

무심 연삭 공정의 3차원 형상화기구 (II) - 관통 연삭 -

김 강 *, 주 종 남 **

3-D Form Generation Mechanism in the Centerless Grinding Process (II) - Thrufeed Grinding -

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

ABSTRACT

A mathematical model for investigating the form generation mechanism in the centerless thrufeed grinding process is described. The length of the contact line and the magnitude of the grinding force between the grinding wheel and workpieces vary with the change of the axial location of the current workpiece during grinding. Thus, a new coordinate system and a grinding force curve of previous and/or following workpieces are introduced to treat the axial motion. Experiments and computer simulations were carried out using three types of cylindrical workpiece shapes. To validate this model, simulation results are compared with the experimental results.

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

1. 서 론

무심 연삭 공정에 대한 대표적인 연구 결과는 1946년에 Dall⁽¹⁾, 1959년에 Yonetsu⁽²⁾, 그리고 1964년에는 Rowe 와 Barash⁽³⁾ 에 의하여 각각 발표되었다. 이들의 연구는 무심 인피드 연삭 가공을 대상으로 하였으며, 공작물 단면의 진원도에 미치는 가공변수의 영향을 파악하기 위한 2차원 모델링이 주된 내용이었다. 무심 관통 연삭 공정에 대한 해석적인 연구가 Yonetsu⁽⁴⁾ 와 Meis⁽⁵⁾ 에 의하여 각각 1960년과 1980년에 수행되었으나, 모두

2차원 해석에 대한 연구에 머물렀다.

무심 관통 연삭 가공은 공작물이 연삭 스톨 바퀴와 조정 스톨 바퀴 사이를 통과하면서 이루어 진다. 공작물이 회전 운동만 하는 다른 무심 연삭 가공과는 달리, 가공 중인 공작물은 회전 운동과 동시에 축방향 직선 운동을 한다. 따라서, 무심 관통 연삭 공정을 이해하기 위해서는 공작물의 원형 단면 형상 뿐만 아니라 축방향의 형상을 포함하는 3차원적인 접근이 요청된다.

따라서, 본 논문에서는 무심 관통 연삭 공정의 원통 형상화 기구를 3차원적으로 나타낼 수 있는 모델을 개발하

* 국민대학교, 기계자동차공학부
** 서울대학교, 기계설계학과

고자 한다. 해석적인 3차원 모델은, 이미 발표된 바 있는, 기하학적인 연삭 깊이의 순간 변화량, 가공 탄성 개념⁽⁶⁾, 간섭 현상⁽⁷⁾ 및 접촉선 모델을 포함한다. 무심 관통 연삭 중에는 공작물의 축방향 위치에 따라서 대상 공작물의 접촉선과 이 공작물에 작용하는 연삭력이 변한다. 이와 같은 공작물의 축방향 운동에서 기인하는 문제에 대처하기 위하여, 새로운 좌표계와 스톨 바퀴들 사이에서 대상 공작물과 연속적으로 가공되는 공작물들에 작용하는 연삭력 곡선이 도입된다. 모델링을 위하여 다음의 사항이 기본적으로 가정된다.

- 1) 진동에 의한 영향은 무시한다.
- 2) 스톨 바퀴들과 공작물 받침대의 마모는 무시한다.
- 3) 공작물의 각속도는 일정하다.
- 4) 공작물의 가공 중 축 방향 선속도는 일정하다.

2. 기하학적인 연삭 깊이 (단속 연삭)

Fig. 1 은 무심 관통 연삭 공정을 개략적으로 도시한 그림이다. 공작물의 축방향 직선운동은 하이퍼볼로이드 형상의 조정 스톨 바퀴가 공작물의 축에 대하여 기울어져 있음으로써 발생된다. 조정 스톨 바퀴의 크기는 공작물에 비하여 매우 크지만 기울어진 각도가 몇 도에 불과하므로, 이 스톨 바퀴의 직경은 일정한 것으로 간주된다. 또한, 조정 스톨 바퀴의 기울어짐으로 인하여 발생되는 조정 스톨 바퀴와 공작물 접촉점에서의 법선과 수평선이 이루는 각 τ 의 축방향에 대한 변화는 다소 큰 편이나, 공작물 중심 높이를 결정하는 각도는 항상 일정하게 유지된

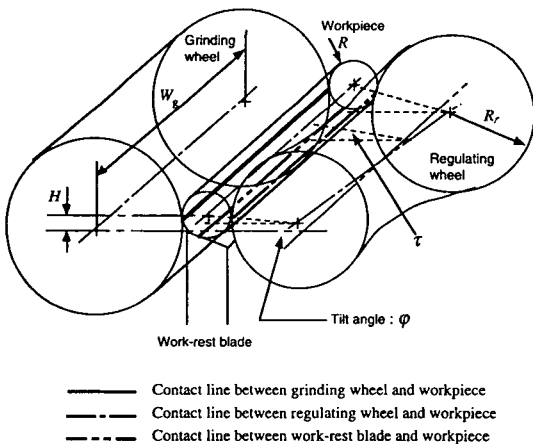


Fig. 1 Schematic diagram of thrufeed grinding.

다. 그러므로, τ 의 변화는 형상화 기구에 영향을 미치지 않는다.

Fig. 2 는 무심 관통 연삭 공정을 해석하기 위한 좌표계를 보여 준다. 또한, Fig. 3 은 공작물과 무심 연삭 기계 요소간의 기하학적인 관계를 나타낸다. 이 그림에서, θ 는 기준선 OX 에 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. 기준선 OX 는 가공 직전에는 직선 OO_g 와 일치하나, 가공이 시작되면 공작물과 같이 회전한다.

공작물 원주면상의 점 $r(\theta, z)$ 는 앞 단면에서 축방향으

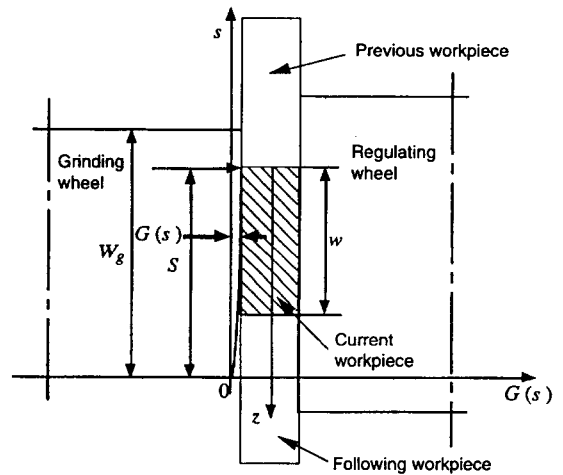


Fig. 2 Coordinate system for thrufeed grinding.

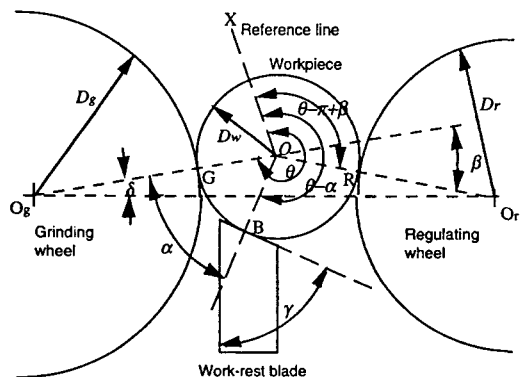


Fig. 3 Centerless grinding geometry.

로 z_i 에 위치하는 단면의 임의의 중심 O에서 부터, 기준선 OX를 기준으로 각변위 θ 에 해당하는 원주상의 점까지의 거리로 정의된다. 공작물 원주면의 불균일한 점들이 공작물 받침대 혹은 조정 슷들 바퀴와 접촉하면, 공작물의 움직임이 발생되어, 연삭 슷들 바퀴와 접촉되는 기하학적인 연삭 깊이는 변화되며, 아울러, 연삭 슷들 바퀴의 형상을 나타내는 형상 함수 $G(s)$ 에 의해서도 변화된다.

일반적인 공작물의 원주면은 원주 방향으로의 기복을 갖을 뿐만 아니라 축방향으로도 산과 골이 있는 기복을 갖는다. 그러므로, 연삭 슷들 바퀴, 조정 슷들 바퀴 및 공작물 받침대가 공작물과 접촉하는 모든 접촉점들을 고려하기 위하여, 간섭 현상 모델 및 평균 개념을 내포하는 최소자승 접촉선 (least squares contact line: LSCL) 모델이 응용된다. 일반적으로, 가공이 시작될 때와 완료될 때의 공작물의 급격한 운동을 방지하고 안정되게 하기 위하여, 조정 슷들 바퀴의 폭과 공작물 받침대의 길이는 연삭 슷들 바퀴의 폭보다 넓고 길다. 따라서, 조정 슷들 바퀴와 공작물 받침대의 LSCL들을 모델링하기 위한 상한값과 하한값은 각각 0와 공작물 길이 w 가 된다.

또한 간섭 현상의 영향으로, 공작물의 회전각이 θ 인 순간에 조정 슷들 바퀴의 이상적인 접촉점 $r(\theta - \pi + \beta, z_i)$ 와 실제 접촉점 사이에 ξ_{θ, z_i} 만큼의 각변위 차이가 존재하면, 조정 슷들바퀴와 접촉되는 LSCL을 나타내는 식은 다음과 같다.

$$C_0''(\theta - \pi + \beta, z) = A_r + B_r z \quad (0 \leq z \leq w) \quad (1)$$

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

$$B_r = [\sum \{ z_i \{ \cos(\xi_{\theta, z_i}) r(\theta - \pi + \beta + \xi_{\theta, z_i}, z_i) \} \} - \{ \sum z_i \} \{ \sum \{ \cos(\xi_{\theta, z_i}) r(\theta - \pi + \beta + \xi_{\theta, z_i}, z_i) \} \} / n] / [\sum z_i^2 - \{ \sum z_i \}^2 / n] \quad (3)$$

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

이 식에서 n 와 w 는 각각 공작물의 측정 단면의 수 및 길이를 의미한다.

동일한 방법으로, 만일 공작물 받침대 접촉점에서 공작물의 실제 접촉점과 이상적인 접촉점 $(\theta - \alpha, z_i)$ 의 각변위 차이가 ζ_{θ, z_i} 만큼 존재하면, 이 순간에 공작물 받침대와 접촉하는 LSCL도 다음과 같이 식으로 나타낼 수 있다.

$$C_0''(\theta - \alpha, z) = A_b + B_b z \quad (0 \leq z \leq w) \quad (4)$$

$$A_b = [\sum \{ \cos(\zeta_{\theta, z_i}) r(\theta - \alpha + \zeta_{\theta, z_i}, z_i) \} / n - B_b \{ \sum z_i \} / n] \quad (5)$$

$$B_b = [\sum \{ z_i \{ \cos(\zeta_{\theta, z_i}) r(\theta - \alpha + \zeta_{\theta, z_i}, z_i) \} \} - \{ \sum z_i \} \{ \sum \{ \cos(\zeta_{\theta, z_i}) r(\theta - \alpha + \zeta_{\theta, z_i}, z_i) \} \} / n] / [\sum z_i^2 - \{ \sum z_i \}^2 / n] \quad (6)$$

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

그러므로, 공작물이 한 개씩 가공될 때, 공작물이 $\Delta\theta$ 만큼 회전한 순간의 기하학적인 연삭 깊이 $D(\theta, \eta, z)$ 는 아래의 식과 같다.

$$D(\theta, \eta, z) = T [D(\theta - \Delta\theta, 0, z) + \{G(S - z) - G(S - z - R \Delta\theta \sin \varphi)\} - \frac{\sin \beta}{\sin(\alpha + \beta)} \{C_0''(\theta - \alpha, z) - C_0''(\theta - \alpha - \Delta\theta, z)\} + \frac{\sin \alpha}{\sin(\alpha + \beta)} \{C_0''(\theta - \pi + \beta, z) - C_0''(\theta - \pi + \beta - \Delta\theta, z)\} + \{ \cos(\eta) r(\theta + \eta, z) - r(\theta + \eta - \Delta\theta, z) \}] \quad (7)$$

Conditions for T

$(S < w)$	$T = 1$	(when $z \leq S$)
	$T = 0$	(when $z > S$)
$(w \leq S \leq W_g)$	$T = 1$	
$(S > W_g)$	$T = 0$	(when $z < S - W_g$)
	$T = 1$	(when $z \geq S - W_g$)

이 식에서, R 은 공작물 직경; S 는 공작물이 연삭 슷들 바퀴와 맨 처음 접촉하는 점에서 공작물 앞 단면까지의 축방향 거리; 그리고 T 는 공작물이 슷들 바퀴들 사이에 존재하는 부분과 존재하지 않는 부분을 구분하기 위한 변수이다.

3. 기하학적인 연삭 깊이 (연속 연삭)

무심 관통 연삭 공작물은 가공 중에 세 단계의 과정을 거친다. 첫째 단계는 공작물의 앞 단면이 연삭 슷들 바퀴와 접촉을 시작한 순간부터 뒷 단면이 연삭 슷들 바퀴와 접촉을 시작한 순간까지의 과정을 의미하며, 둘째 단계는 공작물 전체가 양 슷들 바퀴들 사이에서 가공되는 과정을 의미한다. 마지막 단계는 둘째 단계의 종료와 동시에 시

작되며, 공작물 전체가 양 숫돌 바퀴들 사이를 완전히 관통하여 가공이 완료되기까지의 과정을 나타낸다.

일반적으로, 무심 관통 연삭 공작물은 연이어서 연속적으로 기계에 투입된다. 그러므로, 만일 가공 전 공작물들의 형상 차이가 심하지 않다면, 가공 중에 연삭 숫돌 바퀴의 축방향에 대한 법선방향 연삭력의 분포는 연속 함수 곡선 $f_{ss}(s)$ 로 가정할 수 있다. 이 연속 곡선은 무심 관통 연삭 공정을 이에 대응되는 가상의 상당 무심 인피드 연삭 공정으로 전환하여 구할 수 있다. 가상의 상당 인피드 연삭 조건 (인피드율, 공작물 회전수)는 연삭 숫돌 바퀴 형상 함수 $G(s)$ 와 조정 숫돌 바퀴의 기울어진 각 φ 로부터 환산된다. 또한 이 가상의 공정으로 가공되는 가상의 공작물 길이는 무심 관통 연삭 가공시 공작물이 1회전하는 동안의 축방향 이동 거리로 한다. 그러므로, 이 연삭력 연속 함수 곡선을 이용하여, 대상 공작물의 앞 단면의 축방향 위치가 S 인 순간에 양 숫돌 바퀴 사이에서 가공되는, 대상 공작물을 제외한, 공작물들에 작용하는 연삭력 $F_c(S)$ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_c(S) = \int_0^a f_{ss}(s)ds + \int_b^{w_g} f_{ss}(s)ds \quad (8)$$

$$\left(\begin{array}{ll} \text{if } S - w > 0 & a = S - w, \\ \text{if } S < W_g & b = S, \end{array} \quad \begin{array}{ll} \text{if } S - w \leq 0 & a = 0 \\ \text{if } S \geq W_g & b = 0 \end{array} \right)$$

이 식에서 W_g 는 연삭 숫돌 바퀴의 폭을 의미한다. 이 연삭력 $F_c(S)$ 는 기계 시스템에 영향을 미쳐서, 가공 중에 두 숫돌 바퀴 사이의 거리를 증가시키는 탄성 변형을 야기시킨다. 이 탄성 변형량 $D_c(S)$ 가 축방향에 대하여 일정하다고 가정하면, 대상 공작물의 앞 단면이 축방향으로 S 에 도달하는 순간의 변형량은 다음과 같으며, 이 식에 쓰이는 K_c 는 시스템의 탄성 인자를 뜻한다.

$$D_c(S) = \frac{F_c(S)}{K_c} \quad (9)$$

앞 장에서 보여준 바와 같이, 단속 연삭 시 기하학적인 연삭 깊이의 최대값이 $D(\theta, \eta_{max}, z_i)$ 이고 이 순간의 실제 연삭 깊이의 최대값이 $L(\theta, \eta_{max}, z_i)$ 이면, 이 두 값의 차이는 기계 시스템의 변형량을 의미한다. 작용하는 연삭력은 탄성 인자와 이 변형량의 곱으로 볼 수 있다. 그러므로, 단속 연삭 시 작용하는 연삭력 $F_n(S)$ 는 탄성 인자와 이 변형량의 곱으로 나타낼 수 있으며, 아울러 연속 연삭 시 대상 공작물에 작용하는 연삭력 $F_o(S)$ 와 대상 공

작물을 제외한 공작물에 작용하는 연삭력 $F_c(S)$ 의 합과도 동일하다고 볼 수 있다. 따라서, 해석을 위하여 공작물이 l_c 개의 층으로 구성되었다고 가정하면, 연속 연삭 시 대상 공작물에 작용하는 연삭력 $F_o(S)$ 는 다음과 같이 식으로 표현할 수 있다.

$$F_o(S) = F_n(S) - F_c(S) \quad (10)$$

$$\cong \frac{K_c}{l_c} \left[\sum_{\text{for all G.W. contact layers}} \{D(\theta, \eta_{max}, z_i) - L(\theta, \eta_{max}, z_i)\} \right] - F_c(S)$$

$$= \frac{K_c}{l_c} \left[\sum_{\text{for all G.W. contact layers}} \{D(\theta, \eta_{max}, z_i) - D_c(S) - L(\theta, \eta_{max}, z_i)\} \right]$$

이 결과, 연속 연삭 시 대상 공작물의 기하학적인 연삭 깊이 $D_c(\theta, \eta, z_i)$ 는 $F_c(S)$ 로 인하여 연속 연삭 시 기하학적인 연삭 깊이보다 $D_c(S)$ 만큼 감소됨을 알 수 있다. 아래의 식은 이 사실을 나타낸다.

$$D_e(\theta, \eta, z_i) = D(\theta, \eta, z_i) - D_c(S) \quad (11)$$

4. 3 차원 관통 연삭 모델

식 (11)에 식 (7)을 대입하면, $D_e(\theta, \eta, z_i)$ 는 다음과 같다.

$$D_e(\theta, \eta, z_i) = T [D(\theta - \Delta\theta, 0, z_i) - D_c(S) + \{G(S - z) - G(S - z - R \Delta\theta \sin \varphi)\} - \frac{\sin \beta}{\sin(\alpha + \beta)} \{C_0^w(\theta - \alpha, z) - C_0^w(\theta - \alpha - \Delta\theta, z)\} + \frac{\sin \alpha}{\sin(\alpha + \beta)} \{C_0^w(\theta - \pi + \beta, z) - C_0^w(\theta - \pi + \beta - \Delta\theta, z)\} + \{\cos(\eta)r(\theta + \eta, z) - r(\theta + \eta - \Delta\theta, z)\}] \quad (12)$$

회전각이 θ 인 순간에 i 번째 단면이 연삭 숫돌 바퀴와 이상적으로 접촉하는 점 $r(\theta, z_i)$ 와 실제로 최대 기하학적인 연삭 깊이가 되는 점 간의 각변위 차이가 η_{max} 이면, 계의 탄성 변형량 $x(\theta, z_i)$ 는

$$x(\theta, z_i) = \frac{f_o(\theta, z_i)}{(K_c/l_c)} \quad (13)$$

$$= \cos(\eta_{max}) \{D_e(\theta, \eta_{max}, z_i) - L(\theta, \eta_{max}, z_i)\}$$

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

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

(when $\cos(\eta_k)D_e(\theta, \eta_k, z_i) \geq x(\theta, z_i)$) (14)

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

$$f_o(\theta, z_i) = \frac{K_m}{l_e} \left\{ \sum_{\text{for all } k} L(\theta, \eta_k, z_i) \right\} + \frac{P_0}{l_e} \quad (15)$$

만일 식 (13), (14), 및 (15)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 회전 각이 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.

$$r_{new}(\theta + \eta_k, z_i) = r_{old}(\theta + \eta_k, z_i) - L(\theta, \eta_k, z_i) \quad (16)$$

5. 실험

Fig. 4에서 볼 수 있듯이 시편은 원주면의 일부분이 평면으로 가공된 원통형상을 나타내고 있다. 따라서 균일한 시편의 준비가 용이할 뿐만 아니라, 이 형상을 푸리에 급수로 나타내면 모든 주기를 포함하여 특정 연삭 변수가 가공 후 형상의 기록에 미치는 영향의 파악이 쉽게 된다.⁽⁸⁾ 실험에는 축방향으로 가공된 평면의 길이가 서로 다른 세 종류의 시편들이 사용되었다. 첫번째 시편에는 시편 길이와 동일한 길이의 평면이 가공되었으며, 두번째와 세번째 시편은 시편의 끝으로 부터 각각 시편 길이의 2/3 와 1/3 에 해당되는 길이만 평면 가공된 형상이다. 열처리된 탄소강 시편의 로크웰 C 경도는 62 를 유지하도록 하였으며, 평면 가공전 시편의 원통도와 평면의 두께 편차는 각각 2 μ m 와 4 μ m 이내로 제한하였다. 구체적인 실험 조건

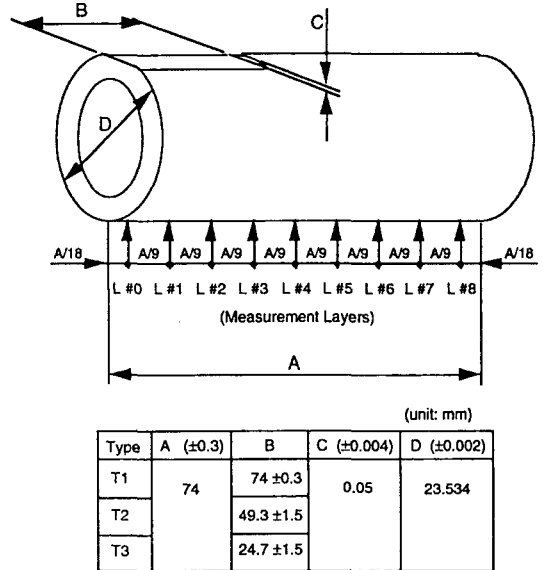


Fig. 4 Dimensions of specimen

Table 1 Grinding condition.

Grinding Machine		Cincinnati OM-V
Center Height Angle (β)		6°
Grinding Wheel	Specification	97A60K6VFM
	Outer Dia. (mm)	497.2
	Width (mm)	152.4
	Speed (rpm)	1240
Regulating Wheel	Specification	A80R2R
	Outer Dia. (mm)	288.0
	Width (mm)	203.2
	Speed (rpm)	20
Tilt Angle		3°
Work-rest Blade		Sintered Carbide
Blade Angle		60°
Dressing Traverse Rate		40 μ m/rev.
Through-feed G.W. Dressing Template		

은 Table 1에서 보여주는 바와 같다.

가공 후 3차원 원통 형상은 Rank Taylor Hobson사의 Talyrond 250으로 측정하였다. 측정을 위하여, Fig. 4에 나타난 바와 같이, 시편의 축방향 등간격으로 9개의 측정 단면 (0부터 8까지)의 위치가 선정되었다. Fig. 5는 측정된 가공 후 형상을 보여 주고 있다.

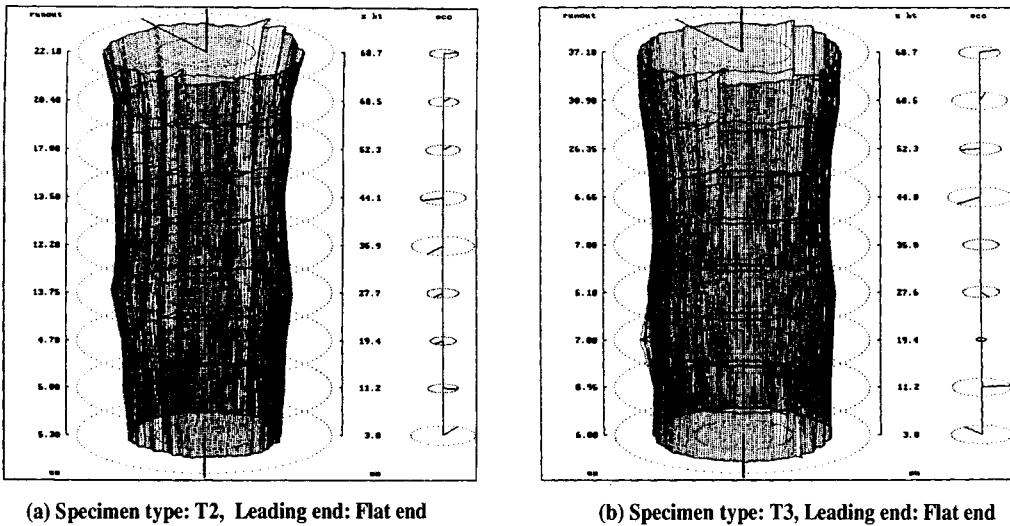


Fig. 5 Experiment result.

6. 시뮬레이션

앞서 제시한 3 차원 관통 연삭 모델의 타당성을 확인하기 위하여 컴퓨터를 이용한 시뮬레이션을 수행하였다. 공작물의 3차원 형상 정보는, 측정할 때와 마찬가지로, 각각의 단면이 1° 간격으로 원주상에 존재하는 360개의 점으로 이루어진 9개의 축방향 등간격 단면으로 구성된다. 시뮬레이션 중에는, 공작물이 1° 회전할 때마다, 공작물의 축방향 위치를 확인하여 공작물의 해석 단면들에 대한 양 숫돌 바퀴 사이 존재여부를 판단한다. 아울러, 각각의 단면에 대한 가공 인자, 탄성 인자 및 임계 연삭력도 양 숫돌 바퀴 사이에 존재하는 대상 공작물의 길이에 따라 변화되므로, 매 회전시 다시 계산된다. 양 숫돌 바퀴 사이에 존재하는 대상 공작물을 제외한 공작물들의 영향을 고려하기 위하여, 기하학적인 연삭 깊이로 D 대신 D_c 가 사용되며, 이 값은 입력 데이터 화일로 주어지는 양 숫돌 바퀴 사이에 존재하는 대상 공작물을 제외한 공작물들에 작용하는 연삭력 F_c 에 의하여 구해진다. 마지막 단계로 실제 연삭 깊이가 계산되고, 다음 순간의 해석을 위하여 형상 정보 및 접촉선들이 새로이 계산된 내용으로 치환된다. Fig. 6 은 시뮬레이션의 흐름도를 보여준다.

시뮬레이션에서 사용되는 계수인 임계연삭력, 탄성인자 및 가공인자 값들은 각각 210N, 24MN/m, 240

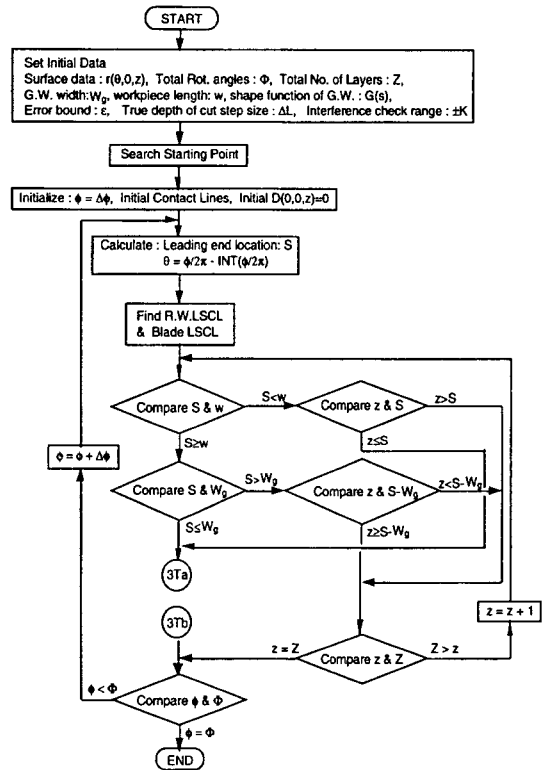


Fig. 6 3-D thrufeed simulation flow chart.

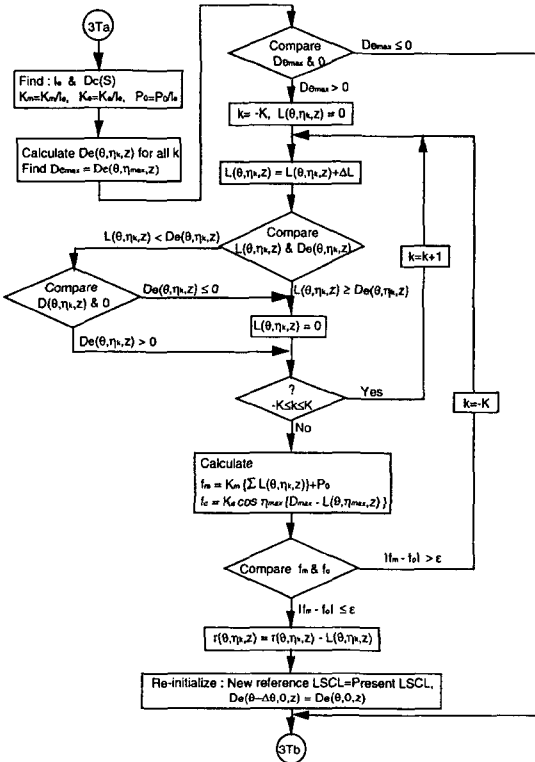


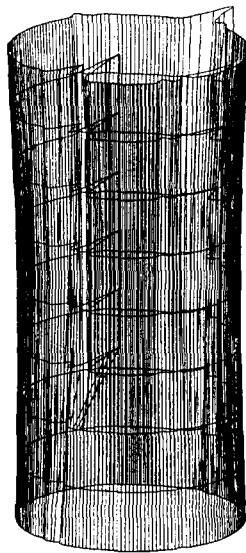
Fig. 6 Continued.

MN/m 으로 주었다. 임계연삭력과 탄성인자의 값은 참고문헌 (9), (10)의 내용 중에서 인용하였으며, 가공인자 값은 주어진 연삭조건을 기초로 하여 계산하였다.⁽⁶⁾ 시뮬레이션 결과는 Fig. 7에 나타나 있다.

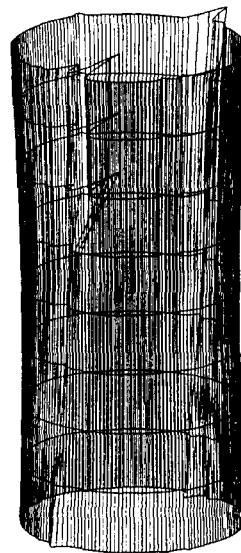
7. 결과 및 분석

시뮬레이션 결과를 실험 결과와 비교해 보면 전반적인 원통 형상이 유사함을 알 수 있다. 단면 형상이 나타내는 산과 골의 상대적인 위치 및 주기에 관한 특징은 인피드의 경우와 동일한 양상을 띄고 있다. 또한 인피드의 경우에 확인된 것과 같이, 공작물의 축방향 형상의 불균일에서 기인한, 공작물 양 단에서 산과 골이 역전되는 현상도 확인되었다. 축방향에 대한 공작물 평균 직경 변화를 살펴보면 시뮬레이션 결과는 실험 결과에 비하여 다소 작은 변화를 보여 주고 있으나, 두 결과 모두, 관통연삭의 경우에는 인피드의 경우에 비하여 상대적으로 공작물의 평균 직경값이 크게 변화됨을 보여주고 있다.

이와 같이, 인피드 경우에 비하여 관통 연삭 시뮬레이션 결과가 상대적으로 큰 오차를 갖는 원인은 실험, 측정, 혹은 계산 방법에 있는 것이 아니라, 모델링 시 적용한 두 가지 가정에 있는 것으로 추정된다. 그 중 하나는 대상 공



(a) Specimen type: T2,
Leading end: Flat end



(b) Specimen type: T3,
Leading end: Flat end

Fig. 7 Simulation result.

작물을 제외한 공작물에 작용하는 연삭력에 대한 것이다. 이 연삭력 모델링은 연삭 슷돌 바퀴의 축방향에 대한 연삭력 분포 곡선이 일정한 경우에만 가능하나, 실제 연삭 시에는 대상 공작물 전, 후에 존재하는 공작물의 형상 및 자세를 제한하는 것이 불가능하므로 이 분포 곡선이 변화되는 것은 피할 수가 없다. 다른 하나는 이 연삭력이 야기시키는 두 슷돌 바퀴 간격의 전반적인 탄성 변형에 대한 것이다. 이 전반적인 탄성 변형량은 연속 연삭의 경우에 대상 공작물의 기하학적인 연삭 깊이를 위치에 관계없이 일정한 값만큼 보장하기 위하여 도입된 개념으로, 앞에서와 같이 실제에 있어서는, 동시에 가공되는 공작물의 형상 및 자세가 일정하지 않으므로 위치에 관계없이 일정한 값으로 보기에는 어려움이 있다. 그러나, 이 두 가지 가정의 사용은 모델링을 위하여서는 불가피하므로, 어느 정도의 오차는 필연적으로 수반될 것으로 예측된다.

8. 결 론

무심 관통 연삭 공정의 원통 형상화 기구를 해석적으로 규명하는 3차원 모델이 개발되었다. 연속 연삭의 경우 수반되는 대상 공작물과 동시에 가공되는 공작물들의 영향을 포함시키기 위하여, 보정을 위한 연삭력 및 전반적인 슷돌 바퀴 간격의 변화에 대한 개념이 도입되었다.

시뮬레이션 결과와 실험 결과는 대체로 일치하는 형상을 나타내었다. 인피드의 경우와 동일한, 공작물 원주면상의 기복 특성 및 Reorientation 현상 발생이 확인되었다. 또한, 인피드에 비하여, 공작물 축방향에 대한 단면의 평균 직경 변화가 큰 것도 확인되었다.

그러나, 관통 연삭 시뮬레이션 결과는 인피드 경우에 비하여 상대적으로 큰 오차를 갖는다. 이 오차는, 보정을 위한 연삭력 및 슷돌 바퀴 간격의 변형에 대한 개념을 도입하기 위하여 설정한, 가정의 불완전함에서 기인한 것으로 추정된다.

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*, 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. Yonetsu, S., "Consideration on the Control Wheel Truing of a Centerless Grinder," *Proc. Fujihara Memorial Faculty of Engineering*, Vol. 13, pp. 1-9, 1960.
5. Meis, F. U., "Geometrische und kinematische Grundlagen für das spitzenlose Durchlaufschleifen," Ph. D. Dissertation, T. H. Aachen, W. Germany, 1980.
6. 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.
7. Kim, K., and Chu, C. N., "Modeling of Interference Phenomena in the Centerless Grinding Process," 1993년도 세계한민족과학기술자종합학술대회 논문집, pp. 1670-1674, 1993.
8. Rowe, W. B., Barash, M. M. and Koenigsberger, F., "Some Roundness Characteristics of Centerless Grinding," *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, Vol. 5, pp. 203-215, 1965.
9. ASM International Handbook Committee, *Metals Handbook 9th ed.*, Vol. 16, Machining, ASM International, pp. 421-426, 1989.
10. Reshetov, D. N., and Portman, V. T., *Accuracy of Machine Tools*, ASME Press, pp. 275, 1998.