

반구형 전착 CBN 휠에 의한 연삭가공의 연삭력 해석

서영일*, 최환**, 이종찬**, 정선환***

Mechanics of the Grinding by Hemispheric Type Electroplated CBN Wheel

Young-il Seo*, Hwan Choi**, Jong-chan Lee**, Seon-hwan Cheong***

ABSTRACT

In this paper, a theoretical analysis is presented on the mechanics of the grinding by hemispheric type electroplated CBN wheel. The grinding forces acting on a single grain were calculated from its geometry by assuming the abrasive grain is spherical. Then, the total grinding forces were obtained by estimating the number of acting abrasive grains and the area of contact. The model includes the grinding variables such as wheel speed, feed speed, depth of cut, and grinding wheel positions. Experiments were also carried out to compare with the analytical results. The experimental results were found to be in good agreement with the analytical ones.

Key Words : Grinding(연삭), Grinding force(연삭저항력), Hemispheric type electroplated CBN wheel(반구형 전착 CBN 휠)

1. 서론

보통 자유곡면을 갖는 금형의 3차원 가공방법은 먼저 볼엔드밀을 통하여 형상가공을 한 후 요구되는 정밀도를 획득하기 위하여 수작업을 통한 연마공정으로 이루어진다. 그러나 이러한 기존의 공정방법은 많은 시간이 소비될 뿐만 아니라 고 정밀도 획득 및 고 효율 측면에서 많은 문제점을 안고 있다. 이와같은 문제점을 해결하고, 3차원 금형의 고정도, 고 효율 가공방법의 하나로 머시닝센터를 이용한 연삭가공법이 매우 유용하리라 본다.

따라서 본 연구에서는 머시닝센터를 이용하여 금형의 3

차원 연삭가공에 관한 기초적 가공기술을 확보하기 위해 금형의 곡면가공에 적용범위가 큰 반구형 전착 CBN 휠을 제작하고, 반구형 휠을 사용하여 곡면 연삭가공을 행하였을 때 가공조건 및 휠의 가공위치 변화에 따른 연삭력을 가공모델을 만들어 이론적으로 해석하였다. 그리고 이론적으로 해석한 연삭력의 타당성 검증을 위하여 Rc 60으로 열처리한 STD-11을 머시닝센터 상에서 가공조건 및 휠의 가공위치를 변화시켜가며 곡면 연삭가공을 수행하고, 실험결과로부터 얻은 연삭력의 실험값과 이론값을 비교하였다. 또한, 가공 조건 및 휠의 가공위치 변화에 따른 연삭력의 변화를 살펴보았다.

* 금오공과대학교 대학원
** 금오공과대학교 기계설계공학과
*** 금오공과대학교 생산기계공학과

2. 연삭저항력 해석

2.1 가공 모델

반구형 연삭 휠을 사용하여 공작물의 곡면 연삭을 수행하기 위해서는 휠 형상이 반구형(Hemispheric type)이기 때문에 휠의 가공점의 변화에 따라 연삭력도 변하게 된다. 따라서 이러한 연삭 특성을 살펴보기 위하여 휠의 가공위치의 변화와 가공조건의 변화에 따른 연삭력 변화를 가공모델을 수립하여 이론적으로 해석하였다.

Fig. 1은 반구형 휠의 형상 및 가공모델에 관해 나타낸 것이다. 그림에서 휠의 중심으로부터 임의의 각도 θ_2 에서 θ_1 을 제외한 부분이 공작물을 가공한다고 할 때, 그림에 나타난 방향으로 절입깊이 a (mm)만큼 절입한 경우에 대하여 생각해 본다.

Fig. 1에서 휠이 공작물에 접촉하는 면에 있어서의 휠 평균주속도 V_{sm} (mm/min)과 공작물과 휠의 상부 접촉길이 L_1 (mm), 하부 접촉길이 L_2 (mm)는 휠의 회전수 n (rpm), 휠 반경 R (mm), 휠의 절입깊이 a (mm)에 대하여 아래와 같이 구할 수 있다.

$$V_{sm} = \pi n R (\cos \theta_1 + \cos \theta_2) \quad (1)$$

$$L_1 = (2 a R \cos \theta_1)^{1/2}, \quad (2)$$

$$L_2 = (2 a R \cos \theta_2)^{1/2} \quad (2)$$

또한 공작물과 휠이 접촉하는 면적을 S 라 하면 접촉면적 S 는 아래와 같다.

$$S = \frac{\pi}{360} R (\theta_2 - \theta_1) \cdot (L_1 + L_2) \quad (3)$$

$$= \frac{1}{81} a^{1/2} R^{3/2} (\cos^{1/2} \theta_1 + \cos^{1/2} \theta_2) (\theta_2 - \theta_1)$$

여기서 θ_1, θ_2 는 휠과 공작물간의 접촉각(Deg.)이다.

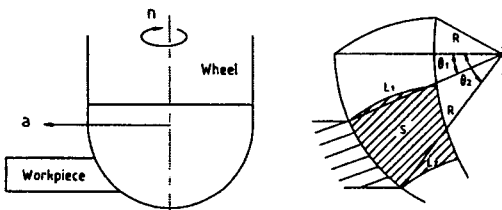


Fig. 1 Grinding mechanism of hemispheric wheel

2.2 입자분포 및 평균입자 절입깊이

연삭력을 해석하기 위하여 먼저 전착된 반구형 휠 표면에 불규칙적으로 분포해 있는 입자의 형상을 평균직경 d_g 의 구형으로 가정하고, G 를 입도번호라 하면

$$d_g = 15G^{-1} \quad (4)$$

의 관계를 가진다.⁽¹⁾

그리고 휠 표면의 절삭입자들이 평균간격 w (mm)로 일정하게 배열되어있다고 가정하면 단위표면적당의 평균 입자수 $N_i = 1/w^2$ 이 되며, w 를 $w = 2d_g$ 로 가정한다면⁽²⁾

$$N_i = 1.1 \times 10^{-3} G^2 \quad (5)$$

이 된다.

다음으로 입자가 공작물에 작용하는 것에 관하여 살펴 본다. 전착되어진 실제 휠 표면의 입자 돌출 높이의 분포는 상당히 불규칙하므로 표면에 돌출된 입자에 관해 아래와 같이 가정을 한다.

(1) 입자의 돌출 높이는 모두 균일하며 평균적으로 같은 작용을 한다.

(2) 입자의 절입깊이는 작용면의 수직방향으로 작용한다.

(3) 입자의 마모는 고려하지 않는다.

Fig. 1에서 절삭면(접촉각 θ_2, θ_1)에 작용하는 입자의 최대 절입깊이 g (mm)는 휠의 평균주속도 V_{sm} (mm/min)과 공작물 이송속도 v_f (mm/min), 절입깊이 a (mm)에 대해

$$g = \frac{v_f}{V_s} C_i \sqrt{\frac{a}{2R}} (\cos^{-1/2} \theta_1 + \cos^{-1/2} \theta_2) \quad (6)$$

의 관계가 있다.⁽³⁾ 여기서 C_i 는 연속절삭날 평균간격이며, 이값은 절삭입자가 평균간격 w 로 규칙적으로 배열되어 있고, 입자간의 평균절삭폭을 W_0 라고 하여 $W_0 = d_g/2$ 로 가정한다면⁽⁴⁾ 식 (4)로부터 다음과 같이 된다.

$$C_i = \frac{w^2}{W_0} = 120G^{-1} \quad (7)$$

따라서 식 (4), (6), (7)로부터 입자의 최대 절입깊이 g 는 아래와 같이 구해진다.

$$g = 84.9 \frac{v_f}{GV_{sm}} \sqrt{\frac{a}{R}} (\cos^{-1/2} \theta_1 + \cos^{-1/2} \theta_2) \quad (8)$$

2.3 하나의 입자에 작용하는 연삭력

실제 연삭입자의 형상은 상당히 불규칙적이지만 이론해석의 편리성을 위해 Fig. 2와 같이 구형으로 가정하여 생각한다. Fig. 2는 구형으로 가정한 하나의 입자에 작용하는 연삭저항력에 관한 모델이다. 일반적으로 1개의 입자에 작용하는 수평연삭력 f_t 는 공작물을 절삭하는데 소요되는 힘과 입자와 공작물간의 마찰에 기인되는 힘의 총화로 생각한다.⁵⁾

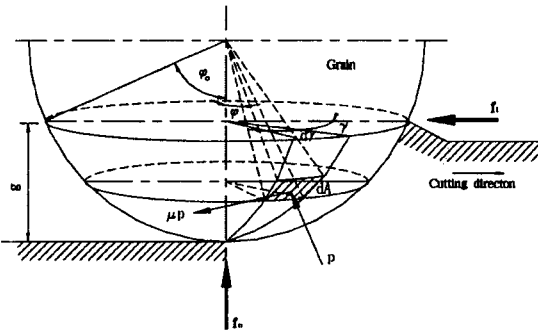


Fig. 2 Cutting model of a single grain

Fig. 2에 있어서 구형 절삭입자에 작용하는 힘의 평형을 고려하면, 접선력 f_t 와 법선력 f_n 은 아래와 같이 구해진다.

$$\begin{aligned}
 f_t &= \int_0^{\varphi_0} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} pr^2 \sin^2 \varphi \cos \gamma \, d\varphi \, d\gamma \\
 &+ \int_0^{\varphi_0} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \mu pr^2 \sin \varphi \sin \gamma \, d\varphi \, d\gamma \quad (9) \\
 &= pr^2 \left(\varphi_0 - \frac{1}{2} \sin 2\varphi_0 \right) + 2\mu pr^2 (1 - \cos \varphi_0) \\
 f_n &= \int_0^{\varphi_0} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} pr^2 \sin \varphi \cos \varphi \, d\varphi \, d\gamma \\
 &= \frac{\pi}{2} pr^2 \sin^2 \varphi_0 \quad (10)
 \end{aligned}$$

여기서 p 는 면압력(N/mm²), μ 는 마찰계수이며, φ_0 는 절삭입자와 공작물간의 접촉부의 경사각(rad)으로 식 (4), (8)을 사용하면 아래와 같다.

$$\begin{aligned}
 \varphi_0 &= 2 \sqrt{\frac{g}{d_g}} \quad (11) \\
 &= 4.76 \sqrt{\frac{v_f}{V_{sm}}} a^{1/4} R^{-1/4} \cdot (\cos^{-1/2} \theta_1 + \cos^{-1/2} \theta_2)^{1/2}
 \end{aligned}$$

2.4 연삭력

다음으로 Fig. 3에 나타난 바와 같이 절삭면($\theta_2 - \theta_1$)에 있어서 하나의 입자에 작용하는 연삭력 f_x, f_y, f_z 를 X, Y, Z 축 방향으로 변환하면 하나의 입자에 작용하는 각 축 방향의 연삭력 f_x, f_y, f_z 는 근사적으로 아래와 같이 된다. 단, 여기서 Fig. 3의 가공시 휠의 회전각 α 는 매우 작기 때문에 $\alpha \approx 0$ 로 가정한다.

$$\begin{aligned}
 f_x &= \frac{1}{2} f_n (\cos \theta_1 + \cos \theta_2) \\
 f_y &= f_t \\
 f_z &= \frac{1}{2} f_n (\sin \theta_1 + \sin \theta_2) \quad (12)
 \end{aligned}$$

따라서 X, Y, Z축 방향의 연삭력 F_x, F_y, F_z 는 식 (3), (5), (12)의 곱으로 나타낼 수 있으며 아래와 같이 된다.

$$\begin{aligned}
 F_x &= f_n \cdot \zeta \cdot (\cos \theta_1 + \cos \theta_2) \\
 F_y &= f_t \cdot \zeta \\
 F_z &= f_n \cdot \zeta \cdot (\sin \theta_1 + \sin \theta_2) \quad (13)
 \end{aligned}$$

여기서

$$\begin{aligned}
 \zeta &= 6.8 \times 10^{-6} a^{1/2} G^2 R^{3/2} (\theta_2 - \theta_1) \cdot \\
 &\quad (\cos^{1/2} \theta_1 + \cos^{1/2} \theta_2)
 \end{aligned}$$

이다.

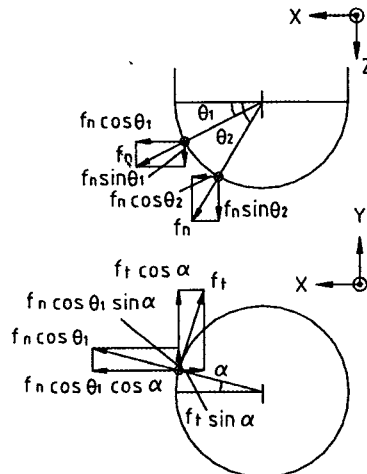


Fig. 3-components of grinding forces acting on a single grain

3. 실험 장치 및 방법

3.1 휠 및 공작물

금형의 곡면가공에 대한 기초적 연구의 일환으로 먼저 곡면 연삭가공을 위해 Fig. 4와 같이 휠 본체(Shank)의 끝을 반구형($\varnothing 25$ mm)으로 정밀가공하여 제작하고, 그 가공부 위에 CBN 입자(입도 #140)를 니켈도금으로 전착하였다. 이와같이 제작한 반구형 전착 CBN 휠을 사용하여 공작물의 곡면 연삭가공을 수행하면 휠이 반 구형이기 때문에 휠의 가공점의 변화에 따라 연삭특성이 변하게 되고, 특히 휠의 저면부에서는 휠 주속도가 영(Zero)이 되어 만약 휠 저면으로 가공하게 되면 큰 저항력이 발생하여 연삭이 불가능하게 되므로 휠 밑부분에 임의의 구멍($\varnothing 6$ mm)을 파서 이와같은 문제점을 방지하였다.

실험에 사용된 공작물은 금형 재료로 널리 사용되고 있는 STD-11을 길이 70 mm, 폭 40 mm, 높이 3 mm로 제작하고, 곡면 연삭가공시 휠의 가공위치에 따른 연삭력의 변화를 살펴보기 위해 Fig. 4와 같이 휠 3부분의 각각의 접촉 위치에 대한 곡률을 불엔드밀을 사용하여 공작물의 측면에 초기 형상가공을 한 후 경도 Rc 60으로 열처리하여 연삭실험을 행하였다. Fig. 4는 실험에 사용된 반구형 전착 CBN 휠의 형상 및 곡면가공에 있어서 휠과 공작물의 가공위치(Positions)를 각각 나타낸 것이다.

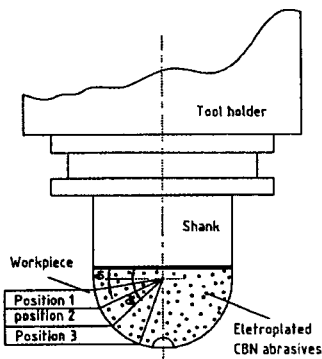


Fig. 4 Grinding positions of wheel

3.2 실험방법

반구형 전착 CBN 휠을 사용하여 공작물의 곡면 연삭가공시 발생하는 연삭력을 측정하기 위하여 Table 1의 실험조건으로 실험을 수행하였다.

실험기계는 수직형 머시닝센터(화천기계, ECOMIL

35V, 75kW)를 사용하였으며, 연삭력의 측정을 위해 Fig. 5와 같이 압전형 공기동력계(Kistler, 9257B)를 머시닝센터 테이블 위에 설치하고, 그 위에 공작물을 고정 한 후 실험조건에 따라 습식 상향 곡면 연삭가공을 행하였다. 가공시에 발생하는 각 축방향의 연삭저항력(F_x, F_y, F_z)의 신호는 공기동력계를 통하여 다채널 증폭기(Kistler, 5019A)에서 증폭된 후 아날로그-디지털 변환기(IOtech, DaqBook)를 거쳐 개인용 컴퓨터(PC)로 전송되며 이렇게 전송된 연삭력의 데이터는 PC의 Grinding S/W를 통해 처리하였다. Fig. 5에 실험장치의 개요를, Table 1에 본 실험의 실험조건을 각각 나타내었다.

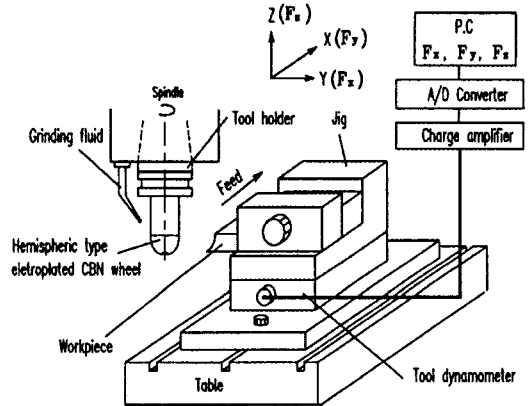


Fig. 5 Experimental set-up

Table 1 Experimental conditions

| | | | |
|--|--|-----------|-------------|
| Grinding machine | Vertical type Machining Center (ECOMIL, 75kW) | | |
| Wheel condition | Hemispheric type electroplated CBN wheel (mesh size : # 140) | | |
| Wheel revolutions (rpm) | 1500, 2000, 3000 | | |
| Table speeds (mm/min) | 80, 120, 160, 200 | | |
| Depth of cuts (μ m) | 20, 30, 40 | | |
| Positions ($\theta_1 \sim \theta_2$) | 1 | 2 | 3 |
| | 4.6 ~ 19 | 19 ~ 34.8 | 34.8 ~ 54.5 |
| Grinding fluids | Syntilo-9954(Castrol, 40:1) | | |

4. 실험 결과 및 고찰

Fig. 6 ~ 8은 Table 1에 나타난 실험조건에 의해 실험한 결과이며, 그림에서 파선은 식 (13)을 이용한 계산 결과를 나타낸 것이다. 이론식의 계산에 필요한 마찰계수 μ 는 0.6⁶⁾으로 하였으며, 면압력(p)은 측정된 연삭력들로부터 구하여 17,000 N/mm²으로 하였다.

Fig. 6은 절입깊이를 30 μ m, 이송속도를 80 mm/min으로 일정하게 한 경우에 있어서 휠의 가공위치들의 변화에 따른 휠 회전수와 연삭력(F_x, F_y, F_z)과의 관계를 나타낸 것이다. 그림에서 연삭력 F_x, F_y, F_z 는 휠 회전수가 증가함에 따라서 점차 감소하는 경향을 나타내었으며, 휠의 가공위치에 따라서도 동일한 경향을 나타내었다. 이러한 경향들은 식 (1), (8)에서 휠의 회전수(n)와 입자의 최대 절입깊이(g)가 서로 반비례하기 때문이다. 또한, 그림에서와 같이 연삭력을 이론적으로 계산한 값과 실험결과 값을 비교하면 상당히 잘 일치함을 알 수 있다.

Fig. 7은 휠의 가공위치를 $\theta_1 = 19^\circ, \theta_2 = 34.8^\circ$ 로 하고, 휠 회전수를 3000 rpm으로 일정하게 한 경우에 있어서 절입깊이의 변화에 따른 이송속도와 연삭력과의 관계를 나타낸 것이다. 그림에서 연삭력 F_x, F_y, F_z 는 이송속도의 증가와 절입깊이의 증가에 따라서 모두 점차 증가하는 경향을 나타내었다. 또한 연삭력의 이론값과 실험값의 비교에 있어서도 또한 잘 일치함을 알 수 있다.

Fig. 8은 휠의 회전수를 3000 rpm, 절입깊이를 30 μ m, 이송속도를 80, 120, 160 mm/min로 한 경우에 있어서 휠의 가공위치의 변화에 따른 연삭력의 변화를 살펴본 결과이다. 그림에서 휠의 가공위치가 1 ($4.6^\circ \sim 19^\circ$)

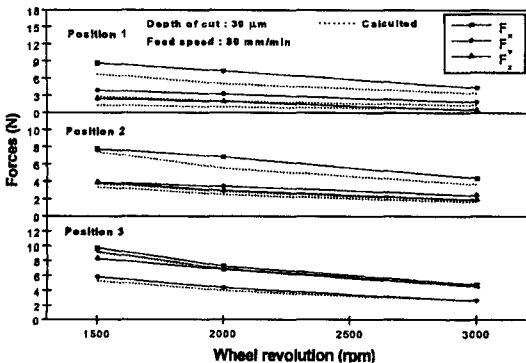


Fig. 6 Grinding forces versus wheel revolution

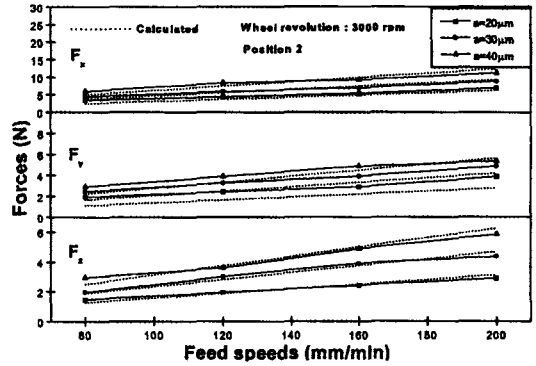


Fig. 7 Grinding forces versus feed speeds

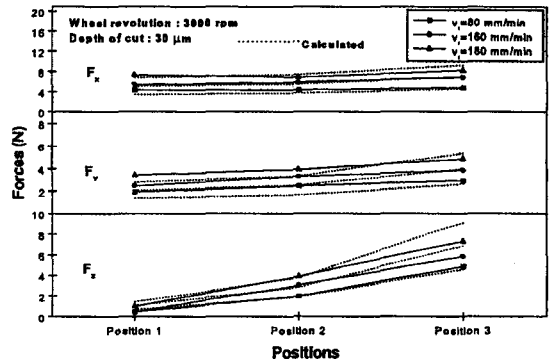


Fig. 8 Grinding forces versus wheel positions

에서 3 ($34.8^\circ \sim 54.5^\circ$)으로 변화함에 따라 접선 방향의 연삭력 성분인 F_y 의 변화는 점차 증가하는 경향을 나타내었으며, 법선 방향의 연삭력의 성분인 F_x 와 수직방향의 연삭력 성분인 F_z 의 경우에 있어서 F_x 는 소폭으로, F_z 는 큰 폭으로 증가하였다. 이러한 경향은 휠의 가공위치 즉, 접촉각 θ 가 0에서 $\pi/2$ 로 점점 커짐에 따라 공작물과 휠의 접촉면적이 증가하게 되므로 연삭력이 점차 증가하게 된 것이다. 특히, 식 (13)에서 F_z 의 경우는 연삭력이 $\sin\theta$ 방향으로 표시되므로 접촉각 θ 가 증가할수록 연삭력의 증가량이 매우 크다는 것을 알 수 있다. 그러나 F_x 의 경우는 연삭력이 $\cos\theta$ 방향으로 표시되므로 θ 가 증가할수록 연삭력이 오히려 감소하지만 이러한 감소량과 접촉면적의 증가에 대한 연삭력 증가량이 서로 가감되어 그 변화량이 소폭으로 증가했음을 알 수 있다. 따라서 휠의 가공위치의 변화에 의해서 연삭력이 영향을 받는다는 것을 알 수 있다.

5. 결 론

반구형 전착 CBN 휠을 사용하여 금형의 곡면 연삭가공시 연삭력을 가공조건 및 휠의 가공위치를 고려하여 이론해석하고, 실제 STD-11 (Rc, 60)을 머시닝센터를 이용하여 연삭가공한 실험값과 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 연삭력을 이론 해석한 결과와 실험 결과를 비교하여 본 결과 실험 값과 이론 값이 상당히 잘 일치하였다. 따라서 본 논문의 연삭력에 대한 이론식의 유효성을 확인할 수 있었다.

(2) 가공조건 및 휠의 가공위치 변화에 따른 연삭력의 변화를 살펴 본 결과

① 휠 회전수의 증가에 따라서 연삭력은 모두 점차 감소하는 경향을 나타내었다.

② 이송속도 및 절입깊이의 증가에 대해서 연삭력은 모두 점차 증가하는 경향을 나타내었다.

③ 휠의 가공위치의 변화에 따라 연삭력이 영향을 받는다는 사실을 알 수 있었다.

참 고 문 헌

1. Malkin, S., "Grinding Technology," Ellis Horwood, pp. 20, 1989.
2. 손명환, "절삭가공론," 문운당, pp. 324, 1993.
3. 白井英治, "切削, 研削 加工學 (下)," 洪立出版株式會社, pp. 30, 1971.
4. 喜田義宏, 崔 桓, 川口格, 中尾傳, "MCKによるセラミック加工," 精密工學會誌, Vol. 59, No. 10, pp. 1683, 1993.
5. 松井正己, "平面の超仕上に關する研究 (第3報)," 精密機械, pp. 477, 昭和30年 5月7日.
6. 松尾哲夫, 岡村達生, "超砥粒による單粒二次元切削 (第1報)," JSPE, Vol. 59, No. 7, pp. 1175.