

무심 연삭 공정의 3차원 형상화기구 (I) - 인피드 연삭 -

김 강 *, 주 종 남 **

3-D Form Generation Mechanism in the Centerless Grinding Process (I) - Infeed Grinding -

K. Kim *, C. N. Chu **

ABSTRACT

A mathematical model for investigating the form generation mechanism in the centerless infeed grinding process is described. For 3-D modeling of form generation, contact points are assumed to be on least squares contact lines at the grinding wheel, regulating wheel, and work-rest blade. Using force and deflection analysis, the validity of this assumption is shown. Based on the 2-D simulation model developed in the previous work and the least squares contact line assumption, a 3-D model is presented. To validate this model, simulation results were compared with the experimental works. The experiments and computer simulations were carried out using three types of cylindrical workpiece shapes with varying flat length. The experimental results agree well with the simulation. It can be seen that the effect of flat end propagated to the opposite end through workpiece reorientation.

Key Words : Centerless infeed grinding process (무심 인피드 연삭 공정), Form generation mechanism (형상화 기구), Least squares contact line (최소자승 접촉선).

1. 서 론

무심 연삭 공정의 원통 형상화 기구를 해석적으로 규명하는 대표적인 연구 결과는 1946년에 Dall⁽¹⁾, 1959년에 Yonetsu⁽²⁾, 그리고 1964년에는 Rowe 와 Barash⁽³⁾ 에 의하여 각각 발표되었다. 이들의 연구는 무심 연삭 가공법 중 인피드방법을 대상으로 하였으며, 공작물의 축방향에 수직인 원형 단면의 진원도에 미치는 가공변수의 영향

을 파악하기 위한 2차원 모델링이 주된 내용이었다.

이 2차원 모델들은 공작물의 원형 단면 형상이 이 단면의 축방향 위치와는 관계없이 항상 동일하다는 가정하에서 개발된 것이었다. 그러나, 점차 요구되는 가공정밀도가 높아짐에 따라, 가공 전 공작물의 축방향 수직 단면 형상의 변화를 가공변수와 더불어 고려할 수 있는 3차원 모델의 필요성이 대두되고 있다.

따라서, 본 논문에서는 무심 인피드 연삭공정의 원통

* 국민대학교 기계자동차공학부
** 서울대학교 기계설계학과

형상화 기구를 3차원적으로 나타낼 수 있는 모델을 개발하고자 한다. 해석적인 3차원 모델은, 이미 발표한 바 있는, 좌표계 설정 방법의 영향을 받지 않는 기하학적인 연삭 깊이의 순간 변화량을 기준으로한 2차원 모델⁽⁴⁾을 기본으로 한다. 3차원적인 해석을 위하여서는 임의의 순간에 공작물이 연삭 스톨바퀴, 조정 스톨바퀴, 및 공작물 받침대와 각각 접촉하는 모든 점들을 고려하여야 한다. 이를 위하여, 공작물의 서로 다른 단면 원주 상에서 기계 요소들과 접하는 접촉점들의 상호 영향을 나타낼 수 있는 평균값 개념을 내포하는 접촉선(contact line)의 도입이 필요하다. 본 연구에서는, 수학적으로 간단한 최소자승법을 활용한 직선으로 접촉선을 정의하며, 간섭 현상⁽⁵⁾도 이 최소자승 접촉선 (least squares contact line)의 모델에 포함된다.

2. 접촉점에서의 힘과 변형 해석

Fig. 1 은 무심연삭 공정을 개략적으로 도시한 그림이

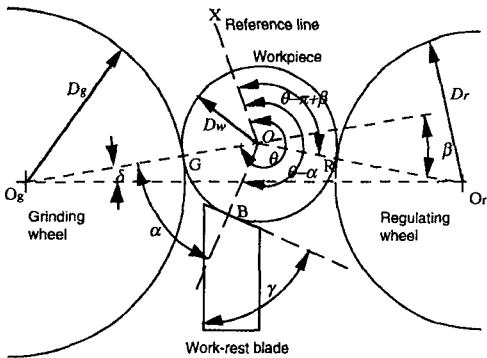


Fig. 1 Centerless grinding geometry.

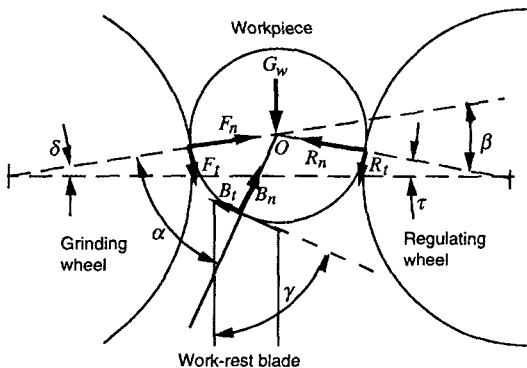


Fig. 2 2-D free body diagram of workpiece.

다. 이 그림에 표시된 바와 같이 θ 는 기준선 OX에 대한 공작물의 회전각; α 는 공작물 받침대 상면에 대한 법선과 연삭 스톨 바퀴의 회전중심과 공작물의 회전중심을 연결하는 직선 OO_g 가 이루는 각; β 는 조정 스톨 바퀴의 회전중심과 공작물의 회전중심을 연결하는 직선 OO_r 과 직선 OO_g 가 이루는 여각; γ 는 공작물 받침대의 상면각을 각각 나타내고 있다.

Fig. 2는 무심연삭 가공 중에 공작물에 작용하는 힘을 나타내는 자유물체도를 보여 준다. 이 그림에서 F_n 및 F_t 는 연삭 스톨 바퀴와 공작물의 접촉점에서 공작물에 작용하는 힘의 법선 방향 및 접선 방향 분력을 각각 나타내며, R_n 및 R_t , B_n 및 B_t 는 조정 스톨 바퀴와 공작물 받침대가 각각 공작물과 접촉하는 점에서 작용하는 힘의 분력을 나타낸다. 또한 G_w 는 공작물의 자중을 나타내며, δ 와 τ 는 연삭 스톨 바퀴와 조정 스톨 바퀴가 각각 공작물과 접촉하는 접촉점에서 이 점들을 통과하는 법선들과 두 스톨 바퀴의 회전 중심을 연결하는 직선이 이루는 각각의 각을 의미한다.

그러므로 공작물에 작용하는 힘의 평형방정식은 다음과 같다.

$$F_t - B_t - R_t = 0 \tag{1}$$

$$F_n \cos \delta + F_t \sin \delta + B_n \cos \gamma - B_t \sin \gamma - R_n \cos \tau - R_t \sin \tau = 0 \tag{2}$$

$$F_n \sin \delta - F_t \cos \delta + B_n \sin \gamma + B_t \cos \gamma + R_n \sin \tau - R_t \cos \tau - G_w = 0 \tag{3}$$

가공 중에 공작물은 회전운동을 하므로, 공작물과 공작물 받침대 사이에서는 미끄럼운동이 발생한다. 이때 두 물체간의 동마찰계수를 μ_k 라고하면, B_n 와 B_t 사이에는 다음과 같은 관계식이 성립된다.

$$B_t = \mu_k B_n \tag{4}$$

또한 가공 중에, 조정 스톨 바퀴는 공작물을 구동할 뿐만 아니라 등속도 회전운동을 유지시키는 역할을 한다.⁽⁶⁾ 따라서 R_t 는 공작물과 조정 스톨 바퀴간의 정지 마찰력보다 작거나 같은 값을 갖게 되며, 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$R_t = \kappa R_n \leq \mu_s R_n \tag{5}$$

이 식에서 μ_s 는 정지 마찰계수를 나타내며, κ 는 이 정지 마찰계수보다 작거나 같은 값을 갖는 상수를 의미한다.

다.

Fig. 2 에 표시되어 있는 각들, $\alpha, \beta, \delta, \tau$ 및 γ 는 아래와 같은 기하학적인 관계를 갖는다.

$$\alpha = \gamma - \delta \quad (6)$$

$$\beta = \delta + \tau \quad (7)$$

그러므로, 식 (1) 부터 (7) 까지의 식들을 연립하여 정리하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$\frac{B_n}{F_n} = \frac{\kappa(\cos\beta + 1) - \sin\beta}{DENO} = C_b \quad (\text{when } G_w \ll F_n) \quad (8)$$

$$\frac{R_n}{F_n} = \frac{\mu_k(\cos\alpha - 1) + \sin\alpha}{DENO} = C_r \quad (\text{when } G_w \ll F_n) \quad (9)$$

$$(DENO = \sin(\alpha + \beta) + \mu_k[\cos(\alpha + \beta) - \cos\beta] - \kappa[\cos(\alpha + \beta) + \cos\alpha] + \mu_k\kappa[\sin(\alpha + \beta) + \sin\alpha - \sin\beta])$$

따라서 $F_i, B_n, B_t, R_n,$ 와 R_t 는 F_n 의 함수로 나타낼 수 있다.

$$F_i = (\mu_k C_b + \kappa C_r) F_n \quad (10)$$

$$B_n = C_b F_n \quad (11)$$

$$B_t = \mu_k C_b F_n \quad (12)$$

$$R_n = C_r F_n \quad (13)$$

$$R_t = \kappa C_r F_n \quad (14)$$

Fig. 3 은 κ 값의 변화에 따른 각각의 힘의 변화를 보여준다. 이때 μ_k, μ_r, α 와 β 의 값은 각각 0.3, 0.4, 57.8° 와 6° 로 주어졌다. 가공 중에 공작물과 연삭 스톨 바퀴간에 작용하는 힘, F_i 와 F_n 의 관계는 식 (10) 과 같이 나타낼 수 있을 뿐만 아니라, F_i 를 두 물체간의 동마찰계수 μ_s 와 F_n 의 곱으로도 나타낼 수도 있다. 이 동마찰계수 μ_s 는 두 물체의 종류 및 연삭액 공급 등과 같은 많은 변수의 영향을 받으므로 정확한 값은 실험을 통해서만 구할 수 있다. 따라서, μ_s 값은 참고문헌⁽⁷⁾에 제시된 내용을 참고하여 0.4로 하였으며, 그 결과, κ 의 하한값과 상한값은 각각 0.22와 0.4 인 것으로 추정된다.

Fig. 4 은 세개의 원통 형상 물체가 힘을 받을 때, 접촉 부위에서의 탄성 변형을 보여주는 그림이다. 이 접촉 부위의 폭이 물체의 반경에 비하여 상대적으로 매우 작을 때에는, 접촉 폭의 반을 나타내는 a 와 상부 원통 물체의 변형량 δ_m 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$a = \sqrt{\frac{4PR^*}{\pi E^*}} \left(\frac{1}{R^*} = \frac{1}{R} + \frac{1}{R_1}, \frac{1}{E^*} = \frac{1-v^2}{E} + \frac{1-v_1^2}{E_1} \right) \quad (15)$$

$$\delta_m = P \frac{(1-v^2)}{\pi E} \{2\ln(4R/a) - 1\} \quad (16)$$

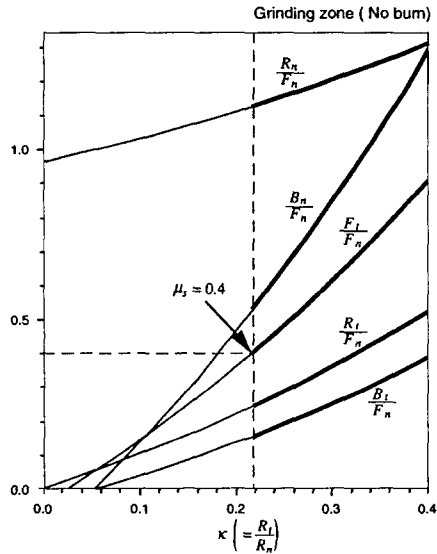


Fig. 3 The changes of forces according to the change of κ . (Workpiece : steel, $\mu_k = 0.3, \alpha = 57.8^\circ, \beta = 6^\circ$)

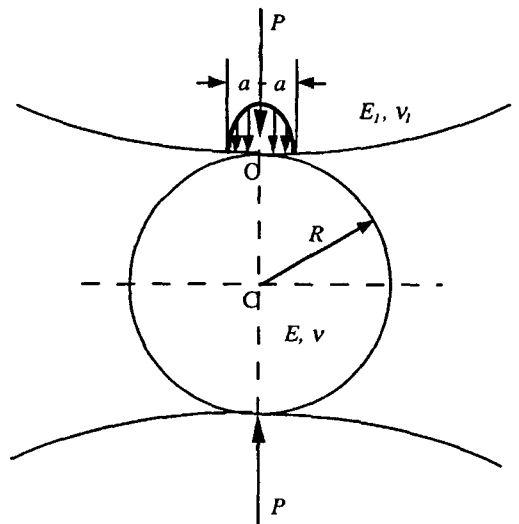


Fig. 4 Diagram of the elastic compression at contact point of cylindrical bodies.⁽⁸⁾

여기에서 P 는 물체의 단위 길이에 작용하는 압축력의 크기; R 은 중앙 물체의 반경; 그리고 $E, E_1, \nu,$ 및 ν_1 는 각 물체의 탄성계수 및 프와송 비를 각각 의미한다.⁽⁸⁾

그러므로 식 (13) 과 (15) 및 (16) 을 이용하면 공작물과 조정 슷들 바퀴가 접촉하는 접촉점의 폭 및 각각의 변형량을 F_n 의 함수로 나타낼 수 있다. 유사한 방법으로 공작물과 공작물 받침대의 접촉점에 대한 해석도 가능하다. 이 때에는 공작물 받침대가 접촉면이 평면인 사각기둥 형상이므로 반경을 무한대로 가정하며, 공작물 받침대의 변형량은 축방향으로 압축력을 받는 경우로 단순화하여 각각의 값들을 나타낼 수 있다.

일반적으로, 식 (15)와 (16)은 정적인 상태에 적용되는 식이므로 엄밀한 의미에서는 이 식들을 연삭 가공 중인 상태에 적용하는 것은 무리가 있다. 그러나, 가공 중 변형 해석의 목적은 뒤에 이어지는 접촉선 개념 도입을 위한 가정의 확립에 있으며, 비록 그 값은 정확하지 않을 지라도 극한 해석 개념에 의한 최소 한계값의 제시가 가능하므로, 적용 목적에 부합된다. 아울러, 두 물체가 접촉되어 있을 때, 이론적으로 계산된 접촉 강성은 실제 측정된 값보다 큰 값을 갖게 되므로 계산된 접촉 면적은 항상 측정값보다 작게 된다.⁽⁹⁾ 그러므로 실제 무심 연삭 가공 중에는, 앞에서 언급한 방법으로 계산되는 접촉 폭 및 변형량값들 보다 넓은 접촉 및 큰 변형이 발생할 것으로 추정된다.

3. 최소자승접촉선 (least squares contact line: LSCL)

앞에서 제시한 힘과 변형 해석을 통하여, 가공 중에 공작물은 기계 요소와 점접촉을 하는 것이 아니라 면접촉을 하는 것임을 유추할 수 있다. 또한 일반적인 공작물의 원주면은 원주 방향으로의 기복을 갖을 뿐만 아니라 축방향으로도 산과 골이 있는 기복을 갖는다. 공작물 표면의 산들은 슷들 바퀴 표면과 탄성 변형된 상태에서 접촉하며 일부 골들은 접촉을 이루지 못 한다고 가정할 수 있다. 따라서, 접촉선은 산들과 골들의 중간 높이를 지나가는 선으로 가정된다. 그러므로, 이 가정을 만족시키며 수학적으로 간단히 표현할 수 있는, 최소 자승법을 이용한 직선으로서 접촉선을 모델링할 수 있다. Fig. 5는 실제 공작물 표면의 점과 최소 자승법에 의해서 정의된 접촉선을 이용하여 계산된 이에 대응하는 점의 차이를 보여준다. LSCL은 수학적으로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

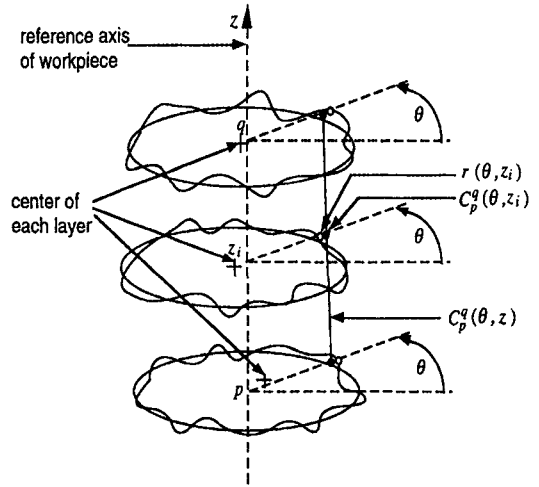


Fig. 5 Contact line fitted by least squares.

$$C_p^q(\theta, z) = A + Bz \quad (p \leq z \leq q) \quad (17)$$

$$A = \{\Sigma r(\theta, z_i)\} / n - B \{\Sigma z_i\} / n \quad (18)$$

$$B = [\Sigma \{z_i r(\theta, z_i)\} - \{\Sigma z_i\} \{\Sigma r(\theta, z_i)\} / n] / [\Sigma z_i^2 - \{\Sigma z_i\}^2 / n] \quad (19)$$

$$\left(p \leq z_i \leq q, n = \frac{q-p}{\Delta z} \right)$$

이 식에서 $r(\theta, z_i)$ 는 공작물 앞 끝부터 축 방향으로 z_i 위치에 존재하는 단면의 임의의 기준점에서 부터 회전 각 θ 에 해당하는 단면 원주 상의 점까지의 거리를 나타낸다. z 는 공작물 앞 끝부터 시물레이션하는 단면까지의 축 방향 거리; p 와 q 는 각각 LSCL의 하한값 및 상한값; n 은 p 와 q 사이에 존재하는 시물레이션을 위하여 가정한 단면의 갯수를 의미한다.

인피드 연삭 가공 중에는 공작물 전체가 항상 슷들 바퀴들 사이에 놓여있으므로, LSCL의 하한값과 상한값은 각각 0과 w 가 된다. 아울러, 가공 중에는 간섭 현상⁽⁵⁾도 발생된다. 만일 공작물의 회전각이 θ 인 순간에 이상적인 접촉점 $r(\theta - \pi + \beta, z_i)$ 와 실제 접촉점 사이에 ξ_{θ, z_i} 만큼의 각변위 차이가 존재한다면, 조정 슷들 바퀴와 접촉되는 LSCL을 나타내는 식은 다음과 같다.

$$C_0^w(\theta - \pi + \beta, z) = A_r + B_r z \quad (0 \leq z \leq w) \quad (20)$$

$$A_r = [\Sigma \{\cos(\xi_{\theta, z_i}) r(\theta - \pi + \beta + \xi_{\theta, z_i}, z_i)\} / n - B_r \{\Sigma z_i\} / n] \quad (21)$$

$$B_r = [\Sigma\{z_i\{\cos(\xi_{\theta, z_i})r(\theta - \pi + \beta + \xi_{\theta, z_i}, z_i)\} - \{\Sigma z_i\}\{\Sigma(\cos(\xi_{\theta, z_i})r(\theta - \pi + \beta + \xi_{\theta, z_i}, z_i))\}/n] / [\Sigma z_i^2 - \{\Sigma z_i\}^2 / n] \quad (22)$$

$$\left(0 \leq z_i \leq w, n = \frac{w}{\Delta z}\right)$$

동일한 방법으로, 만일 공작물 받침대 접촉점에서 공작물의 실제 접촉점과 이상적인 접촉점의 각변위 차이가 $\zeta_{\theta, z}$ 만큼 존재하면, 이 순간에 공작물 받침대와 접촉하는 LSCL 역시 다음과 같이 식으로 나타낼 수 있다.

$$C_0^*(\theta - \alpha, z) = A_b + B_b z \quad (0 \leq z \leq w) \quad (23)$$

$$A_b = [\Sigma\{\cos(\zeta_{\theta, z_i})r(\theta - \alpha + \zeta_{\theta, z_i}, z_i)\} / n - B_b \{\Sigma z_i\} / n] \quad (24)$$

$$B_b = [\Sigma\{z_i\{\cos(\zeta_{\theta, z_i})r(\theta - \alpha + \zeta_{\theta, z_i}, z_i)\} - \{\Sigma z_i\}\{\Sigma(\cos(\zeta_{\theta, z_i})r(\theta - \alpha + \zeta_{\theta, z_i}, z_i))\}/n] / [\Sigma z_i^2 - \{\Sigma z_i\}^2 / n]$$

$$\left(0 \leq z_i \leq w, n = \frac{w}{\Delta z}\right) \quad (25)$$

4. 3 차원 인피드 모델

공작물 원주면의 불균일한 점들이 공작물 받침대 혹은 조정 슷돌 바퀴와 접촉하면, 공작물의 움직임이 발생되어, 연삭 슷돌 바퀴와 접촉되는 기하학적인 연삭 깊이 $D(\theta, \eta, z)$ 는 다음과 같이 변한다.

$$D(\theta, \eta, z) = D(0, 0, z) + \cos\delta\{X(\theta) - X(0)\} - \frac{\sin\beta}{\sin(\alpha + \beta)}\{C_0^*(\theta - \alpha, z) - C_0^*(\theta - \alpha - \Delta\theta, z)\} + \frac{\sin\alpha}{\sin(\alpha + \beta)}\{C_0^*(\theta - \pi + \beta, z) - C_0^*(\theta - \pi + \beta - \Delta\theta, z)\} + \{\cos(\eta)r(\theta + \eta, z) - r(\theta + \eta - \Delta\theta, z)\} \quad (26)$$

이 식에서 $X(\theta)$ 는 공작물 회전각이 θ 인 순간의 인피드량을 의미한다.

모델링을 하기 위하여 공작물이 n 개의 단면이 동일한 축위에 일렬로 연결된 형태로 가정되므로, 가공 인자 K_m , 탄성 인자 K_e , 및 임계 연삭력 P_0 는 나누기 n 을 하여 단위 단면당의 값으로 환산된다. 그러므로, 회전각이 θ 인 순간에 i 번째 단면이 연삭 슷돌 바퀴와 이상적으로 접촉

하는 점 $r(\theta, z_i)$ 와 실제로 최대 기하학적인 연삭 깊이가 되는 점 간의 각변위 차이가 η_{max} 이면, 계의 탄성 변형량 $r(\theta, z_i)$ 는

$$x(\theta, z_i) = \frac{f_n(\theta, z_i)}{(K_e/n)} = \cos(\eta_{max})\{D(\theta, \eta_{max}, z_i) - L(\theta, \eta_{max}, z_i)\} \quad (27)$$

이 되며, 이 식에서 $f_n(\theta, z_i)$ 는 단면 i 에 작용하는 법선 방향 연삭력을 의미하며, $L(\theta, \eta_k, z_i)$ 는 실제 연삭 깊이를 나타낸다. 또한, $r(\theta + \eta_k, z_i)$ 가 이 순간에 연삭 슷돌 바퀴와 접촉하는 여러 점들 중의 하나라면, 이 점의 기하학적인 연삭 깊이 $D(\theta, \eta_k, z_i)$ 에 대응되는 실제 연삭 깊이도 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$L(\theta, \eta_k, z_i) = \frac{\cos(\eta_k)D(\theta, \eta_k, z_i) - x(\theta, z_i)}{\cos(\eta_k)} \quad (28)$$

(when $\cos(\eta_k)D(\theta, \eta_k, z_i) \geq x(\theta, z_i)$)

위의 식에서 분자가 음의 값을 갖게 되면, 이 점에서는 실제적인 공작물의 제거가 발생되지 않음을 의미한다. 아울러, $f_n(\theta, z_i)$ 는 아래와 같이 실제 연삭깊이의 함수로 표시할 수 있다.

$$f_n(\theta, z_i) = \frac{K_m}{n} \left\{ \sum_{for\ all\ k} L(\theta, \eta_k, z_i) \right\} + \frac{P_0}{n} \quad (29)$$

만일 식 (27), (28), 및 (29)를 동시에 만족하며 양의 값을 갖는 $x(\theta, z_i)$ 와 $L(\theta, \eta_k, z_i)$ 가 존재하면, 실질적인 공작물의 제거가 발생한다. 그러므로, 공작물의 회전각이 θ 일때, 접촉점의 순간적인 연삭 직후의 좌표 $r_{new}(\theta + \eta_k, z_i)$ 는 순간적인 연삭 직전의 좌표 $r_{old}(\theta + \eta_k, z_i)$ 와 다음과 같은 관계를 갖는다.

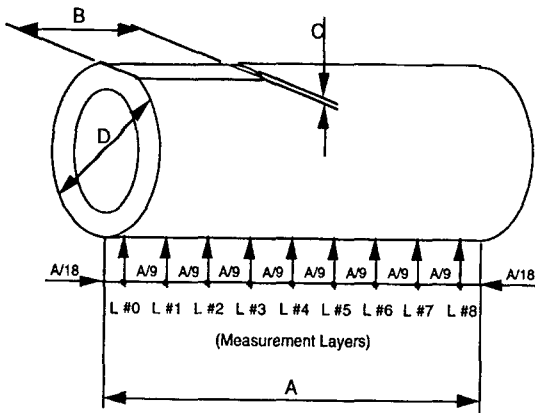
$$r_{new}(\theta + \eta_k, z_i) = r_{old}(\theta + \eta_k, z_i) - L(\theta, \eta_k, z_i) \quad (30)$$

5. 실험

상세한 실험 조건 및 가공 전 공작물 시편의 형상은 각각 Table 1 및 Fig. 6 에 제시되어 있다. Fig. 6 에서 볼 수 있듯이 시편은 원주면의 일부만이 평면으로 가공된 원통형상을 나타내고 있다. 따라서 균일한 시편의 준비가 용이할 뿐만 아니라, 이 형상을 푸리에 급수로 나타내면

Table 1. Grinding condition.

Grinding machine	Cincinnati CINCO 15
Grinding Wheel	97A 80 J6 VFM Ø 542.7 × 101.6 × 304.8 mm hole
Regulating Wheel	A80 R2 Ø 302.2 × 101.6 × 127.0 mm hole
Work-rest blade	Sintered Carbide ($\gamma = 60^\circ$)
Center Height Angle (β)	0°, 2°, 4°, 6°, 8°, 10°.
R.W. speed	30 rpm
G.W. speed	1200 rpm
Dressing traverse rate	80 $\mu\text{m}/\text{rev}$
Infeed Rate	1.1 $\mu\text{m}/\text{rev}$.
No. of Infeed Rev.	42 rev.
No. of Spark-out Rev.	39 rev.

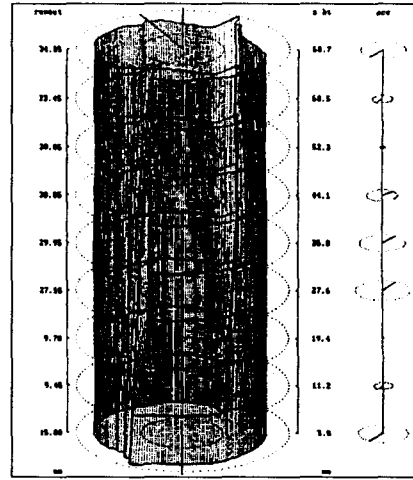


(unit: mm)

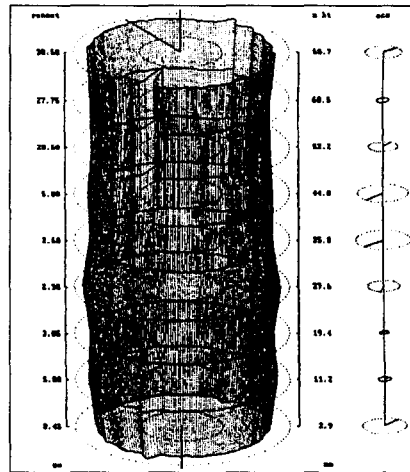
Infeed	Type	A (± 0.3)	B	C (± 0.004)	D (± 0.002)
	I1	75	75 ± 0.3	0.05	24.990
	I2		50 ± 1.5		
	I3		25 ± 1.5		

Fig. 6 Dimensions of specimen.

모든 주기를 포함하며 상대적으로 장주기 인자들이 큰 진폭을 갖게되므로 특정 연삭 변수가 가공후 형상의 기복에 미치는 영향의 파악이 쉽게 된다.⁽¹⁰⁾ 실험에는 축방향으로 가공된 평면의 길이가 서로 다른 세 종류의 시편들이 사용되었다. 첫번째 시편에는 시편 길이와 동일한 길이의 평면이 가공되었으며, 두번째와 세번째 시편은 시편의 끝으로부터 각각 시편 길이의 2/3 와 1/3 에 해당되는 길이만 평면 가공된 형상이다. 열처리된 탄소강 시편의 특



(a) Specimen type:I2, $\beta=4^\circ$



(b) Specimen type:I2, $\beta=4^\circ$

Fig. 7 Experiment result.

크웰 C 경도는 62를 유지하도록 하였으며, 평면 가공전 시편의 원통도는 2 μm 이내로 제한하였다.

가공후 원통도는 Rank Taylor Hobson 사의 Taly-rond 250 으로 측정하였다. 측정을 위하여, Fig. 6 에 나타난 바와 같이, 시편의 축방향 등간격으로 9 개의 측정 단면 (0 부터 8 까지) 의 위치가 선정되었다. Fig. 7 은 측정된 가공 후 형상을 보여 주고 있다.

6. 시뮬레이션

앞서 제시한 3 차원 인피드 모델의 타당성을 확인하기

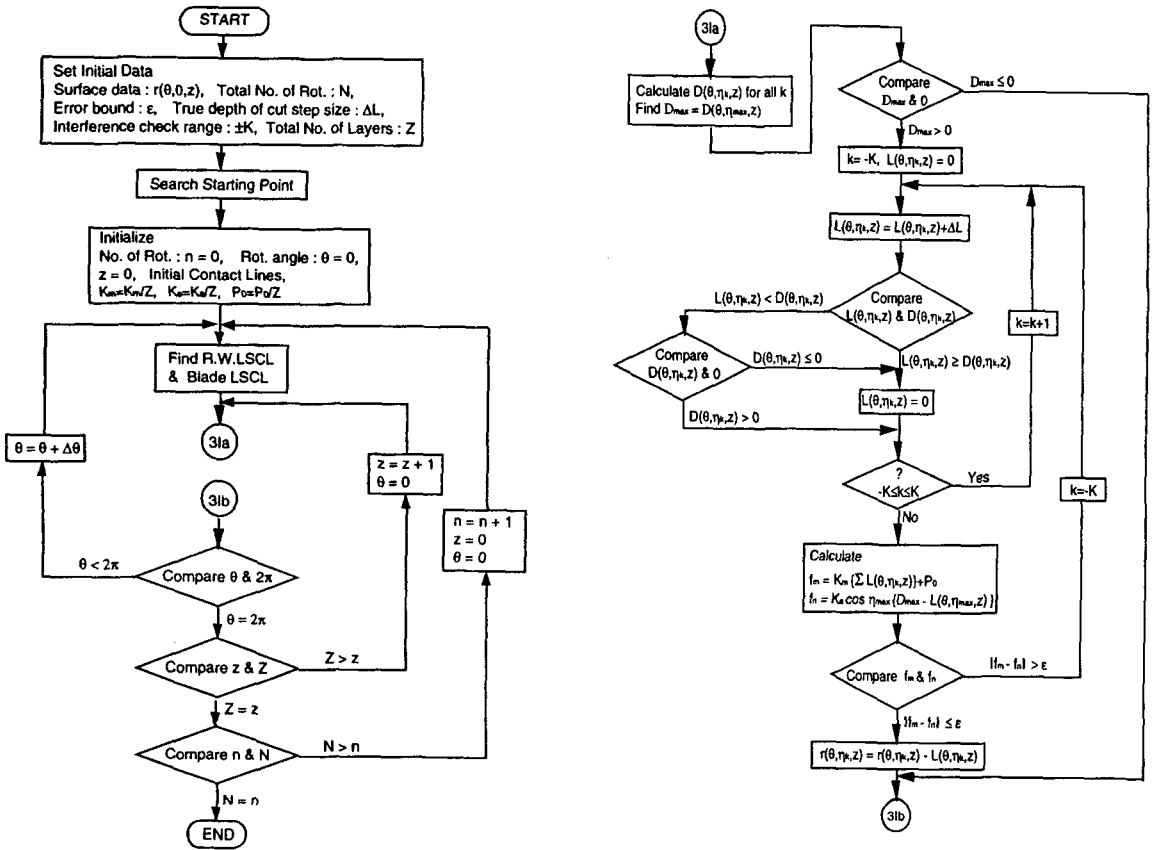


Fig. 8 3-D infed simulation flow chart.

위하여 컴퓨터를 이용한 시뮬레이션을 수행하였다. 이 방법에 있어서, 공작물의 원통 형상 정보는 원통좌표계로 표현된다. 이 좌표계의 Z 축 원점은 공작물 한쪽 끝 단면의 기하학적인 중심 부근의 임의의 점으로 고정되며, 아울러 Z축선은 가공된 공작물의 길이 방향 중심축에 평행한 직선으로 설정되었다. 그러므로 공작물의 3 차원 형상 정보는, 측정할 때와 마찬가지로, 각각의 단면이 1°간격으로 원주 상에 존재하는 360 개의 점으로 이루어진 9 개의 축방향 등간격 단면으로 구성된다.

시뮬레이션 중에는, 공작물이 1°회전할 때마다, 조정 숫돌 바퀴와 공작물 받침대에 대한 각각의 실제 접촉점이 각 단면에 대하여 찾아지며, 이 값들을 LSCL 모델에 적용하여, 두개의 접촉선이 구성된다. 이 접촉선을 이용하여, 연삭 숫돌 바퀴와 접촉이 추정되는 모든 점에 대한 기하학적인 연삭 깊이들이 계산된다. 이어서 계속되는, 연삭 숫돌 바퀴와 접촉한 점들에 대한 새로운 위치 정보가

생성되기까지의 과정은 2차원 시뮬레이션⁽⁴⁾의 경우와 동일하다. Fig. 8 은 시뮬레이션의 흐름도를 보여준다.

시뮬레이션에서 사용되는 계수인 임계연삭력, 탄성인자 및 가공인자 값들은 각각 210 N, 20 MN/m, 195.5 MN/m 으로 주었다. 임계연삭력과 탄성인자의 값은 참고문헌 (6), (11) 의 내용 중에서 인용하였으며, 가공인자 값은 주어진 연삭조건을 기초로 하여 계산하였다.⁽⁴⁾ 시뮬레이션 결과는 Fig. 9 에 나타나 있다.

7. 고 찰

시뮬레이션 결과를 실험 결과와 비교해 보면 전반적인 원통 형상 (산과 골의 상대적인 위치 및 주기, 산의 높이, 골의 깊이 및 산과 골의 폭 변화 추세) 이 일치됨을 알 수 있다. 또한, 실험 결과와 시뮬레이션 결과로 제시된 각각의 형상에 대한 축방향 단면들의 형상 변화 양상도 유사

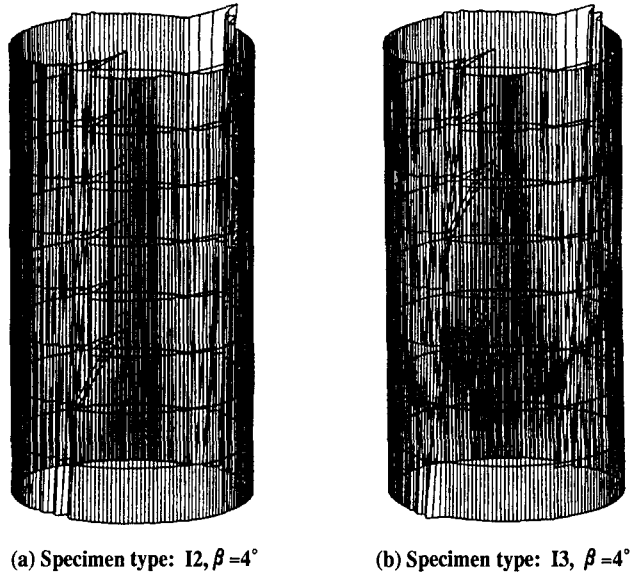


Fig. 9 Simulation result.

성을 보인다.

2차원 해석으로는 설명이 어려운 특징인, 양 단에서의 산과 골이 역전됨을 발견할 수 있다. 이로써, 인피드 가공 중인 공작물은 축방향 형상의 불균일에서 기인한 공작물 축의 미세한 회전 요동이, 공작물 내부에 위치하며 수평면에 수직인 축을 기준으로 하여 발생되는 Reorientation 현상을 나타냄을 알 수 있다. 이 현상은 가공 후 형상이 원주 방향의 기복 뿐만 아니라 축 방향의 기복에 의해서도 영향을 받음을 보여 준다. 그러므로, 비록 2차원 시뮬레이션이 스톨 바퀴들 및 공작물 받침대의 set-up에 관한 올바른 지침을 제공하나, 정밀한 무심 인피드 연삭 가공 공정의 시뮬레이션을 이해하기 위해서는 3차원적인 접근이 필요함을 알 수 있다.

8. 결 론

무심 연삭 공정의 2차원 모델에 최소 자승 접촉선 (LSCL) 개념을 도입하여 무심 연삭 인피드 공정의 원통형상화 기구를 해석적으로 규명하는 3차원 모델을 개발하였다. LSCL은 동일 직선 상에 존재하지 않는 접촉점들의 탄성 변형에 의한 영향과 간섭 현상을 포함하고 있으며, 이 LSCL 개념의 타당성은 접촉점에 작용하는 힘과 이 힘에 의한 국부적인 변형의 분석을 통하여 검증되

었다.

시뮬레이션 결과는 실험 결과와 일치되는 산과 골의 위치 및 형상을 보여주었다. 아울러, 가공 중인 공작물의 Reorientation 현상 발생이 입증되었으며, 이 현상이 가공 후 원통 형상에 영향을 미친다는 것도 확인되었다.

참 고 문 헌

1. Dall, A. H., "Rounding Effect in Centerless Grinding," Mechanical Engineering, Vol. 68, No. 4, ASME, pp. 325-329, 1946.
2. Yonetsu, S., "Forming Mechanism of Cylindrical Work in Centerless Grinding," Proc. Fujihara Memorial Faculty of Engineering, Keio Univ., Vol. 12, No. 47, pp. 27-45, 1959.
3. Rowe, W. B., and Barash, M. M., "Computer Method for Investigating the Inherent Accuracy of Centerless Grinding," Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol. 4, pp. 91-116, 1964.
4. Kim, K., Chu, C. N., and Barash, M. M., "Roundness Generation During Centerless

- Infeed Grinding," Transactions of NAMRI of SME, Vol. 20, pp. 167-172, 1992.
5. Kim, K., and Chu, C. N., "Modeling of Interference Phenomena in the Centerless Grinding Process," 1993년도 세계한민족과학기술자종합학술대회 논문집, pp. 1670-1674, 1993.
 6. ASM International Handbook Committee, Metals Handbook 9th ed., Vol. 16, Machining, ASM International, pp. 421-426, 1989.
 7. Malkin, S., Grinding Technology, Ellis Horwood Limited, pp. 116, 1989.
 8. Johnson, K. L., Contact Mechanics, Cambridge University Press, pp. 84-134, 1987.
 9. Snoeys, R., and Wang, I-C., "Analysis of the Static and Dynamic Stiffnesses of the Grinding Wheel Surface," Proc. 9th Int'l Mach. Tool Des. and Res. Conf. Part 2, pp. 1133-1148, 1968.
 10. Rowe, W. B., Barash, M. M. and Koenigsberger, F., "Some Roundness Characteristics of Centeless Grinding," Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol. 5, pp. 203-215, 1965.
 11. Reshetov, D. N., and Portman, V. T., Accuracy of Machine Tools, ASME Press, pp.275, 1998.