

원통연삭 실험자료를 이용한 트래버스 연삭공정중의 형상예측

박철우*, 이상조**

Prediction of Form Accuracy during Traverse Grinding of Slender Workpiece Using the Cylindrical Prunge Grinding Data

Chel-Woo Park*, Sang-Jo Lee**

ABSTRACT

Non-parallelism in the axial direction occurs during grinding process of long slender shafts. The reason for the axial error is due to elastic deformation of the components, accumulation phenomenon of the grinding and wheel wear during the grinding process.

The accumulation phenomenon, the size generation mechanism and the wheel wear process during traverse grinding result in complicated process at each step on the wheel surface. The grinding system stiffness obtained from the stiffness of the center on the tailstock and the workpiece varies according to the relative position of the wheel and the workpiece. Further more, the value of wheel wear increases as the grinding process advances. The above mentioned issues make the shape generation process during traverse grinding quite complicated.

This research analyzes the shape generation process in the direction of the work spindle. First, the formulation of the grinding system stiffness was conducted and the simulation analysis method of the traverse grinding was established. Also, a measuring system for assessing the dimensional accuracy of the workpiece has been developed.

Key Words : Traverse Grinding(트래버스 연삭), Plunge Grinding(플런지 연삭), Form Error(형상오차), Size Generation(치수생성), Roundness(진원도), Cylindricity(원통도)

1. 서론

플런지 연삭의 경우와는 달리, 트래버스 연삭은 연삭숫돌이 공작물의 길이방향으로 이동하게 되므로 숫돌의 각 위치마다 진행되는 연삭량 및 숫돌 마멸량은 다르게 될 뿐 아니라, 공작물의 초기형상,

센터의 편심 및 테이블의 진직도 오차 등에 따라서도 공작물의 최종형상은 다르게 되며, 숫돌과 공작물의 상대위치에 따라 강성도 다르게 되므로 공작물의 연삭상황은 단순하지 않다.^(1~2)

* 한국산업기술대학교

** 연세대학교 공과대학

본 연구에서는 직경 대 길이비가 큰 원형부재의 외경연삭시, 최종 원통형상에 영향을 미치는 인자들을 정리하고, 이를 인자들의 구성에 의하여 연삭시 형상정도를 예측할 수 있는 트래버스연삭 모델을 구성하였다. 특히, 트래버스연삭시 형상예측모델에 필요한 각종 연삭변수(실절입·연삭력, 실절입·연삭량, 실연삭량·수돌마멸속도)에 대해서는 플런지연삭 실험으로 구하여진 자료가 트래버스연삭에 도, 유효함을 보임으로서 원통외경연삭의 실험자료를 간단히 얻을 수 있음을 보였다.

2. 플런지 연삭실험

연삭가공에서는 누적현상이 존재하기 때문에 과도, 정상, 스파크아웃의 3가지 연삭상태가 존재하며, Fig. 1과 같은 공작물 연삭과정을 갖게 된다. Fig. 1에서는 일정한 플런지 절입속도(v_p)로 수돌을 공작물에 대하여 이송하고, 스파크아웃을 행한 경우의 공작물 연삭과정을 보여주고 있는데, d_s 는 수돌대 이송량, d_0 는 수돌마멸량, d_1 은 연삭계강성(수돌축 시스템과 공작물지지계 강성의 합)에 기인하는 미연삭량, d_r 은 수돌과 공작물 소재자체의 투성변형 및 공작물의 소성변형에 기인하는 미연삭량, Δ 는 공작물 1회전에 대한 설정절입량, W_R 은 공작물 연삭량, d_c 는 실연삭량을 각기 나타낸다.

이와같은 관계를 통하여 연삭과정중의 1회전당 수돌의 누적절입량(수돌 실절입량) d_s , 실연삭량 d_c , 및 미연삭량 d_r 을 구할 수 있다.⁽³⁾

그리고 플런지연삭에서 사용되는 식들은 트래버스연삭시 1회전당 이송량에 해당하는 연삭폭에 대하여 플런지연삭기구로서 이해될 수 있다. 따라서, 트래버스연삭시 형상예측모델에 필요한 각종 연삭변수(실절입량·연삭력, 실절입량·실연삭량, 실연삭량·수돌마멸속도)에 대해서는 트래버스 가공공작물과 동일한 시편과 연삭수돌에 대한 플런지연삭 실험으로 구하여질 수 있다. 이를 위하여 Fig. 2와 같은 실험장치와 Table 1과 같은 실험조건을 구성하였다.

본 실험에서 얻고자 하는 것은 정상상태에서의 연삭력, 실연삭량, 치짐량등이다. 이 값들을 측정하기 위하여, 캡센서 2 (G_2)는 연삭량을 측정하고

캡센서 1 (G_1)는 치짐량을 측정한다. 또한 수돌의 이송량 d 는 캡센서 3 (G_3)로 측정한다. 연삭력은 피에조센서(piezo sensor)를 심압대 센터에 부착하여 접선력과 법선력을 측정한다.

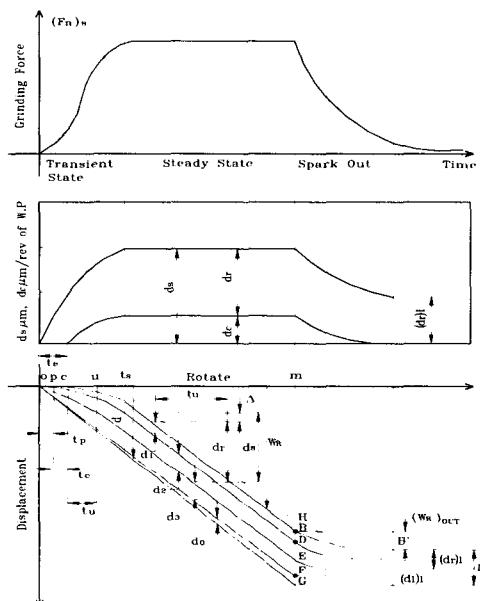


Fig. 1 Accumulation phenomenon in constant plunge speed grinding

위와같은 고찰로 부터, 하나의 실험에 대하여, Fig. 1과 같은 결과를 얻을 수 있으며, 임의의 시간 t 에서의 실연삭량 $d_c(t)$ 를 구하면, 공작물 1회전시간 t_u 를 고려하여 아래식으로 표현할 수 있다.

$$d_c(t) = \frac{(G_2(t-t_u/2) - G_1(t-t_u/2))}{(G_2(t+t_u/2) - G_1(t+t_u/2))} \quad (2.1)$$

따라서, 시간에 대한 공작물의 연삭량은 아래와 같은 식으로 표현된다

$$W_R(t) = \sum_{i=0}^{i_{\max}} d_c(i \cdot t_u) \quad (\because t = i_{\max} \cdot t_u) \quad (2.2)$$

수돌마멸량 d_0 의 시간에 대한 변화과정을 해석하기 위해서 정상상태구간 범위내에서 수돌마멸속도 $\dot{d}_0(\mu\text{m/sec})$ 에 관해 검토한다. 수돌마멸이 연삭량의 증가에 따라 진행하므로 수돌 마멸속도 \dot{d}_0 는

단위시간, 단위연삭폭 마다 실연삭량 $v_w \cdot d_c (\text{mm/sec}^2)$ 에 비례한다고 가정하여 다음 식을 유도하였다.

$$\dot{d}_0 = \gamma \cdot V_w \cdot d_c (V_w \cdot d_c \leq \lambda) \quad (2.3)$$

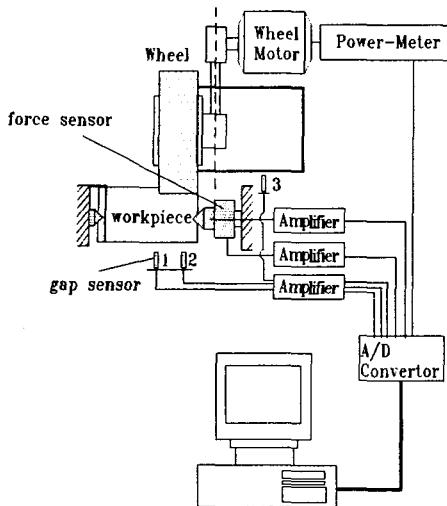


Fig. 2 Schematic illustration of experimental set up

Table 1 Experimental conditions of plunge grinding

grinding method	cylindrical plunge grinding
grinding wheel	WA60KmV, diameter 405mm, width 50mm
wheel velocity	1740 rpm
speed rate	$K_v (V_w / V_s) = 0.0043, 0.0065, 0.0086$
commanded depth of cut	$2 \mu\text{m}/\text{rev}$, 4, 6, 8
dressing conditions	depth of cut $10 \mu\text{m} \times$ feed 100 mm/min single point diamond dresser
grinding solution	KSM2173(Hogrind made by Castrol)
stiffness	spindle center $13.8 \text{ N}/\mu\text{m}$ tail stock center $10.1 \text{ N}/\mu\text{m}$ wheel axis $20.2 \text{ N}/\mu\text{m}$

여기서 $\gamma (= 0.587 \mu\text{m}/\text{mm}^2)$ 는 실연삭량과 속들 마멸속도에 관계하는 계수로서 Fig. 3과 같이 실험적으로 결정된다.

미연삭량 d_r 은 Fig. 1의 그림으로부터, 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$d_r(t) = d(t) - d_0(t) - W_R(t) - d_1(t) \quad (2.4)$$

임의의 시간 t 에서의 공작물에 대한 속들의 실 속들 절입량 d_s 는 다음식으로 주어진다.

$$d_s(t) = d_r(t) + d_c(t) \quad (2.5)$$

연삭가공에서는 누적현상이 존재하기 때문에 절입량의 모두가 절삭량으로는 되지 않는다. 즉, 속들 실절입량의 일부가 실연삭량으로서 제거되고, 나머지는 미연삭량으로 다음 공작물 회전시의 실절입량의 일부로 된다. 그래서, 플런지 연삭에 대한 연삭과정을 해석하기 위해 속들의 실절입량 d_s 와 실연삭량 d_c 의 관계를 구하여 보았다. Fig. 4는 실 절입량 d_s 와 실연삭량 d_c 의 관계를 보인 것으로, 그림에서 알 수 있듯이 한계미연삭량 (d_r)($=33 \mu\text{m}$)은 속도비 K_v , 설정절입량 Δ 에 따라 일정하고, $d_s > (d_r)_l$ 인 범위에서는 실절입량 d_s 와 실연삭량 d_c 의 관계는 속도비 K_v 및 설정절입량 Δ 의 변화에 대해서도 각각 1차직선으로 표시된다. 이상의 결과로부터 실연삭량 d_c 에 관하여 다음 식이 성립 한다.

$$d_c = 0 \quad (d_s \leq (d_r)_l) \quad (2.6)$$

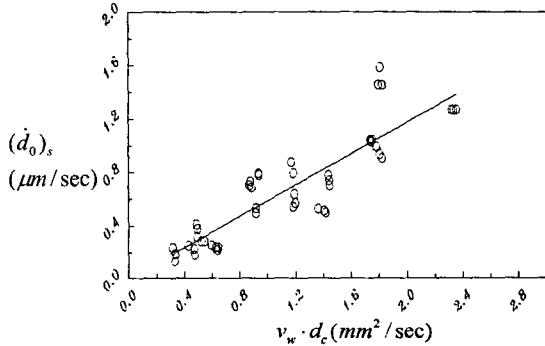
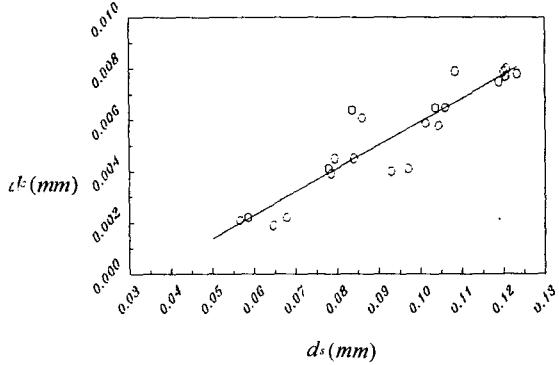
$$d_c = c(d_s - (d_r)_l) \quad (d_s > (d_r)_l) \quad (2.7)$$

여기서, 계수 $c (= 0.0977)$ 은 공작물의 연삭율이고, 속들 실절입량에 대한 실연삭량의 비율을 나타내는 계수이다.

법선연삭력은 공작물 연삭시 처짐 유발에 주요한 인자로서 세장부재 연삭시 특히 그 영향이 크므로 이에대한 정식화가 필요하다. 기존의 연삭력에 관한 연구들에 의하면, 비연삭저항에 의한 연삭력의 표현식이 널리 통용되고 있는데, 이와같은 식들은 단순히 실절입량에 대한 연삭력만을 표시하게 되며, 그 순간 이루어진 실연삭량, 미연삭량 및 속

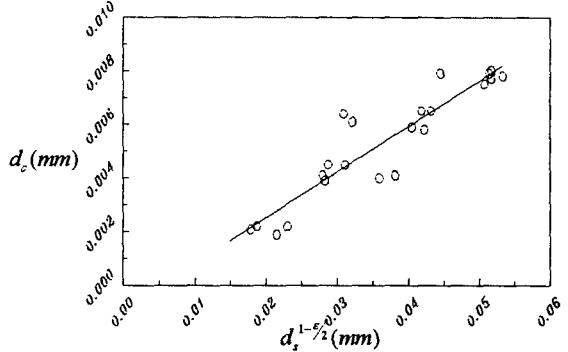
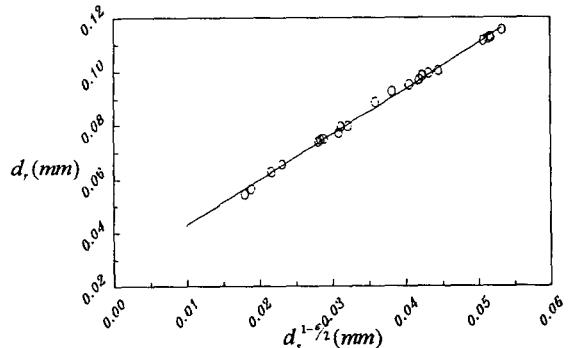
돌마열량에 대한 정보는 갖고 있지 못하다. 따라서 법선연삭력식 자체에 그와같은 정보를 갖도록 정식화 할 필요가 있다. 이를 위하여 기존에 많이 채용되고 있는 비연삭저항에 의한 법선연삭력의 표현을 수정하여 아래와같은 실절입량에 대한 법선연삭력식을 얻을 수 있다.

$$F_n = Bv_w \left\{ \frac{\lambda k_0 \mu^{-\epsilon}}{v_s (v_w/v_s \sqrt{1/D_s + 1/d_w})^\epsilon} \right\} d_s^{1-\epsilon/2} \quad (2.8)$$

Fig. 3 Wheel wear speed $(\dot{d}_0)_s$ Fig. 4 Relation between real depth of cut d_s and real grinding amount d_c

이 식에서 $\lambda, k_0, \mu, \epsilon$ 은 실험에 의하여 정해진 정수이고, 숫자의 주속 및 직경은 공작물의 주속 및 직경에 비하여 대단히 크므로 {}항은 상수로 볼 수 있다. 또한 실험에 의하여 구하여진 $d_s^{1-\epsilon/2}$ 와 실연삭량 d_c 및 미연삭량 d_r 과의 관계

를 그려보면 Fig. 5와 같이 선형관계를 갖고 있음을 알 수 있다.

(a) $d_s^{1-\epsilon/2}$ vs d_c (b) $d_s^{1-\epsilon/2}$ vs d_r Fig. 5 $d_s^{1-\epsilon/2}$ vs d_c and d_r

그리고 Fig. 6에서 볼 수 있는 것처럼 실절입량 d_s 와 $d_s^{1-\epsilon/2}$ 는 본 실험조건의 경우 거의 비례 관계에 있음을 알 수 있다. 그러므로 연삭가공에 있어서 발생하는 법선력은 실연삭량과 미연삭량을 포함하는 다음 두개의 연삭저항의 합으로 생각될 수 있다. 하나는 단소성 변형에 기인하는 변형저항이고, 또 하나는 연삭침 제거에 기인하는 절삭저항이다. 그래서 연삭배분력 F_n 은 단위 시간당 미연삭량 ($v_w Bd_r$)과 실연삭량 ($v_w Bd_c$)의 합으로 주어지는 다음 식을 얻을 수 있다.

$$F_n = v_w B(\alpha d_r + \beta d_c) \quad (2.9)$$

여기서, 2개의 상수값 $\alpha (= 0.368 Nsec/mm^3)$,

β ($= -0.232 Nsec/mm^3$) 는 미연삭량과 실연삭량 각각이 어떤 비율로 연삭배분력에 관여하는 것을 표시하는 계수로서 실험 데이터에 기초하여 결정된다.

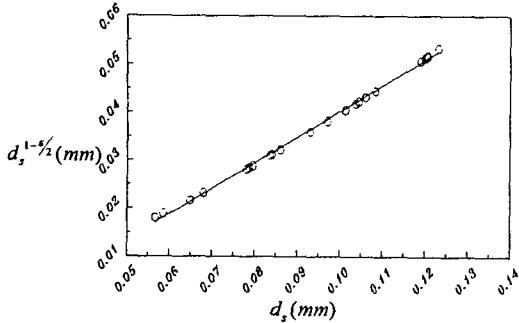
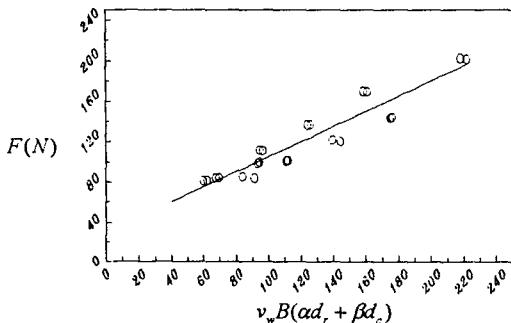
Fig. 6 d_s vs $d_s^{1-\epsilon/2}$ Fig. 7 Normal force F_n vs real depth of cut d_s

Fig. 7은 $v_w B(\alpha d_r + \beta d_c)$ 를 가로축으로 하고 세로축을 연삭력으로 하여 그린 것으로 속도비 K_v 및 설정절입량 Δ 의 변화에 대해서도 윗식은 성립한다. 그러나 식(2.9)는 미연삭량과 연삭량의 두변수로 표시되어 있으므로 형상예측모델에서 모의실험을 할 경우 두변수 모두에 대하여 수렴한 결과를 찾아야 하므로 계산시간이 길어지게 된다. 따라서 연삭력식은 식(2.9)에 식(2.6)과 식(2.7)을 고려하여,

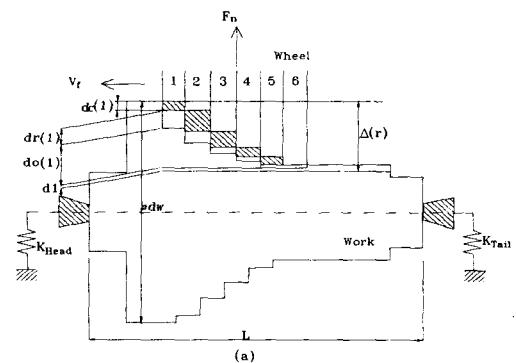
$$F_n = v_w B(\alpha d_s) \quad (d_s \leq (d_r)_l) \quad (2.10)$$

$$F_n = v_w B(\xi d_s + \xi(d_r)_l) \quad (d_s > (d_r)_l) \quad (2.11)$$

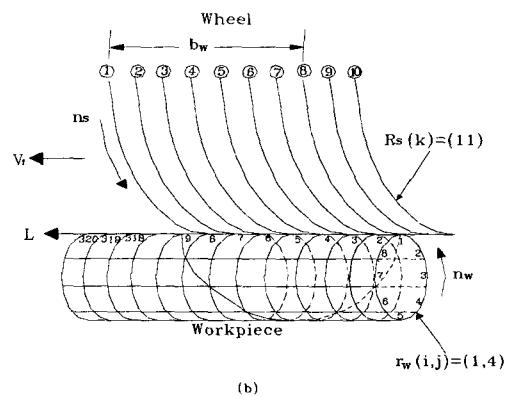
여기서, $\xi = (\alpha + \beta c - \alpha c)$, $\xi = (\alpha c - \beta c)$ 와 같이 설정절입량 및 한계미연삭량만으로 표시가 되고, 그 순간의 실연삭량 및 미연삭량은 식(2.6)과 (2.7)를 사용하여 구하므로서 모델을 간략화시킬 수 있다.

3. 트래버스 연삭시 형상예측

트래버스연삭에 대한 형상생성과정을 해석하기 위한 모델을 보이기 위하여, Fig. 8은 형상생성과정의 기본 모델을 보인다.⁽⁴⁾ Δ 는 슬돌 설정절입량, v_f 는 트래버스 속도를 나타내고, 축방향으로 a 스텝마다 연삭이 진행한 경우의 슬돌과 공작물의 간섭상태를 보인 것이다. 또, 간섭부분은 공작물 치수에 비하여 확대하여 보이고 있다. 슬돌부 위의 번호는 스텝번호를 나타내고, 또 n 으로 스텝번호를 대표하면, $d_c(n)$, $d_r(n)$, $d_0(n)$ 는 각기 제n스텝의 실연삭량, 미연삭량, 슬돌마열량을 나타낸다. 또, $d_s(n)$ 은 제n스텝의 실절입량을, $r_w(i,j)$ 은 제n스텝까지의 연삭에 의해 이루어진 회전중심에 대한 공작물의 반경을 나타낸다. 그럼 중, 사선을 칠한 부분이 각 스텝에서의 금속제거량이다. d_1 은 연삭계의 강성에 기인하는 미연삭량이다.



(a)



(b)

Fig. 8 Size generation phenomenon in traverse grinding

즉, 이 값은 숫돌축 시스템의 강성을 k_{stone} 라고 하고, 공작물 계(공작물 및 공작물 지지센터의 강성)의 강성 k_w 를 고려하여 아래와 같이 구할 수 있다. 먼저, Fig. 8(a)에서 연삭력 작용지점에서의 공작물 및 공작물 지지계의 처짐 및 공작물 계의 강성 k_w 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\delta_c = \frac{F_n}{k_{head}} \left[\left(1 - \frac{z}{l}\right)^2 + \frac{(z/l)^2}{(k_{tail}/k_{head})} \right]$$

$$\begin{aligned} \delta_w &= \frac{F_n l^3}{48EI} \left[16 \left[\left(1 - \frac{z}{l}\right) \frac{z}{l} \right]^2 \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{16} \left(\frac{a}{l} \right)^3 \left[\left(1 - \left(\frac{z}{l} \right)^2 + \frac{z}{l} \right)^2 \left(\frac{I}{I_0} - 1 \right) \right] \right] \end{aligned} \quad (3.1)$$

$$k_w = \frac{F_n}{(\delta_c + \delta_w)} \quad (3.2)$$

따라서, 연삭계의 강성에 기인하는 미연삭량은 아래의 식으로 표현된다.

$$d_1 = F_n \frac{k_w + k_{stone}}{k_w k_{stone}} \quad (3.3)$$

모의 형상예측시스템을 위하여, Fig. 8(a)와 같이 숫돌폭 B를 공작물 1회전당 테이블 이송량 b_r 로 나누어 숫돌표면을 n개로 분할하고, 공작물은 Fig. 8(b)와 같이 나사가공과 유사하게 b_w 를 1피치로 생각하여 공작물을 길이방향으로 분할한다. 그리고 공작물을 회전하여 숫돌위치에서 연삭되어지므로 공작물의 원통형상을 예측하기 위하여 공작물 1회전을 다시 임의의 N개의 각도로 분할하고, 테이블이 b_w/N 이송할 때마다 연삭저항을 계산하여 형상정도를 예측한다.

연삭저항을 구하기 위하여, 먼저, r회 연삭시의 공작물의 대표직경 $d_w(r)$ 과 숫돌의 대표직경을 $D_s(r)$ 이라 할 때, 숫돌의 설정절입깊이를 $\Delta_s(r)$ 로 하면, 센터라인을 중심으로 표현되어지는 공작물의 실제 반경 $r_w(i,j)$ (여기서, i는 공작물의 길이방향으로 분할되어진 임의의 위치, j는 공작물의 i위치 단면에너지의 임의의 분할위치)와 숫돌의 마멸을 고려한 숫돌반경 $R_s(k)$ (여기서, k는 임의의 분할되어진 숫돌위치), 그리고 센터간 편차 및 테이블의 진직도

오차에서 오는 길이방향 절입보정량 $\Delta_f(i)$ 을 고려하여, 공작물에 대한 숫돌절입깊이 $\Delta(i,j)$ 는,

$$\begin{aligned} \Delta(i,j) &= (\Delta_s(r) + \Delta_f(i)) - (D_s(r)/2 - R_s(k)) \\ &\quad - (d_w(r)/2 - r_w(i,j)) \end{aligned} \quad (3.4)$$

와 같이 쓸 수 있다.

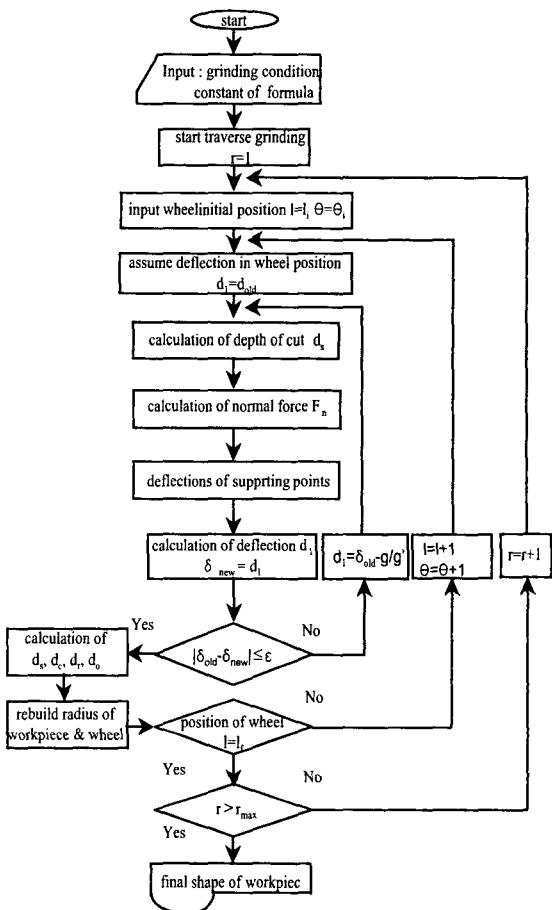


Fig. 9 Flow chart for simulation analysis

그러나 실제 연삭의 경우 공작물계와 지지계의 강성에 기인하여 처짐이 발생하고, 이와 같은 탄성처짐 d_1 을 고려하여, ij위치에서의 실절입량

$d_s(i,j)$ 을 계산할 수 있다. 즉,

$$d_s(i,j) = \frac{(|\Delta(i,j) - d_1| + (\Delta(i,j) - d_1))/2}{(3.5)}$$

와 같이 계산되어진다. 윗식에서 절입이 있을 때는 +절입이고, 절입이 이루어지지 않는 경우나 숫돌의 마멸에 의하여 -절입이 발생하는 경우를 고려하여 그 경우의 절입을 0으로 할 수 있도록 절대값을 취한 실제절입과 취하지 않은 실제절입을 더하여 평균한다. 이에따라 식(2.11)과 식(2.12)를 적용하여 각각의 분할숫돌에서의 절입깊이와 연삭폭을 고려한 연삭저항을 산출하면,

$$f_n(i,j) = \frac{v_w b_w (\xi d_s(i,j) + \xi d_s(i,j))}{d_s(i,j) > (d_r)_l} \quad (3.6)$$

$$f_n(i,j) = \frac{v_w b_w \alpha d_s(i,j)}{d_s(i,j) \leq (d_r)_l} \quad (3.7)$$

와 같이 쓸 수 있다. 총 연삭배분력은 연삭숫돌이 닿는 부분들에 대한 총합으로서 주어진다.

$$F_n = \sum_{i=1}^L f_n(i,j) \quad (3.8)$$

그러나 연삭저항은 실절입량과 관계가 있고, 실절입량은 공작물계와 공작기계의 탄성변형을 대표하는 d_1 과 관계가 있어, 해석에 어려움이 있다. 따라서, 식(3.3)를 변형하여 함수 $g(d_1)$ 을 가정하고, 수치해석방법(Newton Raphson Method)으로 처짐량과 범선연삭력을 상호 만족하는 값을 얻는다.

$$g(d_1) = d_1 - F_n - \frac{k_w + k_{stone}}{k_w k_{stone}} \quad (3.9)$$

Fig. 9에 보여준 전체적인 계산 흐름은, 우선, 연삭조건과 연삭력 산정에 필요한 각종 변수들을 입력하고 난 후, 트래버스 연삭을 수행하게 된다. 축방향 및 반경방향의 어떤위치에 초기 절입이 주어지면, 그 순간 힘의 작용점에서의 처짐량이 계산되고, 초기 가정에 따라 각 분할숫돌에 해당하는 공작물 위치에 대해 절입깊이가 정해지며, 이에따라 연삭력이 산출된다.

이 연삭력에 따라 앞서 설명되었던 것처럼 힘의 작용점에서의 처짐이 계산이 된다. 이렇게 반복과정을 거쳐 얻은 힘의 작용점에서의 처짐량에 따라, 다시 각 분할숫돌에 해당하는 공작물 위치에 대한 절입깊이가 정해지며, 이에따라 연삭력이 새로 산출된다. 이렇게 하여 초기에 가정한 처짐량과 새로 얻어진 힘의 작용점에서의 처짐량 차가 일정한 값 이하로 되면, 그때 계산되어진 처짐이 유효한 값이 된다. 일정한 값 이상이 되면 식 (3.10)을 이용하여 새로운 처짐값을 가정한 다음 위의 과정들을 반복하게 된다.

$$(d_1)_{n+1} = (d_1)_n - g((d_1)_n)/g'((d_1)_n) \quad (3.10)$$

최종적으로 얻어진 처짐량을 고려하여, 실절입량, 실연삭량, 숫돌마멸량등이 계산된다. 그리고 구하여진 실연삭량과 숫돌마멸량을 그 순간의 공작물 반경과 숫돌반경에서 제거하여 주므로서 연삭과정이 이루어지게 된다. 이와같은 과정을 공작물 연삭종료위치까지 진행하고, 숫돌이 후퇴하게 되면, 1회의 트래버스 연삭이 종료되었다고 한다. 트래버스연삭은 주어진 횟수 r 만큼 반복하게 된다. 계산이 종료되면, 최종적인 공작물의 형상이 회전 중심에 대한 반경으로 저장된다.

4. 트래버스연삭결과

연삭숫돌의 연삭과정은 먼저, 심압대측에서 풀린지연삭의 형태로 절입을 시작하게 되는데, 공작물직경 40mm, 총길이 300mm, 심압대측 공작물단에서 30mm부터 주축대측 공작물단으로 부터 40mm까지 230mm구간을 연삭하는 것으로 하고, 심압대측에서의 연삭숫돌절입폭은 20mm, 절입속도는 2μm/rev이며, 주축단에서의 스파크아웃 연삭폭은 40mm로 하였다. 연삭과정은 심압대측에서 주어진 절입속도로 절입량만큼 숫돌이 공작물 반경방향으로 절입한 후, 2초동안 스파크아웃을 행하고, 축방향으로 이동하게 되는데, 숫돌이 빠져나가는 최종위치에서는 40mm의 연삭폭을 갖고 동일한 시간동안 스파크아웃을 수행한후 연삭을 마치게 된다. 이와같은 과정을 1회의 트래버스연삭이 종료하였다고 하고, 정해진 트래버스 연삭횟수 r 만큼 연삭을 수행하게 된다.

모의실험에 사용하는 초기 공작물의 형상은 실

제 측정된 값을 사용하여, 양쪽단에서의 편심, 공작물의 길이방향 형상, 테이블의 진직도 등을 고려한다.⁽⁵⁾ 특히, 플런지연삭으로 절입이 되는 심압대축과 정지상태에서 스파크아웃을 행하고 숫돌의 절입이 해제되는 주축대축의 연삭폭에 해당하는 공작물의 회전중심에 대한 반경은 캡센서의 측정범위 때문에 끝단 연삭폭 전체에 실측 데이터를 사용할 수 있다. 따라서, 측정이 심압대축과 주축대축의 끝단 연삭폭 중앙위치사이를 측정하게 되므로 중앙위치에서의 회전중심에 대한 반경이 측정되지 못하므로 나머지 부분과 같다고 가정한다.⁽⁶⁾

Table 2 Experimental conditions of traverse grinding

grinding method	cylindrical traverse grinding
grinding wheel	WA60KmV, diameter 405mm, width 50mm
wheel velocity	1740 rpm
workpiece velocity	75 rpm
commanded depth of cut	40 μm /diameter
table feed	375 mm/min
grinding number	12
dressing conditions	depth of cut 10 μm x feed 100 mm/min x 5회 single point diamond dresser
grindin solution	KSM2173(Ilogrind made by Castrol)

시편으로 사용되는 공작물의 센터는 선반에서 센터가 공한 후, 센터연마기에서 충분한 시간동안 연마하여 공작물 센터구멍정밀도에 의한 회전오차의 영향을 최대한 배제하고자 하였다. 그리고, 연삭 전 공작물의 초기형상측정을 위하여, 센터연마후 원통연삭기의 양센터에 공작물을 장착하고, 일정시간 회전시킨 후, 공작물 축방향 단면에 대하여 분할된 N개의 위치에 대하여, 2개의 캡센서로 공작물 까지 변위를 길이방향으로 측정한 다음, 측정된 두 변위값으로부터 공작물의 직경, 회전중심에 대한 반경, 테이블 이동의 진직도, 공작물 양쪽단의 회전중심에 대한 편심, 등을 얻는다. 측정범위는 초기 연삭이 수행되는 중앙위치와 끝단 연삭이 수행되는 중간위치 사이 195mm 구간을 측정한다.

Fig. 10은 연삭전 공작물의 초기 반경형상과

직경을 보여주는 것으로 축방향 단면에 대한 8개소의 위치에서 회전중심에 대한 반경 및 직경을 축방향을 따라 나타낸 것이다. 그럼에 의하면 직경형상에 비하여 반경형상은 오차가 큰데, 이것은 공작물의 센터가 공시 발생한 편심오차 때문에 공작물이 회전중심선에 대하여 흔들림오차가 발생하고 있기 때문이다.

Fig. 11은 연삭후, 공작물의 회전중심선에 대한 반경을 보여주고 있다. 부재가 짧고, 비교적 굵기 때문에 공작물의 벤딩에 의한 영향은 보이지 않는다.

Fig. 12은 동일한 연삭조건에 대한 모의실험 결과로서 심압대축의 경우에는 형상치수가 거의 일치하며, 주축 스피드들측의 경우에는 끝단치수가 다소간 변화하나 10 μm 정도의 오차내에 들어가고 있다.

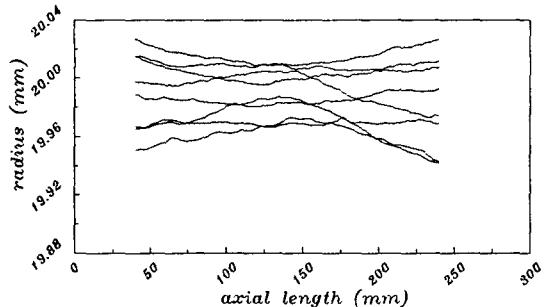
Fig. 13는 공작물이 장착된 상태에서 연삭전 후의 공작물과 숫돌사이의 상대변위를 보여주는 것으로 연삭전보다 연삭후에 숫돌측으로 3.3 μm /195mm의 진직도 변화가 있음을 볼 수 있다. 양단의 각 분할위치의 반경이 실제 연삭의 경우와 비교하여 조금씩 차이가 나는 것은, 공작물 장착시 센터간 열라인먼트오차의 변화에 의한 공작물 흔들림오차를 완전하게 고려하지 못한 결과라고 판단된다. 즉, 양센터의 끝은 초경으로 되어있고, 공작물의 센터구멍은 열처리되어 있지 않으므로, 연삭중 센터구멍의 마멸 및 접촉변화로 인하여 열라인먼트의 변화를 야기하고, 이것이 공작물 흔들림의 변화의 원인이라고 판단된다. 그러나 이런오차에도 불구하고, 짧고 굵은 단축부재의 경우에는 실제연삭의 경우와 모의실험결과는 수치적으로 보았을 때, 반경방향으로 총 240 μm 절입량에 비해 10 μm 정도의 오차범위로 거의 일치함을 알 수 있다. 따라서, 본 연구에서 제안하고 있는 플런지 연삭실험자료를 이용한 트래버스 형상예측모델은 방진구가 없는 단축부재의 경우 연삭시 형상변화를 잘 설명할 수 있다고 판단된다.

5. 결론

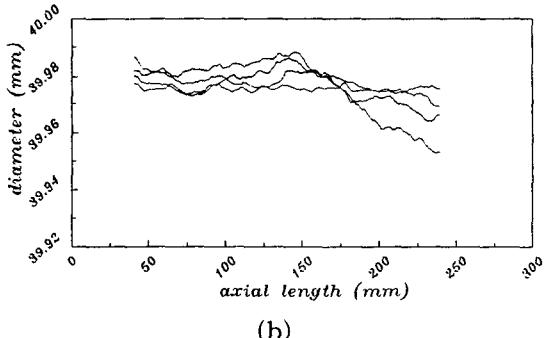
본 연구에서는 원형부재의 외경연삭시 형상정밀도에 영향을 미칠 수 있는 인자들을 집약하여 가공형상의 예측이 가능한 트래버스연삭모델을 구성하였다.

개발되어진 형상예측모델은 공작물의 형상오차

및 센터편심, 공작기계의 강성 및 테이블의 진직도 등을 포함하도록 초기형상에 대한 실측데이터를 모의시험용 초기데이터로 이용하였으며, 형상예측모델은 연삭숫자들을 1 회전당 이송폭으로 나누고, 공작물에는 1 회전당 이송폭을 피치로 하는 가상의 나선을 그려, 그 나선을 따라 분할되어진 연삭숫자들이 진행하면서 연삭가공을 수행하는 실제 경우와 유사한 형상예측모델을 구성하였다.



(a)



(b)

Fig. 10 Radius and diameter before grinding

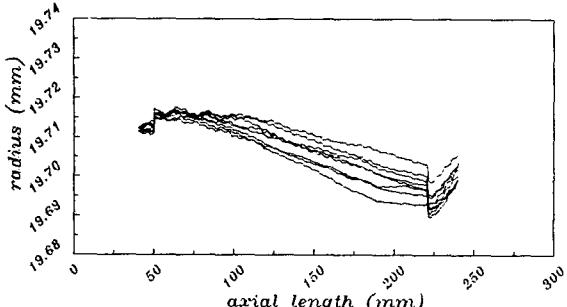


Fig. 11 Radius after grinding

특히, 트래버스 형상예측에 필요한 연삭변수, 속도비, 절입량, 절입속도, 및 드레싱조건 등의 변

화에 따라 실절입량-연삭력, 실절입량-연삭량, 실연삭량-속돌마열속도등은 플런지연삭 실험으로 구하였으며, 트래버스 연삭시 실제경우와 모의실험의 경향이 일치함을 보임으로서 트래버스연삭시 기본자료는 플런지연삭을 통하여 얻을 수 있음을 보였다.

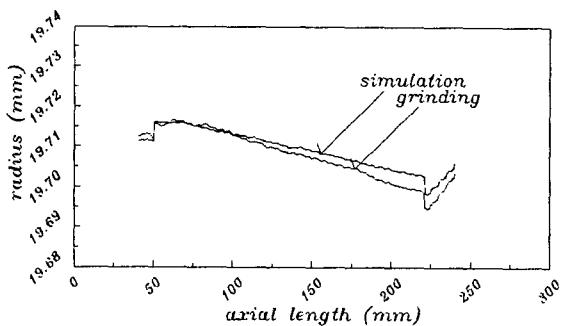


Fig. 12 Radius comparision between real grinding and analysis

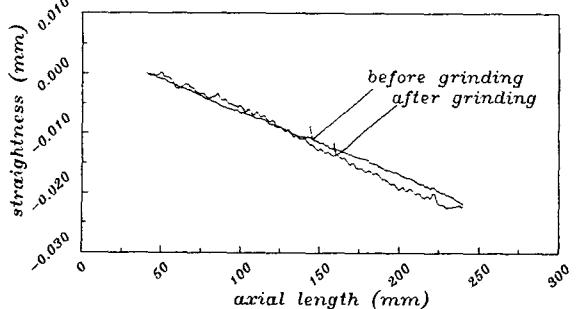


Fig. 13 Straightness comparision between before grinding and after grinding

참고문헌

- Y.Gao, J.A. Webster, Computer Simulation of The Deformation of Slender, Multidiameter Roller During Grinding, Int. J. of Mech. Tools Manufact. Vol. 31, pp. 83-93, 1991.
- 이응숙, 원통연삭작업의 시뮬레이션에 관한 연구, 한국과학기술원 기계공학과 박사학위 논문, pp. 230-235, 1997.
- Kenjiro Okamura, Shinya, Moriaki Sakakura, Study of In-feed Process in Plunge Grinding(1st Report)-Quantitative Analysis of Size Generation Process-, JSPE, Vol. 47-11, pp. 1412-1418, 1981.
- Kenjiro Okamura, Shinya Tsukamoto, Youichi

- Ueda, Yutaka Narukawa, Study of Traverse Grinding Process (4th Report), JSPE, Vol. 49-4, pp. 509-515, 1983.
5. Toshikatsu Nakajima, Heisaburo Nakagawa, Fundamental Analysis of Plunge Grinding Process(3rd Report)-Experimental Investigation of Runout Elimination Process-, JSPE, Vol. 42-7, pp. 686-692, 1976.
6. S.Y.Li, Cylindricity Error Compensation in Diamond Turning via P-Integrator Repetitive Control, Transactions of NAMRI/SME, Vol. XXII, pp. 79-84, 1994.