

실가공형 CAM 시스템의 구현을 위한 가공면 예측 및 실험검증

정대혁*, 서석환**

Machined Surface Prediction and Experimental Verification for Virtual Machining CAM System

Dae-Hyuk Chung* and Suk-Hwan Suh**

ABSTRACT

With the contemporary CAD/CAM system, where the tool path is generated and verified purely based on the geometric operation, geometric accuracy of the machined surface cannot be guaranteed due to the cutting mechanics, meaning that the cutting mechanics should be incorporated in some fashion. In this paper, we incorporate the instantaneous cutting force and the tool deflection phenomena in predicting the machined surface for the finish-cut end milling operation. For the given NC data including cutting conditions, the developed algorithm computes cutting force and deflection amount along the tool trajectory, and outputs the 3D graphic model of the machined surface together with error analysis. The validity and accuracy of the presented method has been tested by the actual cutting experiments. Experimental results and accuracy enhancement method together with implementing architecture of the VMCS (Virtual Machining CAM System) are discussed in the paper.

Key words : Cutting Simulation, Virtual Machining CAM System, Machined Surface Prediction, Machining Error, Cutting Force Modeling, Tool Deflection

1. 서 론

현재 개발된 대부분의 CAD/CAM시스템은 오직 기하학적 연산을 통해 공구 경로를 생성하고 검증한다. 이는 공구 경로 및 절삭조건에 있어서 절삭력, 공구 처짐, 열변형, 기계오차등의 실제 가공시 발생하게되는 다양한 가공역학들이 고려되지 않고 있음을 뜻하며, 이와 같은 방식으로 생성된 공구 경로를 이용한 가공 파트와 디자인 파트사이에는 기하학적 오차가 발생하게 된다. 가공 역학의 감안은 기하학적 정밀도 뿐만 아니라, 절삭력을 허용 범위안에 유지하면서 소재제거율과 같은 수행도 지표를 극대화하는 최적절삭을 위해서도 필수적이다. 그러므로 절삭역학을 반영하여 실제 공작기계에서 가공이 이루어졌

을 때에 가공결과를 정확하게 예측할 수 있고, 또한 해석 및 분석기능에 근거하여 가공오차를 허용 오차 내에 들 수 있도록 교정해 줄 수 있는 기능을 갖춘 새로운 실가공형 CAM시스템의 연구가 많이 진행되고 있으며, 특히 실가공형 CAM시스템의 실용화를 위해서는 가공역학 모델의 정확도 제고와 적용범위의 일반화가 이루어져야 한다.

본 연구에서는 가공 역학, 특히 공구 처짐을 고려하여 가공결과를 정확하게 예측할 수 있는 가공형상 예측 모델을 연구하였다. 가공형상 예측 모델은 절삭력 예측 모델과 공구 처짐 모델의 두 부분으로 구성되어 있으며 절삭력 모델의 경우 적용범위의 일반화에 그 초점을 맞추어 새로운 절삭력 모델을 제안하였다. 또한 공구 처짐 모델로는 외팔보 모델을 사용하여 두 모델의 타당성을 실험을 통해 검증하였다.

*학생회원, 포항공과대학교 산업공학과
**중신회원, 포항공과대학교 산업공학과

2. 가공형상 예측모델

2.1 절삭력 모델

실험을 통해 평균 절삭력에 대한 절삭변수의 영향을 수식화한 평균 절삭력 모델[예:1]은 쉽게 적용가능하며 특히 solid modeling 분야에서 많이 쓰이고 있지만 실제 절삭상황을 정확하게 반영할 수 없다는 문제를 안고 있다. 이에 반해 칩의 단면적이 절삭력에 비례한다는 가정을 이용한 mechanistic 모델의 경우 실제 절삭상황을 반영할 수 있다는 장점을 갖고 있으며 공구의 runout을 고려한 모델^[3], 공구의 동역학적 거동을 고려한 모델^[4], 공구의 처짐을 고려한 모델^[5] 등 절삭력 예측의 정확도를 높여려는 많은 연구가 진행되어 왔다. 또한 최근에는 모든 종류의 밀링공구에 적용될 수 있는 통합 절삭력 모델에 관한 연구^[6]가 진행 되고 있다.

기하학적 정밀도에 영향을 주는 공구 처짐을 발생시키는 것은 가공시 발생하는 절삭력으로 정확한 가공표면의 예측을 위해서는 먼저 가공면이 생성될 때 발생하는 순간 절삭력을 예측하여야만 한다. 이를 위해 본 연구에서는 Kline 절삭력 모델식을 기본으로 좀더 실제와 가까운 절삭력을 얻기 위해 절삭계수 산정 방법을 수정한 절삭력 모델을 제안하였다. 비록 Kline 절삭력 모델이 채터등의 공구 이상 현상등을 예측할 수는 없지만, 모델 자체가 매우 간단하고 모델을 만드는데 드는 실험의 수가 적음으로 적용상의 큰 장점을 갖고 있다.

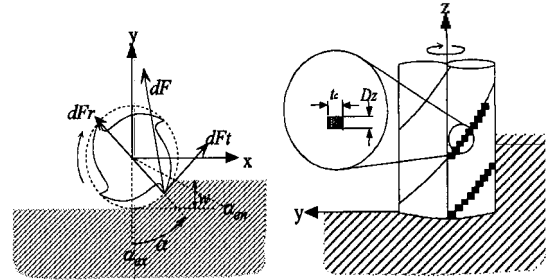
2.1.1 Mechanistic 모델

Kline의 절삭력 모델에서는 Fig. 1(b)와 같이 공구를 공구축 방향의 평면으로 일정한 두께 Dz로 나누어 여러 개의 단면 디스크로 분할하였다. 이 때 각 단면 디스크에는 절삭날이 일정한 간격으로 원주상에 존재하게 되며 이들은 미소 절삭날로 정의된다. 이들 미소 절삭날은 높이 Dz, 두께 tc인 칩을 생성시킨다. Martellotti^[7]에 의하면 공구의 runout이 없는 경우 칩의 두께는 식 (1)로부터 구할 수 있으며 이로부터 미소 절삭날이 만드는 칩의 단면적 크기 A는 식 (2)로부터 구할 수 있다.

$$t_c(i, j, k) = f_c \cdot \sin \alpha(i, j, k) \quad (1)$$

$$A = Dz \cdot t_c(i, j, k) = Dz \cdot f_c \sin \alpha(i, j, k) \quad (2)$$

식 (1)의 $\alpha(i, j, k)$ 는 식 (3)으로부터 구해지게 되며, 이는 공구 위치가 $\theta(j)$ 일 때, j번째 단면 디스크, k번째 절삭날에 있는 미소 절삭날의 축방향에서 본 위치를 나타낸다. 공구 위치 $\theta(j)$ 는 식 (3)에서와 같이 정



(a) Radial & tangential force. (b) Infinitesimal chip load.

Fig. 1. Cutting force model.

의된다.

$$\alpha(i, j, k) = [-\theta(j) + \frac{2\pi}{N_f}(k-1)] + \{(i-1)D_z + D_z/2\}(\tan(h)/RAD) \quad (3)$$

단, $\theta(j) = j(\frac{2\pi}{N_f N_0})$, $j = 1, 2, \dots, N_0$

이 때 f_c 는 공구의 날당 이송량, N_f 는 절삭날의 개수, h 는 공구의 헬릭스각, RAD는 공구의 반경을 의미한다. 또한 N_0 는 절삭날과 절삭날사이의 각도를 나타내는 개수를 의미한다.

미소 절삭력과 칩의 단면적은 식 (4)의 관계를 갖고 있으며, 칩이 생성될 때 미소 절삭날에는 Fig. 1(a)에서 보듯이 공구의 중심을 향하는 중심방향 절삭력(dF_r)과 절삭날의 궤적에 접하는 접선방향 절삭력(dF_t)의 두가지 종류의 절삭력이 발생하게 된다.

$$\begin{aligned} dF_r(i, j, k) &= K_T D_z f_c(i, j, k) \\ dF_t(i, j, k) &= K_R dF_r(i, j, k) \end{aligned} \quad (4)$$

K_T, K_R 은 공구 및 피삭재의 재질에 따라 변하는 값으로서 실험으로부터 얻어지는 계수이다.

미소 절삭날에 대한 중심방향과 접선 방향 절삭력은 식 (5)에 의해 X, Y축 방향의 각각의 미소 절삭력 dF_x, dF_y 로 나뉘어 진다.

$$\begin{aligned} dF_x(i, j, k) &= -dF_r(i, j, k) \sin \alpha(i, j, k) \\ &\quad + dF_t(i, j, k) \cos \alpha(i, j, k) \\ dF_y(i, j, k) &= dF_r(i, j, k) \cos \alpha(i, j, k) \\ &\quad + dF_t(i, j, k) \sin \alpha(i, j, k) \end{aligned} \quad (5)$$

절삭에 참여하는 미소 절삭날들에 작용하는 X, Y축 방향의 미소절삭력 $dF_x(i, j, k), dF_y(i, j, k)$ 를 모두 합하게 되면 X, Y방향으로의 절삭력을 구할 수 있으며 이는 식 (6)으로 나타난다.

$$F_X(j) = \sum_{i=1}^{N_f} \sum_{k=1}^{N_f} \{K_R K_T D_z f_c \sin \alpha(i, j, k) \cos \alpha(i, j, k) + K_T D_z f_c \sin^2 \alpha(i, j, k)\}$$

$$FY(j) = \sum_{i=1}^{N_z} \sum_{k=1}^{N_f} \{ -K_R K_T D_f \sin^2[\alpha(i, j, k)] + K_T D_f \sin^2[\alpha(i, j, k)] \cos[\alpha(i, j, k)] \} \quad (6)$$

2.1.2 절삭계수 선정

식 (4)와 같이 절삭력은 절삭칩의 단면적과 절삭계수의 곱으로 구할 수 있으며, 이로 인해 절삭계수의 정확도와 절삭력의 정확도 사이에는 밀접한 관계를 갖게 된다. 점선방향 절삭력과 칩의 단면적 사이의 비례계수인 절삭계수 K_T , K_R 은 공구의 기하학적 형상과 피삭재의 재질에 밀접한 관련을 갖고 있으며 절삭 실험을 통하여 그 값을 얻을 수 있다. Kline 절삭력 모델¹²⁾에서 K_T , K_R 은 가공변수 RDC(radial depth of cut), ADC(axial depth of cut), Feedrate의 함수로 표현되며, 특정 가공 조건에 대해 일정한 K_T , K_R 값이 적용된다. 그러나 절삭계수 K_T 는 순간 칩 두께와 관계가 있으며, Kline & DeVor의 공구 runout을 고려한 절삭력 모델¹³⁾에서는 절삭계수를 평균 칩 두께에 관한 함수로 가정하기도 하였다. 절삭력의 예측 정확도를 높이기 위해서는 무엇보다 실제와 가까운 절삭계수를 이용하여 절삭력을 예측하는 것이 중요하며 이를 위해 본 연구에서는 실험을 통해 절삭계수를 잘 fitting할 수 있는 순간 칩 두께와의 관계식을 찾아내어 이를 절삭력 모델에 사용하였다. 실험 결과 절삭계수 K_T 는 지수함수 형태의 회귀 모형을 사용할 때, 가장 잘 fitting 되는 것으로 나타났다. 그러나 K_R 의 경우 적당한 회귀 모형식을 찾을 수 없었으며, 절삭계수 K_T 와 같은 형태로 나타냈으며 식 (7)로 나타냈다.

$$\begin{aligned} K_T &= C_1(t_c)^{p_1} \\ K_R &= C_2(t_c)^{p_2} \end{aligned} \quad (7)$$

식 (4)와 같이 절삭력은 절삭칩의 단면적과 절삭계수의 곱으로 구할 수 있으며, 이로 인해 절삭계수의 정확도는 절삭력의 예측 정확도에 큰 영향을 미치게 된다. Klein모델의 경우 특정 가공 조건에 대해 일정한 절삭계수를 사용함으로써 공구의 회전에 따라 연속적으로 변하는 칩의 두께에 잘못된 절삭계수를 곱하게 된다. 특히 칩의 두께가 평균 칩 두께보다 큰 경우 실제보다 큰 절삭계수가 곱해짐으로 인해 최대 절삭력이 과다하게 예측되는 경향을 보이게 된다. 이러한 문제들을 해결하고 좀 더 정확한 절삭력 예측을 위해 본 연구에서는 식 (7)을 절삭계수식으로 사용하였다.

절삭칩 두께에 따른 K_T , K_R 은 다음 방법에 의해 구해진다. 먼저 Fig. 2와 같이 공구와 피삭재가 물린

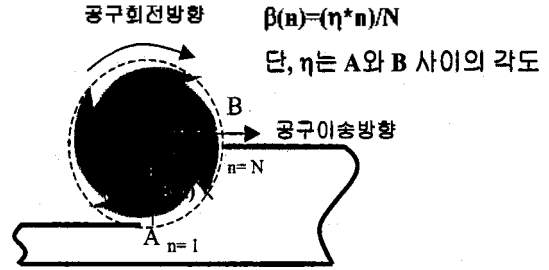


Fig. 2. Angular position of infinitesimal chip (β).

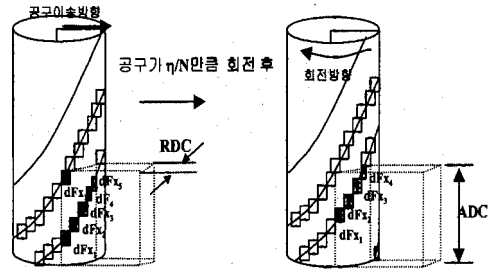


Fig. 3. Relation between infinitesimal cutting force and instantaneous cutting force.

원호 구간 AB를 N개로 나누고, 공구를 미소 절삭날로 정의한다. 미소 절삭날들에 걸리는 미소 절삭력은 오직 절삭날 위치 $\beta(n)$ 에 의해 결정되며, 임의의 미소 절삭날이 위치 $\beta(n)$ 에 있을때의 X방향 미소 절삭력을 dFx_n , Y방향 미소 절삭력을 dFy_n 로 정의한다. Fig. 3과 같이 실험으로부터 얻은 X방향 절삭력은 dFx_n 들의 합이며, Y방향 절삭력 또한 dFy_n 들의 합이다. 공구가 회전함에 따라 순간 절삭력 및 이에 영향을 미치는 미소 절삭력들도 변하게 된다. 이 때 X, Y방향에 대해 각각 N개의 미소 절삭력과 순간 절삭력의 관계식이 만들어지게 되며, 이들은 식 (8)의 형태로 나타난다.

$$\begin{aligned} 2dFx_1 + dFx_2 + dFx_3 + dFx_4 + dFx_5 &= Fx_1 \\ dFx_1 + dFx_2 + dFx_3 + dFx_4 &= Fx_2 \\ &\vdots \\ 2dFx_1 + 2dFx_2 + dFx_3 + dFx_4 + dFx_5 &= Fx_N \end{aligned} \quad (8)$$

식 (8)을 풀면, 미소 절삭날들의 위치 $\beta(n)$ 에 따른 미소 절삭력 dFx_n 를 구할 수 있으며, dFy_n 도 dFx_n 와 같은 방법으로 구할 수 있다. 이들 dFx_n , dFy_n 들은 점선 및 중심방향 절삭력과 식 (9)의 관계에 있으며 이를 풀면 미소 절삭날의 점선 방향과 중심방향으로 걸리는 절삭력 dFt_n , dFr_n 을 얻을 수 있다. 이렇게 얻은 점선 및 중심방향 절삭력으로부터 식(10)을 이

용하게 되면 칩 두께 $f_i \sin \beta(n)$ 에 대한 절삭계수 K_T ($f_i \sin \beta(n)$, $K_R(f_i \sin \beta(n))$)을 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} dF_{x_n} &= -dF_{r_n} \sin \beta(n) + dF_{t_n} \cos \beta(n) \\ dF_{y_n} &= -dF_{r_n} \cos \beta(n) + dF_{t_n} \sin \beta(n) \end{aligned} \quad (9)$$

$$\begin{aligned} K_T(f_i \sin \beta(n)) &= dF_{t_n} / f_i \sin \beta(n) D_c \\ K_R(f_i \sin \beta(n)) &= dF_{r_n} / K_T(f_i \sin \beta(n)) \end{aligned} \quad (10)$$

이 때 절삭칩의 높이 D_z 는 식 (11)로부터 주어진다.

$$\begin{aligned} D_z &= RAD \cdot \theta / \tan(h) \\ \text{단, } \theta &= 2\pi / (N \cdot N_f) \end{aligned} \quad (11)$$

여기에서 N 은 Fig. 3에서의 AB구간을 나눈 개수를 의미한다. 결국 위에서 구한 절삭계수를 $f_i \sin \beta(n)$ 에 대해 fitting함으로써 절삭계수식을 얻을 수 있다.

2.1.3 절삭력 모델

비록 절삭계수식이 기존 Kline모델의 절삭계수식과 차이가 있지만, 절삭력을 구하는 방법은 접선 및 중심 방향 절삭력을 구하는 방법을 제외하고 2.1.1에서 설명한 바와 동일하다. Kline모델에서 절삭력은 식 (4)에 의해 절삭칩의 단면적으로부터 접선 및 중심방향 절삭력을 구하였으며, 이 때의 절삭계수 K_T , K_R 은 가공변수 RDC, ADC, Feedrate의 함수였다. 그러나 바뀐 절삭계수식을 사용하면, 접선 및 중심방향 절삭력은 식 (12)로부터 구하게 된다.

$$\begin{aligned} dF_t(i, j, k) &= K_T f_i \sin \alpha(i, j, k) D_c f_c(i, j, k) \\ dF_r(i, j, k) &= K_R(f_i \sin \alpha(i, j, k)) dF_t(i, j, k) \end{aligned} \quad (12)$$

이렇게 구한 접선 및 중심 방향 절삭력은 식 (5)에 의해 X, Y방향 절삭력으로 나누게 되고, 이들을 합함으로써 절삭력을 예측할 수 있게 된다.

2.2 공구 처짐 모델

공구 처짐량을 예측하기 위한 방법으로는 유한 요소법을 이용한 방법^[8]과 외팔보 모델^[9]을 이용하는 방법이 있다. 본 연구에서 공구 처짐량을 예측하기 위해 수식이 간단하면서도 예측이 정확한 외팔보 모델을 사용하였으며 식 (13)과 같은 식으로 표현된다(Fig. 4 참조).

$$\begin{aligned} \delta(u) &= \frac{1}{6EI} \sum dF_i [(u-l_i)^3 - u^3 - 3u^2 l_i] \\ \text{단, } \langle u-l_i \rangle &= \begin{cases} u-l_i, & \text{if } u > l_i \\ 0, & \text{otherwise} \end{cases} \end{aligned} \quad (13)$$

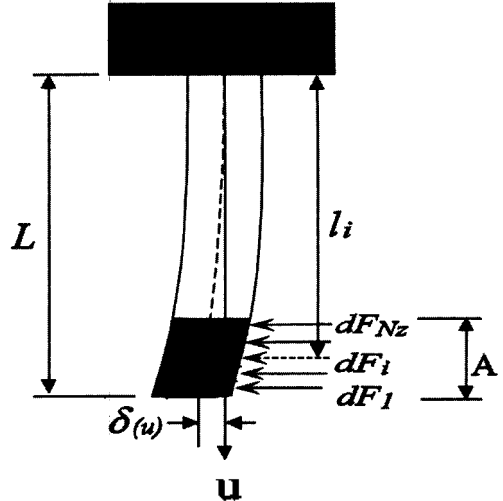


Fig. 4. Tool deflection model.

여기에서 I 와 E 는 각각 공구의 관성모멘트와 영률을 의미하며, dF_n 는 각각의 공구 디스크에 걸리는 합력의 분포 하중을 의미한다.

Kope^[8]은 유한 요소 해석법을 이용하여 4날 플랫폼 엔드밀의 관성 모멘트는 공구 직경의 0.8배인 실린더의 관성 모멘트로 근사화 할 수 있음을 보였다. 본 연구에서는 Kope의 결과를 이용하여 공구의 관성 모멘트 I 를 구하였으며, 식 (14)는 관성 모멘트를 구하는 식이다.

$$\begin{aligned} I &= \pi(D_c)^4 / 64 \\ \text{단, } D_c &= 0.8D \end{aligned} \quad (14)$$

여기에서 D 는 공구의 직경을 의미하며 D_c 는 공구의 유효직경을 의미한다.

2.3 가공면 형상 예측 모델

Fig. 5는 가공형상 예측 원리를 보여주고 있다. 가공 전체에 대해 가공오차를 모두 구하는 것은 불가능하며 대신에 Fig. 5에서 기준면(nominal surface)의 일정 격자점들의 가공오차를 구하여 이들을 인접한 격자점들과 연결함으로써 가공 오차 및 형상을 예측하였다. 가공오차를 구하는 격자점들의 위치는 (X, SG)좌표값으로 표시된다. X는 임의의 자점을 기준으로 기준위치로부터 거리를 의미하며, SG는 공구 밑바닥으로부터의 높이를 의미한다.

2.3.1 절삭 변수 계산

가공형상 예측 모델에서 격자점에서의 절삭력을 계산하기 위해 필요한 절삭 변수의 계산은 공구경로 정

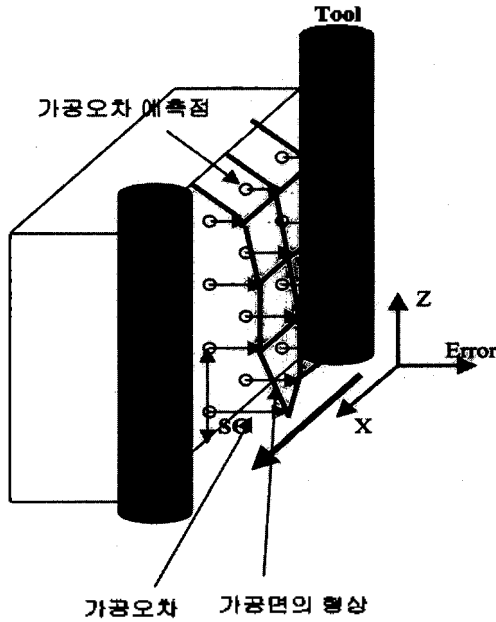


Fig. 5. Machined surface prediction model.

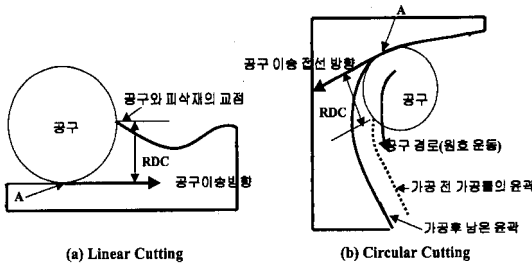


Fig. 6. Definition of RDC.

보와 가공물의 기하학 정보를 이용하여 구할 수 있다. feed는 파트 프로그램으로부터 직접 얻을 수 있는 값이며, ADC의 경우 공구 밑바닥의 위치와 가공물의 높이로부터 구할 수 있다. RDC의 경우는 다음과 같은 방식으로 구할 수 있다.

윤곽가공 도중 공구는 직선 혹은 원호 운동을 하며 각각의 경우에 RDC는 Fig. 6과 같이 정의된다. 피삭재의 형태와 상관없이 직선 보간시 RDC는 가공면 A를 지나고 공구 이송방향으로 향하는 직선과 공구와 피삭재가 만나는 지점과의 최단 거리로 정의된다. 또한 원호 보간시에는 공구 이송 방향이 연속적으로 변하게 됨으로 가공면 A를 지나고 공구 이송 방향의 접선 방향으로 향하는 직선과 공구와 피삭재가 만나는 지점과의 최단거리를 RDC로 정의한다.

2.3.2 가공오차의 계산

입력: 가공오차를 알고자 하는 가공면상의 위치(X, SG)
가공면이 생성될 때의 절삭조건
공구 재질 및 형태에 따른 물리적 특성

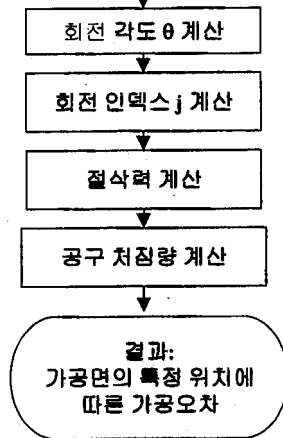


Fig. 7. Machined surface error computing procedure.

Fig. 7은 (X, SG)지점에 위치한 격자점의 가공오차를 구하는 순서를 나타내고 있다. 위의 절삭력 모델에서 설명한 바와 같이 절삭력은 공구의 angular 인덱스 j에 관한 함수로 볼 수 있으며 j는 공구 회전 각도 θ 와 비례관계를 갖고 있다. 그러므로 공구 바닥면으로부터의 높이가 SG인 가공면의 격자점이 생성될 때 발생하는 절삭력을 알기 위해서는 공구의 회전각 θ 를 알아야만 한다. 공구의 밑바닥에 있는 미소 절삭날이 격자점을 생성할 때 공구의 회전각 θ 를 θ 이라고 정의하면 격자점의 높이 SG와 공구의 회전각 θ 는 Fig. 8과 같은 관계가 있으며 식 (15)로부터 공구 회전각을 구할 수 있다(단, 격자점의 높이는 공구의 밑바닥을 기준으로 정의한다.).

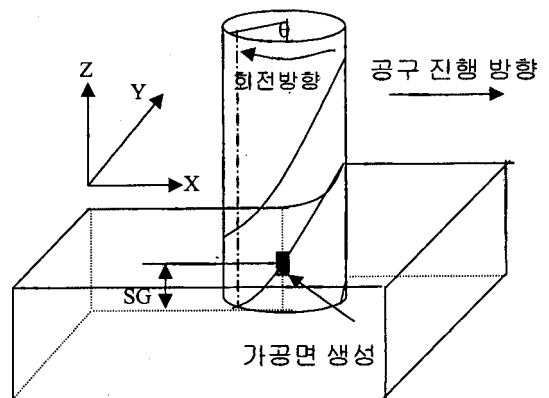


Fig. 8. Relation between tool rotation angle θ and SG.

$$\theta = SG \cdot \tan(h)/RAD \quad (15)$$

본 연구에서 사용된 절삭력 모델은 공구의 회전각을 angular 인덱스 j 를 이용하여 이산적으로 정의하였다. 그러므로 임의의 회전각에 대한 절삭력을 예측할 수 없으며 θ 를 가장 근사하게 표현할 수 있는 angular 인덱스 j 의 값을 구하여 이를 절삭력 예측에 사용하여야 한다. 식 (16)은 공구 회전각 θ 를 angular 인덱스 j 로 변환해주는 식이다.

$$j = \left\lceil \theta \frac{N_f \cdot N_\theta}{2\pi} \right\rceil$$

단, $\lceil x \rceil = x$ 와 가장 가까운 정수 (16)

이 때 N_θ 는 절삭날과 절삭날사이의 각도를 나눈 개수를 의미한다.

식 (16)을 통해 얻은 angular 인덱스 j 와 절삭조건을 절삭력 모델에 적용하면, (X, SG) 격자점이 생성될 때의 절삭력을 예측할 수 있다. 이렇게 구한 절삭력은 가공 처짐 모델의 입력으로 사용되어 결국(X, SG)위치에서의 공구 처짐량이 구해지게 되며, 이는 가공 오차를 의미하게 된다.

본 연구에서의 가공 형상 예측은 Fig. 7과 같은 절차를 거쳐 매 격자점의 가공오차를 구한 뒤에, 이들을 격자점에서의 가공오차와 연결하여 실제 가공면의 형상을 예측하였다.

3. 실험 검증

3.1 실험장치 및 실험조건

절삭계수 선정과 절삭력 모델 및 공구처짐 모델의 타당성 검토를 위해 Table 2의 가공 실험을 수행하였다. 실험 환경은 Table 1과 같다.

Table 2의 가공 조건은 일반적인 정삭범위의 가공 조건을 포함하며, 절삭력 및 공구 처짐 모델의 타당

Table 1. Experimental condition

사용공작기계 3축 수직형 머시닝 센터 (IMC 1)	
공구형태	플랫 엔드밀
공구재질	HSS
공구날수	4날 (Nf)
공구직경	6mm (R)
유효공구길이	5mm (L)
공작물 재질	ALCAN-6061((실험1-24), S41C(실험25))
스핀들 속도	1250 rev/min
동력계	Kistler model 9257B

Table 2. Cutting condition for machined surface error prediction

No.	RDC (mm)	ADC (mm)	Feed (mm/tooth)
1	0.5	2	0.01
2	0.5	2	0.02
3	0.5	4	0.01
4	0.5	4	0.02
5	0.5	4	0.01
6	0.5	6	0.02
7	1	2	0.01
8	1	2	0.02
9	1	4	0.01
10	1	4	0.02
11	1	6	0.01
12	1	6	0.02
13	2	2	0.01
14	2	2	0.02
15	2	4	0.01
16	2	4	0.02
17	2	6	0.01
18	2	6	0.02
원호 가공			
19	가변	2	0.02
20	가변	4	0.02
21	가변	6	0.02
포켓 가공			
22	가변	2	0.02
23	가변	6	0.02
산업체 부품 가공			
24	가변	4	0.02
25	가변	3	0.01

성을 다양한 가공부하에서 시험할 수 있도록 선정하였다. 또한 가공조건이 일정한 경우 외에도 RDC가 연속적으로 변하는 원호가공 및 포켓가공에서 모델의 유효성을 검토하였다.

3.2 절삭력 및 공구 처짐 모델 검증

3.2.1 절삭계수 구하기

Table 2의 실험조건들에 대해 적용될 수 있는 절삭계수를 얻기 위해 Table 2로부터 적절하게 선택한 절삭조건 및 실험결과를 이용하였으며, 선택된 실험들의 가공변수들의 최대, 최소값은 Table 2의 가공변수들의 최대, 최소값이 포함하도록 하였다. 구체적으로 본 연구에서는 Table 2의 실험 4, 8, 10, 11, 12, 13, 14, 16의 절삭력 실험 결과를 이용하여 절삭계수를 얻었다. 절삭계수를 얻기 위해 선택된 8가지 실험의 가공 조건들의 범위는 RDC의 경우 0.5 mm에서 2.0 mm, ADC의 경우 2 mm에서 6 mm, feed의 경우 0.01에서 0.02 mm/tooth까지로 이는 Table 2의 실험 조건들의 범위를 포함하는 것이며, 절삭계수가 Table 2의 모든 실험 조건들에 대해 적용될 수 있음을 의미한다.

Fig. 9와 Fig. 10은 실험으로부터 얻은 칩의 두께

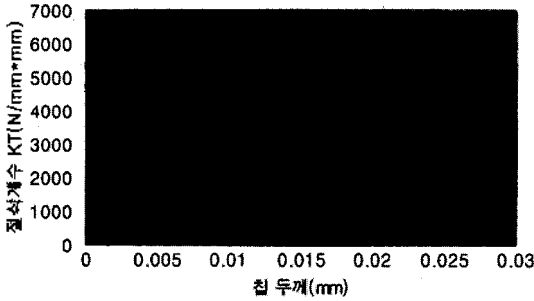


Fig. 9. Relation between chip thickness and KT.

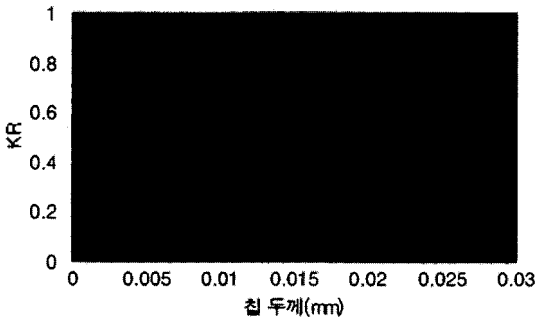


Fig. 10. Relation between chip thickness and KR.

에 대한 절삭계수 K_T , K_R 를 plotting한 것으로 실선은 회귀식을 의미하며 fitting결과는 식 (17)과 같다.

$$K_T = 373.35(t_c)^{-0.3447}$$

$$K_R = 0.3049(t_c)^{-0.126}$$

3.2.2 절삭력 모델의 검증

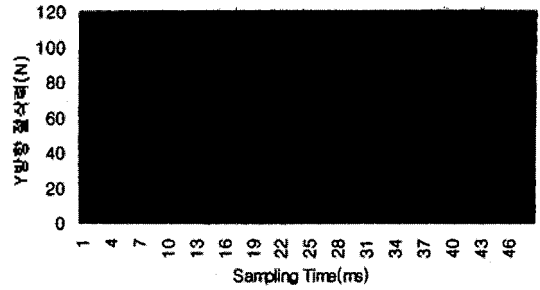
절삭력 예측 모델의 유효성을 검증하기 위해 Table 2의 다양한 가공조건에 대해 절삭력을 비교하였다. 일례로, Fig. 11은 Table 2의 실험 16에 대해 기존 모델과 본 연구에서 제시한 모델을 사용하여 예측한 절삭력을 나타낸 것이다. Y방향 절삭력의 경우 기존 모델을 사용하였을 때 최대 절삭력을 과다 예측한 반면, 본 연구에서 제시한 모델의 경우 비교적 정확하게 최대 절삭력을 예측한 것을 확인할 수 있었다.

3.3 가공면 예측

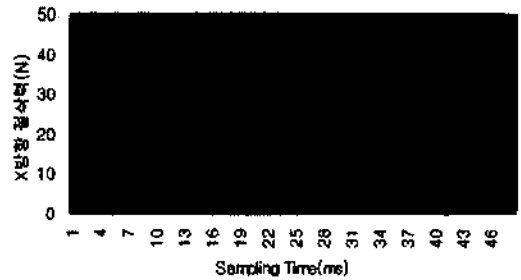
윤곽가공중에 공구는 RDC, ADC, feedrate 등의 가공변수가 일정한 경우, 또한 포켓가공, 원호가공등의 RDC가 연속적으로 변하는 경우등의 여러 상황을 경험하게 된다. 본 연구에서 가공변수가 항상 일정한 가공을 1차원 절삭으로, 가공변수중의 하나가 연속적으로 변하는 상황을 2차원 절삭으로 정의하고 이들 상황들에 대해 가공형상예측 모델을 적용하였다.

3.3.1 1차원 가공면 예측

Table 2의 가공조건들에 대해 Fig. 12와 같은 형태



(a) Y-direction force.



(b) X-direction force.

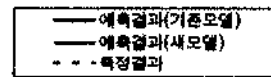


Fig. 11. Comparison of force models.

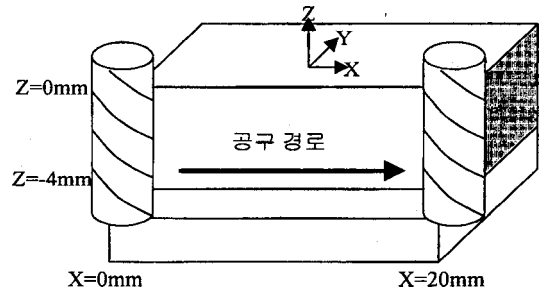


Fig. 12. 1-dim. cutting experiment (Exp. #10).

의 피삭재를 이용하여 절삭실험 후 가공면의 오차를 측정하였다. 가공오차의 측정은 온머신상에서 터치프로브를 이용하여 이루어졌다. Table 2의 1번에서 17번까지의 1차원 가공형상 예측 실험 결과에 의하면 가공형상의 평균 예측 오차의 크기는 0.004 mm에서 0.015 mm로 나타났으며, 가공 부하가 커짐에 따라 예측 오차의 크기가 커지는 경향을 관찰할 수 있었다. 이는 가공형상 예측 모델이 가공 부하가 큰 경우일지라도 1차원 가공형상에 대해 실제와 평균 0.015 mm 정도의 차이가 있는 가공형상을 예측할 수 있음을 의미한다. 공구 처짐 이외의 다른 요인들이 가공형상의 생성에 관여한다는 것을 고려한다면, 가공형상

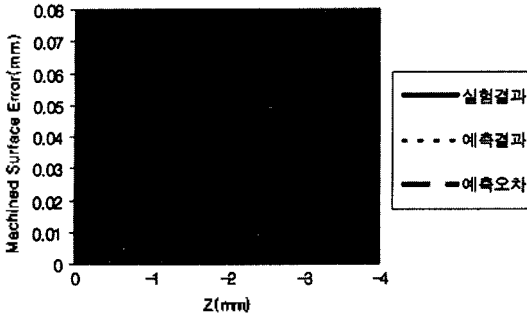


Fig. 13. Machined surface error (Exp. #10).

예측 모델의 예측능력이 매우 우수하다고 결론 지을 수 있다.

예를 들어 Fig. 13은 Table 2의 실험 11의 가공 형상을 측정, 예측한 결과로써 최대 예측 오차는 0.008 mm, 최소 예측 오차는 0.000 mm, 평균 예측 오차는 0.004 mm로 나타났다. 이러한 예측 오차의 크기는 on-machine상에서 측정시 발생할 수 있는 측정 오차를 고려한다면 매우 작은 값으로서 가공형상 예측 모델이 거의 정확하게 가공형상을 예측했음을 알 수 있다.

3.3.2 2차원 가공면 예측

2차원 절삭은 가공 변수중 하나가 변하는 경우에서의 절삭 상황을 의미한다. 본 연구에서는 RDC, ADC, Feed중에서 RDC가 변하는 경우의 2차원 절삭상황에서 생성되는 가공 형상에 대해 측정 및 예측 실험을 하였다. 윤곽가공도중 경험하게 되는 2차원 절삭 상황 으로서는 공구가 원호 운동을 할 때의 원호 가공상황 을 들 수가 있다.

3.3.2.1 원호 가공

윤곽가공도중 경험하게 되는 원호 가공은 직선 절

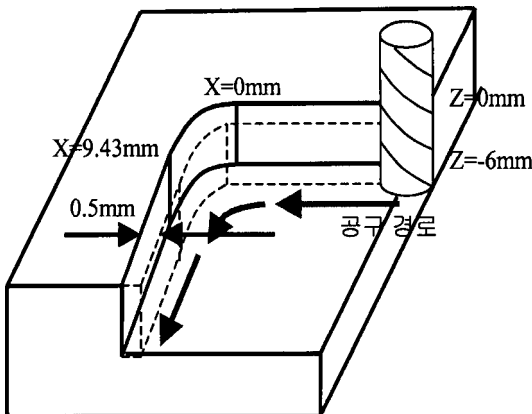


Fig. 14. Circular cut experiment (Exp. #21).

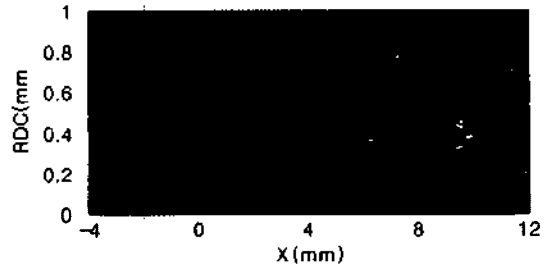


Fig. 15. Variation of RDC.

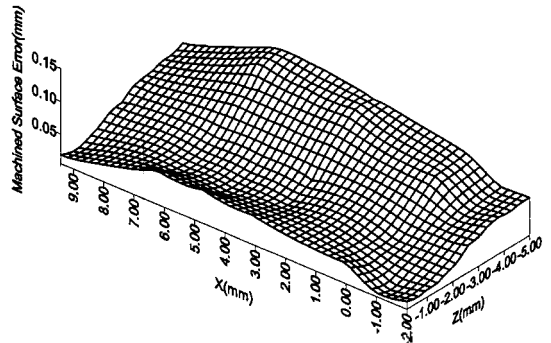


Fig. 16. Actual machined surface error.

삭과는 달리 RDC가 변하게 된다. 이런 특수한 상황에서 가공면 예측 모델의 타당성을 실험을 통해 검증 하였다. 공구의 진행에 따른 RDC의 변화는 Fig. 15 와 같다. Fig. 15에서 X는 직선 운동이 원호 운동으로 바뀌는 지점을 0으로 하여 가공 단면의 거리를 의미한다. 공구가 원호부분으로 접근함으로써 RDC는 연속적으로 커지게 되지만, 원호부분을 가공하기 시작 하면서 RDC는 일정하게된다.

Table 2의 실험 21의 가공 조건하에서 정삭 여유가 0.5 mm인 Fig. 14의 피삭재를 가공했을 때의 실측된 가공형상은 Fig. 16과 같으며 Fig. 17은 가공형상을 예측한 것이다. Fig. 14에서 점선은 가공실험전

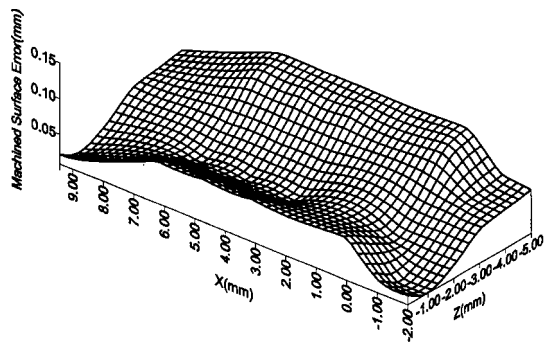


Fig. 17. Predicted machined surface error.

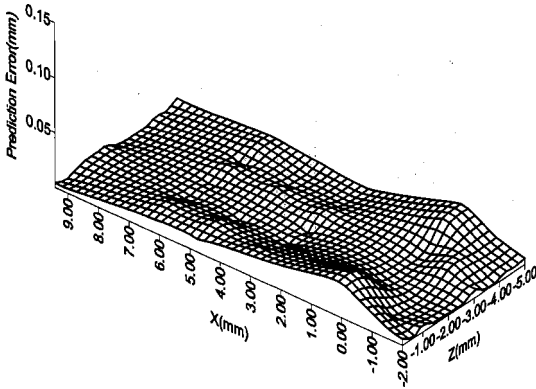


Fig. 18. Prediction error.

의 피삭재를 표시한다. 1차원 가공형상과 마찬가지로 가공형상의 형태도 예측결과와 실험결과에 큰 차이가 없는 것으로 나타났다.

Fig. 18은 예측형상과 가공형상 사이의 차이를 보여 주고 있으며 최대, 최소, 평균 예측 오차는 각각 0.030, 0.000, 0.009 mm로 측정되었다. 그러나 공구가 원호부분의 가공을 시작하는 X가 0인 지점에서의 예측오차는 다른 곳에 비해 매우 큰 것으로 측정되었으며, 이는 CNC의 가감속 제어특성에 기인하는 것으로 보인다.

3.3.2.2 포켓 가공(코너 가공)

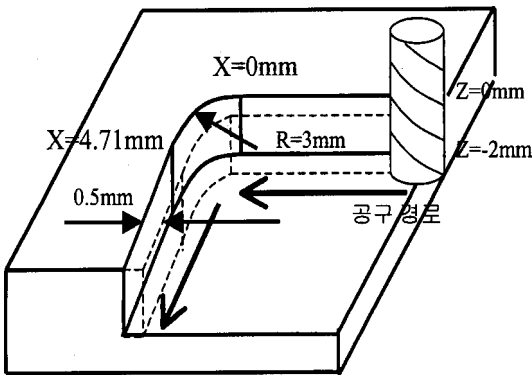


Fig. 19. Pocket machining experiment (Exp. #22).

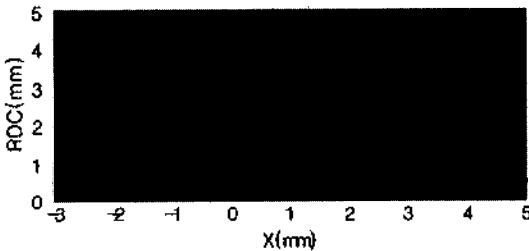


Fig. 20. Variation of RDC.

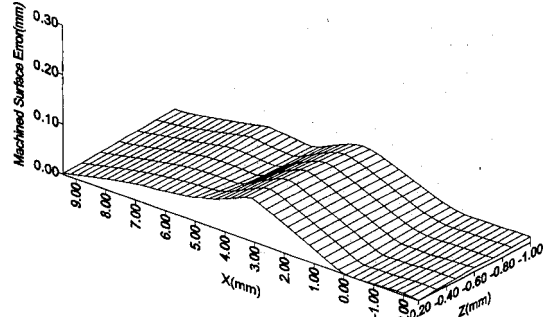


Fig. 21. Actual machined surface error.

포켓의 코너 가공면에 대해 가공면 예측실험을 수행하였다. 이 때 사용된 피삭재의 형태는 Fig. 19와 같으며 X는 직선과 원호가 만나는 지점을 0으로 하여 가공 단면의 거리를 의미한다. 가공단면 생성시 RDC의 변화는 Fig. 20과 같다. 포켓 가공은 원호 가공과는 달리 공구는 직선 보간만으로 움직이고 있으며, RDC의 변화 또한 원호 가공에서와 같은 일정한 부분이 없이 공구가 코너 부분에 다가갈수록 급격하게 커지다가 공구가 방향을 바꾸게 되면, 갑자기 작아지게 된다.

Table 2의 실험 22의 가공 조건하에서 정착 여유가 0.5mm인 Fig. 19의 피삭재를 가공했을 때의 가공형상은 Fig. 21과 같으며 Fig. 22는 가공 형상을 예측한 것이다. Fig. 19에서 점선은 가공 실험전의 피삭재를 나타내고 있다. 가공형상의 형태는 예측결과와 실험결과에 큰 차이가 없는 것으로 나타났으며, Fig. 23에서 보듯이 최대 예측 오차, 평균 예측 오차, 최소 예측 오차는 각각 0.050 mm, 0.010 mm, 0.000 mm로 관찰되었다. 원호 가공과 같이 포켓 가공에서도 공구의 운동방향이 변하는 코너지점에서 콘트롤러의 가감속 특성에 의해 가공 형상의 측정값과 예측값 사이에 무시할 수 없을 정도의 차이가 발생하였다. 그러나 이

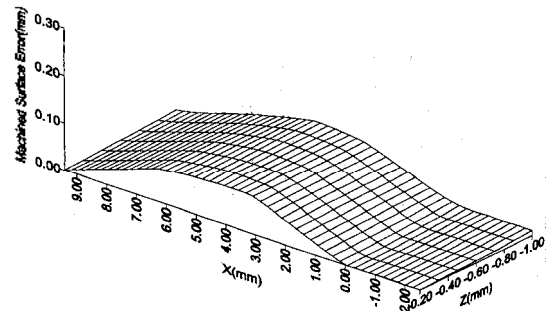


Fig. 22. Predicted machined surface error.

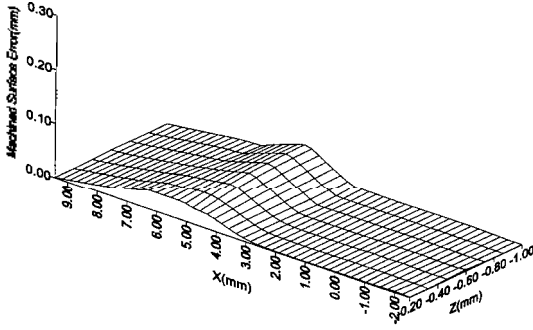


Fig. 23. Prediction error.

것 또한 가감속 패턴이 정확하게 모델링 된다면 충분히 작은 값으로 줄일 수 있을 것이다.

3.3.3 복잡한 형상의 가공면 예측

가공 형상 예측 모델의 검증에 위해 라인과 아크의 조합으로 이루어진 복잡한 형상에 대해서 가공 형상을 예측해 보았다. 서로 다른 절삭 조건에 대해서 2번의 실험이 이루어 졌다. Table 2에서 기술한 절삭 조건에 따라 실험 24와 25를 수행하였다. 실험 24와 25에는 동일한 공구가 사용되었지만, 사용된 피삭재의 재질은 실험 24의 경우 알루미늄이었으며, 실험 25의 경우 steel(S41C)이 사용되었다.

Fig. 24의 부품은 실제 고속 열차 TGV에 사용되고 있는 것으로서, 본 연구의 프랑수측 파트너인 ECN에서 실험용 피삭재로 사용한 것이다. 오른쪽 상단으로부터 피삭재의 윤곽을 따라 왼쪽상단을 향해 가공을 하게 되면 Fig. 25와 같은 RDC의 변화가 발생하게 된다.

실험 24를 수행하였을 때의 가공 형상의 측정결과와

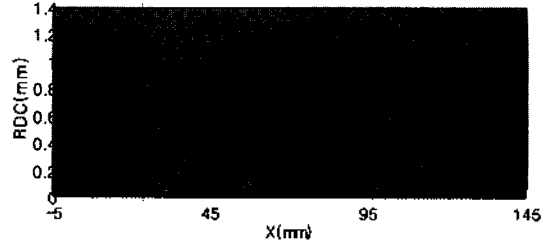


Fig. 25. Variation of RDC.

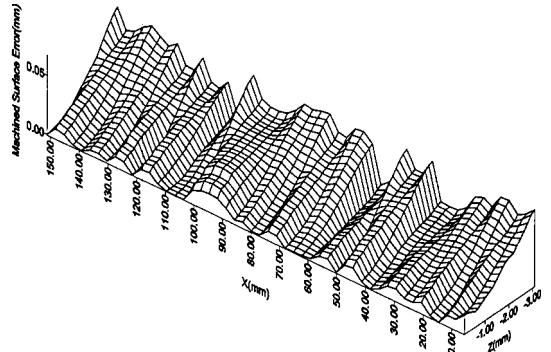


Fig. 26. Actual machined surface error.

예측결과는 각각 Fig. 26, Fig. 27과 같으며, Fig. 28은 예측 오차를 나타낸 것이다. 측정 결과와 예측 결과 사이에 형태의 차이는 거의 발견할 수 없었으며 최대예측오차, 평균예측오차, 최소예측오차들은 각각 0.015, 0.003, 0.000mm인 것을 확인할 수 있었다. 또한 대부분의 가공 오차는 0.010mm안에 들었다. 그러나 간혹 오차가 큰 부분이 발생하였으며 이는 앞에서 언급한 바와 같이 라인과 원호가 만나는 지점에서 콘트롤러의 가감속에 의한 영향인 것으로 보인다. 또

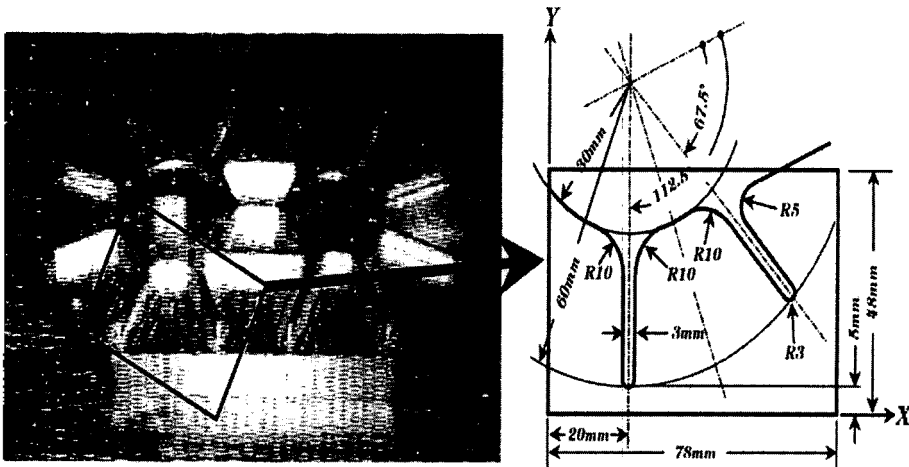


Fig. 24. A complex shape (Exp. #24).

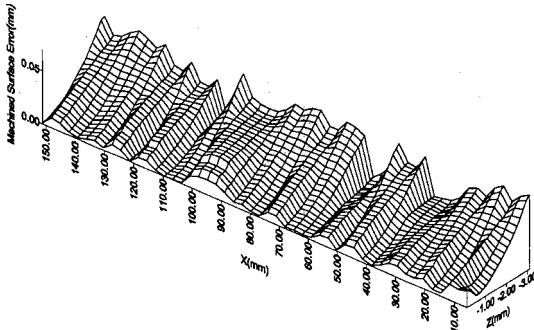


Fig. 27. Predicted machined surface error.

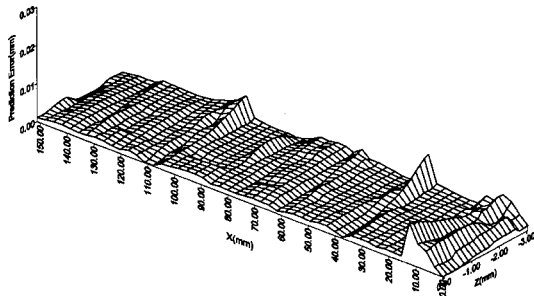


Fig. 28. Prediction error.

한 피삭재가 steel인 실험 25의 경우 최대예측오차, 평균예측오차, 최소예측오차들은 각각 0.031, 0.004, 0.000mm인 것으로 관찰되었다. 알루미늄의 경우보다 최대 예측 오차, 평균 예측 오차등이 커진 것을 알 수 있으며, 이는 재질이 단단해짐으로써 절삭력의 증가로 공구 처짐이 커지고, 이로 인해 절삭력의 예측 오차 및 공구 처짐 예측 오차가 증가한 것으로 볼 수 있다.

4. 결 론

본 논문에서는 절삭 역학을 고려한 가공면 예측에 관한 모델링 및 실험연구를 수행하였으며, 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 절삭력 역학을 감안하지 않은 기존의 CAD/CAM시스템의 geometric cutting simulation에 비해 본 연구의 예측 방식은 예측오차를 대폭(90% 이상) 줄일 수 있었다.

2) 본 방식에 의한 가공면 예측은 10%정도의 오차 범위내에서 실제의 가공면을 예측할 수 있음을 알 수 있다.

3) 제시된 방식의 10%의 오차는 절삭력 모델 및

공구처짐 모델의 정확도 채고와 더불어 컨트롤러의 가감속 패턴, 열변형 등을 감안함으로써 더욱 줄일 수 있을 것이다.

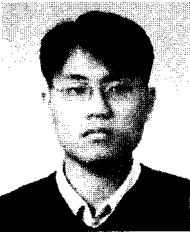
4) 본 논문의 가공면 예측방식은 CAD/CAM시스템의 post processing 모듈로 추가될 수 있으며, 실가공형 CAM 시스템으로 구현될 수 있다.

감사의 글

이 연구는 96년도 한국과학재단 한불 국제공동 연구비지원에 의한 결과임(과제번호: 966-1007-001-2).

참고문헌

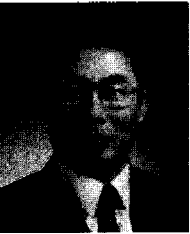
1. Wang, W.P. "Solid Modeling for Optimizing Metal Removal of Three Dimensional NC End Milling", *Journal of Manufacturing System*, Vol. 7, No. 1, 1988, pp. 57-65.
2. Kline, W. DeVor, R. and Lindberg, J. "The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts", *Int. J. Mach. Tool. Des. Res.*, Vol. 22, No. 1, 1982, pp. 7-22.
3. Kline, W. and DeVor, R. "The Effect of Runout on Cutting Geometry and Forces in End Milling", *Int. J. Mach. Tools Des. Res.*, Vol. 23, No. 2/3, 1983, pp. 123-140.
4. Smith, S. and Tustay, J. "An Overview of Modeling and Simulation of the Milling Process", *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 113, 1991, pp. 169-175.
5. Sutherland, J.W. and DeVor, R.E. "An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems", *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 108, 1986, pp. 269-279.
6. Lee, P. and Altintas, Y. "A General Mechanics and Dynamics Model for Helical End Mills", *Annals of the CIRP*, Vol. 45, 1996, pp. 59-64.
7. Martellotti, M. "An analysis of the millissng process", *Trans. ASME*, Vol. 63, Nov. 1941.
8. Kops, L. and Vo, D.T. "Determination of the Equivalent Diameter of an End Mill Based on its Compliance", *Annal of the CIRP*, Vol. 39, No. 1, 1990, pp. 93-96.
9. Seo, T.I. Depince, P. and Hascocot, J.Y. "Path Compensation with respect to Manufacturing System", *4th IFAC Workshop on Intelligent Manufacturing Systems*, pp. 459-464, 1997.
10. Suh, S.H. and Cho, J.H. "Incorporation of Tool Deflection in Tool Path Computation: Simulation and Analysis", *Journal of Manufacturing System*, Vol. 120, pp. 222-229, 1998.



정 대 혁

1997년 한국과학기술원 산업공학과 학사
 1999년 포항공과대학교 산업공학과 석사
 1999년-현재 포항공과대학교 산업공학과
 박사

관심분야: CAD, 개방형 수치제어기, 제품
 정보호환(STEP)



서 석 환

1976년 고려대학교 산업공학과 학사
 1978년 한국과학기술원 산업공학과 석사
 1986년 Ohio State Univ. 공학박사
 1986년-1987년 University of Michigan
 Center for Research on Inte-
 grated Manufacturing 연구원

1987년-현재 포항공과대학교 교수
 관심분야: STEP-NC, 지능형 CAM시스템,
 자율가공시스템, 개방형 수치제
 어기, VMS(Virtual Manu-
 facturing System) (URL:
<http://camab.postech.ac.kr>)