

원통 플런지 연삭시 연삭력에 관한 실험적연구

박종찬* · 박철우** · 이상조***
(1997년 9월 20일 접수)

Monitoring of Grinding Force in Plunge Grinding Process

Jong Chan Park, Cheol Woo Park and Sang Jo Lee

Key Words : Plunge Grinding (플런지 연삭), Grinding Power(연삭일률), Grinding Force(연삭력), Real Depth of Cut(실제 절입 깊이), Surface Roughness(표면거칠기), Roundness(진원도)

Abstract

Cylindrical plunge grinding is widely used for final machining process of precision parts such as automobile, aircraft, measurement units. But in order to make parts which have high precision accuracy and high surface integrity, it is necessary to consider grinding characteristics due to accumulation phenomena of grinding wheel in plunge grinding process. In this study, in order to examine closely plunge grinding process, grinding power, grinding force, real depth of cut are monitored in transient state, steady state and spark out state. As the result, it is shown that grinding power and force are affected by dressing condition, depth of cut and speed ratio and that there exist threshold grinding force and it also affected by dressing condition. Also considered effects of grinding conditions on surface roughness and roundness of workpiece

기호설명

B : 연삭숫돌폭(mm)
 d_0 : 숫돌마멸량(μm)
 \dot{d}_0 : 숫돌마멸속도($\mu\text{m}/\text{sec}$)
 d_1 : 숫돌축 및 센터강성에 기인한 잔류연삭량(μm)
 d_c : 실연삭량 또는 공작물 1회전당 반경 감소량(μm)
 d_r : 숫돌 및 공작물의 탄소성 변형에 기인한 잔류연삭량(μm)

$(d_r)_l$: 한계 잔류연삭량
 d_s : 실절입량(μm)
 D_s : 숫돌외경(mm)
 d_w : 공작물 외경(mm)
 F_n : 법선력(N)
 k_{head} : 스펀들 센터강성(N/ μm)
 k_{stone} : 숫돌축 강성(N/ μm)
 k_{tail} : 심압대 센터 강성(N/ μm)
 k_w : 공작물 지지계의 총강성(N/ μm)
 K_v : 속도비
 t_u : 공작물 1회전당 시간(sec)
 v_s : 숫돌원주속도(mm/sec)

* 회원, 연세대학교 대학원 기계공학과(현재 LG 산전)
 ** 연세대학교 대학원 기계공학과
 *** 회원, 연세대학교 기계공학과

- v_w : 공작물 원주속도(mm/sec)
- W_R : 공작물 총연삭량(mm)
- \dot{W}_R : 공작물 연삭속도(mm/sec)
- v_p : 플런지 연삭에서 슷돌 절입속도($\mu\text{m}/\text{rev}$)
- Δ : 공작물 1회전당 설정절입량($\mu\text{m}/\text{rev}$)

1. 서론

최근 자동차나 항공기, 각종 공작기계, 측정 장비 등에 사용되는 기계부품은 높은 치수정밀도와 고도의 내마모성을 요구하고 있다. 연삭 가공은 이러한 정밀 부품의 마무리 공정에 사용되는 정밀가공법으로 산업 현장에서 널리 쓰이고 있다. 특히 원통 플런지 연삭은 양산가공품을 대상으로 한 실용적인 고능률 정밀가공법으로 많이 이용되고 있다.

연삭가공에서는 슷돌의 누적 효과^(1,2)가 존재하기 때문에 설정절입깊이와 실연삭량이 다르고 드레싱조건과, 연삭조건등에 따라서도 달라지게 되므로 실제의 연삭현상은 이러한 조건들에 따라 매우 복잡하게 된다. 일반적으로 원통연삭에서는 드레싱조건, 절삭조건, 속도비등의 연삭조건에 따라 진원도, 원통도등의 공작물 형상정도⁽³⁾가 달라지게 되고, 연삭조건을 잘못 선정하게 되면 과도한 연삭력으로 슷돌의 마멸이 급속히 일어나거나 공작물에 연삭연소(grinding burn), 연삭균열(grinding crack)등이 생겨 제품의 치수정도와 표면 품질에 악영향을 미치게 된다.⁽⁴⁾ 연삭력은 이러한 각종 연삭 현상과 밀접한 관계를 갖는 것으로 연삭현상의 해석과 각종 연삭 파라미터의 선정, 연삭기 설계의 자료로도 많이 이용되고 있다. 따라서 연삭현상을 설명하는데 가장 유용한 인자중의 하나인 연삭력을 보다 체계적으로 규명할 필요가 있다.^(5,6)

연삭력에 관해서는 최근까지도 많은 연구자들에 의해서 연구되어 왔고 실험데이터로 부터 연삭력을 실험식으로 표현한 결과도 많지만 다양성을 충분히 반영할 수 없고 연삭현상의 복잡성 때문에 대부분 가정과 근사치를 기본으로 하고 있

어 실험자에 따라 다소 상이한 결과가 얻어지는 것은 불가피하다.

본 논문에서는 연삭조건에 따른 연삭력의 변화와 연삭기와 공작물의 강성에 기인하는 처짐량을 배제한 실연삭량과 연삭력과의 관계를 고찰하여 원통 플런지 연삭에서의 연삭력의 특성 및 그에 따라 결과적으로 나타나는 공작물의 진원도 및 표면거칠기의 변화를 고찰해 보고자 한다.

2. 원통 플런지 연삭 실험

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 슷돌

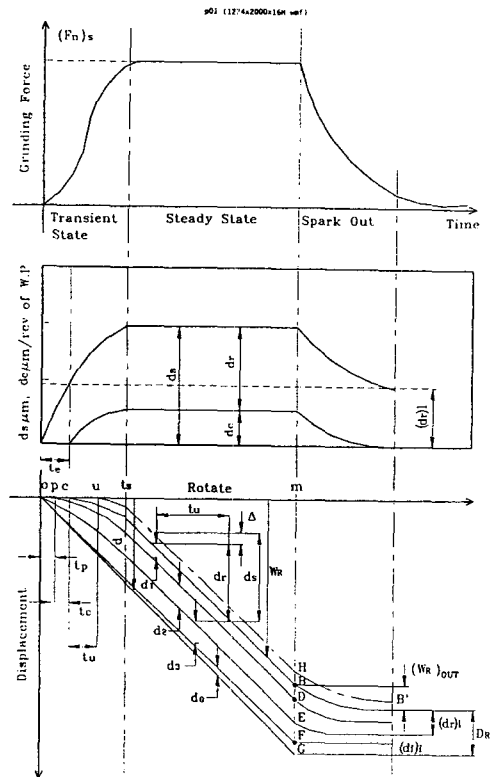


Fig. 1 Accumulation phenomenon in constant plunge speed grinding.

을 공작물에 대하여 이송하고, 스파크아웃을 행한 경우의 공작물 연삭과정을 보여주고 있는데, d 는 슷돌대 이송량, d_0 는 슷돌마멸량, d_1 은 연삭계강성(스틀축 시스템과 공작물지지계 강성의 합)에 기인하는 미연삭량, d_r 은 슷돌과 공작물 소재자체의 탄성변형 및 공작물의 소성변형에 기인하는 미연삭량, Δ 는 공작물 1회전에 대한 설정절입량, W_R 은 공작물 연삭량, d_c 는 실연삭량을 각기 나타낸다.⁽⁷⁾ 즉, 실연삭량은 공작물 1회전에 대한 슷돌의 설정절입량에서 슷돌마멸량, 연삭계강성, 슷돌과 공작물 소재자체의 탄성변형 및 공작물의 소성변형에 기인하는 미연삭량을 뺀 값이다.

본 실험에서 연삭력과 실연삭량 및 공작물의 처짐량을 측정하기 위한 실험장치의 개략도를 Fig. 2에 보인다. 여기서, 겐센서 1 (G_1)은 처짐량을 측정하고, 겐센서 2 (G_2)는 연삭에 의한 공작물 반경감소량을 측정한다. 또한 슷돌의 이송량은 겐센서 3 (G_3)로 측정한다. 여기서, 시험에 사용하는 공작물의 직경은 50mm이고 길이는 100mm이며, 연삭이 행해지는 부분은 심압대측 20mm폭이므로 힘의 작용위치를 심압대측 공작물 끝단위치로부터 10mm라고 가정하면, 센서 1과 2의 위치 10mm, 25mm를 고려하여 정적처짐을 계산하여 보면, 연삭력이 과도하게 작용한다고 하여도 두 위치에서의 처짐오차의 차이는 서브마이크론 오차이므로 두 위치에서의 처짐은 서로 동일하다고 가정한다. 따라서, 공작물 1회전시간을 t_w , 임의의 시간

을 t 라고 할 때, 임의의 시간 t 에서의 겐센서 1과 2의 초기위치에 대한 변위량을 $G_1(t)$, $G_2(t)$ 라고 하면, 1위치에 대한 2위치의 상대변위값은 $G_2(t)-G_1(t)$ 라고 할 수 있다. 그러므로, 시간 $t-t_w/2$ 에서의 1위치에 대한 2위치의 상대변위값은 $G_2(t-t_w/2)-G_1(t-t_w/2)$ 로 쓸 수 있다. 이때의 공작물 측정위치는 연삭 슷돌에 의하여 절삭이 이루어지고, $t+t_w/2$ 시간에 다시 측정위치로 오게 되고, 1위치에 대한 2 위치의 상대변위값은 $G_2(t+t_w/2)-G_1(t+t_w/2)$ 로 쓸 수 있다. 그러므로 연삭스틀에 의하여 실제로 절삭되어지는 량은 아래식으로 쓸 수 있다.

$$d_c(t) = (G_1(t-t_w/2) - G_2(t-t_w/2)) - (G_1(t+t_w/2) - G_2(t+t_w/2)) \quad (1)$$

연삭력은 링형태(ring type)의 피에조센서(piezoelectric sensor)를 심압대센터에 부착하여 접선력과 법선력을 측정한다.⁽⁸⁾⁽⁹⁾ 센서는 일정한 기준 압력을 준 상태에서 3방향의 힘이 출력되게 되어 있는데, 이를 위하여 일반 센터를 절개하여 환형의 금속링을 용접하고 양쪽에서 링센터를 누르도록 고정되게 되어 있는데, 완전 고정된 후에는 공작물을 장착하고 연삭력이 작용할 부분에 일정한 힘을 단계적으로 주면서 Force Gauge의 값과 링센서에서의 출력값을 비교하여 보정값을 산출한 다음 링센서를 사용하게 된다. 각각의 값들은 AD카드를 통하여 0.01sec의 샘플링시간(sampling time)으로 동시에 데이터를 받는다. 실험에 사용된 실험장치와 측정장치의 사양은 Table 1과 같다.

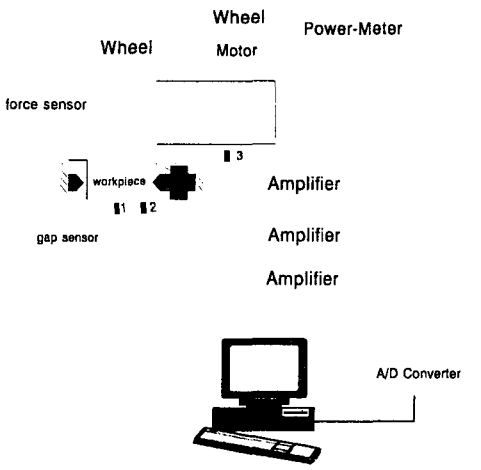


Fig. 2 Schematic diagram of the experimental setup.

Table 1 Experimental apparatus.

Apparatus	Maker	Model	Specification
Cylindrical Grinding Machine	KIA machine tool	KGN 32×100	CNC Type Motor Power:3.7kW
Gap sensor	Vently Nevada		Maximum range:2mm
Force sensor	Kistler	9167A	Ring type Quartz 3-component
Amplifier	Kistler	5019A	Charge Amplifier
AD/DA CARD	Advantech Co.	PCL-818	Differential 8 Ch.

실험에 사용한 시편은 고탄소 크롬 베어링강 (STB2)으로 H_RC 55 이상으로 열처리된 시편이다. 센터구멍은 60°의 원추형 센터드릴을 이용하여 가공하였고 센터홀연삭기를 이용하여 센터구멍을 연마하였다. 연삭기에 사용한 센터는 MT.4번으로 모두 고정센터이고 실험전에 공작물을 미리 일정량 연삭하여 센터 구멍에 대한 편심량을 보정하였다. 또한 슷돌을 드레싱한 직후에는 공작물을 일정량 연삭하여 초기 슷돌 마모에 의한 영향을 배제하였다.¹⁰⁾

실험에서의 연삭 사이클은 다음과 같이 구성하였다.

- 1) 공연삭(스틀대 급속 이송): 3 sec
- 2) 플런지 연삭: 30 sec
- 3) 스파크아웃: 20 sec

실험 변수는 드레싱 깊이, 드레싱 피드, 절입 깊이, 속도비로 정하였고, 실험변수의 수준은 각각 3×3×4×3이다. 매실험마다 3회 이상의 드레싱을 행하였고 실험 조건은 Table 2와 같다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 정상 연삭과정에서의 연삭상태

플런지 연삭 과정은 과도상태와 정상상태 그리고 스파크아웃 상태로 구분되고 있는데, 정상연삭과정에서는 연삭력 및 공작물 반경 감소속도가 일정한 상태

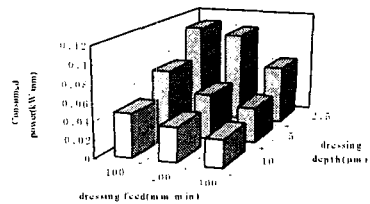
Table 2 Experimental condition.

Grinding Wheel	WA60Kv, ϕ405mm×50mm
Workpiece	STB2 ϕ50mm×100mm
Wheel speed	33.7 m/min (1590 rpm)
Speed ratio	$K_v = V_w / V_s = 0.00467, 0.00698, 0.0093$ (60rpm), (90rpm), (120rpm)
Grinding width	20mm
Depth of cut	2μm/rev, 4μm/rev, 6μm/rev, 8μm/rev
Dressing condition	single diamond dresser dressing depth : 2.5μm, 5μm, 10μm dressing feed : 100, 200, 400 m/min
Coolant	No : KSM 2173 Model : Ilgrind500 Maker : Castrol

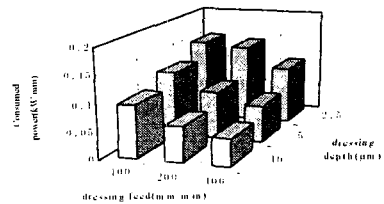
로서 슷돌과 공작물의 종류, 연삭계의 강성 등에 따른 특성이 나타나는 구간이라고 볼 수 있다. 정상연삭과정에서 주목할 것은 이때의 연삭력과 실연삭량의 관계라고 생각되어 정상연삭과정에서의 드레싱조건과 연삭조건에 따른 연삭동력과 연삭력에 대하여 고찰해보고자 하였다.

3.1.1 정상 연삭과정에서의 연삭동력

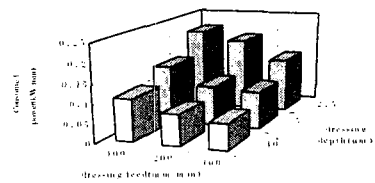
일반적으로 연삭동력은 연삭스틀의 성능이나 공작물의 피연삭성을 평가하기 위하여 많이 측정되고 있는



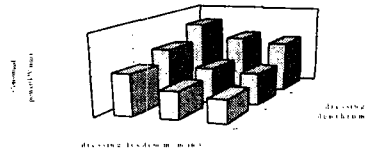
(a) Speed ratio: 0.0093(120rpm), depth of cut: 2μm/rev



(b) Speed ratio: 0.0093(120rpm), depth of cut: 4μm/rev



(c) Speed ratio: 0.0093(120rpm), depth of cut: 6μm/rev



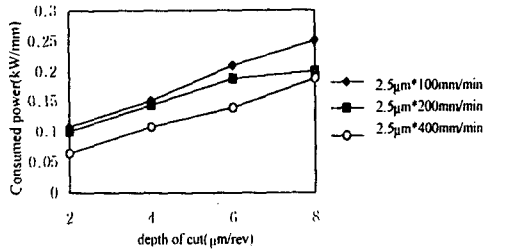
(d) Speed ratio: 0.0093(120rpm), depth of cut: 8μm/rev

Fig. 3 Effect of dressing condition on grinding power.

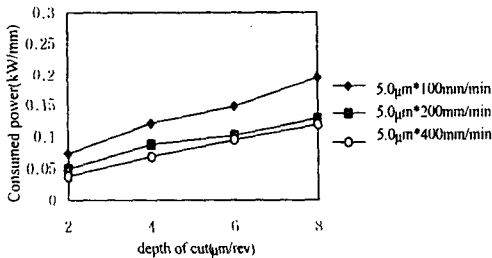
데, 본 연구에서는 연삭 동력을 연삭기의 슷돌축 구동 모터에 파워미터를 연결하여 측정하였고, 정상 상태에서의 연삭 동력과 슷돌이 절입을 시작하기 직전의 값의 차를 실제의 연삭시 소비동력으로 하였다.

Fig. 3에 드레싱조건에 따른 단위 연삭폭당의 연삭 동력을 보이고 있는데, 드레싱조건과 절입깊이에 따라서 연삭동력은 변화하며, 드레싱조건이 세밀할수록 즉, 드레싱깊이와 드레싱피드를 작게 할수록, 연삭동력이 증가함을 알 수 있다. 이는 드레싱조건이 세밀할수록 슷돌면의 단위 면적당 생성되는 슷돌 입자의 수가 증가하고 슷돌 입자도 예리해지기 때문이라고 판단된다.

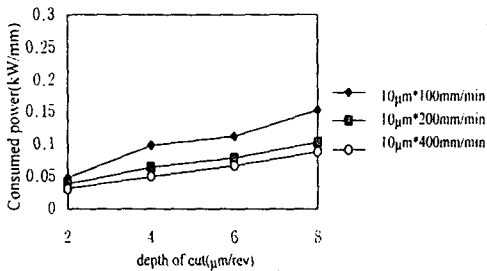
Fig. 4는 절입깊이에 따른 단위 연삭폭당의 연삭 동



(a) Dressing depth: 2.5 μm



(b) Dressing depth: 5 μm

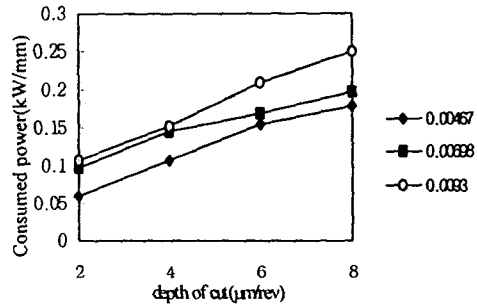


(c) Dressing depth: 10 μm

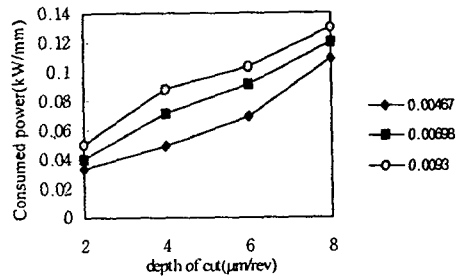
Fig. 4 Effect of depth of cut on grinding power.

력을 보인 것이다. 그림에서 알 수 있듯이 절입깊이가 커질수록 단위시간 단위연삭폭당의 칩생성량이 증가하기 때문에 연삭동력도 증가함을 알 수 있다.

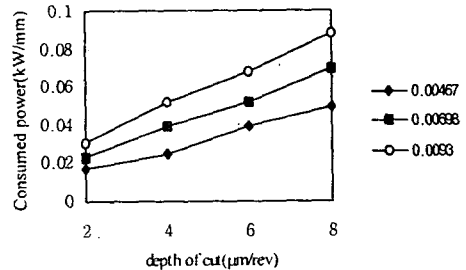
Fig. 5는 드레싱조건과 절입조건이 같은 경우 슷돌과 공작물의 속도비에 따른 단위 연삭폭당의 연삭 소비 동력을 보인 것이다. 본 실험의 조건에서는 속도비의 변화가 그리 크지는 않지만 속도비가 증가함에 따라서 연삭동력도 증가함을 알 수 있다. 이는 속도비가 증가할수록 단위시간당 슷돌과 공작물과의 접



(a) Dressing condition: 2.5 μm * 100 mm/min



(b) Dressing condition: 5 μm * 200 mm/min



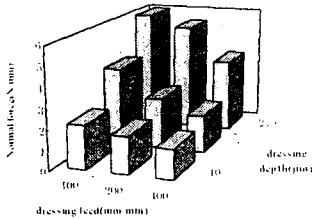
(c) Dressing condition: 10 μm * 400 mm/min

Fig. 5 Effect of speed ratio on grinding power.

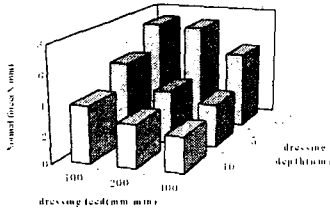
축면적이 커지므로 칩 생성량이 증가하기 때문이다.

3.1.2 드레싱 조건에 따른 연삭력의 변화

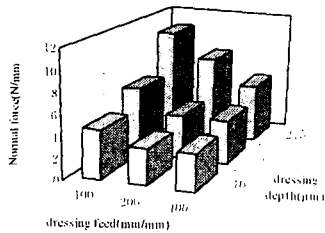
Fig. 6는 절입조건이 같을 경우에 대하여 드레싱 조건이 법선연삭력에 미치는 영향을 보인 것이다. 앞서 설명한 바와 같이 드레싱조건에 따라 연삭력이 많은



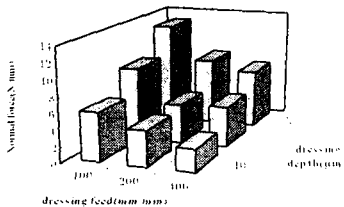
(a) Speed ratio: 0.0093(120rpm), Depth of cut: 2μm/rev



(b) Speed ratio: 0.0093(120rpm), Depth of cut: 4μm/rev



(c) Speed ratio: 0.0093(120rpm), Depth of cut: 6μm/rev



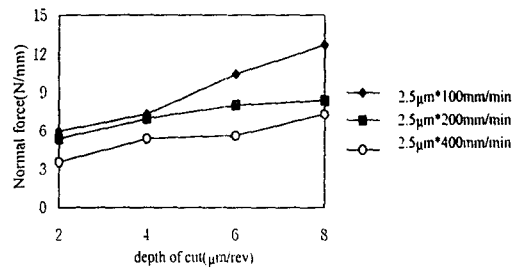
(d) Speed ratio: 0.0093(120rpm), Depth of cut: 8μm/rev

Fig. 6 Effect of dressing condition on normal grinding force.

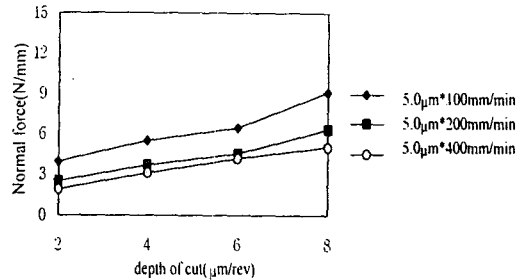
영향을 받음을 알 수 있다. 이는 드레싱조건에 의해 연삭숫돌면의 숫돌입자 밀도가 달라지기 때문이다. 즉, 드레싱깊이와 드레싱피드가 작을 수록 숫돌면의 단위 면적당 숫돌입자수가 더 많아지므로 세밀한 드레싱을 행할수록 법선연삭력은 증가한다.

3.1.3 절입 깊이에 따른 연삭력의 변화

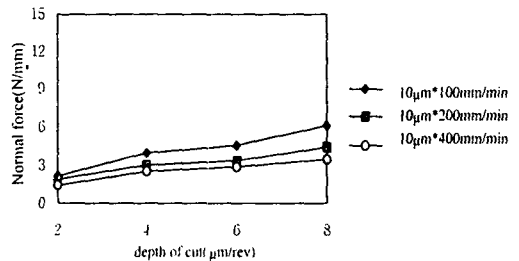
Fig. 7는 드레싱 조건을 일정하게 하였을 경우 절입 깊이에 따른 법선연삭력의 변화를 보인다. 그림에서 보는 것처럼 절입깊이가 클수록 단위시간 단위연삭폭



(a) Dressing depth: 2.5μm



(b) Dressing depth: 5μm



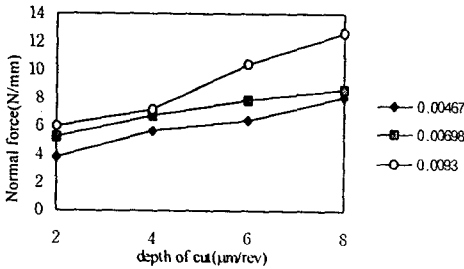
(c) Dressing depth: 10μm

Fig. 7 Effect of depth of cut on normal grinding force.

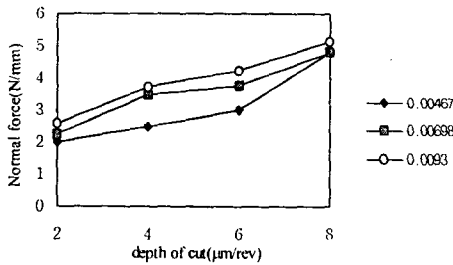
당의 칩생성량이 더 크기 때문에 법선연삭력이 증가함을 알 수 있다.

3.1.4 속도비에 따른 연삭력의 변화

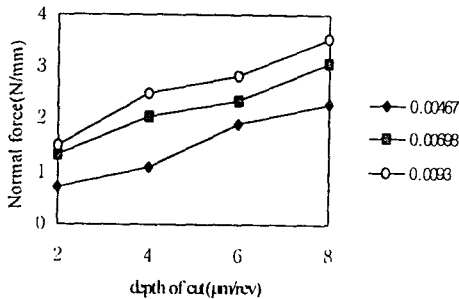
Fig. 8은 드레싱조건과 절입조건이 같을 경우, 속도비에 따른 법선연삭력의 변화를 보인 것이다. 그림에서 보는 것처럼 속도비가 증가할수록 법선연삭력도 증가함을 알 수 있는데 이는 속도비가 커질수록 단위시간당의 칩생성량이 증가하기 때문이다.



(a) Dressing condition: 2.5 μm × 100 mm/min



(b) Dressing condition: 5 μm × 200 mm/min



(c) Dressing condition: 10 μm × 400 mm/min

Fig. 8 Effect of speed ratio on normal grinding force.

3.1.5 실연삭량과 연삭력과의 관계

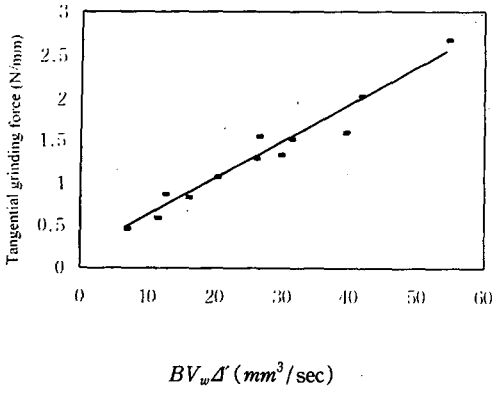
위에서 고찰해본 바와 같이 연삭력은 드레싱조건과 절입깊이, 속도비등에 따라 달라지므로 다양한 연삭조건에 대해서 연삭력을 정량적으로 표현하기에는 어려움이 있다. 앞서 설명한 것처럼 정상연삭상태에서는 연삭력과 공작물의 반경 감소속도, 탄성 변형량등이 일정하므로, 이 구간에서의 총연삭력은 실연삭량과 밀접한 관련이 있을 것으로 생각되어 식 (1)과 같이 단위시간 단위연삭폭당의 실연삭량과 연삭력은 비례관계가 있다고 가정할 수 있다.

$$F = \alpha \times B \times V_w \times d_c \quad (2)$$

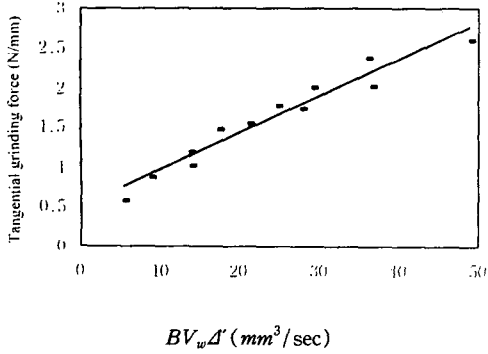
여기서, B는 연삭폭이고 V_w 는 공작물의 주속, d_c 는 실연삭량이며 α 는 비례상수를 나타낸다.

Fig. 9는 식 (1)을 바탕으로 $B \times V_w \times d_c$ 을 x축으로 하여 드레싱 조건에 따른 실연삭량과 접선 방향의 연삭력과의 관계를 보인 것이고, Fig. 10는 법선 방향의 연삭력을 보인 것이다. 실연삭량이 증가할수록 연삭력도 증가하지만 그 기울기는 드레싱 조건에 따라 달라지게 됨을 알 수 있다. 또한 y축과 만나는 절편은 0으로 되지 않고 양의 값을 갖게 됨을 알 수 있는데 이 값은 절삭이 개시되기 위한 연삭력의 최소값인 threshold grinding force라 생각된다. 이로부터 본 실험에서의 절입깊이 범위내에서는 실연삭량과 연삭력은 선형적으로 비례하며 그 기울기와 절편은 드레싱 조건에 따라 다름을 알 수 있다.

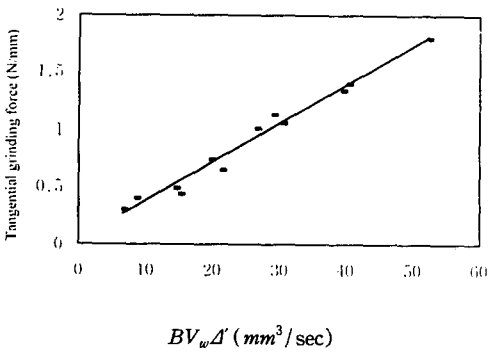
위에서 고찰한 바와 같이 드레싱 조건에 따라 연삭력의 threshold 값은 다르게 된다. 본 실험에서 행한 9가지의 드레싱 조건에 따른 threshold 값을 나타낸 것이 Fig. 11이다. 그림에서 보는 것처럼 드레싱 조건이 세밀할수록 threshold 값도 커짐을 알 수 있다. 이와 같이 드레싱 피드와 드레싱 깊이를 작게하여 세밀한 드레싱을 행하게 되면 슷돌면의 단위면적당 슷돌입자의 수가 증가하여 연삭력이 크게 작용하게 된다. 또한 절삭을 개시하기 위한 threshold force 값도 커지게 되므로 초기 과도적 연삭과정이 길어지고 정상 연삭과정에서도 공작물의 처짐량이 크게 되어 치수 정도를 확보하기 위해서는 슷파크아웃 시간을 길게 설정해야 할 것으로 생각된다.



(a) Dressing condition: $2.5\mu m \times 400mm/min$

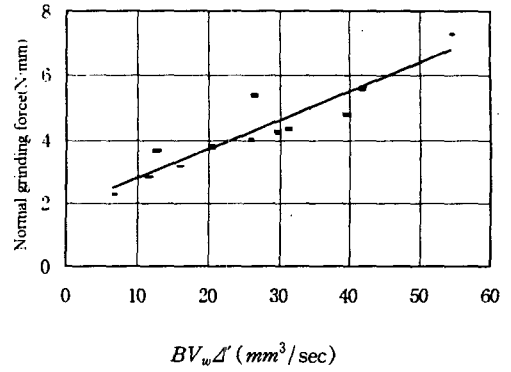


(b) Dressing condition: $5.0\mu m \times 100mm/min$

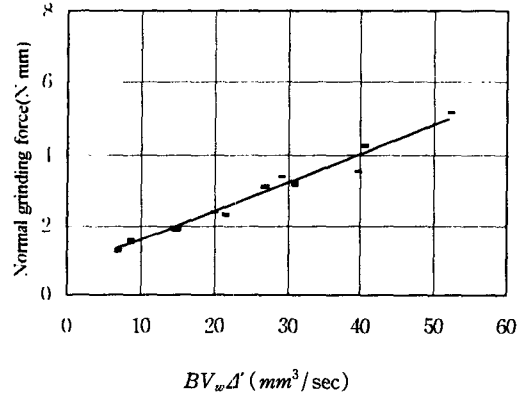


(c) Dressing condition: $5\mu m \times 400mm/min$

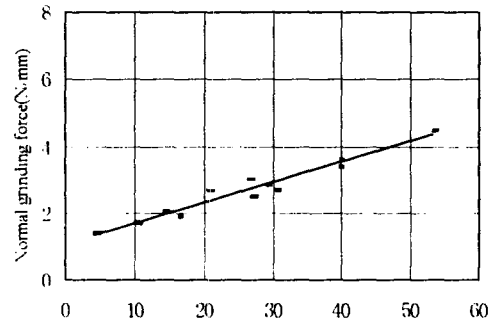
Fig. 9 Real depth of cut vs. tangential grinding force.



(a) Dressing condition: $2.5\mu m \times 400mm/min$

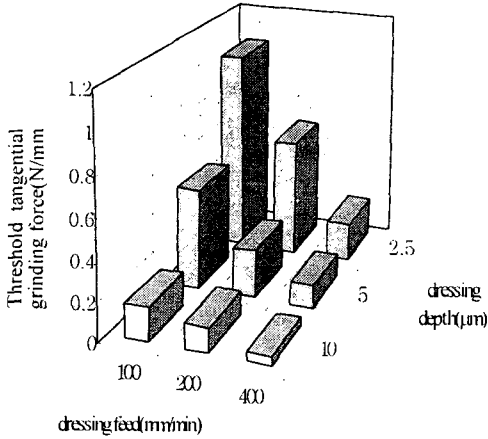


(b) Dressing condition: $5\mu m \times 400mm/min$

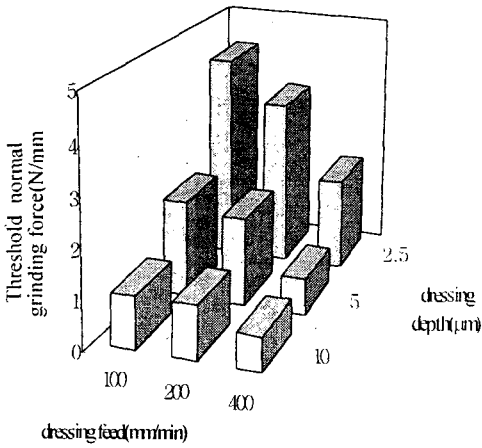


(c) Dressing condition: $10\mu m \times 200mm/min$

Fig. 10 Real depth of cut vs. normal grinding force.



(a) Threshold tangential grinding force

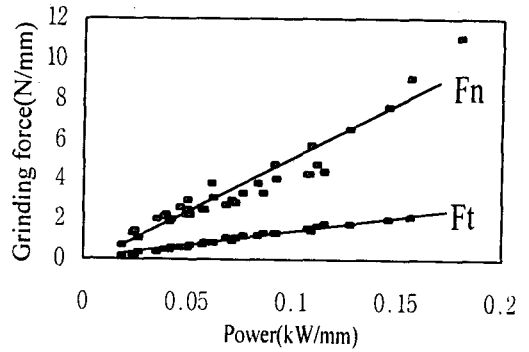


(b) Threshold normal grinding force

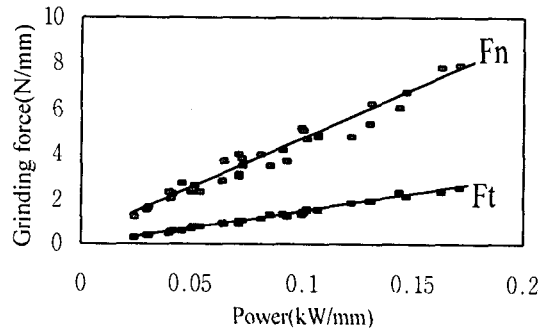
Fig. 11 Effect of dressing condition on threshold grinding force.

3.2 연삭동력과 연삭력과의 관계

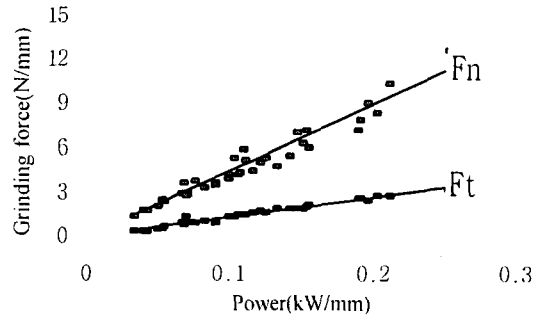
위에서 고찰해본 바와같이 연삭동력과 연삭력은 모두 드레싱 조건, 절입조건, 속도비 등의 영향을 받으며 상호 밀접한 관련이 있다. 일반적으로 연삭동력과 연삭력과는 비례관계가 있는 것으로 알려져 있지만, 연삭기의 강성이나 연삭숫돌 구동축의 모터의 용량등에 따라 차이가 있을 것으로 생각된다. 일반적으로 원통 연삭에서 연삭력을 측정하는 경우, 플린지 연삭이 아닌 트래버스 연삭의 경우에는 심압축 센터에 힘센서를 부착하여 측정하는 방법으로는 연삭 위치에 따른 보정을 해주어야 하므로 정확한 값을 측정하기가 힘들다.



(a) Speed ratio 0.00467 (60rpm)



(b) Speed ratio 0.00698 (90 rpm)



(c) Speed ratio 0.0093 (120 rpm)

Fig. 12 Relation between grinding power and force.

그러나 연삭동력은 트래버스 연삭의 경우에도 연삭 위치에 영향을 받지 않고 용이하게 측정할 수 있고, 절선방향의 연삭력과 밀접한 관련을 갖고 있으므로 연삭동력과 연삭력과의 관계를 분명히 한다면 트래버스 연삭의 경우에서도 연삭력의 측정이 용이하리라 생각된다.

본 실험에서 행한 연삭조건에 따른 정상 상태에서 의 단위 연삭폭당의 연삭동력과 연삭력과의 관계를 공작물의 회전수에 따라 그린 것이 Fig. 12이다. 연삭 동력과 연삭력간에는 선형적인 비례관계가 성립함을 알 수 있고 공작물 회전수의 변화에도 거의 영향을 받지 않음을 알 수 있다.

3.3 스파크아웃 연삭과정에서의 연삭상태

3.3.1 스파크아웃에 의한 반경감소량

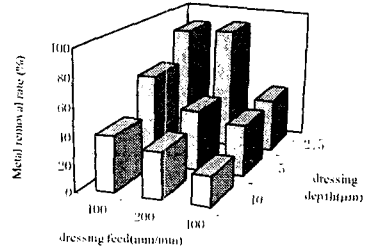
Fig. 13은 속도비 0.00698(90rpm)로 연삭을 행한 경우, 연삭과정이 끝날때까지의 총연삭량에 대한 다른 스파크아웃에 의한 연삭량을 백분율로 나타낸 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 드레싱 조건에 따라 스파크아웃에 의한 연삭량이 다름을 알 수 있다. 그 이유는 드레싱 조건이 미세할 경우 연삭력이 증가하여 공작물의 처짐이 크게 발생하여 정상 연삭상태까지의 총연삭량이 작기 때문이다.

또한 회전당 절입깊이가 작을때는 상당 부분의 연삭과정이 스파크아웃에 의하여 이루어짐을 알 수 있고, 스파크아웃에 의한 연삭량은 드레싱 조건에 따라 서로 다름을 알 수 있다. 따라서 정상연삭과정에서 연삭력이 크게 작용하는 경우에는 스파크아웃 과정에서도 상당부분이 연삭되므로 스파크아웃 시간을 선정할 경우에는 이러한 현상이 완전히 없어지도록 길게 잡아야 한다. 그러나, 가공정도의 개선이 이루어지지 않은 시간은 비능률적이므로 연삭에서는 최적의 스파크아웃 시간이 존재함을 알 수 있고 이는 연삭력과 관계가 있음을 알 수 있다.

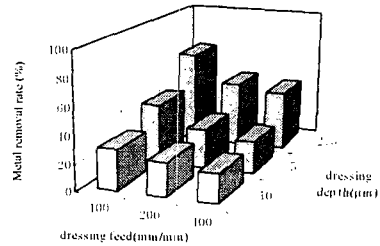
또한, Fig.11은 Threshold Grinding Force에 미치는 드레싱조건 의 효과를 보여주는 그림이고, Fig. 13는 동일한 드레싱조건에 대하여 Spark -Out상태에서의 연삭률을 보여주고 있는데, 절삭깊이에 따라 차이는 있지만 전체적인 경향은 Threshold Grinding Force의 값에 따라 스파크아웃 과정에서의 연삭량이 비례하여 변화하고 있음을 알 수 있다.

3.3.2 스파크아웃 과정에서의 연삭력

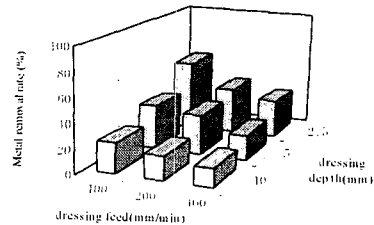
스파크아웃 과정에서도 일정량의 절삭이 행해지기 때문에 연삭력은 시간이 경과함에 따라 감소하지만 스파크아웃 과정이 끝나더라도 연삭력은 0으로 되지는



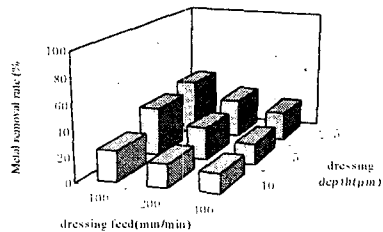
(a) Speed ratio: 0.00698(90rpm), depth of cut: 2 μm/rev



(b) Speed ratio: 0.00698(90rpm), depth of cut: 4 μm/rev



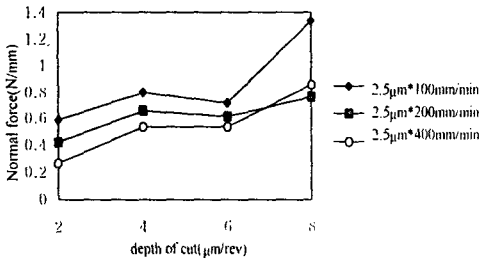
(c) Speed ratio: 0.00698(90rpm), depth of cut: 6 μm/rev



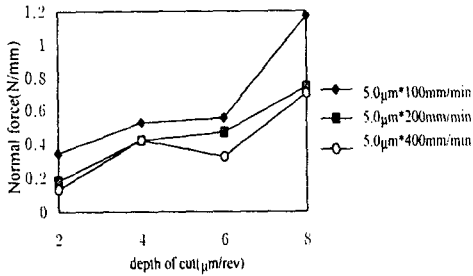
(d) Speed ratio: 0.00698(90rpm), depth of cut: 8 μm/rev

Fig. 13 Metal removal rate in spark out state.

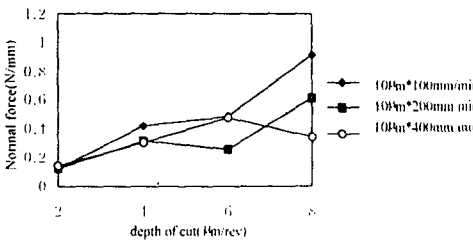
않는다. Fig. 14는 스파크 아웃과정에서 연삭력이 일정한 값으로 되었을 때의 값을 드레싱조건 및 절삭깊이 조건 변화에 따른 영향을 보였다. 이는 스파크아웃 과정에서도 숫돌이 공작물과 접촉을



(a) Dressing depth: 2.5 μm



(b) Dressing depth: 5 μm



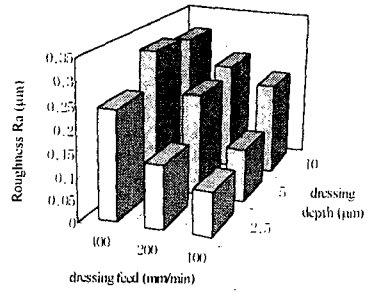
(c) Dressing depth: 10 μm

Fig. 14 Normal grinding force in spark out state.

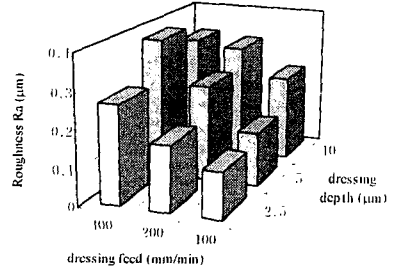
하고 있기 때문에 이 구간에서 스톨과 공작물의 탄성 변형과 스톨면과의 접촉에 기인하는 연삭력이 작용하기 때문이라고 생각된다. 또한 드레싱 조건과 절입 깊이에 따라서도 연삭력은 다르게 되지만 정상 상태에서의 연삭력과 같은 뚜렷한 경향성은 보이지 않는다. 이는 센터구멍의 진원도 등에 따른 공작물의 회전오차와 공작물 지지조건의 차이 때문이라고 생각된다.

3.4 연삭면의 표면거칠기

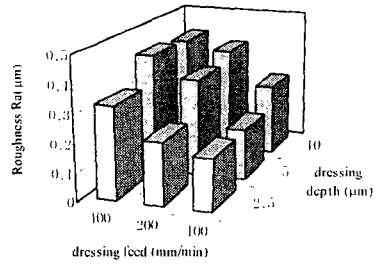
연삭가공에 한정되지 않고 일반적으로 기계가공을 행한 공작물 다듬질면의 표면거칠기는 최대높이 R_{max} ,



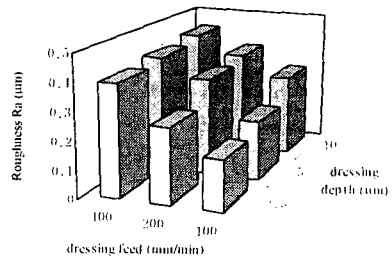
(a) Depth of cut: 2 μm/rev



(b) Depth of cut: 4 μm/rev



(c) Depth of cut: 6 μm/rev



(d) Depth of cut: 8 μm/rev

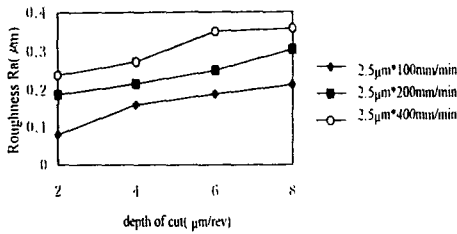
Fig. 15 Effect of dressing condition on surface roughness.

10점 평균거칠기 R_z , 중심선 평균거칠기 R_a 의 세 가지가 많이 사용되고 있는데, 본 논문에서는 그중에서

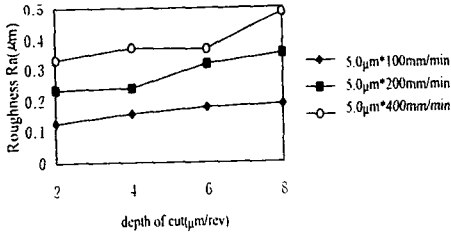
중심선 평균 거칠기로 연삭면의 표면 거칠기를 평가하였다. 표면거칠기는 컷오프 값(cut-off value)을 0.8 mm로 하고 측정범위(measuring length)를 10mm로 하여 5회 측정된 것을 평균하였다.

3.4.1 드레싱 조건에 따른 표면 거칠기

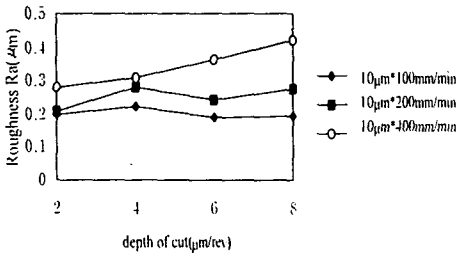
Fig. 15는 속도비 0.00698(90rpm)으로 연삭을 행한 경우 드레싱 조건에 따른 공작물 축방향의 표면 거칠기를 보인다. 그림에서 볼 수 있는 것처럼 축방향 표



(a) Dressing depth: 2.5 μm



(b) Dressing depth: 5 μm



(c) Dressing depth: 10 μm

Fig. 16 Effect of depth of cut on surface roughness.

면 거칠기는 드레싱 깊이보다는 드레싱 피드에 더 많은 영향을 받음을 알 수 있고 드레싱 피드가 작을수록 표면거칠기가 좋아짐을 알 수 있다. 이는 드레싱 피드가 작을수록 연삭숫돌입자의 밀도가 증가하고 플런지 연삭의 특성상 숫돌면 상태가 공작물에 전사되기 때문인 것으로 생각된다.

3.4.2 절입 깊이에 따른 표면 거칠기

Fig. 16은 속도비 0.00698(90rpm)으로 연삭을 행한 경우 절입 깊이에 따른 공작물 축방향의 표면 거칠기를 보인다. 그림에서 볼 수 있는 것처럼 같은 드레싱 조건에 대하여 절입 깊이가 작을수록 표면거칠기는 좋아짐을 알 수 있다.

3.5 공작물의 진원도

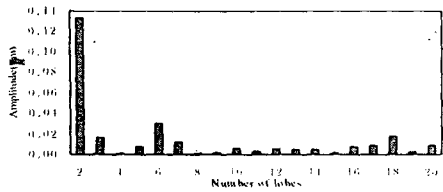
원통 플런지 연삭을 행한 경우에 연삭에 의한 형상 정밀도의 평가 기준의 하나로 진원도가 많이 이용된다. 공작물의 진원도는 센터와 센터구멍의 진원도, 공작물의 회전 정도, 드레싱 조건, 연삭조건등 많은 변수들에 의해 결정되는 것으로 알려져 있다.

공작물의 진원도는 드레싱 조건이 미세하고 절입깊이가 작을수록 좋은 것으로 알려져 있으나 만일 공작물의 회전정도가 나쁠 경우에는 이의 영향을 많이 받게 되며 동일한 연삭조건에서도 그 값의 크기는 다르게 된다. 연삭가공에 의한 진원도는 그 값의 크기도 중요하지만 진원도 성분을 분석함으로써 오차 성분을 알 수 있고 그 오차 성분을 생성하는 기구를 고찰해볼 수 있으므로 연삭가공에서의 진원도 성분을 분석하기 위하여 푸리에 변환을 행하였다. 푸리에 변환을 행하기 위한 데이터는 진원도 측정을 행한 공작물을 한 둘레당 3600개의 데이터로 샘플링하여 행하였다.

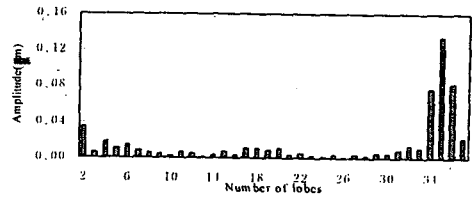
일반적으로 공작물의 진원도 오차 성분은 공작물 1회전당 2주기 성분이나, 3주기 성분이 가장 크다. 본 실험의 경우에도 절입깊이가 작은 경우에는 대부분 이와 같은 경향성을 보였다. 절입깊이가 작은 경우, 2주기 성분이 가장 큰 예를 Fig. 17에 보인다.

한편, 플런지 연삭의 경우에는 공작물과 숫돌의 회전수비에 따른 진원도 오차 성분이 공작물에 전사된다고 알려져 있으므로 이를 고찰하기 위하여 절입 깊이가 큰 경우 공작물 진원도를 측정된 데이터를 푸리에 변환하였다.

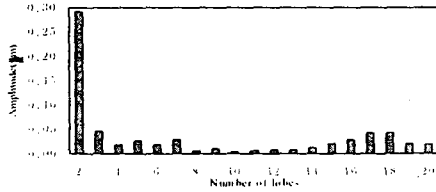
Fig. 18은 이와 같이 숫돌과 공작물간의 회전수비



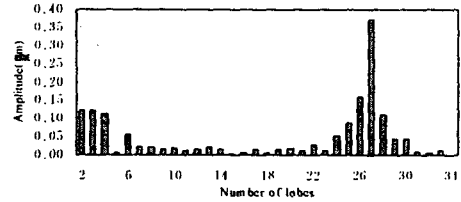
(a) Depth of cut: $2\mu\text{m}/\text{rev}$, Kv: 0.00698



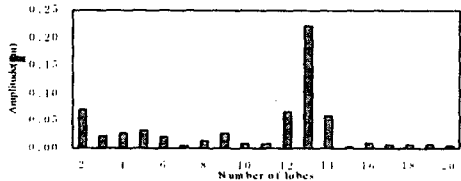
(a) Lobing component of ground surface(60 rpm)



(b) Depth of cut: $2\mu\text{m}/\text{rev}$, Kv: 0.0093



(b) (90 rpm)



(c) (120 rpm)

Fig. 17 Lobing component of ground surface.

Fig. 18 Effect of rotational speed ratio on lobing component of ground surface.

에 따른 진원도 오차성분이 가장 큰 경우의 예를 보인 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 슷들과 공작물의 회전수비가 그대로 연삭면에 전사됨을 알 수 있다. (a)는 60 rpm으로 연삭을 행한 경우로서 드레싱 조건과 절입 조건은 각각 $10\mu\text{m}\times 200\text{mm}/\text{min}$, $8\mu\text{m}/\text{rev}$ 이고, 회전수비는 26.5이며 (b)는 공작물 회전수 90 rpm으로 연삭을 행한 경우로 드레싱 조건과 절입 조건은 각각 $5\mu\text{m}\times 400\text{mm}/\text{min}$, $8\mu\text{m}/\text{rev}$ 이고, 회전수비는 17.7이지만 회전수비의 2배정도에 해당하는 성분이 가장크다. (c)는 120rpm으로 연삭을 행한 경우로서 드레싱 조건과 절입 조건은 각각 $2.5\mu\text{m}\times 400\text{mm}/\text{min}$, $8\mu\text{m}/\text{rev}$ 이고, 회전수비는 13.25 이다. 슷들과 공작물의 회전수비에 해당하는 성분이 공작물 진원도 성분에 나타남을 알 수 있고 절입깊이가 큰 경우에 이러한 성분이 두드러지며 가장 큰 오차성분을 갖는다.

4. 결 론

드레싱조건, 속도비, 절입깊이등을 변수로 하여 플런지연삭에서의 과도연삭과정, 정상연삭과정, 스파크아웃 연삭과정에서의 연삭력과 연삭 동력, 연삭량등을 모니터링하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

(1) 연삭력은 드레싱조건, 절입조건, 속도비 등에 따라 영향을 받으며 드레싱조건이 세밀하고, 절입깊이가 클수록 그리고, 속도비가 증가함에 따라서 증가하며, 단위 연삭폭당 작용하는 연삭력을 비교할때 드레싱조건에 의한 영향이 가장 크다. 이는 드레싱조건에 의해 슷들입자의 밀도가 달라지기 때문이며, 드레싱 조건이 세밀할수록 연삭 슷들면의 단위 면적당의 슷들 입자의 수가 증가하기 때문에 연삭력도 증가한다.

(2) 드레싱조건, 절입깊이, 속도비등을 모두 고려하여 실연삭량과 연삭력과의 관계를 고찰한 결과 실연삭량과 연삭력간에는 비례 관계가 성립함을 확인 하였다. 그러나, 이 비례상수는 드레싱조건에 따라 다르고, 연삭이 행해지기 위한 최소의 연삭력인 threshold 값이 존재하며, 이 값도 드레싱 조건에 따라 달라짐을 확인하였다. 또한 연삭동력과 연삭력간에는 비례관계가 있음을 확인하였다.

(3) 스파크아웃 과정에서도 상당부분의 연삭이 행해지며 이는 정상 상태에서의 연삭력과 threshold 값의 크기에 영향을 받는다.

(4) 공작물의 측방향 표면거칠기는 드레싱조건의 영향을 가장 많이 받으며 드레싱조건이 세밀하고 절입깊이가 작을 수록 표면거칠기가 좋아진다.

(5) 공작물의 진원도는 공작물 지지 조건과 연삭조건에 따른 영향을 받지만 절입깊이가 작은 경우에는 1회전당 2주기 성분이 가장 크게 나타나고, 절입깊이가 큰 경우에는 슷돌과 공작물과의 회전수비에 따른 오차성분이 가장 크게 나타난다.

참고문헌

- (1) 岡村健二郎·中島, 1970, "過渡的切朔現象の解析を基にした研削理論," 精密機械, 36, 2, pp. 14 1~145
- (2) 岡村健二郎, 1972, "研削の過渡特性," 精密機械, 38, 7, pp. 22~27 .
- (3) 松原十三生, 1990, "ブランチ研削の最適化に関する研究," 精密工學會誌, 56, 1, pp. 115~129.
- (4) 小野浩二, 1962, "研削仕上," 槇書店
- (5) K.Okamura and T.Nakajima, 1970, "Analysis of Transitional Cutting Process," SME Technical Paper, MR 70, 182.
- (6) 鄭然植, 1984, "研削時定數に關する研究," 精密機械, 50, 6, pp. 981~985.
- (7) 岡村健二郎, 1981, "ブランチ研削における切入過程の研究," 精密機械, 47, 11, pp. 1412~1418.
- (8) 과학기술처, 1986, 강력 및 초정밀 연삭가공을 위한 적응제어 CNC 연삭기 개발(I)
- (9) Tetsuya Suto, Tohru Waida, Kazuo Mori & Hideo Inoue, 1983, "Grinding Force in High Precision Traverse Grinding-Study on High Precision Traverse Grinding (1st Report)-," 日本機械技術研究所 所報, Vol. 37, No. 5.
- (10) 加藤秀雄, 1986, "センタの眞圓度が圓筒研削面の眞圓度へ及ぼす影響," 精密機械, 52, pp. 148~155.
- (11) 久曾神煌, 1987, "鋼球を用いた精密圓筒研削," 精密工學會誌, 53, 7, pp. 444~448.
- (12) 일본규격협회, 1991, 진원도측정기, JIS B7451.