

미소절삭에서의 절삭력 해석

김동식, * 강철희, ** 곽윤근***

An Analysis of Cutting Force in Micromachining

Dong Sik Kim*, C.H.Kahng**, Yoon Keun Kwak***

ABSTRACT

Ultraprecision machining technology has been playing a rapidly increasing and important role in manufacturing. However, the physics of the micromachining process at very small depth of cut, which is typically $1\ \mu\text{m}$ or less, is not well understood. Shear along the shear plane and friction at the rake face dominate in conventional machining range. But sliding along the flank face of the tool due to the elastic recovery of the workpiece material and the effects of plowing due to the large effective negative rake angle resultant from the tool edge radius may become important in micromachining range.

This paper suggests an orthogonal cutting model considering the cutting edge radius and then quantifies the effect of plowing due to the large effective negative rake angle.

Key Words : Round edge cutting model(곡선끝단 절삭모델), Sharp edge cutting model(직선끝단 절삭모델), Effective negative rake angle(유효 음의 공구상면 경사각), Specific energy(비절삭에너지), Size effect(치수 효과), Cutting edge radius(공구끝단 반경), Micromachining(미소절삭), Elastic recovery(탄성 회복)

Nomenclature

C : 비절삭저항

E_{total} : 전체 절삭 동력

E_{12s} : 제1, 2영역 경계 전단소비동력

E_{2s} : 제2영역 전단소비동력

E_{2f} : 제2영역 마찰소비동력

E_{3f} : 제3영역 마찰소비동력

E_{23s} : 제2, 3영역 경계 전단소비동력

F_c : 주절삭력

F_t : 배분력

F_{2f} : 제2영역 마찰력

F_{2s} : 제2영역 전단력

* 한국과학기술원 기계공학과 대학원, 학생회원

** 통일중공업(주), 정회원

*** 한국과학기술원 기계공학과, 정회원

- F_{3n} : 공구상면수직력
- F_{3f} : 공구상면마찰력
- l_r : 칩마찰길이
- n : 가공경화지수
- p : 제2영역 수직응력
- p_3 : 공구상면 수직응력
- r : 칩두께비
- R : 공구끝단반경
- S_c : 직선끝단모델 주절삭력
- S_t : 직선끝단절삭모델 배분력
- t_0 : 절삭깊이
- u_t : 직선끝단모델 전체절삭동력
- u_f : 직선끝단모델 마찰소비동력
- u_s : 직선끝단모델 전단소비동력
- V : 절삭속도
- V_{2oi} : 제2영역 초기칩속도
- V_{2s} : 제2영역 전단속도
- V_{2c} : 제2영역 칩속도
- V_{23s} : 제2, 3영역 경계 전단속도
- V_{23n} : 제2, 3영역 경계 수직속도
- V_{3c} : 제3영역 칩속도
- w : 절삭폭
- α : 공구상면경사각
- γ_{12} : 제1, 2영역 경계 전단
- γ_{23} : 제2, 3영역 경계 전단
- $\bar{\epsilon}$: 유효변형률
- θ : 공구곡선끝단각
- θ_i : 공구끝단 초기각
- θ_f : 공구끝단 최종각
- μ : 마찰계수
- $\bar{\sigma}$: 유효응력
- τ : 제2영역 전단응력
- ϕ : 전단각

1. 서 론

최근 들어 각종 첨단 산업에 있어서 초정밀 가공 (ultraprecision machining)을 필요로 하지 않는 분야가 없을 정도로 초정밀 가공기술의 중요성이 크게 대두되고 있다. 초정밀 가공이란 가공물 형상의 정밀도가 수 μm 이내이며 표면거칠기는 수 nm 이내의 광학, 전자 또는 기계부품을 만드는 것을 말한다. 대표적인 것

으로는 단결정 다이아몬드 공구를 이용한 알루미늄, 구리 같은 비교적 연한 비철금속의 경면가공을 들 수 있다. 실제 이러한 초정밀 가공기술의 발달은 초정밀 공작기계와 미소제어 기술의 발달로 가능하게 되었다.

현재 초정밀 가공에 대한 많은 연구들이 진행⁽¹⁻⁴⁾되고 있다. 실제로 다이아몬드 공구를 이용한 선삭에서 유리와 같은 경한 재료(brittle material)의 경면가공이 연구의 초점이 되고 있으며 임계절삭깊이(critical depth of cut) 이하에서는 경한 금속이라도 크랙과는 무관한 소성유동 형태로 절삭이 일어난다. 초정밀 가공에 관련된 기술은 공작기계(machine tools), 측정과 제어기술(metrology & control), 절삭공구(cutting tools), 절삭환경 제어기술(environmental control), 그리고 절삭방법(machining strategies)과 소프트웨어(software)등을 들 수 있다. 공작기계에서는 회전정밀도를 높이기 위해서 스펀들의 베어링이 중요하며 정압공기베어링(hydrostatic air bearing)이 널리 쓰이고 있다. 그리고, 이송장치로는 nm 단위의 분해능을 가진 마찰이송기구(friction drives)가, nm 단위의 공구 위치 조절을 위해서 압전미소변위기구(piezo micro-feed devices)등이 쓰인다. 구조물로는 열팽창 계수가 낮고 안정적인 Super-Invar, 화강암(granite), 인조 화강암(synthetic granite) 등이 사용된다. 또 정확한 제어를 위한 측정장치는 레이저, 용량형 게이지(capacitance gage), LVDT(linear variable differential transformers), 광전소자(photoelectronic sensor) 등이 쓰인다. 절삭공구로는 단결정 다이아몬드(single crystal diamond)가 예리한 공구 끝단과 내마모성 그리고 재사용 가능성의 이유로 가장 널리 사용된다.

절삭가공은 절삭깊이(t_0)에 따라 통상절삭영역($t_0=0.1\text{mm}$ 이상), 미소절삭영역($t_0=0.1\sim 0.001\text{mm}$) 및 초미소절삭영역(0.001mm 이하)으로 구분한다. 그러나 위와 같은 가공기술의 발달에도 불구하고 초미소 절삭영역에서의 절삭기구(cutting mechanism)는 아직 완전히 해석되지 않고 있다. 그런데 여러 절삭 변수들 중에서 절삭력은 칩생성과정에 대한 많은 정보를 가지고 있으며 따라서 절삭현상을 이해하는데 아주 중요한 물리적 변수이므로 여기에 대한 많은 연구가 진행되어 왔다.⁽⁵⁻⁹⁾ 미소절삭에서는 단위 면적당의 절삭력인 비절삭력(specific cutting force)이 아주 급격히 증가하는 치수효과(size effect) 현상이 현저히 나타남을 알 수

가 있다. Lucca⁽⁴⁾는 그의 연구에서 기존의 Merchant의 절삭모델로는 대체적으로 절삭깊이 1 μm이하에서 나타나는 이러한 치수효과를 설명할 수 없다고 하였다. 다시 말해서 공구 상면에서의 마찰력과 전단면에서의 전단만으로는 이러한 절삭 현상을 제대로 설명할 수가 없다는 것이다.

절삭깊이가 작아지면 절삭깊이가 거의 공구 끝단 반경의 크기와 같아지므로 공구 끝단의 반경이 유효 음의 공구 상면경사각(effective negative rake angle)으로 되어 절삭 과정에 영향을 미친다. 그리고 여유면에서 전혀 접촉이 없다고 가정하는 기존의 절삭 모델과는 달리 재료의 탄성회복(elastic recovery)의 크기가 절삭깊이와 같은 수준이므로 이것 또한 절삭과정에 아주 큰 영향을 미친다는 사실이다.

이 논문에서는 미소 및 초미소 절삭영역에서의 절삭 기구에 대한 이론적 해석을 위하여 공구끝단 반경을 고려한 2차원의 곡선끝단 절삭모델(Round Edge Cutting Model)을 제시하고, 공구끝단의 반경이 유효 음의 공구상면경사각으로 작용하여 절삭현상에 미치는 영향을 해석한다. Moriwaki의 절삭실험 및 Lucca의 절삭실험결과와 곡선끝단 절삭모델과 기존의 직선끝단 절삭모델(Sharp Edge Cutting Model)의 이론값을 비교하여, 곡선끝단 절삭모델이 미소 및 초미소절삭영역에서 우수한 절삭모델임을 보인다. 또한 구리에 대한 곡선끝단 절삭모델의 각 성분을 정량화 하여 미소 및 초미소 절삭영역에서의 절삭현상을 이해하는데 기초자료를 제시한다.

2. 곡선 끝단 절삭 모델

Merchant의 절삭모델에 의하면 Fig. 1의 (a)와 같이 전단은 최대 전단응력이 작용하는 전단면에서만 일어나고 칩과 공구사이에는 마찰이 작용한다. 이때 공구 끝단은 매우 예리하여 직선으로 간주한다. 이 논문에서는 절삭깊이가 단결정 다이아몬드 공구끝단반경과 같은 수준인 0.01-1 μm 범위의 절삭력을 해석하기 위하여 Fig. 1(b)의 곡선끝단 절삭모델을 제시하고 이에 대한 이론적 해석을 수행한다. 전체절삭동력(total cutting power)은 제1, 2영역 경계에서의 전단(E_{12s}), 제2영역에서 전단(E_{2s})과 마찰(E_{2f}), 제2, 3영역 경계에서의 전단(E_{23s}) 및 제3영역에서의 마찰(E_{3f})에 의해서 소비된다고 가정한다. 즉

$$E_{total} = E_{12s} + E_{2s} + E_{2f} + E_{23s} + E_{3f} = F_c V \quad (1)$$

가 된다. 여기서 F_c 는 주절삭력, V 는 절삭속도를 나타낸다.

Fig. 1(b)의 제2영역에서 빗금친 부분의 미소두께를 잘라 응력상태를 살펴보면 Fig. 2와 같고, x 방향의 힘의 평형은 다음과 같다.

$$\frac{d\tau}{d\theta} = \frac{pR \sin \phi}{t_0} (\mu \cos(\theta - \phi) - \sin(\theta - \phi)) \quad (2)$$

또한 전단응력은 다음과 같이 구해진다.⁽⁷⁾

$$\tau = \frac{C}{\sqrt{3(n+1)}} \left(\frac{\sin \theta}{\sqrt{3 \sin \phi \sin(\theta - \phi)}} \right)^n \quad (3)$$

식 (2)와 식 (3)에서 공구끝단에서의 수직응력은 다음과 같이 구할 수 있다.

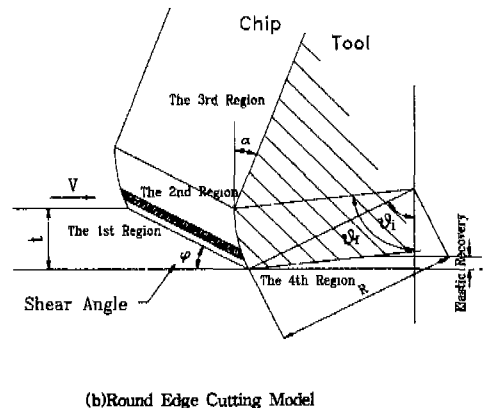
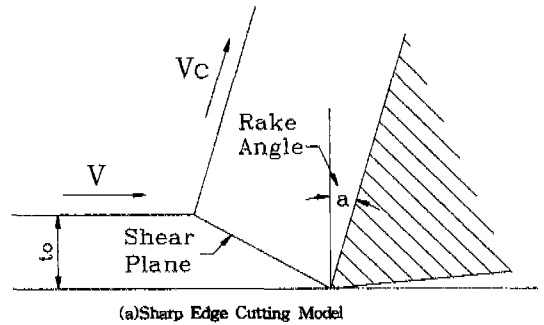


Fig. 1 Orthogonal Cutting Models

$$P = \frac{nt_o(\sin(\theta - \phi) - \mu \cos(\theta - \phi))}{R \sin \theta \sin(\theta - \phi)} \tau \quad (4)$$

제1, 2영역의 경계에서의 속도관계는 Fig. 3과 같으며 여기서 전단변형율을 구하면 다음과 같다.

$$\gamma_{12} = \frac{\sin \theta_i}{\sin \phi \sin(\theta_i - \phi)} \quad (5)$$

공구의 곡선 끝단이 있는 제2영역에서의 속도 관계는 Fig. 4와 같다.

$$V_{2s} = \frac{\sin(\theta - \theta_i)}{\sin(\theta - \phi)} V_{2c} \quad (6)$$

$$V_{2c} = \frac{\sin \phi}{\sin(\theta - \phi)} V \quad (7)$$

제1영역과 제2영역의 경계에서 전단에 의해 소비되는 동력은 다음과 같다.

$$E_{12s} = wt_o V \int \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} \quad (8)$$

Ludwick의 구성방정식은

$$\bar{\sigma} = C \bar{\epsilon}^n \quad (9)$$

이고 단순전단일 때 $d\bar{\epsilon} = \frac{d\gamma}{\sqrt{3}}$ 이므로

식 (5), (8), (9)로부터

$$E_{12s} = \frac{Cwt_o V}{n+1} \left[\frac{\sin \theta_i}{\sqrt{3} \sin \phi \sin(\theta_i - \phi)} \right]^{n+1} \quad (10)$$

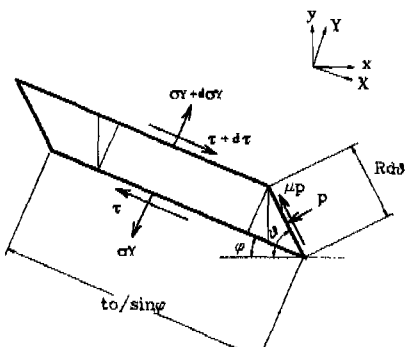


Fig. 2 Stresses in the second region

이다. 제2영역에서 전단에 의하여 소비되는 동력은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} E_{2s} &= \int F_{2s} dV_{2s} = \int \left| \frac{pwt_o V(1 - \mu \cot(\theta - \phi))}{\sin^2(\theta - \phi)} \right| d\theta \\ &= \left| pwt_o V(-\cot(\theta_f - \phi) + \cot(\theta_i - \phi)) \right| \quad (11) \\ &+ \frac{\mu pwt_o V}{2} \left| \cot^2(\theta_f - \phi) - \cot^2(\theta_i - \phi) \right| \end{aligned}$$

또한, 제2영역에서 마찰에 의해 소비되는 동력은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} E_{2f} &= \int V_{2c} dF_{2f} = \int V_{2c} \mu p w R d\theta \\ &= \mu p w R V \sin \phi \ln \left[\frac{\tan(\frac{\theta_f - \phi}{2})}{\tan(\frac{\theta_i - \phi}{2})} \right] \quad (12) \end{aligned}$$

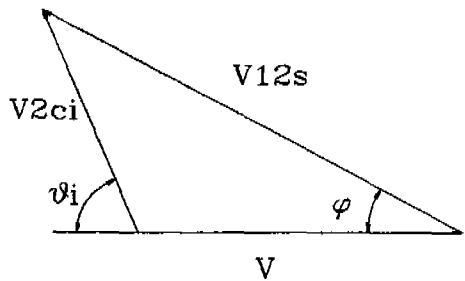


Fig. 3 Velocity Diagram on the Boundary between the First and the Second Regions

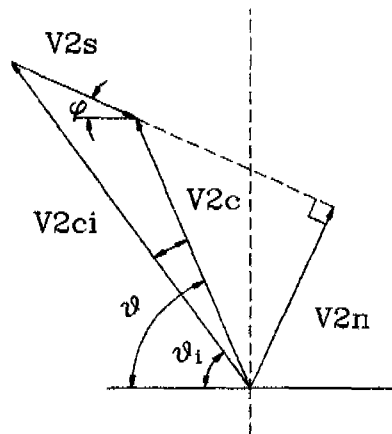


Fig. 4 Velocity Diagram in the Second Region

공구의 곡선끝단이 있는 제2영역과 공구상면인 제3영역의 경계에서의 속도 관계는 Fig. 5와 같고 이 경계에서의 전단변형은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\gamma_{23} = \frac{V_{23s}}{V_{23n}} = \frac{|\cos(\alpha - \theta_f)|}{\cos(\phi - \alpha)\sin(\theta_f - \phi)} \quad (13)$$

그러므로 제2영역과 제3영역의 경계에서 전단에 의해 소비되는 동력은 다음식과 같다.

$$E_{23s} = \frac{Cwt_0V}{n+1} \left[\frac{|\cos(\alpha - \theta_f)|}{\sqrt{3}\cos(\phi - \alpha)\sin(\theta_f - \phi)} \right]^{n+1} \quad (14)$$

제3영역에서 칩의 속도 V_{3c} 는 다음과 같다.

$$V_{3c} = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (15)$$

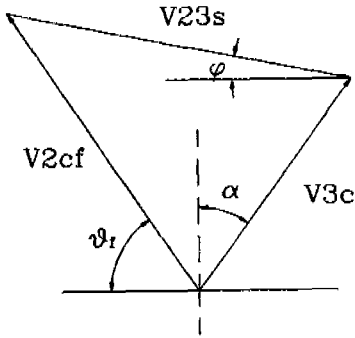


Fig 5. Velocity Diagram on the Boundary between the Second and the Third Regions

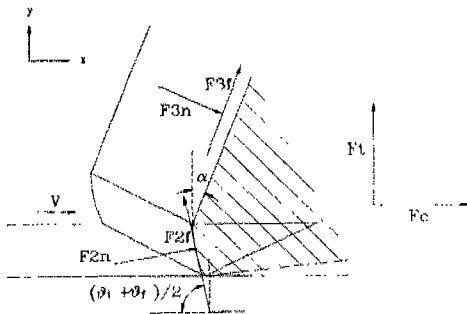


Fig. 6 Force Relationship in Round Edge Cutting Model

이 때에 공구의 상면에 작용하는 마찰력을 F_{3f} 라고 하면 제3영역에서 마찰에 의해 소비되는 동력은

$$E_{3f} = F_{3f} \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} V \quad (16)$$

이다. 식 (10), (11), (12), (14) 및 (16)을 식 (1)에 대입하면

$$\begin{aligned} E_{total} = & \frac{Cwt_0V}{n+1} \left[\frac{\sin \theta_i}{\sqrt{3}\sin \phi \sin(\theta_i - \phi)} \right]^{n+1} \\ & + pwt_0V \left(-\cot(\theta_f - \phi) + \cot(\theta_i - \phi) \right) \\ & + \frac{\mu pwt_0V}{2} \left| \cot^2(\theta_f - \phi) - \cot^2(\theta_i - \phi) \right| \\ & + \mu p w R V \sin \phi \ln \left[\frac{\tan(\frac{\theta_f - \phi}{2})}{\tan(\frac{\theta_i - \phi}{2})} \right] \\ & + \frac{Cwt_0V}{n+1} \left[\frac{|\cos(\alpha - \theta_f)|}{\sqrt{3}\cos(\phi - \alpha)\sin(\theta_f - \phi)} \right]^{n+1} \\ & + F_{3f} \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} V \end{aligned} \quad (17)$$

된다. 그리고, 제3영역에서의 마찰에 의해 소비되는 동력은

$$E_{3f} = \mu p_3 r l_r w V \quad (18)$$

이다. 식 (16)과 (18)에서 단위폭당 마찰력은 다음과 같다.

$$\frac{F_{3f}}{w} = \mu p_3 r l_r \frac{\cos(\phi - \alpha)}{\sin \phi} \quad (19)$$

여기서 p_3 은 공구 상면에서의 수직응력을 나타내며, r 은 칩두께비이고 l_r 은 마찰길이이다. Oxley & Hasting⁽⁹⁾에 의하면 $l_r = 2t_0$ 이고 공구상면에서의 접촉 수직응력은 구리의 항복응력의 3배와 같다고 가정하면 p_3 은 대략 1kN/mm^2 이 된다. 그리고, $\mu = 0.3$ 이라고 가정하면 단위폭당의 마찰력을 구할 수가 있다.

한편, 전단각은 기하학적으로 다음과 같이 구할 수가 있다.

$$\phi = \tan^{-1} \left[\frac{\cos \alpha}{1 - \sin \alpha} \right] \quad (20)$$

Fig. 6은 곡선끝단 절삭모델에서 힘들의 관계를 나타낸다. 전체 절삭력에는 공구상면에서의 마찰력에 의한 영향뿐만 아니라 공구 곡선끝단에서의 수직력과 마찰력에도 영향을 받음을 알 수 있다. 주절삭력(F_c)과 배분력(F_f)은 다음과 같이 표시된다.

$$F_c = F_{sf} \sin \alpha + F_{sn} \cos \alpha + wpR(\theta_f - \theta_i) \left[\cos \frac{\theta_i + \theta_f}{2} - \mu \sin \frac{\theta_i + \theta_f}{2} \right] \quad (21)$$

$$F_f = F_{sf} \cos \alpha - F_{sn} \sin \alpha + wpR(\theta_f - \theta_i) \left[\sin \frac{\theta_i + \theta_f}{2} + \mu \cos \frac{\theta_i + \theta_f}{2} \right] \quad (22)$$

한편, 기존의 직선끝단 절삭모델에서 주절삭력을 S_c 그리고 배분력을 S_t 라고 하고 직선끝단 절삭모델에서의 총비절삭에너지를 u_t , 전단에 의해 소비되는 에너지를 u_s , 공구 상면에서 마찰에 의해 소비되는 에너지를 u_f 라고 하면

$$u_s = \frac{S_c \cos \phi \sin \phi - S_t \sin^2 \phi}{wt_0} \quad (23)$$

$$u_f = \frac{\mu p_1 r_l}{t_0} \quad (24)$$

$$u_t = u_s + u_f \quad (25)$$

가 된다.

3. 시뮬레이션 결과 및 토의

Table 1은 제2장에서 제시한 곡선끝단 절삭모델을 시뮬레이션하기 위한 절삭조건과 상수값이다. 이때 비절삭용력(specific stress) C와 가공경화지수(work hardening exponent) n은 구리의 특성값⁽¹⁰⁾이다. 또한 칩두께비는 Fig. 7에 나타난 Lucca의 실험결과⁽⁴⁾를 이용하였다.

Fig. 8은 Lucca 및 Moriwaki의 실험결과와, 기존의 직선끝단 절삭모델 그리고 이 논문에서 제안한 곡선끝단 절삭모델의 절삭깊이에 따른 주절삭력을 나타낸 것이다. 곡선끝단 절삭에 의한 주절삭력이 직선끝단 절삭모델보다 실험치에 더 가까운 것을 알 수 있다. 그러나 절삭깊이가 1 μm 이하에서는 곡선끝단 절삭모델에

Table 1 Simulation Conditions and material properties

Specific Stress	C=452[N/mm ²]
Work Hardening Exponent	n=0.324
Rake Angle	$\alpha=0$ [degree]
Tool Edge Radius	R=0.5[μm]
Initial Tool Edge Angle	$\theta_i=50$ [degree]
Final Tool Edge Angle	$\theta_f=90$ [degree]
Depth of Cut	$t_0=0.1 \sim 10$ [μm]

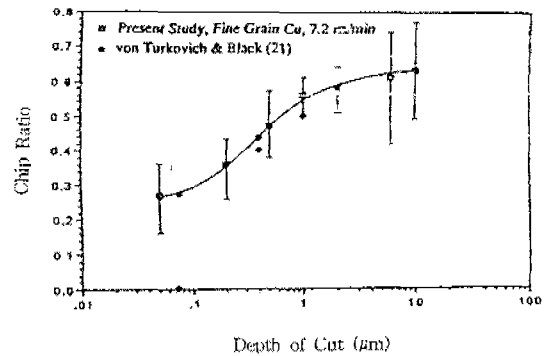


Fig. 7 Chip Ratio Copper according to Depth of Cut (taken from reference)

의한 주절삭력이 직선끝단 절삭모델보다, 실험치와 접근하나 아직도 많은 오차를 나타낸다. 이것은 이 논문에서 고려하지 않은 다른 영향이 있다는 것을 시사한다. 이는 미소절삭영역에서 고려해야 할 두가지 중 이 논문에서 다루지 않은 여유면에서의 탄성회복에 의한 영향으로 사료된다. Fig. 9는 단위폭에 대한 배분력을 나타낸다. 절삭깊이가 1 μm 이하에서의 배분력은 주절삭력보다도 절삭모델에 의한 이론값과 더욱 큰 오차를 나타낸다. 이는 대부분의 탄성회복 방향과 일치하는 배분력이 주절삭력보다 탄성회복의 영향을 더 크게 받기 때문이다. 탄성회복량을 고려하지 않은 본 논문에서 제시한 모델이 배분력의 해석에는 기존의 절삭모델에 의한 해석에 비하여 큰 향상이 없었으며 앞으로 이러한 탄성회복량에 대한 해석이 이루어져야 할 것이다. 전체적으로 유효 음의 공구상면경사각을 고려한 곡선끝단 절삭모델이 직선끝단 절삭모델보다 실험결과에 더 근접한다. Fig.8에서 보는 바와 같이 주절삭력은 곡선끝단 절삭모델이 절삭깊이 0.5 μm 까지는 실험결과와 잘 일치하며 그 이하에서도 기존의 직선끝단 절삭모델보다

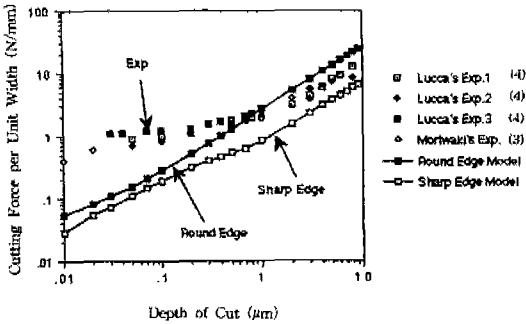


Fig. 8 Comparison of Cutting Force between Experiments, SECM and RECM

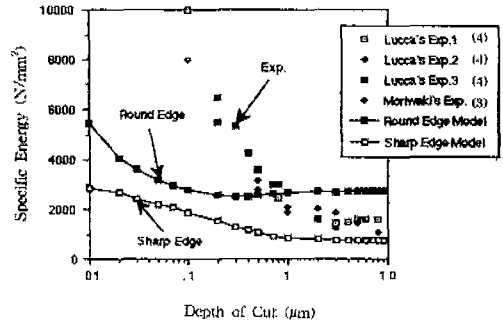


Fig. 10 Comparison of Specific Energy between Experiments, SECM and RECM

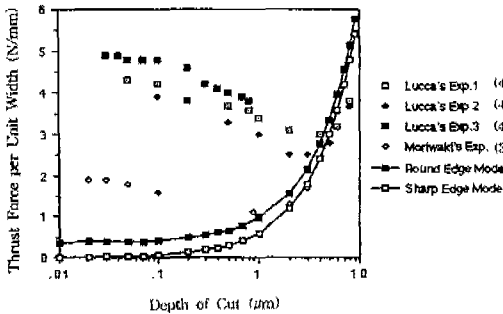


Fig. 9 Comparison of Thrust Force between Experiments, SECM and RECM

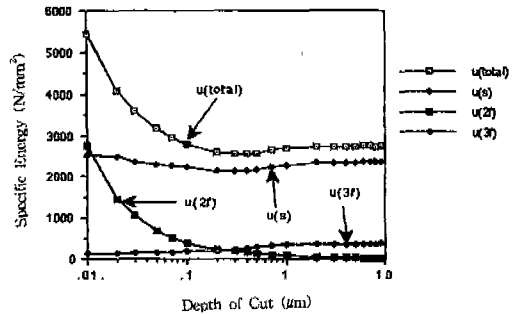


Fig. 11 Components of Specific Energy in RECM

실험 결과에 더 가까운 것을 알 수 있다.

Fig. 10은 절삭깊이에 따른 비절삭에너지(specific energy)를 나타낸 것이다. 실제 실험결과와는 많은 차이가 나지만 절삭깊이 0.5 μm 까지는 곡선끝단 절삭모델이 유효하며, 절삭깊이 0.1 μm 와 1 μm 사이에서는 기존의 직선끝단모델이 평균적으로 실제 비절삭에너지의 약 25%인데 비해, 곡선끝단모델은 평균적으로 실제 비절삭에너지의 약 50%로 약 25%정도 더 실제 값에 가까운 값을 나타낸다. 여기서, 실제 치수효과(size effect)에 공구의 끝단반경에 의한 영향이 있다는 것이 증명된다. 비절삭에너지의 나머지 부분은 재료 자체의 강도의 증가, 여유면에서의 탄성회복등에 의해 생기는 부분일 것이다.

다음은 곡선끝단 절삭모델에서의 비절삭에너지의 성분들을 정량화하여 어느항들이 비절삭에너지에 영향을 미치며 미소절삭에서의 중요한 인자인지를 살펴보겠

다. Fig. 11은 곡선끝단 절삭모델에서의 비절삭에너지의 성분이다. 상면경사각에서의 마찰에 의해 소비되는 에너지($u(3f)$)는 절삭깊이에 상관없이 비절삭에너지에 거의 영향을 미치지 못하고 전단에 의해 소비되는 에너지($u(s)$)는 절삭깊이의 변화에 상관없이 아주 큰 값을 가진다. 그리고 또 절삭깊이가 줄어들수록 공구끝단 반경에서의 마찰력에 의하여 소비되는 에너지($u(2f)$)는 급격히 증가하는 것을 알 수 있다. 절삭깊이가 줄어들어 미소절삭영역으로 갈수록 공구 곡선끝단영역의 마찰력에 의하여 소비되는 에너지가 증가하여 전체 비절삭 에너지에 큰 영향을 미친다. 즉, 공구끝단반경에서의 유효 음의 공구상면 경사각을 고려하였을 때 치수효과 의 원인은 전단에 의한 것과 절삭깊이가 줄어들 때 급격히 증가하는 공구 곡선끝단에서의 마찰력이다.

Fig. 12는 직선끝단 절삭모델에서의 비절삭에너지의 성분이다. 직선끝단 절삭모델에서는 절삭깊이가 작아지

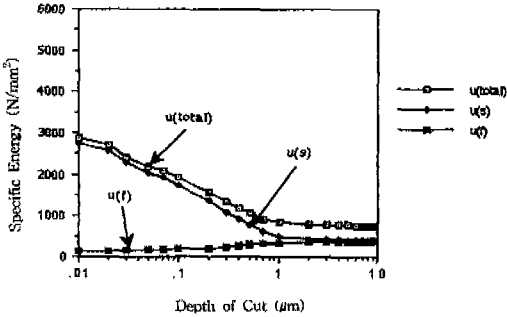


Fig. 12 Components of Specific Energy in SECM

면 공구상면경사각에서 마찰에 의한 영향은 줄어들고 실제 대부분의 에너지는 전단에 의해 소비되는 것을 알 수 있다.

4. 결론

미소 절삭이하의 영역에서 절삭깊이가 공구끝단 반경과 같은 수준의 크기가 되어 유효 음의 공구상면경사각의 영향이 나타나고 또한 여유면에서의 피삭재의 탄성회복에 의한 마찰의 영향이 커진다. 이 논문에서는 유효 음의 공구상면경사각의 영향을 정량적으로 해석하였다. 즉, 공구의 끝단 반경을 고려한 곡선끝단 절삭모형을 제시하였다. 이 새로운 모델은 기존의 직선끝단 절삭모델이 수 μm 이하에서는 실제 절삭력을 잘 나타내 주지 못하는데 비해서 절삭깊이 $0.5 \mu\text{m}$ 까지는 Lucca 및 Moriwaki의 구리 피삭재에 대한 실험결과와 잘 일치하며 대표적인 절삭깊이 $0.1 \mu\text{m}$ 에서는 직선끝단 절삭모델보다 실제값에 25% 더 근접한 값을 보였다.

그리고, 비절삭 에너지를 분석한 결과 절삭깊이 $0.1 \mu\text{m}$ 까지는 전단에 의해 소비되는 에너지가 지배적이었으나 $0.1 \mu\text{m}$ 이하에서는 공구 끝단 반경에서의 마찰에 의해 소비되는 에너지의 영향이 아주 커졌다. 이로써 미소 절삭에서 공구 끝단 반경에 의한 유효 음의 공구상면경사각으로 인하여 생기는 치수효과의 주원인은 전단에 의해 소비되는 에너지와 공구끝단 반경에서 마찰에 의해 소비되는 에너지이다.

이상의 결과들을 정리하면 다음과 같다.

(1)미소 절삭 영역이하에서의 절삭력 특성을 해석하기 위해서 공구 끝단의 반경을 고려한 새로운 곡선끝단

절삭모형을 제시하였다.

(2)이 모델을 이용하여 유효 음의 공구 상면 경사각의 영향을 정량적으로 해석하였다.

(3)새로 제시한 모델은 절삭깊이 $0.5 \mu\text{m}$ 까지는 Lucca 및 Moriwaki의 구리 피삭재에 대한 실험결과와 잘 맞으며 대표적인 절삭깊이 $0.1 \mu\text{m}$ 에서는 기존의 직선끝단 절삭모델보다 약 25% 개선되었다.

(4)이 논문에서 제시한 절삭 모델로부터 치수효과의 원인들 중에는 공구 끝단에서의 전단과 절삭깊이가 줄어들 때 급격히 증가하는 공구 곡선 끝단에서의 마찰력이 있음을 알 수 있다.

참고문헌

1. Sugano, T., Takeuchi, K., Goto, T. and Yoshida, Y., "Diamond Turning of an Aluminum Alloy for Mirror", Annals of the CIRP, Vol.36, No.1, pp.17-20, 1987.
2. Furukawa, Y. and Moronuki, N., "Effect of Material Properties on Ultra precise Cutting Processes", Annals of the CIRP, Vol.37, No.1, pp.113-116, 1988.
3. Moriwaki, T. and Shamoto, E., "Ultra Precision Diamond Turning of Stainless Steel by Applying Ultrasonic Vibration", Annals of the CIRP, Vol.40, No.1, pp.559-562, 1991.
4. Lucca, D.A., Rhorer, R.L., Komanduri, R., "Energy Dissipation in the Ultra Precision Machining of Copper", Annals of the CIRP, Vol.40, No.1, pp.69-72, 1991
5. Merchant, M.E., "Mechanics of the Metal Cutting Process I", Journal of the Applied Physics, Vol.16, pp267-277(a) and pp318-324(b), 1945.
6. 김동식, 미소절삭에서의 절삭력 해석, M.S.Thesis, KAIST, 1993.
7. Dautzenberg, J.H., Veenstra, P.C. and Van der Wolf, A.C.H., "The Minimum Energy Principle for the Cutting Process in Theory and Experiment", Annals of the CIRP, Vol.30, pp1-4, 1981.

8. Dautzenberg, J.H., Kals, J.A.G. and Van der Wolf, A.C.H., "Forces and Plastic Work in Cutting". Annals of the CIRP, Vol. 32, pp.223-227, 1983.
9. Oxley, P.L.B. and Hastings, W.F., "minimum Work as a Possible Criterion for Determining the Frictional Conditions at the Tool/Chip Interface in Machining", Phil. Trans. of the Roy. Soc. of London, Vol. 282, pp.565-584, 1976.
10. Altan, T., Oh, S.I. and Gegel, H.L., Metal Forming : Fundamentals and Applications, American Society for Metals, 1983.