

# 정면밀링에서 공구각이 표면거칠기에 미치는 영향

이 호 연\*, 김 명 곤\*, 이 성 세\*, 권 원 태\*\*

## Effect of Tool Angles on Surface Roughness in Face milling

H. Y. Lee\*, M. K. Kim\*, S. S. Lee\*, W. T. Kwon\*\*

\* 서울시립대학교 정밀기계공학과 대학원

\*\*서울시립대학교 정밀기계공학과

### Abstract

The effect of tool angles on the surface roughness in face milling is studied. First, the relation between tool angles and rotation angles is identified. Using this relationship, it is obtained that the projection of insert nose shape on cutting profile, which is a part of ellipse. The effect of spindle tilt is also considered for the proposed model. The model is used to show the surface roughness difference with and without considering tool angles. It is shown that tool angles along with nose radius and feed rate have an effect on surface roughness.

### 1. 서론

정면밀링은 표면 거칠기가 우수하고 비교적 큰 트롤이 쉬운 가공방법으로, 평면의 가공이 필요한 여러 금속가공분야에 널리 사용되고 있다. 정면 밀링가공 중 절삭력 예측은 공작기계와 절삭공구의 효율적인 설계와 공작기계 이상상태 감시 등에 매우 중요하다. 절삭력 예측을 위해 최근 많은 연구에서 specific cutting coefficient를 구한 뒤 주어진 공구각 만큼 회전하는 방법을 사용하고 있다.<sup>[1]</sup> 그러나 위와 같은 연구들은 역학적 관계식과 절삭력모델의 좌표변환등에서 수학적 오류를 갖는다. 또한 정면밀링 가공에서 기존의 논문들은 절삭속도, 절삭깊이, 공구 형상만을 고려하여 얻어진 실험결과로 최적의 표면조도를 만드는 조건을 연구하거나<sup>[2]</sup>, 인서트 초기위치오차, 인서트 형상, 절삭조건으로 표면조도모델을 유도하기도 하며<sup>[3]</sup>, 기존의 절삭력을 이용하여 표면조도 모델을 실험적으로 구하였다.<sup>[4]</sup>

이 논문에서는 주어진 공구각을 갖는 회전각의 계산방법을 제시하였으며, 이 모델을 적용하여 절삭깊이, 노즈반경, 날당이송과 공구각등이 표면 거칠기에 미치는 영향에 대하여 연구하였다.

### 2. 새로운 축변환 모델과 이 모델이 표면 거칠기에 미치는 영향

#### 2.1 주어진 공구각을 갖기 위한 공구회전각

주어진 공구각은 그 공구각을 갖기 위해 회전하여야 하는 회전각과는 다르다. 이는 공구각이 투영각의 개념을 갖기 때문이다.<sup>[5]</sup>

Fig. 1에서 T, R, A좌표축을 투영각도  $\gamma_L, \gamma_R, \gamma_A$ (리드각, 반경방향경사각, 축방향경사각)를 갖는 새로운 좌표축  $T', R', A'$ 로 변환시키는 변환행렬을 구하였다. T, A, R축은 각각 공구의 접선방향, 반경방향, 축방향이다.

$\gamma_L, \gamma_R, \gamma_A$ 의 공구각을 투영각으로 갖는  $T', R', A'$ 축은 여러개가 존재한다. 이를 단일해로 만들 위해 공구각을 가진 인서트면의 좌표축을 각각 RA평면에서  $\theta_3$ 만큼 기울어진  $A'$ 축, AT평면에서  $\theta_1$ 만큼 기울어진  $T'$ 축 TR평면에서  $\theta_2$ 만큼 기울어진  $R'$ 축으로 정의한다.

Fig. 1의 관계를 이용하여 T,R,A좌표축을 변환행렬 M을 이용하여 새로운 좌표축  $T', R', A'$ 로

나타낼 수 있다.

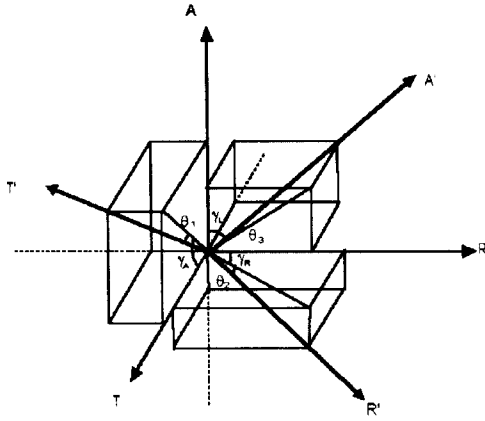


Fig. 1 Reference axes (T, R, A) and rotated axes whose projection angles are tool angles (T', R', A')

- R : 공구홀더의 반경 방향
- A : 공구홀더의 축 방향
- T : 공구홀더의 접선 방향
- A' : 공구각을 고려한 인서트의 축 방향
- R' : 공구각을 고려한 인서트의 반경 방향
- T' : 공구각을 고려한 인서트의 접선 방향

$$\begin{pmatrix} T' \\ R' \\ A' \end{pmatrix} = M \begin{pmatrix} T \\ R \\ A \end{pmatrix}$$

M =

$$\begin{pmatrix} \cos(\gamma_A) \cos(\theta_1) & -\sin(\theta_1) & \sin(\gamma_A) \cos(\theta_1) \\ \sin(\gamma_R) \cos(\theta_2) & \cos(\gamma_R) \cos(\theta_2) & -\sin(\theta_2) \\ -\sin(\theta_3) & \sin(\gamma_L) \cos(\theta_3) & \cos(\gamma_L) \cos(\theta_3) \end{pmatrix} \quad (1)$$

여기서 직교하는 축의 내적이 0임을 이용하여 다음과 같이  $\theta_1, \theta_2, \theta_3$  를 구할수 있다.

$$\theta_1 = \tan^{-1} \left( \frac{\cos \gamma_A \tan \gamma_R - \sin \gamma_A \tan \gamma_L + \sin \gamma_A \tan \gamma_R \tan \gamma_A}{1 + \tan \gamma_L \tan \gamma_R \tan \gamma_A} \right)$$

$$\theta_2 = \tan^{-1}$$

$$\left( \frac{\cos \gamma_R \tan \gamma_L - \sin \gamma_R \tan \gamma_A + \sin \gamma_R \tan \gamma_L \tan \gamma_R}{1 + \tan \gamma_L \tan \gamma_R \tan \gamma_A} \right)$$

$$\theta_3 = \tan^{-1}$$

$$\left( \frac{\cos \gamma_L \tan \gamma_A - \sin \gamma_L \tan \gamma_R + \sin \gamma_L \tan \gamma_A \tan \gamma_L}{1 + \tan \gamma_L \tan \gamma_R \tan \gamma_A} \right)$$

## 2.2 공구경사각을 고려하였을 때의 절단면 형상

Fig. 2에서 RA면은 절삭단면을 나타내고 R'A'면은 공구경사면을 나타낸다. 깎여지는 형상이 인서트 끝의 노즈반경에 의해 만들어지므로 여기서는 공구각에 의해 R'A'면의 경사진 노즈반경의 형상을 깎는면인 공구홀더의 면으로 투영된 타원모양의 노즈반경의 형상으로 바꾸어 알아 본다.

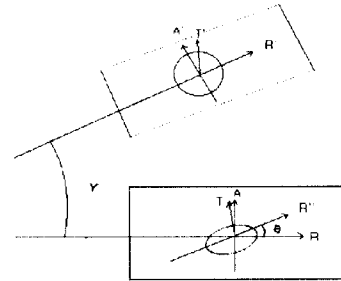


Fig. 2 Tool nose shape before and after projected on RA plane

$\gamma$  : RA면과 R'A'면이 이루는 각

$\theta$  : 절삭단면에 나타난 타원형상에서의 장축과 R축이 이루는 각

2.1절에서 얻어진 회전각 만큼 회전하여 얻어진 R'A'면에서 노즈반경을 원의 형상으로 보았을 때 이 원에서 홀더의 면에 정사영된 타원의 형상은 다음과 같다.

$$\frac{(\cos \theta R - \sin \theta A)^2}{r^2} + \frac{(\sin \theta R + \cos \theta A)^2}{(r \cos \gamma_A \cdot \cos \theta_1)^2} = 1 \quad (2)$$

여기서,

$$\theta = \cos^{-1}$$

$$\left( \frac{\cos \gamma_R \cos \theta_2}{\sqrt{\cos \gamma_R \cos^2 \theta_2 + \sin \gamma_L \cos^2 \theta_3}} \right)$$

### 2.3 스핀들의 tilt와 공구각을 고려한 경우의 질단면 형상

R'A'면의 노즈반경을 원의 형상으로 보았을 때 스핀들의 tilt를 고려하여 이 원에서 질삭단면(RA면)에 정사영된 타원의 형상을 구하는 방법을 알아본다.

M 변환 행렬에 스핀들의 tilt를 고려한 새로운 변환 행렬 K는 다음과 같다.

$$\begin{pmatrix} T' \\ R' \\ A' \end{pmatrix} = K \begin{pmatrix} T \\ R \\ A \end{pmatrix}$$

$$K = \begin{pmatrix} b_{11} & b_{12} & b_{13} \\ b_{21} & b_{22} & b_{23} \\ b_{31} & b_{32} & b_{33} \end{pmatrix} \quad (3)$$

여기서,

$$b_{11} = \cos \beta_2 \cos \gamma_A \cos \theta_1 + \sin \eta_i \cos \Phi \sin \gamma_A \cos \theta_1$$

$$b_{12} = -\cos \beta_1 \sin \theta_1 + \sin \eta_i \sin \Phi \sin \gamma_A \cos \theta_1$$

$$b_{13} = -\sin \beta_2 \cos \gamma_A \cos \theta_1 + \sin \beta_1 \sin \theta_1 \\ + \cos \eta_i \sin \gamma_A \cos \theta_1$$

$$b_{21} = \cos \beta_2 \sin \gamma_R \cos \theta_2 - \sin \eta_i \cos \Phi \sin \theta_2$$

$$b_{22} = \cos \beta_1 \cos \gamma_R \cos \theta_2 - \sin \eta_i \sin \Phi \sin \theta_2$$

$$b_{23} = -\sin \beta_2 \sin \gamma_R \cos \theta_2 - \sin \beta_1 \cos \gamma_R \cos \theta_2 \\ - \cos \eta_i \sin \theta_2$$

$$b_{31} = -\cos \beta_2 \sin \theta_3 + \sin \eta_i \cos \Phi \cos \gamma_R \cos \theta_3$$

$$b_{32} = \cos \beta_1 \sin \gamma_L \cos \theta_3 + \sin \eta_i \sin \Phi \cos \gamma_L \cos \theta_3$$

$$b_{33} = \sin \beta_2 \sin \theta_3 - \sin \beta_1 \sin \gamma_L \cos \theta_3 \\ + \cos \eta_i \cos \gamma_L \cos \theta_3$$

$\eta_i$  : 스핀들의 tilt된 각

$\Phi$  : Insert의 위치 각도

$$\beta_1 = \frac{\Phi - \eta_i}{\frac{\pi}{2}}, \quad \beta_2 = \frac{(-\frac{\pi}{2} - \Phi) \eta_i}{\frac{\pi}{2}}$$

여기에 적용하여 R'A'면의 노즈반경을 원의 형상으로 보았을 때 이 원에서 홀더의 밑에 정사영된 타원의 형상은 다음과 같다.

$$\left( \left( \frac{b_{22}}{\sqrt{b_{22}^2 + b_{32}^2}} \right) R \sin \left( \cos^{-1} \left( \frac{b_{22}}{\sqrt{b_{22}^2 + b_{32}^2}} \right) \right) A \right)^2 \\ + \left( \frac{b_{32}}{\sqrt{b_{22}^2 + b_{32}^2}} \right)^2 \\ + \left( \sin \left( \cos^{-1} \left( \frac{b_{22}}{\sqrt{b_{22}^2 + b_{32}^2}} \right) \right) R \cdot \left( \frac{b_{22}}{\sqrt{b_{22}^2 + b_{32}^2}} \right) A \right)^2 \\ = (r b_{11})^2$$

=1

여기서,

$$\theta = \cos^{-1} \left( \frac{c_1}{\sqrt{c_2^2 + c_3^2}} \right)$$

$$c_1 = \cos \beta_1 \cos \gamma_R \cos \theta_2 - \sin \eta_i \sin \theta \cos \gamma_L \cos \theta_3$$

$$c_2 = \cos \beta_1 \cos \gamma_R \cos \theta_2 - \sin \eta_i \sin \theta \cos \gamma_L \cos \theta_3$$

$$c_3 = \cos \beta_1 \sin \gamma_L \cos \theta_3 + \sin \eta_i \sin \theta \cos \gamma_L \cos \theta_3$$

### 2.4 Cusp Height 의 계산

cusp height는 표면 거칠기를 표시하는 중요한 자료로 이것만으로 거칠기를 판단하기도 한다. 여기서는 공구각을 고려하지 않았을 때와 고려했을 때의 cusp height를 비교하였다.

#### 2.4.1 공구각을 고려하지 않았을 때의 cusp height(노즈형상을 원으로 고려하였을 때의 cusp height)

노즈반경을 원으로 고려하였을 때 가공면 중심부 (Immersion angle=90° 인 곳)에서의 cusp height는 두 개의 원이 교차하여 이루는 높이이다. 원과 원 사이의 거리는 날당이송거리이고 원의 반경은 노즈반경이므로 이때 cusp height는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$h_c = r - \sqrt{\left( r^2 - \left( \frac{ft}{2} \right)^2 \right)} \quad (5)$$

r : tool nose radius

#### 2.4.2 공구각을 고려하였을 때의 cusp height(노즈형상을 질삭단면에 투영된 타원으로 고려하였을 경우의 cusp height)

공구각을 고려하였을 때 질삭단면에서의 노즈형상은 식(2)로 나타난다. 이때 cusp height는 두 개의 타원이 만나는 점의 높이이다. 공구각을 고려하지 않았을 때의 cusp height는 두원의 교점의 높이이다. 이를 이용하여 공구각을 고려하였을

때와 고려하지 않을 때의 cusp height 차를 구한다.

식(2)의 타원의 형상은 다음과 같다.

$$y = \frac{-b'x \pm \sqrt{(b'x)^2 - 4a'(c'x^2 - 1)}}{2a'} \quad (6)$$

그리고 날당이송을 고려한 타원의 형상은 다음과 같다.

$$y = \frac{-b'(x-ft)}{2a'} \pm \frac{\sqrt{[b'(x-ft)]^2 - 4a'[c'(x-ft)^2 - 1]}}{2a'} \quad (7)$$

여기서,

$$a = r$$

$$b = r \cos \gamma_A \cos \theta_1$$

$$c = \cos \theta$$

$$s = \sin \theta$$

$$a' = \left(\frac{s}{a}\right)^2 + \left(\frac{c}{b}\right)^2$$

$$b' = 2\left(\frac{c}{a}\right)\left(-\frac{s}{a}\right) - 2\left(-\frac{s}{b}\right)\left(\frac{c}{b}\right)$$

$$c' = \left(\frac{c}{a}\right)^2 + \left(\frac{s}{b}\right)^2$$

x는 R축에서의 좌표, y는 A축에서의 좌표를 각각 나타낸다. 단면에 나타나는 cusp height는 다음과 같다.

$$h_e = \left| d + \frac{-b'x_1 - \sqrt{(b'x_1)^2 - 4a'(c'(x_1)^2 - 1)}}{2a'} \right| \quad (8)$$

d : 절삭단면에 나타나는 타원 형상의 최고점과 최저점과의 거리의 1/2

x1 : 연속되는 두 절삭 면의 교점의 x좌표로서 cusp height가 최대가 되는 점

### 3. Simulation 결과

#### 3.1 공구각을 고려하지 않은 경우와 고려한 경우의 단면에 나타나는 표면형상

노즈반경이 400 μm일 때의 공구각이 존재하지 않을 때의 형상과 공구각이 r<sub>A</sub>=20°, r<sub>R</sub>=-6°

r<sub>L</sub>=45° 때 표면조도를 날당이송이 300 μm일 때 Fig. 3과 같이 나타내었다.

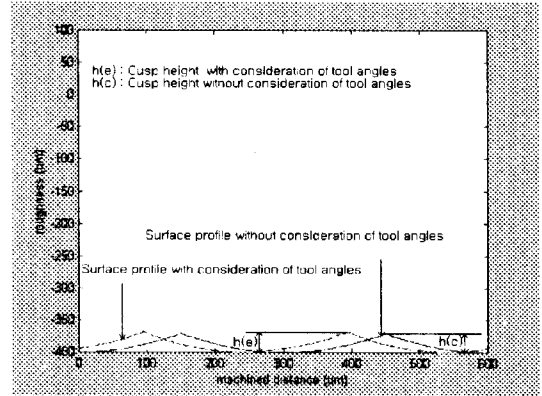


Fig. 3 Comparison of surface profile with and without consideration of tool angles (feed per tooth=300 μm, tool angles r<sub>A</sub>=20°, r<sub>R</sub>=-6°, r<sub>L</sub>=45° tool nose radius=400 μm, Depth of cut=400 μm)

Fig. 3에서 공구각을 고려하지 않았을 경우의 cusp height는 29.2 μm이고 공구각을 고려하였을 때의 cusp height는 31.6 μm임을 알 수 있다. 이 두 cusp height의 차이가 2.4 μm임을 알 수 있다.

#### 3.2 날당이송 변화에 따른 cusp height의 비교 -노즈반경이 변화할 때

Fig. 4-Fig. 6은 Fig. 3에서와 같은 조건하에서 인서트의 노즈반경이 0.4mm, 0.8mm, 1.2mm 인 것을 가지고 날당이송이 변화에 따른 공구각을 고려하였을 때와 고려하지 않았을 때의 cusp height를 비교하였고, 그 차를 각각 나타내었다. 날당이송이 300 μm일 때 세 노즈반경의 각각의 공구각을 고려하였을 때의 cusp height는 31.6 μm, 15.2 μm, 10.2 μm 이고 공구각을 고려하지 않았을 경우의 cusp height는 29.2 μm, 14.2 μm, 9.4 μm 이며 이 두 cusp height의 차이는 각각 2.4 μm, 1.0 μm, 0.8 μm로 나타났다. 정삭시에는 노즈반경이 작을수록 표면 거칠기가 거칠었고 cusp

height의 차이도 증가함을 알 수 있다.

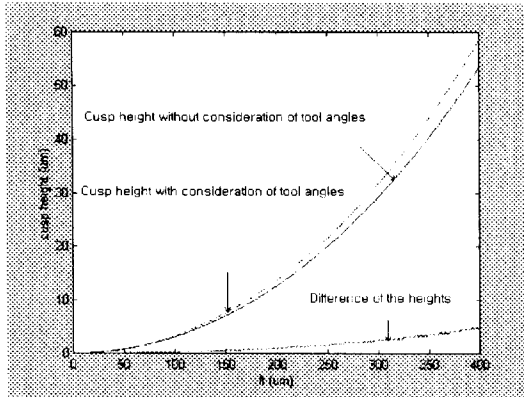


Fig. 4 Cusp height variation according to the variation of feed per tooth when nose radius is  $400 \mu\text{m}$  ( $r_A = 20^\circ$ ,  $r_R = -6^\circ$ ,  $r_L = 45^\circ$ )

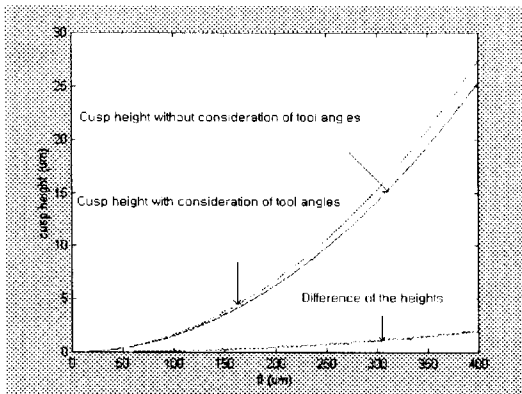


Fig. 5 Cusp height variation according to the variation of feed per tooth when nose radius is  $800 \mu\text{m}$  ( $r_A = 20^\circ$ ,  $r_R = -6^\circ$ ,  $r_L = 45^\circ$ )

### 3.2 날당이송 변화에 따른 cusp height 의 비교-공구 각이 변화할 때

여기서는 노즈반경이 0.4mm인 인서트를 가지고 공구각이 변화할 때 절삭된 표면 형상에서의 공구각을 고려하였을 때와 고려하지 않았을 때의 cusp height를 비교하였고 그 차이를 나타내었다.

Fig. 7 과 Fig. 8은  $r_R$ 가 각각  $0^\circ$ ,  $-10^\circ$  일 때를 비교하였다. 날당이송이  $300 \mu\text{m}$ 일 때 공구각을 고려하였을 경우와 고려하지 않았을 경우의

cusp height의 차이는 각각  $1.4 \mu\text{m}$ ,  $3.5 \mu\text{m}$ 로 나타났다.

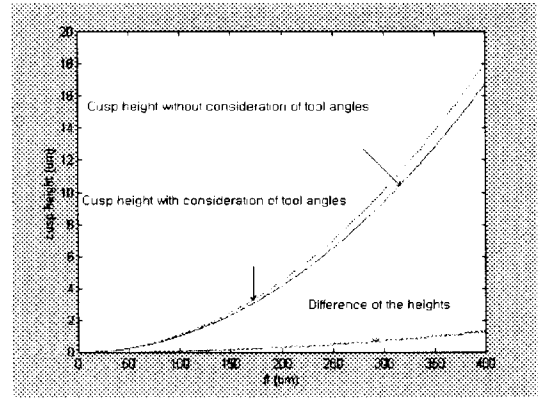


Fig. 6 Cusp height variation according to the variation of feed per tooth when nose radius is  $1200 \mu\text{m}$  ( $r_A = 20^\circ$ ,  $r_R = -6^\circ$ ,  $r_L = 45^\circ$ )

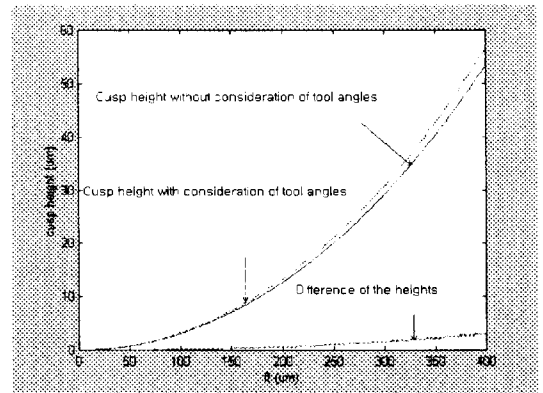


Fig. 7 Cusp height variation according to the variation of feed per tooth when nose radius is  $r_A = 20^\circ$ ,  $r_R = 0^\circ$ ,  $r_L = 45^\circ$  (tool nose radius  $400 \mu\text{m}$ )

### 4. 결론

- (1) 주어진 공구각을 갖기 위하여 인서트가 회전해야하는 회전행렬을 구하였다.
- (2) 공구각을 고려하였을 때 절삭단면의 이론적 표면 거칠기를 구하고 공구각을 고려하지 않았을 때의 표면거칠기와 비교하였다.
- (3) 공구각이 변할 때와 노즈반경이 변할 때

cuspl height의 변화는 날당이송의 함수로 구하였다.

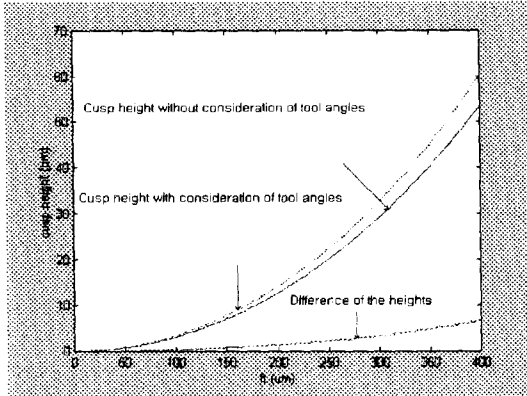


Fig. 8 Cusp height variation according to the variation of feed per tooth when nose radius is  $r_A = 20^\circ$ ,  $r_R = -10^\circ$ ,  $r_L = 45^\circ$  (tool nose radius  $400 \mu m$ )

### 5.참고문헌

[1] Fu H. J., 1884, "A Mechanistic Model for the Prediction of the Force System in Face Milling Operations", J. of Eng. for Ind., Vol. 106, pp. 81-88

[2] 김성천, 1983, "The Effect of Cutting Condition on Surface Roughness in Face Milling", 인하대학교 석사논문 pp. 25-42

[3] 백대균, 고태조, 김희술, 1995 "A Development of the Surface Roughness Model in Face Milling Operating", 한국정밀공학회지 제 12권, 제 12호, pp. 149-156

[4] F. Gu, 1997. "A Model for the Prediction of Surface Flatness in Face Milling" J. of Manuf. Sci. and Eng., Vol. 119 pp. 476-484

[5] ASM International Handbook Committee 1979, "Metal Handbook Ninth Edition", ASM International, pp. 141-143