

평엔드밀링 공정에서 절삭속도 및 이송속도가 측벽의 축방향 형상에 미치는 영향

김 강*†

* 국민대학교 기계공학부

Effects of Cutting Speed and Feed Rate on Axial Shape in Side Walls Generated by Flat End-milling Process

Kang Kim*†

* School of Mechanical Engineering, Kookmin Univ.

(Received November 25, 2016 ; Revised January 2, 2017 ; Accepted January 5, 2017)

Key Words: Flat End-milling Process(평엔드밀링 공정), Down Cut(하향절삭), Cutting Speed(절삭속도), Feed Rate(이송속도), Feed per Tooth(날 당 이송거리), Axial Shape(축방향 형상), Side Walls(측벽)

초록: 절삭속도 및 이송속도가 평엔드밀로 하향절삭 가공된 측벽 형상에 미치는 영향을 실험을 통하여 알아보려고 한다. 실험은 절삭속도 및 공구 직경, 절삭날 당 이송거리를 변수로 하여 수행하며, 실험 결과로서 배분력과 축방향 형상을 측정한다. 연구 결과, 이송속도를 절삭속도로 나눈 값에 비례하는 날 당 이송거리가 작을수록 축방향 형상정밀도가 높아지는 것이 확인되었다. 아울러, 축방향 형상은 서로 다른 기울기를 갖는 두 직선이 특이점에서 만나는 형태로 단순화 할 수 있다. 그러므로 운전 중 작업자에 의한 형상정밀도의 추정 및 날 당 이송거리 조정에 의한 개선이 용이할 것으로 판단된다.

Abstract: This paper presents the effects of the cutting speed and feed rate on the axial shape of flat end-milled down cut side walls. Experiments were performed using the cutting speed, tool diameter, and feed per tooth as variables, and the thrust force and axial shape were measured as the experimental results. The results of this study confirmed that a smaller feed per tooth, which is proportional to the value obtained by dividing the feed rate by the cutting speed, results in a higher axial shape accuracy. In addition, the axial shape can be simplified to a form in which two straight lines having different slopes meet at a singular point. Therefore, it was concluded that the shape accuracy could easily be estimated during the operation and improved by adjusting the feed per tooth.

1. 서 론

엔드밀링 공정은 3차원 형상을 가공할 때 보편적으로 사용하는 소재제거 가공법 중 하나로서 설계 및 제어, 재료 등과 관련된 기술의 발전에 따라 가공정밀도의 지속적인 향상이 이루어져 왔다. 가공정밀도는 치수정밀도, 형상정밀도 및 표면거칠기를 모두 포괄하는 것을 의미하며, 일반적으로 거시적 관점의 치수정밀도와 미시적 관점의 표면

거칠기에 비하여 형상정밀도를 만족시키는 것이 상대적으로 어려운 것으로 알려져 있다.

가공정밀도는 공작기계, 공구, 공작물 등으로 구성되는 가공시스템과 관련된 모든 인자의 영향을 받는다. 따라서 공작물과 직접 접촉하는 공구의 변형 및 거동에 가공시스템의 주요 인자들이 미치는 영향에 대한 연구를 통하여 가공정밀도를 향상시키고자 하는 노력이 계속되어 왔다.⁽¹⁻¹²⁾ 앞선 연구를 통하여 확인된 바에 의하면, 특히 공구 직경 및 절삭날의 수와 비틀림각이 가공정밀도와 밀접하게 연계되어 있음을 알 수 있었다.⁽¹³⁾ 그러나 절삭속도, 이송속도 및 절삭깊이를 제외한 공작기계

† Corresponding Author, kangkim@kookmin.ac.kr

© 2017 The Korean Society of Mechanical Engineers

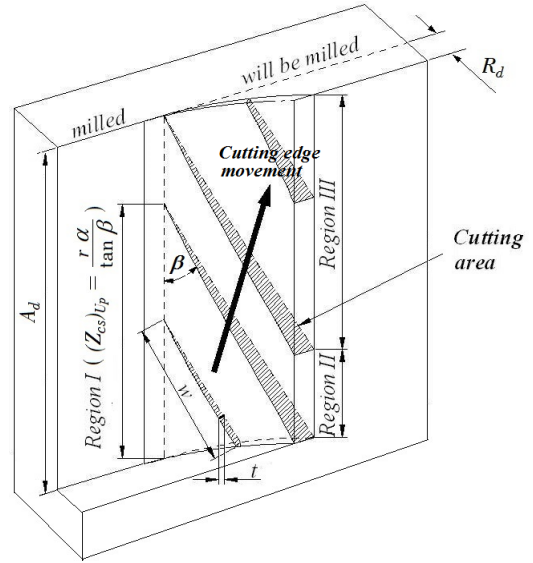
및 공구와 밀접한 관련이 있는, 대부분의 인자들은 작업자에 의한 조정이 현실적으로 어려울 뿐만 아니라, 이 세 가지를 제외한 모든 인자가 이상적인 경우에도 엔드밀링 공정의 형상창성기구 자체에서 기인하는 가공오차는 피할 수 없다. 형상정밀도의 개선에는 한계가 존재하므로 이 한계 이상의 가공정밀도를 얻는 것은 불가능하다.⁽¹⁴⁻¹⁶⁾ 그러므로 공작기계 및 공구와 관련된 인자를 이상적인 상태로 가정하고, 절삭속도 및 이송속도, 절삭깊이와 가공된 측벽의 형상정밀도 사이의 관계를 규명함으로써, 현장 작업자에 의한 위의 세 가지 절삭조건 조정을 통하여 가공정밀도가 개선 가능할 것으로 예상된다.

측벽 형상을 공구를 기준으로 하여 이송방향 형상과 축방향 형상으로 구분하여 접근할 때, 이송방향 형상에 미치는 절삭속도, 이송속도 및 절삭깊이의 영향은 이미 발표한 연구 결과에서 확인할 수 있다.⁽¹⁴⁻¹⁶⁾ 또한 축방향 형상에 미치는 절삭깊이의 영향에 대한 연구 결과를 통하여 축방향 형상의 급격한 변화가 일어나는 기하학적 특이점도 추정할 수 있다.⁽¹⁷⁾ 따라서 본 연구에서는 절삭속도 및 이송속도와 엔드밀링 가공된 측벽의 축방향 형상과의 관계를 실험을 통하여 알아보하고자 한다.

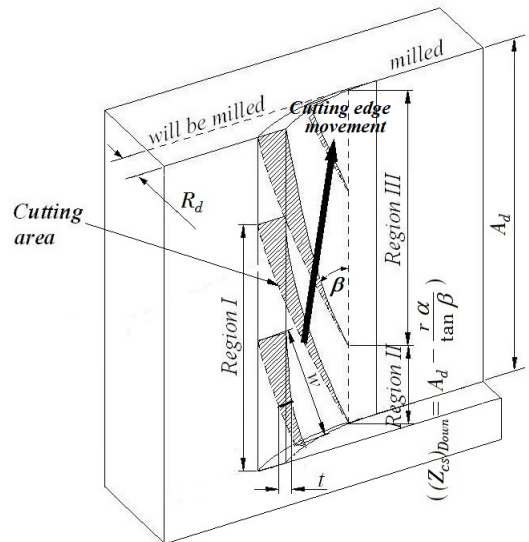
2. 축방향 형상 특이점

엔드밀링 가공 중인 공작기계 및 공구, 공작물의 상태가 이상적인 것으로 가정하면, 순간적인 절삭면적은 공작물과 절삭날의 기하학적 관계에 의하여 결정되며 Fig. 1과 같이 나타낼 수 있다. 이 그림은 축방향 및 반경방향 절삭깊이가 각각 A_d , R_d 인 경우, 절삭날의 비틀림각이 β 이며 반경이 r 인 공구로 엔드밀링 가공할 때의 절삭면적 변화를 보여준다. 절삭날이 공작물과 접촉하는 순간부터 절삭면적이 점점 증가하는 1영역(Region I)에 이어서, 절삭면적이 일정하게 유지되는 2영역(Region II)을 거쳐, 절삭면적이 점차 감소하여 최종적으로 절삭날이 공작물을 벗어나는 3영역(Region III)이 가공 중 반복되며, 이에 따라 공작물의 소재가 제거된다.

Fig. 1(a)에서 볼 수 있듯이 상향절삭에서는 1영역과 2영역에서 최종 가공면이 생성되며, 1영역에서 2영역으로 전환되는 순간에 이와 관련된 특이점이 생성될 것으로 유추할 수 있다. 마찬가지로 하향절삭에서도 2영역과 3영역에서 생성되는 최종 가공면에 영역 전환과 관련된 특이점이 존재할 것으로 예상된다. 그러나, 만일 축방향 절삭깊이가



(b) Up cut



(b) Down cut

Fig. 1 Cutting area⁽¹³⁾

반경방향 절삭깊이에 비하여 상대적으로 작으면 2영역이 존재하지 않을 수도 있으며, 이 경우 상향절삭 및 하향절삭 모두 특이점이 생성되지 않을 것으로 보인다.

공구 회전 영역과 공작물 간의 간섭 구간을 공구 중심 기준 각도로 나타낸 것을 공구 접촉각(α)으로 정의할 때, 공구 접촉각은 공구 반경 및 반경방향 절삭깊이와 다음과 같은 관계를 갖는다.

$$\alpha = \cos^{-1}\left(\frac{r - R_d}{r}\right) \quad (1)$$

앞서 언급한 바와 같이, 축방향 형상에 특이점

이 생성되기 위해서는 2영역이 반드시 존재해야 한다. 따라서, 측방향 절삭깊이는 공구 반경 및 비틀림각, 접촉각으로 표현되는 다음과 같은 부등식을 만족하여야 한다.

$$A_d \geq \frac{r\alpha}{\tan\beta} \quad (2)$$

이 부등식을 만족하는 상향절삭 및 하향절삭의 경우, 측방향 형상의 변곡이 발생하는 특이점의 공구 끝 기준 생성 위치, $(z_{cs})_{Up}$ 및 $(z_{cs})_{Down}$ 은 각각 다음과 같다.

$$(z_{cs})_{Up} = \frac{r\alpha}{\tan\beta} \quad (3)$$

$$(z_{cs})_{Down} = A_d - \frac{r\alpha}{\tan\beta} \quad (4)$$

3. 실험

앞에서 제시한 식 (2)~(4)를 이용하여 측방향 형상 전체를 알 수는 없으나, 형상이 급격히 변하는 특이점의 존재 및 위치를 추정할 수 있다. 따라서, 각 영역에서의 일반적인 형상 특징을 알 수 있다면, 이 영역별 형상 특징과 위의 식으로 추정 가능한 특이점 위치를 조합하여 전체적인 측방향 형상 특성을 예측할 수 있다. 그러므로, 실험을 통하여 각 영역의 형상 특성을 알아보려고 한다.

Table 1 Specification of CNC milling machine

Diameter (mm)	12, 15, 20, 25
Number of cutter teeth	2, 4
Helix angle (°)	15, 30
Coating type	TiCN
Hardness (H _c)	65~67
Modulus of elasticity (GPa)	206.8

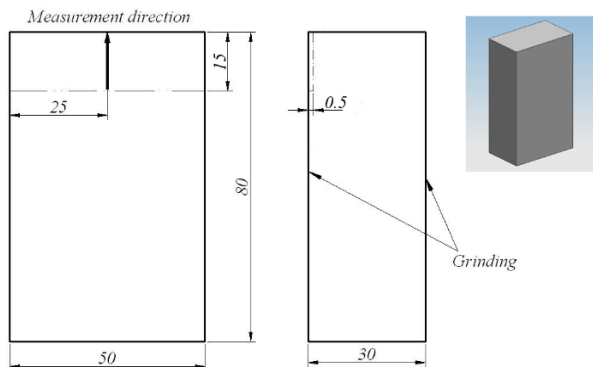


Fig. 2 Specimen

기계구조용 탄소강 SM45C로 제작된 실험용 시편은 Fig. 2와 같이 폭 50mm, 두께 30mm, 높이 80mm인 육면체 형상으로 모든 면을 연삭하여 준비하였다.

공작기계는 통일중공업의 수직형 CNC 밀링머신 TMV-40M을 사용하였으며, 이 밀링머신의 사양은 Table 1과 같다. 또한 실험에서는 OSG사의 TiCN 코팅 처리 HSS 재질, 비틀림각 30°, 2날 평엔드밀(공구 직경: 15, 20, 25mm)을 공구로 선택하였다.

앞 선 연구를 통하여, 상향절삭 시 절삭조건에 따라서 음의 배분력이 발생할 가능성이 있는 것이 확인되었다.⁽¹⁷⁾ 따라서 본 연구에서는 안정적인 가공면을 창성하기 위하여 하향절삭으로 실험하였다. 측방향 절삭깊이는 식 (2)를 만족하도록 15mm로 하였으며, 공작기계 및 공구에 의한 외란 영향을 감안하여 반경방향 절삭깊이는 0.5mm로 하였다. 절삭속도는 25, 30, 35m/min로 선정하였으며, 절삭날 당 이송거리는 0.06, 0.08, 0.1mm/tooth로 변화시

Table 2 Experimental conditions

Cutting speed (m/min)	Feed/tooth (mm/tooth)	Tool diameter (mm)	Spindle speed (rpm)	Feed rate (mm/min)
25	0.06	15	530	64
		20	398	48
		25	318	38
	0.08	15	530	85
		20	398	64
		25	318	51
	0.10	15	530	106
		20	398	80
		25	318	64
30	0.06	15	636	76
		20	477	57
		25	381	46
	0.08	15	636	102
		20	477	76
		25	381	61
	0.10	15	636	127
		20	477	95
		25	381	76
35	0.06	15	743	89
		20	557	67
		25	445	53
	0.08	15	743	119
		20	557	89
		25	445	71
	0.10	15	743	149
		20	557	111
		25	445	89

Table 3 Specification of Talysurf Series2

Traverse unit	
Measurement length (mm)	120
Speed of traverse (mm/min)	0.5
Straightness of traverse (μ m/mm)	0.5/120
Column	
Measurement length (mm)	450
Carriage traverse speed (mm/sec)	0.25~10
Speed of angular rotation of carriage (min/sec)	15~40
Range of carriage tilt adjustment ($^{\circ}$)	± 9
Material	Epoxy granite
Base	
Material	Epoxy granite
W×D×H (mm)	760×500×120
Features	2 tee-slots

Table 4 Specification of tool dynamometer

	F_x	F_y	F_z
Capacity (N)	2225	2225	4450
Typical sensitivity (μ V/(V*N))	0.67	0.67	0.17
Stiffness ($\times 10^7$ N/m)	2.1	2.1	8.7
Non-linearity (\pm %FSO)	0.20	0.20	0.20
Hysteresis (%FSO)	0.20	0.20	0.20
Resonant frequency (Hz)	400	400	400

Table 5 Calculated Values

Tool diameter (mm)	Angle for Region III, α (degree)	Singular point position, z_{cs} (mm)	Angle for Region II, $\alpha^* z_{cs} / (A_d - z_{cs})$ (degree)
15	21.0	10.23	45.0
20	18.2	9.50	31.4
25	16.3	8.86	23.5

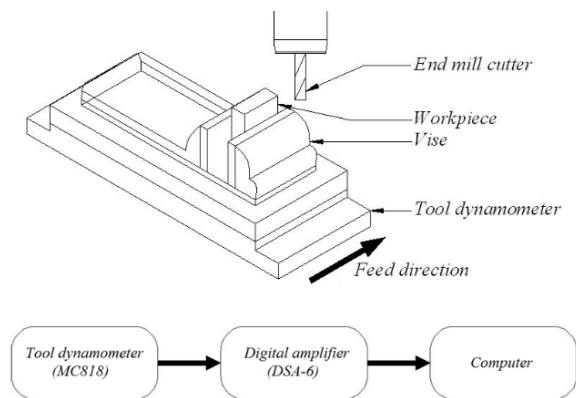


Fig. 3 Experimental set-up

키며 실험하였다. 선택한 공구 직경 및 절삭속도, 날 당 이송거리에 대응하는 주축 회전수 및 이송 속도는 Table 2에서 보여주고 있다.

가공면의 측방향 형상은 Taylor Hobson사의 Talysurf Series2(Table 3)를 사용하여 시편 폭의 중앙부에서 측정하였다. 절삭날 각변위에 따라 변화되는 배분력과 가공면 형상과의 관계를 확인하기 위하여, Fig. 3과 같이 공구동력계(AMTI사 MC818, Table 4)와 디지털앰프(DSA-6)를 사용하여 배분력을 측정하였다.

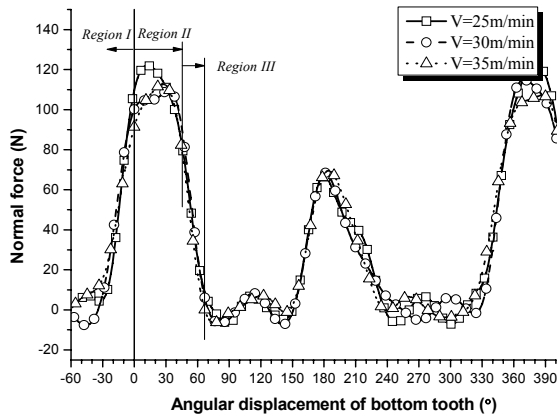
4. 실험 결과 및 고찰

Fig. 4와 5는 실험에서 측정된 배분력과 측벽의 측방향 형상을 각각 보여주고 있다. 우선, 실험에서 얻은 데이터의 타당성을 확인하기 위하여 실험 조건으로부터 해석적으로 계산할 수 있는 특이점과 관련된 각도와 위치 값을 실험 데이터와 비교해 보고자 한다. Fig. 1에서 볼 수 있듯이, 식 (1)을

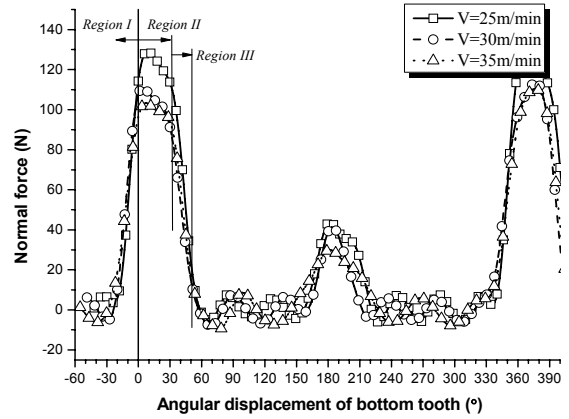
활용하여 구한 값 α 는 측벽의 측방향 형상의 급격히 변화가 발생하는 특이점으로부터 시편 상단까지의 최종 가공면이 창성되는 3영역에서의 공구 회전각에 해당한다. 아울러 시편에 공구 끝이 접촉하는 위치에서부터 이 특이점까지의 측방향 거리 z_{cs} 는 식 (4)를 이용하여 구해지며, 이 부분의 가공면 창성은 2영역에 해당한다. 각 실험 중 공구 회전수는 일정하였으므로, 2영역과 3영역의 공구 회전각 비와 각 영역에서 측벽의 측방향 창성 거리 비는 서로 같다. 따라서 2영역에서의 공구 회전각은 측방향 절삭깊이 A_d 와 공구 접촉각 α 및 특이점의 측방향 위치 z_{cs} 를 활용하여 구할 수 있다. 계산으로 구한 2, 3영역의 공구 회전각 및 특이점의 측방향 위치는 Table 5와 같다.

Fig. 4의 배분력 그래프에서 보여지는 2, 3영역에서의 공구 회전각과 Fig. 5의 측방향 형상 그래프에서 보여지는 특이점의 위치는 Table 5에서 제시한 계산값과 일치한다. Table 5에 있는 값은 측방향 및 반경방향 절삭깊이와 공구 반경, 절삭날 비틀림각을 활용하여 계산된 것이므로, 공구 반경을 제외한 값들은 동일하게 유지된 본 실험의 경우, 공구 반경이 동일한 조건의 모든 실험 결과에서 보여지는 2, 3영역 공구 회전각과 특이점 위치는 모두 동일한 것도 확인할 수 있다. 이 두 가지 사실에 근거하여 볼 때, 실험을 통하여 얻은 데이터는 타당한 것으로 판단된다.

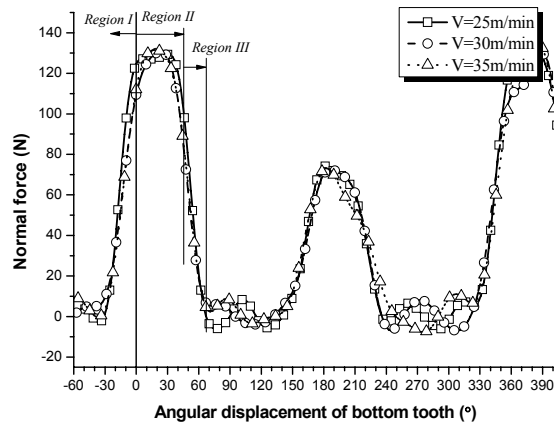
실험에 사용된 평엔드밀은 2날이므로, 이상적인 경우에는 배분력이 180° 주기 특성을 갖는다. 그



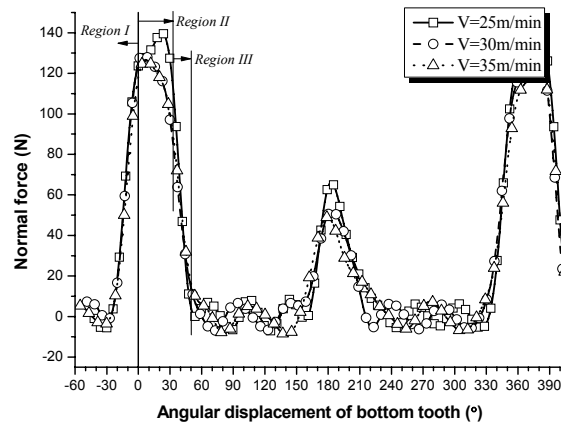
(a) Tool diameter: 15mm, Feed per tooth: 0.06mm/tooth



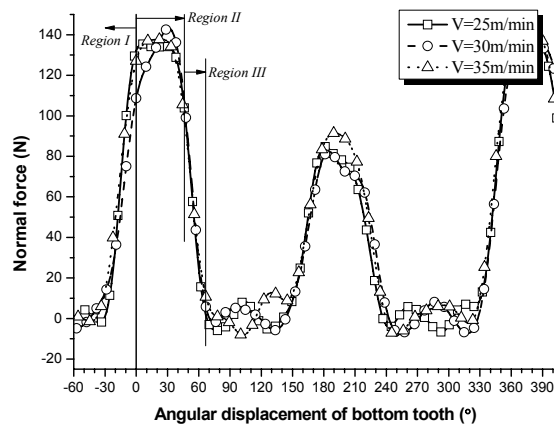
(d) Tool diameter: 20mm, Feed per tooth: 0.06mm/tooth



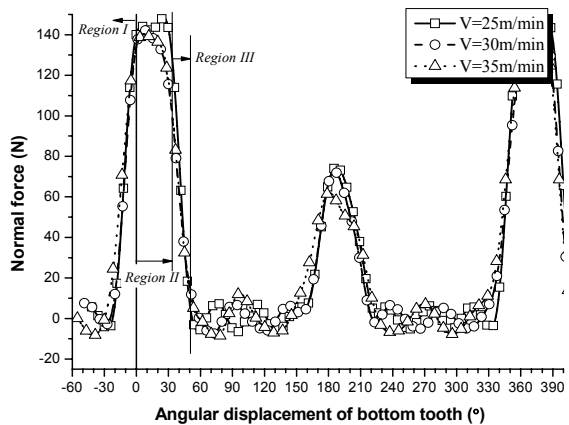
(b) Tool diameter: 15mm, Feed per tooth: 0.08mm/tooth



(e) Tool diameter: 20mm, Feed per tooth: 0.08mm/tooth

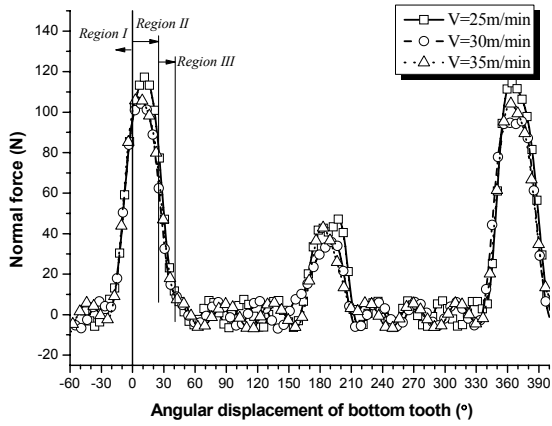


(c) Tool diameter: 15mm, Feed per tooth: 0.10mm/tooth

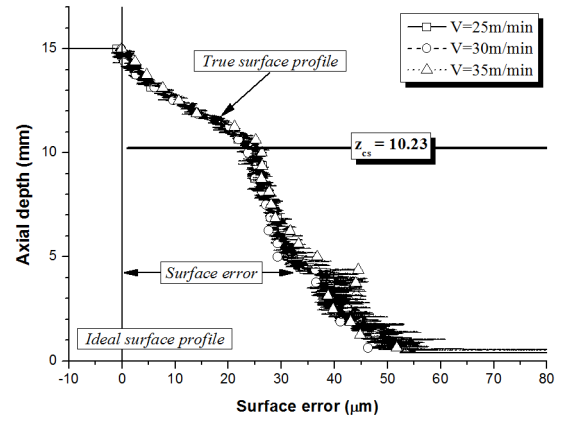


(f) Tool diameter: 20mm, Feed per tooth: 0.10mm/tooth

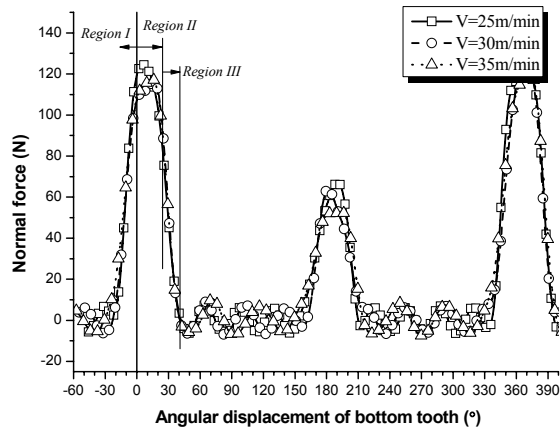
Fig. 4 Effect of feed per tooth and cutting velocity on cutting force



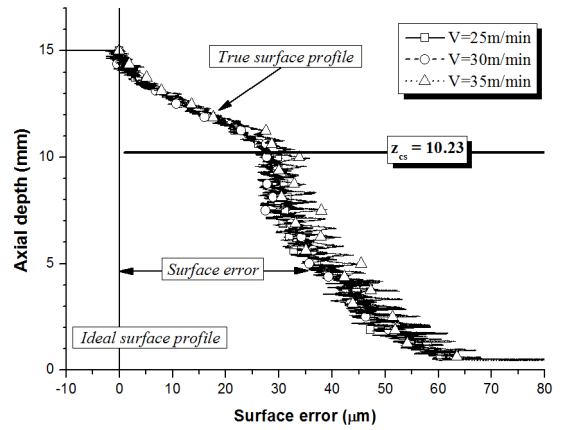
(g) Tool diameter: 25mm, Feed per tooth: 0.06mm/tooth



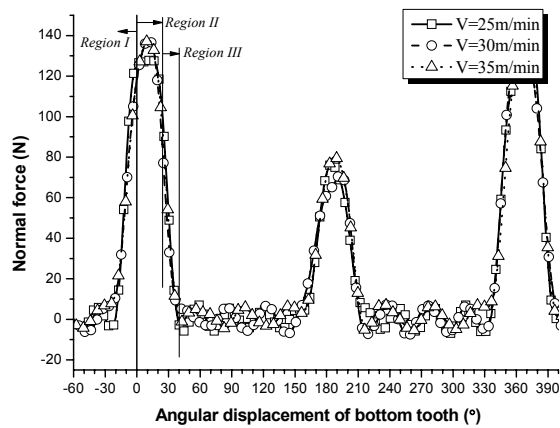
(a) Tool diameter: 15mm, Feed per tooth: 0.06mm/tooth



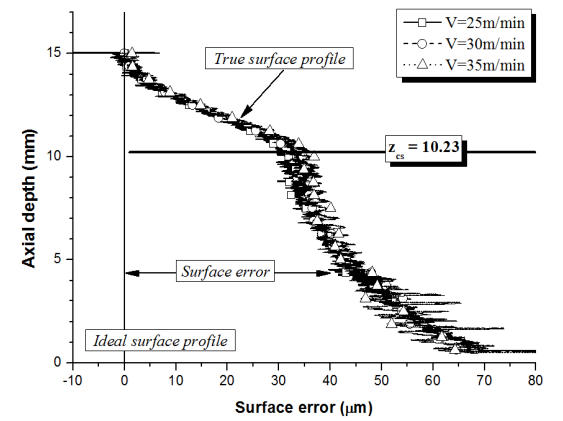
(h) Tool diameter: 25mm, Feed per tooth: 0.08mm/tooth



(b) Tool diameter: 15mm, Feed per tooth: 0.08mm/tooth



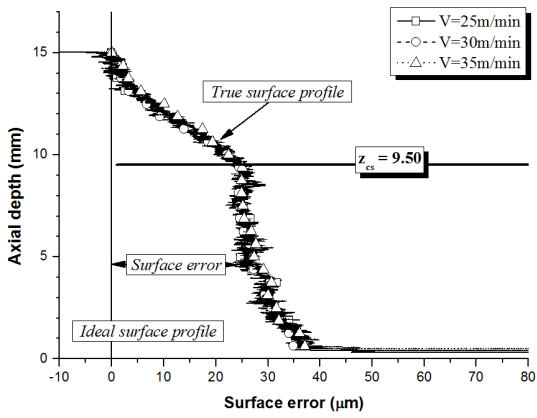
(i) Tool diameter: 25mm, Feed per tooth: 0.10mm/tooth



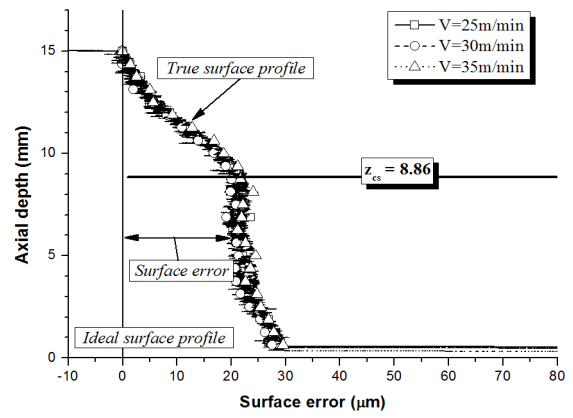
(c) Tool diameter: 15mm, Feed per tooth: 0.10mm/tooth

Fig. 4 Continued

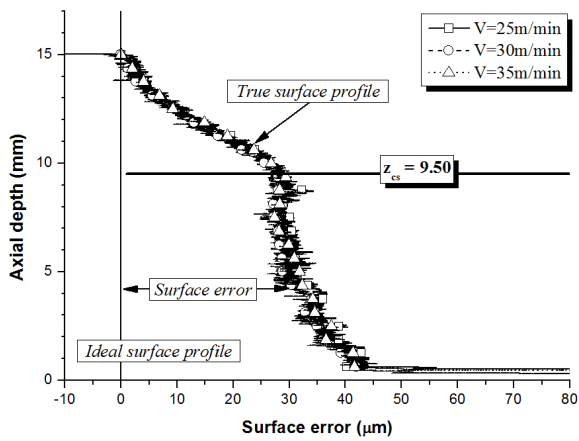
Fig. 5 Effect of feed per tooth and cutting velocity on surface error



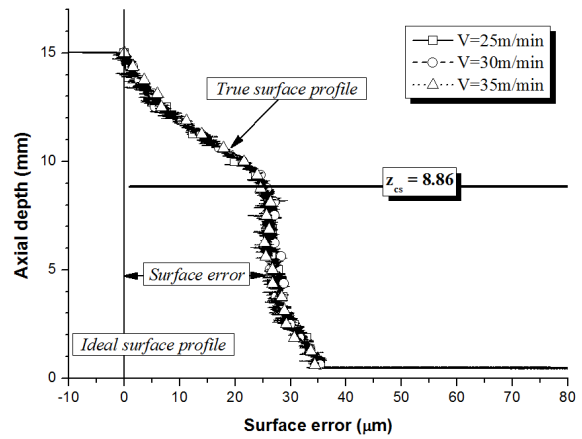
(d) Tool diameter: 20mm, Feed per tooth: 0.06mm/tooth



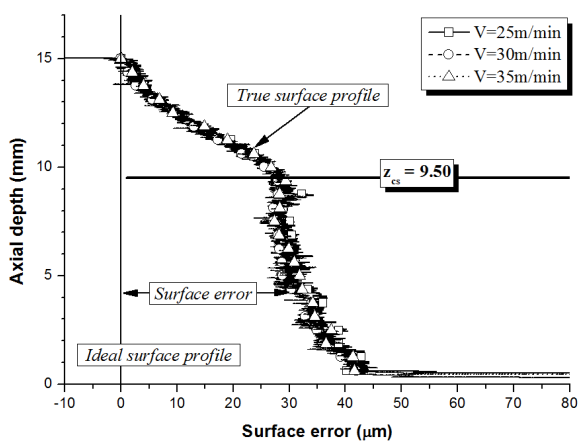
(g) Tool diameter: 25mm, Feed per tooth: 0.06mm/tooth



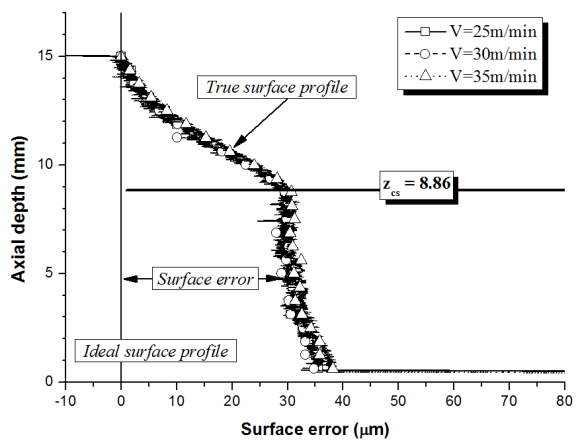
(e) Tool diameter: 20mm, Feed per tooth: 0.08mm/tooth



(h) Tool diameter: 25mm, Feed per tooth: 0.08mm/tooth



(f) Tool diameter: 20mm, Feed per tooth: 0.10mm/tooth



(i) Tool diameter: 25mm, Feed per tooth: 0.10mm/tooth

Fig. 5 Continued

러나 본 실험의 측정 결과는 180° 주기로 최대값이 나타나기는 하지만, 인접한 최대값이 다소 큰 차이를 나타내고 있으므로 주기가 360° 인 것으로 보여진다. 이는 공구의 런아웃 및 킬팅에서 기인한 실험 오차로서, 공구가 고속 회전함에 따라 가공면의 측방향 형상 생성에는 크게 영향을 미치지 않은 것으로 추정된다.

Fig. 4와 5는 공구 반경 및 날 당 이송거리를 동일하게 유지한 조건 하에서 절삭속도만 세 가지로 다르게 실험한 결과를 나타내고 있다. 모든 그림에서 각 절삭속도에 대응하는 세 개의 그래프가 거의 서로 중첩되어 있는 것을 볼 때, 절삭속도가 배분력 및 측벽의 측방향 형상에 직접적으로 미치는 영향은 크지 않은 것으로 추정 가능하다.

절삭속도와 날 당 이송거리를 일정하게 유지하며 공구 직경을 15, 20, 25mm로 증가시킨 경우의 배분력 그래프 비교 결과, 공구 직경 증가에 따라 공구 접촉각은 감소하지만 배분력의 최대값은 크게 변하지 않는 것으로 보인다. 반면 동일한 조건으로 가공된 측방향 형상에서는 공구 직경의 증가에 따라 특이점의 위치가 시편 상면에서 멀어지며 측방향 가공 오차가 감소되는 변화가 보인다. 이러한 측벽 가공면의 특이점 이동은 식 (4)에 의하여 계산된 결과와 일치하며, 형상정밀도 개선은 공구 직경 증가에 따른 공구 강성의 증가에서 기인하는 것으로 판단된다.

아울러, 절삭속도와 공구 직경을 일정하게 유지하며 날 당 이송거리를 0.06, 0.08, 0.10mm/tooth로 증가시킨 경우의 배분력 그래프에서 볼 수 있듯이, 날 당 이송거리 증가는 공구 접촉각에는 영향을 미치지 않지만 배분력의 최대값은 약 10N 정도씩 증가하는 것을 확인할 수 있다. 동일한 조건으로 가공된 측방향 형상에서 날 당 이송거리의 증가에 따른 특이점 위치 변화는 나타나지 않지만 측방향 가공 오차는 증가(공구 끝 가공 오차 변화: 15mm 공구 55→62→68 μ m, 20mm 공구 37→42→49 μ m, 25mm 공구 28→35→37 μ m) 되는 것을 볼 수 있다. 날 당 이송거리의 증가가 형상정밀도의 저하를 유발하는 것은 배분력의 증가에 의한 공구의 처짐량 증가에서 기인한 것으로 예상된다.

측방향 형상정밀도를 개선하기 위해서는 날 당 이송거리를 작게 하는 것이 효과적일 것으로 추정되는데, 날 당 이송거리는 절삭속도에는 반비례하고 이송속도에는 비례한다. 따라서 작업자가 선택한 공구로 작업 중에 측방향 형상정밀도를 개선하기 위해서는 절삭속도는 고속으로, 이송속도는 저

속으로 동작기계를 운전하는 것이 추천된다.

현장에서 작업자가 가공된 공작물의 측방향 형상을 측정하는 것은 장비 비용 및 측정 시간 측면에서 볼 때 매우 어려운 것이 현실이다. Fig. 5의 그림에서 공통적으로 나타나는 측방향 형상의 특징을 단순화하면, 서로 다른 기울기를 갖는 두 개의 직선이 특이점에서 연결된 것으로 볼 수 있다. 따라서 측방향 가공면의 양 끝점과 식 (4)로부터 구해지는 특이점을 포함하는 총 세 위치에서의 가공 오차를 측정하면, 다소 차이가 발생할 수는 있으나, 측방향 형상을 쉽게 추정 가능하다. 아울러 이 3점으로 연결되는 가상의 삼각형에 대한 높이를 계산하여 측벽의 측방향 진식도도 대략적으로 추정할 수 있다.

5. 결 론

작업자의 동작기계 운전 중 조정이 가능한 절삭속도와 이송속도가 평엔드밀로 하향절삭 가공된 측벽의 측방향 형상정밀도에 미치는 영향에 대하여 실험을 통하여 확인된 내용은 다음과 같다.

- (1) 측방향 형상은 이송속도를 절삭속도로 나눈 값에 비례하는, 날 당 이송거리의 영향을 받는다.
- (2) 이송속도는 느리고 절삭속도가 빨라서 상대적으로 날 당 이송거리가 작은 경우, 측방향 가공 오차가 작게 발생한다.
- (3) 측방향 형상은 기울기가 서로 다른 두 직선이 특이점 위치에서 서로 만나는 형태로 단순화할 수 있다.

따라서 현장에서의 측정이 용이할 수 있으며, 측정 결과를 바탕으로 날 당 이송거리 조정에 의한 형상정밀도 개선이 가능할 것으로 판단된다.

참고문헌 (References)

- (1) Kline, W. A., DeVor, R. E. and Lindberg, J. R., 1982, "The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cuts," *Int. J. Mach. Tool Design Research*, Vol. 22, pp. 7~22.
- (2) Kline, W. A., DeVor, R. E. and Shareef, I. A., 1982, "The Prediction of Surface Accuracy in End Milling," *ASME J. of Eng. for Ind.*, Vol. 104, pp. 272~278.
- (3) Kline, W. A. and DeVor, R. E., 1983, "The Effect of Runout on Cutting Geometry and Forces in End Milling," *Int. J. Mach. Tool Design Research*, Vol. 23, pp. 123~140.
- (4) Sutherland, J. W. and DeVor, R. E., 1986, "An

- Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems," *ASME J. of Eng. for Ind.*, Vol. 108, pp. 269~279.
- (5) Budak, E. and Altinras, Y., 1994, "Peripheral Milling Conditions for Improved Dimensional Accuracy," *Int. J. Mach. Tool Manu.*, Vol. 34, pp. 907~918.
- (6) Elbestawi, M. A., Ismail, F. and Yuen, K. M., 1994, "Surface Topography Characterization in Finish Milling," *Int. J. Mach. Tool Manu.*, Vol. 34, pp. 245~255.
- (7) Yang, M. Y. and Choi, J. G., 1997, "On-line Tool Deflection Compensation System for Precision End-milling," *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. A*, Vol. 21, No. 2, pp. 189~198.
- (8) Lee, S. K. and Ko, S. L., 1999, "Analysis on the Precision Machining in End Milling Operation by Simulating Surface Generation," *J. of the KSPE*, Vol. 16, No. 4, pp. 229~236.
- (9) Ryu, S. H., Kim, M. T., Choi, D. K. and Chu, C. N., 1999, "Plane Surface Generation with a Flat End Mill," *J. of the KSPE*, Vol. 16, No. 2, pp. 234~243.
- (10) Ryu, S. H., Choi, D. K. and Chu, C. N., 2003, "Optimal Cutting Condition in Side Wall Milling Considering Form Accuracy," *J. of the KSPE*, Vol. 20, No. 10, pp. 31~40.
- (11) Ryu, S. H. and Chu, C. N., 2004, "Form Error Prediction in Side Wall Milling Considering Tool Deflection," *J. of the KSPE*, Vol. 21, No. 6, pp. 43~51.
- (12) Song, T. S., Ko, T. J., Kim, H. S. and Lee, J. H., 2007, "Study on the Change of Cutting Force Direction in Endmilling," *J. of the KSPE*, Vol. 24, No. 10, pp. 37~45.
- (13) Kim, K., 2015, "Relationship Between Flat End-mill Shape and Geometrical Characteristics in Side Walls Generated by End-milling Process," *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. A*, Vol. 39, No. 1, pp. 95~103.
- (14) Kim, K., 2007, "Unavoidable Geometric Errors in the Side Walls of End-milled Parts -Flat Surface-," *J. of Mech. Sci. and Tech.*, Vol. 21, No. 1, pp. 48~56.
- (15) Lee, K. S. and Kim, K., 2008, "Unavoidable Geometric Errors in the Side Walls of End-milled Parts - Cylindrical Surface-," *J. of Mech. Sci. and Tech.*, Vol. 22, pp. 1~9.
- (16) Lee, K. S. and Kim, K., 2009, "Analysis of Unavoidable Geometric Errors in the Side Wall of End-milled Parts for Corner Surface," *J. of Mech. Sci. and Tech.*, Vol. 23, pp. 525~535.
- (17) Kim, K., 2013, "Effects of Cutting Area on Straightness Characteristics in Side Walls Caused by Form Generation Mechanism in End-Milling Process," *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. A*, Vol. 37, No. 10, pp. 1269~1278.