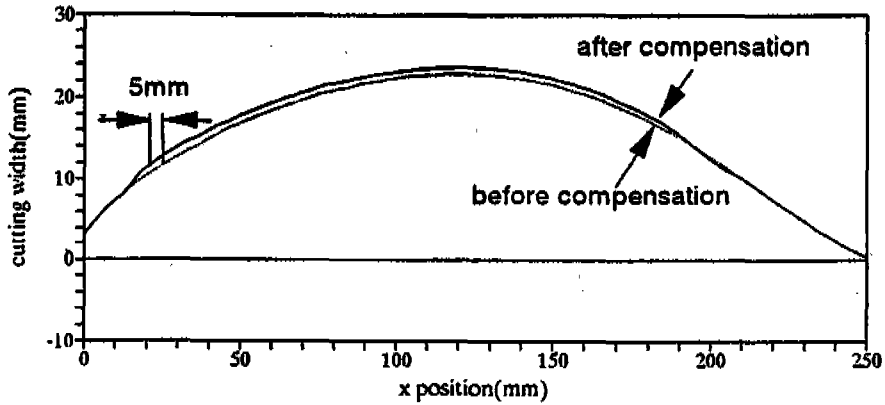
연구된 알고리즘의 응용성을 보기 위해 동일한 절삭 조건을 Fig. 13(a)의 포켓가공에 적용하였다. 구체적



(c) 절삭력 측정값

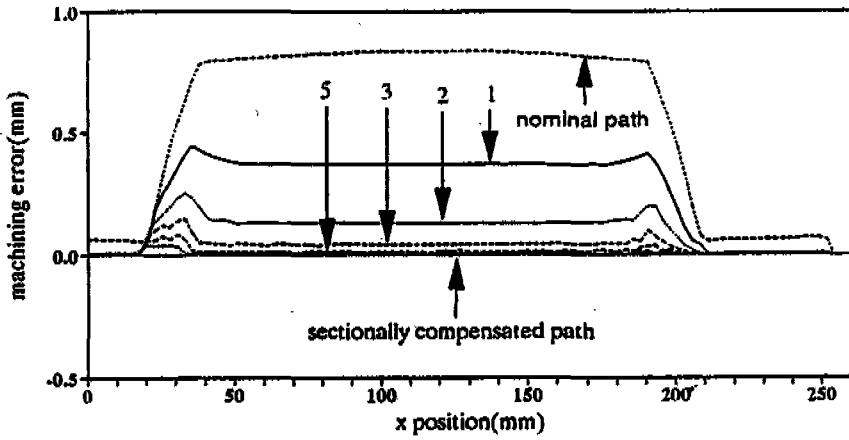


(d) 보상경로



(e) 절삭폭 변화

Fig. 12. 직선절삭 시뮬레이션



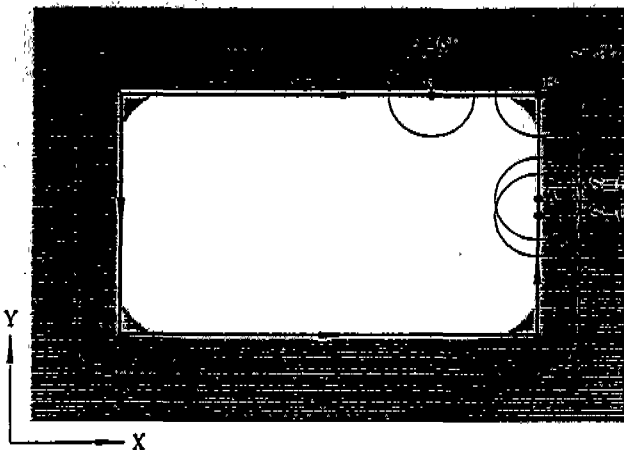
(f) 윤곽오차분포

Fig. 12. 직선절삭 시뮬레이션

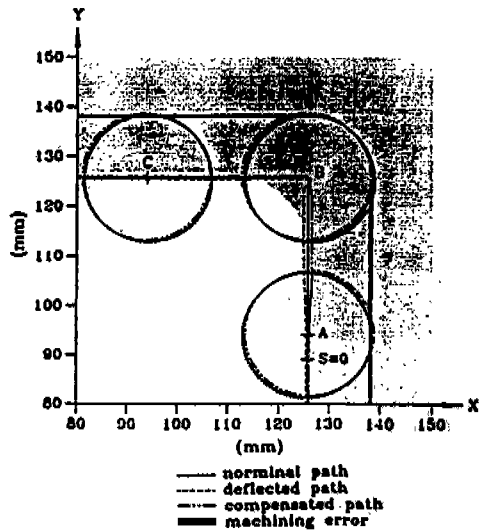
으로, Fig. 13(a)는 황삭이 끝난 상태에서의 공작물 잔여형상과 원하는 포켓윤곽을 얻기 위한 입력경로를 도시하고 있다. Fig. 13(b)는 알고리즘의 적용결과를 복동축 모서리 부위를 대상으로 보이고 있는 바, 실선의 입력경로가 공구휨으로 인하여 점선과 같이 변형됨에 따라 윤곽오차(어두운 배경)를 발생시키고 있으며, 이를 제거하기 위한 보상경로를 2점쇄선으로 나타내고

있다.

이 결과는 공구가 구석 부위를 돌아나가는 과정에서, 절삭폭의 변화 (Fig. 13(d))에 따라, 절삭력의 변화 (Fig. 13(e))로 인하여 윤곽오차 (Fig. 13(c))를 유발하는 것으로 요약된다. Fig. 13(d)에서 절삭폭은 위치 A 근처에서 시작하여 서서히 증가하다가 위치 B 직전에서 최대가 되며, 급격히 감소하여 본래의 절삭폭으로

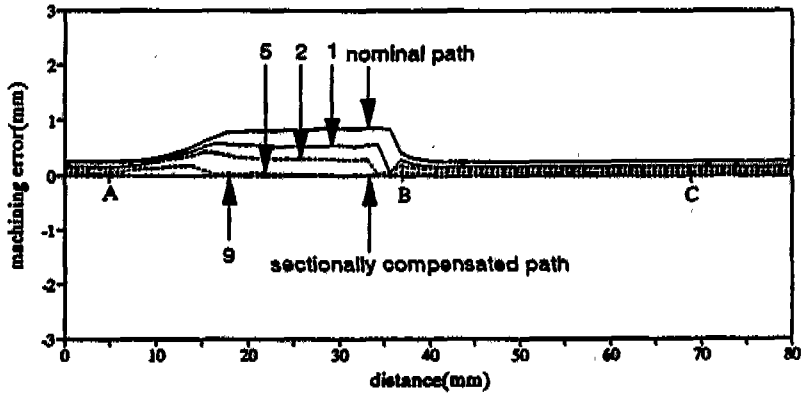


(a) 가공형상

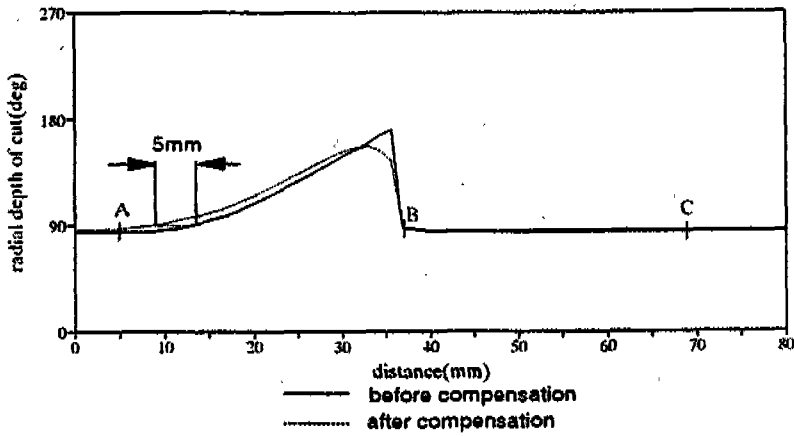


(b) 시뮬레이션 결과

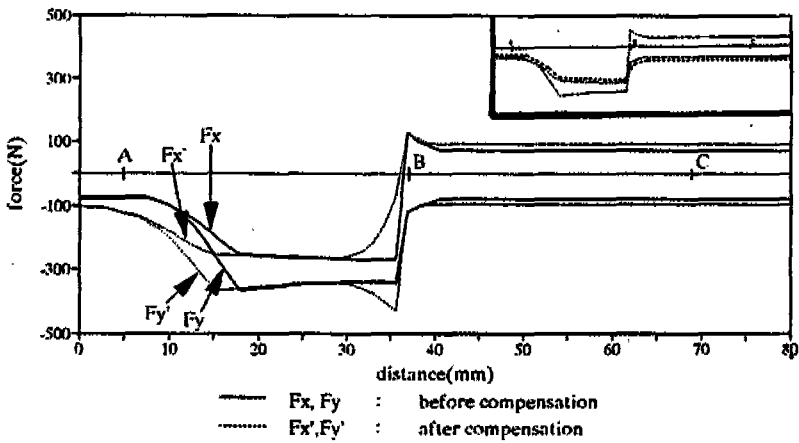
Fig. 13. 포켓가공 시뮬레이션



(c) 윤곽오차 분포



(d) 절삭폭 분포



(e) 절삭력 분포(순간절삭력)

Fig. 13. 포켓가공 시뮬레이션

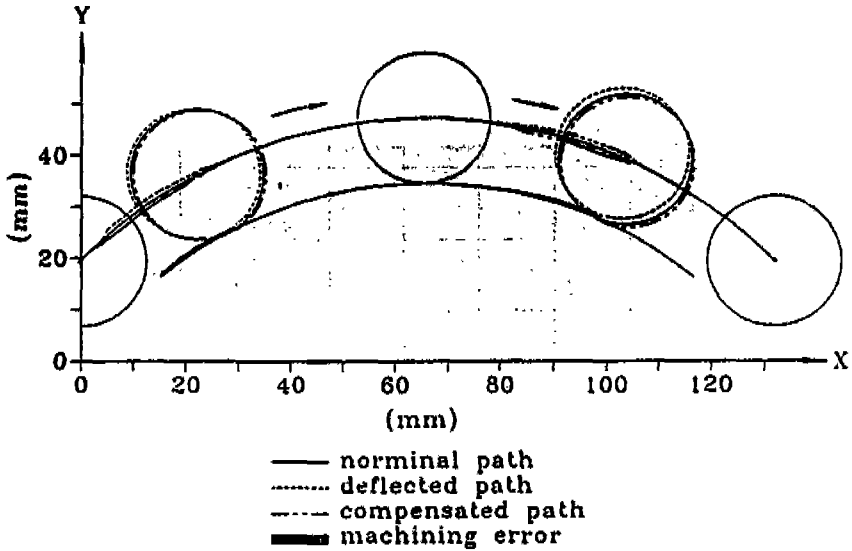


Fig. 14 원호경로 시뮬레이션

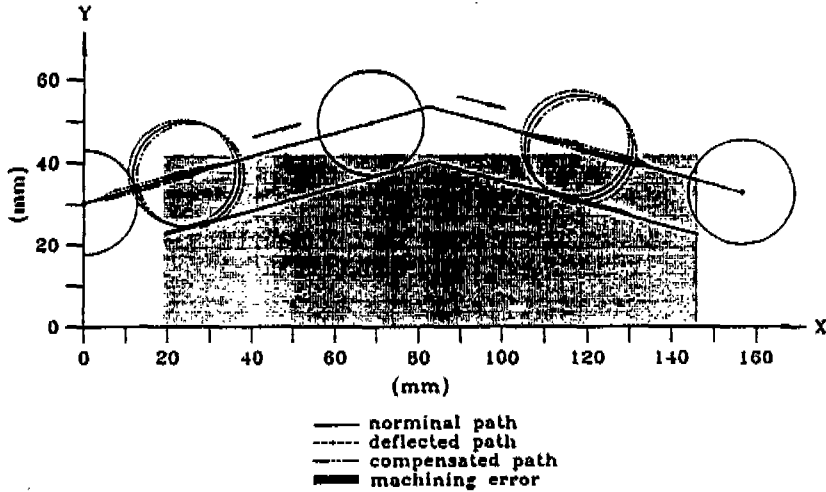


Fig. 15 직선경로 시뮬레이션

복귀하는 현상을 보이고 있다. Fig. 13(c)의 보정전 가공오차(nominal path로 표시)를 형성하는 절삭력은 AB 구간에서는 F_x , BC 구간에서는 F_y 에 의하여 형성된다(Fig. 13(e)의 우측상단의 작은 그래프에 F_x , F_y 가 짧은 점선으로 연결되어 표시됨). 보정알고리즘(구간보정알고리즘)을 적용한 결과 보정된 경로는 Fig. 13(b)의 2점쇄선과 같으며, 이에 다른 윤곽오차, 절삭폭, 절삭력을 Fig. 13(c)-(e)에 포함하였다. 보정후의

절삭력이 AB 구간에서는 보정전에 비하여 5mm정도 앞서는 것은 보정후 절삭폭이 같은 거리만큼 앞서기 때문이며, B 지점에 접근하면서 절삭폭이 라운딩됨에 따라 F'_x 는 감소하나 F'_y 는 증가하는 패턴으로 변환되며, B 구간을 지나서부터 보정후 절삭력이 약간 커진다. 마지막으로, 원호경로 및 직선경로를 대상으로 시뮬레이션한 결과를 Fig. 14-15에 도시한다.

6. 결론 및 추후과제

본 논문에서는 절삭가공에 있어서 가공오차의 큰 원인으로 대두되는 공구휨 현상의 중대성 및 보상방안을 고찰하였다. 실험을 통해 입증된 공구휨현상은 정형가공을 구현하기 위해서는 필수적으로 해결되어야 할 과제로서, 본 논문에서는 가공오차를 줄일 수 있는 경로보정 방식을 제안하였다. 경로보정방식은 가공오차를 줄일 수 있는 새로운 접근방식으로서, 공구휨모델링 및 보상알고리즘의 개발을 통해 이 방식의 타당성을 입증하였다. 본 논문에서 개발한 알고리즘은 직선가공을 중심으로 잔여형상의 영향력을 부가하였으나, 다양한 2D 윤곽에도 확장될 수 있다. 단, 본 논문에서 연구된 알고리즘은 실제실험을 통해 검증되어야 하는 과제가 남아있으나, 단계적으로 CAD/CAM 시스템의 경로보정에 관한 후처리모듈(postprocess module)로 활용될 수 있을 것이다. 정형가공과 결부시키면, 본 연구는 기초연구로서 3차원 가공에 대한 경로보정 방식과, 나아가서는 CNC 제어기의 온라인 측정 및 보정방식과의 결합이 추후과제로 남아있다.

참고문헌

1. J. Mou and C. Liu "A Method for enhancing the accuracy of CNC machine tools for on-machine inspection", J. Manufact. Syst., Vol.11, No.4, pp.229-237.
2. W. Wang and K. Wang, "Geometric modeling for swept volume of moving solids", IEEE CG&A, Dec. 1986, pp.8-17.
3. W. Wang, "Solid modeling for optimizing metal removal of three dimensional NC end milling", J. Manufact. Syst., Vol.7, No.1, 1988, pp.57-65.
4. S. Takata, "A cutting simulation system for machinability evaluation of a work-piece model", Annal. CIRP, Vol.38, No.1, 1989, pp.417-420.
5. B. Fussel, et. al, "An investigation of the end milling processes under varying machining conditions", J. Eng. Ind., Vol.111, Feb. 1989, pp.27-36.
6. S. Smith and J. Tlusty, "NC programming for quality in milling", SME proc. NAMRC, May 1988, pp.279-286.
7. W. Smith and J. Tlusty, "An overview of modeling and simulation of the milling processes", J. Eng. Ind. Vol.113, May 1991, pp.169-175.
8. W. Kline, et. al, "The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts", MTDR, Vol.22, No.1, 1982, pp.7-22.
9. Y. Altintas and A. Spence, "End milling force algorithms for CAD systems", Annal. CIRP, vol.40, No.1, 1991, pp.31-34.
10. K. Bouzakis, et. al, "NC-code preparation with optimum cutting conditions in 3-axis milling", Annal. CIRP, Vol.41, No.1, 1992, pp.513-516.
11. J. Tlusty, "Constraints in adaptive control with flexible end mills", Annal. CIRP, Vol.28, No.1, 1979.
12. L. Kops, D.T.Vo, "Determination of the equivalent diameter of an end mill based on its compliance", Annal. CIRP, Vol.39, No.1, 1990, pp.93-96.