

본 연구는 1997년도 학술진흥재단의 공모과제 연구비에 의하여 연구되었으며, 이에 감사드립니다.

## 크기효과가 고려된 미소절삭시의 온도 및 응력특성에 관한 유한요소해석

김 국 원\*, 이 우 영\*\*

### A Finite Element Analysis for the Characteristics of Temperature and Stress in Micro-machining Considering the Size Effect

Kug Weon Kim\*, Woo Young Lee\*\*

#### ABSTRACT

In this paper, a finite element method for predicting the temperature and stress distributions in micro-machining is presented. The work material is oxygen-free-high-conductivity copper (OFHC copper) and its flow stress is taken as a function of strain, strain rate and temperature in order to reflect realistic behavior in machining process. From the simulation, a lot of information on the micro-machining process can be obtained: cutting force, cutting temperature, chip shape, distributions of temperature and stress, etc. The calculated cutting force was found to agree with the experiment result with the consideration of friction characteristics on chip-tool contact region. Because of considering the tool edge radius, this cutting model using the finite element method can analyze the micro-machining with the very small depth of cut, almost the same size of tool edge radius, and can observe the 'size effect' characteristic. Also the effects of temperature and friction on micro-machining were investigated.

**Key Words** : Micro-machining (미소절삭), Size Effect(크기효과), Finite Element Method(유한요소법)

#### 기호설명

$C_k$  : 벌칙상수  
 $C_p$  : 비열  
 $F_c$  : 주분력  
 $F_t$  : 배분력  
 $g_i$  : 붕괴함수

$k$  : 전단응력  
 $k_c$  : 열전도도  
 $k_t$  : 공구의 열전도도  
 $l$  : 칩-공구 접촉길이  
 $M_i$  : 무한요소의 형상함수  
 $N_i$  : 4절점 사각형 요소의 형상함수  
 $r$  : 공구끝단반경

\* LG전자 Digital-Media Research Lab.  
 \*\* 한국기술교육대학 생산기계공학과

- $S_f$  : 소성변형하는 물체의 표면력이 정의된 면
- $S_v$  : 소성변형하는 물체의 속도가 정의된 면
- $T$  : 온도, 절삭온도
- $T_o$  : 상온
- $T_{int}$  : 칩-공구 접촉면의 평균온도
- $t_1$  : 절삭깊이(미변형 칩두께)
- $t_2$  : 칩두께
- $v$  : 속도
- $V$  : 절삭속도
- $x', y'$  : 표면좌표계
- $W_f$  : 가중합수
- $\dot{Q}$  : 절삭가공중 발생하는 전체 열발생률
- $\dot{Q}_p$  : 소성변형 에너지가 열로 변환되는 양
- $\dot{Q}_f$  : 마찰에 의한 열발생률
- $\dot{Q}_c$  : 칩-공구 접촉면을 통해 공구로 전도되는 열
- $\alpha_s$  : 표면속도벡터의 방향
- $\dot{\epsilon}$  : 상당변형률속도 텐서
- $\rho$  : 밀도
- $\mu$  : 마찰계수, 점도
- $\sigma_n$  : 수직응력
- $\sigma_y$  : 인장시험시 항복응력
- $\sigma$  : 상당(유동)응력 텐서
- $\tau_f$  : 마찰응력

## 1. 서 론

초정밀 절삭에서 목표로 하는 것은 높은 형상 정밀도와 표면거칠기 및 잔류응력으로 대표되는 표면품질(surface integrity)가 향상된 정밀부품을 생산하는 것이다. 절삭가공은 피삭재와 공구의 상대운동에 의해 이루어지므로 절삭공구의 성능은 가공정밀도에 매우 큰 영향을 미친다. 따라서 지난 수 십년 동안 초정밀 절삭에 적합한 절삭공구에 관한 연구가 활발히 진행되었으며, 또한 초정밀 공작기계 및 미소제어기술에 관한 연구도 병행되었다. 초정밀 절삭기술은 최근 빠른 속도로 발전하면서 그 응용범위도 정밀기계부품뿐 아니라 스캐너의 회전다각거울, 컴퓨터의 마그네틱 디스크, 레이저 반사 거울 등과 같은 전자 및 광학산업 부품에까지 적용되고 있다. 초정밀 절삭에서 이루어지는 절삭깊이는 매우 작아서 보통 수 마이크로 또는 나노미터 정도까지의 미소가공이 이루어진다. 이 경우 보통의 절삭메카니즘으로는 설명할 수 없는 현상이 발생하는데, 대표적인 것이 '크기효과'이다. 즉, 미소절삭시

절삭깊이가 감소하면서 단위면적당의 절삭력인 비절삭에너지가 급격히 증가하는 현상을 보이게 된다.

절삭가공에 대해서는 수많은 연구문헌들이 있지만 미소절삭에 대한 내용은 많지 않다. Moriwaki와 Okuda<sup>(1)</sup>, Furukawa와 Moronuki<sup>(2)</sup>는 수  $\mu\text{m}$ 이하의 미소절삭실험을 통해 절삭두께의 감소에 따라 비절삭에너지가 급격히 증가함을 관찰하고 이는 절삭두께가 거의 공구끝단반경 수준인 경우, 이에 의해 유효상면경사각이 감소하게 되고 피삭재의 탄성회복에 의해 여유면과의 마찰이 발생하기 때문이라 생각하였다. Lucca등<sup>(3)</sup>은 절삭깊이 0.025 - 15 $\mu\text{m}$ 까지의 실험을 통해 절삭에너지의 변화를 관찰하였고, 2 $\mu\text{m}$ 이하의 절삭깊이에서는 공구끝단반경의 고려가 필요하다고 하였다. Lucca와 Seo<sup>(4)</sup>는 공구끝단반경이 각각 0.25, 0.5 $\mu\text{m}$ 인 단결정 다이아몬드 공구를 사용한 실험에서 공구끝단반경이 절삭력에 미치는 영향을 살펴 보았다. 또한 절삭깊이가 공구끝단반경에 비해 상대적으로 큰 경우 절삭력은 상면경사각에 좌우되지만, 상대적으로 작은 경우 공구끝단반경의 영향이 더 커짐을 확인하였다. Yuan등<sup>(5)</sup>은 공구끝단반경과, 절삭이 가능한 최소절삭깊이 사이의 관계를 해석하여, 보통 사용하는 다이아몬드 공구의 끝단반경이 0.2 - 0.6 $\mu\text{m}$ 일때, 최소절삭깊이는 0.05 - 0.2 $\mu\text{m}$ 가 된다고 하였다. Moriwaki등<sup>(6)</sup>은 강소성 유한요소법을 이용하여 2차원 미소절삭을 해석하였고, 절삭깊이에 대한 공구끝단반경의 영향을 고찰하고 실험값과 비교하였다. 또한 그 후<sup>(7)</sup> 온도해석과정도 추가하여 피삭재와 공구의 온도분포를 해석하였다. 그러나 이 연구에서는 유동응력을 변형률만의 함수로 가정하였다는 한계가 있다. Lin과 Lo<sup>(8)</sup>는 탄소성 유한요소법을 이용하여 2차원 미소절삭을 해석하고 가공면의 잔류응력을 계산하였다. 해석시 변형률, 변형률 속도 및 온도의 영향을 모두 고려할 수 있어 이전의 연구에 비해 좀더 현실적인 거동을 예측할 수 있으나, 공구끝단반경의 영향을 고려할 수 없기 때문에 문헌에서는 2 $\mu\text{m}$ 의 절삭깊이를 가지는 미소절삭에 대해서만 다루었다.

이상의 언급한 논문에서 알 수 있듯이 현재까지 미소절삭에 대한 연구는 절삭력 측정실험을 바탕으로 한 정성적 해석이 대부분이며, 유한요소법을 이용한 정량적인 절삭 해석은 매우 미미하고 또한 각각의 연구들이 약간의 문제점들을 가지고 있으므로 미소절삭 특성 중 제한된 정보만을 얻을 수 있었다.

본 연구에서는 Kim과 Sin<sup>(9)</sup>의 열점소성 절삭모델을 바탕으로 미소절삭가공을 해석하였다. 이 모델은 Euler

formulation을 따르기 때문에, 유한요소법을 이용하는 다른 절삭모델들에서 문제가 되는 칩분리 조건이 필요없다는 장점이 있다. OHFC구리를 피삭재로 하고 단결정 다이아몬드공구를 사용하여 2 $\mu$ m 정도의 미소절삭에 대한 수치해석을 수행하였다.

칩-공구 접촉면의 마찰특성을 변화시켜 기존의 실험결과와 비교하였고 이를 바탕으로 미소절삭에 적합한 마찰계수 값을 살펴보았다. 본 해석모델이 공구의 끝단반경을 고려할 수 있기 때문에 이와 같은 크기를 갖는 0.2 $\mu$ m절삭 깊이에 대해서도 해석을 수행하였으며, 이를 통하여 '크기효과'를 살펴볼 수 있었다.

## 2. 절삭가공시 피삭재의 거동 및 마찰특성

### 2.1 피삭재의 상당응력

절삭가공시 피삭재는 높은 온도, 큰 소성변형을 동시에 겪게 되며, 이 경우 피삭재의 물성치는 온도에 큰 영향을 받게 된다. 절삭시 상승된 온도는 피삭재의 상당응력(유동응력)을 변하게 하고 공구 마멸의 촉진, 가공면에 열변질층의 발생 등 여러 문제를 발생시키므로 절삭가공을 해석하는데 있어 온도의 영향을 고려하는 것은 매우 중요한 일이다. 높은 온도 하에서 물체는 보통 속도의존성(rate-sensitivity)을 나타내므로 절삭가공 해석을 위해서는 변형률속도의 영향을 고려해야 하며 피삭재의 유동과 열 전달 문제를 동시에 해석하여야 한다.

소성변형시 속도의존성을 나타내는 물체를 점소성체라 부른다. Von Mises항복조건을 따르는 점소성체의 경우 편차응력과 변형률속도 사이에는 다음 식이 성립한다.

$$s_{ij} = \dot{\lambda} \dot{\epsilon}_{ij} \quad (1)$$

$$\dot{\lambda} = 2 \left( \mu + \frac{\sigma_y}{3\dot{\epsilon}} \right) \quad (2)$$

완전 소성체의 경우 점성을 나타내는 식(2)의 첫째 항이 없어지고 점성유체의 경우 두 번째 항이 없어진다. 식(1)을 상당응력과 상당변형률속도로 나타내면 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = \frac{3}{2} \dot{\lambda} \dot{\epsilon} \quad (3)$$

여기서  $\bar{\sigma}$ ,  $\dot{\epsilon}$ 는 각각 상당응력과 상당변형률속도를 나타내며 다음과 같이 정의된다.

$$\dot{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}} \quad (4)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}} \quad (5)$$

### 2.2 마찰특성

마찰력은 칩형성과 공구성능에 밀접한 관련이 있으므로 절삭가공을 정확히 해석하기 위해서는 칩-공구간의 마찰특성을 이해하는 것이 매우 중요하다. 수많은 실험(광탄성기법<sup>(10)</sup>, 스플리트(split)공구 또는 투명한 사파이어 공구 이용<sup>(11)</sup>)으로부터 공구상면의 응력분포는 일정하지 않음이 밝혀졌다. 공구상면에서의 전형적인 응력분포는 Fig. 1과 같다. 수직응력은 공구끝단으로 가면서 지속적으로 증가하지만, 전단응력은 증가하다가 일정한 값을 보인다.

즉, 공구상면을 두 영역(미끄럼 및 고착 영역)으로 나눌 수 있다. 미끄럼 영역에서는 수직응력이 비교적 작아 건마찰이 발생하며, 고착영역에서는 수직응력이 매우 높으므로 결보기 접촉면적과 실제 접촉면적이 같아져서 마찰력은 거의 일정한 값을 보이게 된다. 실험적 관찰 결과로부터, 미끄럼 영역에서는 쿨롱의 마찰법칙이 적용되며 고착영역에서는 일정한 마찰응력 값이 사용된다. 이러한 마찰응력은 다음과 같은 수식으로 나타낼 수 있다.

$$\tau_f = \mu \sigma_n \quad \text{when } \tau_f < k \quad (6)$$

$$\tau_f = k \quad \text{when } \tau_f \geq k \quad (7)$$

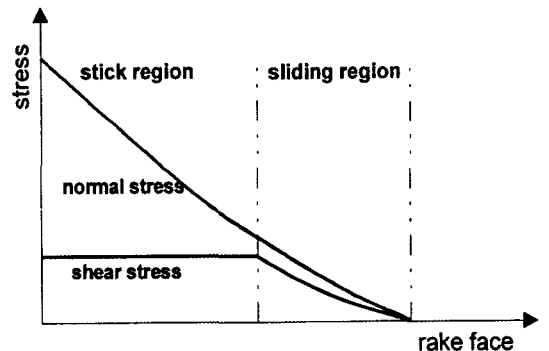


Fig. 1 A typical stress distribution on the rake face

### 3. 유한요소해석 모델

#### 3.1 지배방정식 및 유한요소이산화 속도방정식

소성변형하는 물체의 경우 다음의 지배방정식을 만족한다.

$$\text{평형방정식 : } \sigma_{ij,j} = 0 \quad (8)$$

$$\text{구성방정식 : } \dot{\epsilon}_{ij} = \frac{3}{2} \frac{\dot{\epsilon}}{\sigma} s_{ij} \quad (9)$$

$$\begin{aligned} \text{경계조건 : } \quad v_i &= v_i^* && \text{on } S_v \\ f_i &= f_i^* && \text{on } S_f \end{aligned} \quad (10)$$

$$\text{적합조건 : } \dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2}(v_{i,j} + v_{j,i}) \quad (11)$$

약형식과 체적불변성 조건,  $\dot{\epsilon}_{ii} = 0$ 을 이용하면 유한요소이산화를 위한 기본방정식은 다음과 같이 된다.

$$\int_V s_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} dV + C_k \int_V \dot{\epsilon}_{ii} \delta \dot{\epsilon}_{ii} dV - \int_{S_f} f_i^* \delta v_i dS = 0 \quad (12)$$

물체의 속도분포는 다음과 같이 절점속도와 형상함수로 나타낼 수 있다.

$$v = \sum_n v^n N_n(x) \quad (13)$$

식(10)을 이용하면 변형률속도 텐서는 다음과 같이 계산된다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \sum_n \left( v_i^n \frac{\partial N_n(x)}{\partial x_j} + v_j^n \frac{\partial N_n(x)}{\partial x_i} \right) \quad (14)$$

식(11)로부터 속도와 변형률속도간의 관계를 나타내는 B행렬을 정의할 수 있다.

$$\dot{\epsilon} = Bv \quad \text{또는} \quad \dot{\epsilon}_{ij} = \sum_{nk} B_{ijnk} v_k^n \quad (15)$$

이제 상당변형률속도를 다음과 같이 행렬식으로 나타낼 수 있다.

$$\left( \dot{\epsilon} \right)^2 = \dot{\epsilon}^T D \dot{\epsilon} = v^T B^T D B v \quad (16)$$

여기서 D는 평면변형을 문제의 경우 다음과 같다.

$$D = \begin{bmatrix} \frac{2}{3} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{2}{3} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{3} \end{bmatrix} \quad (17)$$

체적변형률속도 역시 절점속도로 나타낼 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_v = \dot{\epsilon}_x + \dot{\epsilon}_y + \dot{\epsilon}_z = C^T v \quad (18)$$

여기서

$$C^T = [1 \ 1 \ 1 \ 0] B. \quad (19)$$

이제 기본방정식 (12)는 다음과 같이 이산화 되어 일련의 비선형 연립방정식이 만들어진다.

$$Kv = R \quad (20)$$

$$\text{여기서} \quad K = \int_V \frac{\sigma}{\epsilon} B^T D B dV + C_k \int_V C C^T dV \quad (21)$$

$$R = \int_{S_f} N^T F dS \quad (22)$$

#### 온도방정식

2차원 정상상태의 절삭가공에서는 다음의 에너지 방정식이 성립한다.

$$k_c T_{,ii} - \rho C_p \frac{dT}{dt} + \dot{Q} = 0 \quad (23)$$

$$T = T_b \quad (24)$$

$$\text{경계조건} \quad -k_c \frac{\partial T}{\partial n} = q$$

$$-k_c \frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_o)$$

물체내의 온도분포는 다음과 같이 절점온도와 형상함수로 나타낼 수 있다.

$$T = NT \quad (25)$$

가중함수,  $W_i$ 이용하는 Galerkin법에 의해 식(20)은 다음과 같게 된다.

$$\int_V \mathbf{W}^T \left[ k_c \frac{\partial^2 \mathbf{N}}{\partial x_i^2} \mathbf{T} - \rho C_p v_i \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_i} \mathbf{T} + \dot{Q} \right] dV = 0 \quad (26)$$

Green정리와 경계조건의 적용으로 에너지방정식은 최종적으로 다음과 같이 이산화 된다.

$$\mathbf{HT} = \mathbf{F} \quad (27)$$

여기서

$$\mathbf{H} = \int_V \left[ k_c \frac{\partial \mathbf{W}^T}{\partial x_i} \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_i} + \rho C_p v_i \mathbf{W}^T \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_i} \right] dV + \int_{S_h} h \mathbf{W}^T \mathbf{N} dS \quad (28)$$

$$\mathbf{F} = \int_V \mathbf{W}^T \dot{Q} dV + \int_{S_q} \mathbf{W}^T q dS - \int_{S_h} \mathbf{W}^T h T_0 dS \quad (29)$$

### 3.2 경계조건 및 열발생률 고찰

#### 경계조건

Fig. 2는 절삭가공 해석 시 사용된 형상, 속도 및 온도 경계조건에 대해 나타낸 그림이다. 공구의 상면경사각, 여유각, 공구끝단반경, 절삭깊이에 의해 공구의 형상은 결정되고 칩의 형상이 가정된다. 절삭속도  $V$ 는 절삭되는 부위에서 멀리 떨어진 곳에서 속도 경계조건으로 작용하며, 공구와 접촉하는 D-E 에서는 공구면에 수직한 방향으로 속도성분이 구속된다. A-B, C-D, E-F는 자유표면이며 이 부분의 형상을 미리 알 수 없으므로 계산도중 칩의 형상을 적절히 조절하여야 한다. E 는 그림의 상세부에 나타내었듯이 공구끝단반경과 여유면이 만나는 점을 선택하였다.

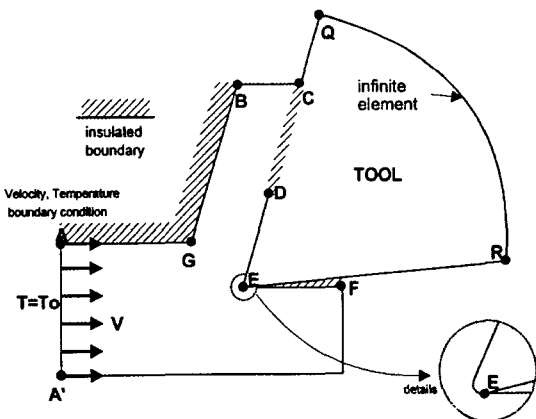


Fig. 2 Geometry and boundary condition

칩의 형상은 수직방향으로의 속도성분이 없어야 한다는 조건으로 계산할 수 있다. 칩의 표면상에 좌표값이 알려진, 고정된 점이 존재한다면 이 점으로부터 다음과 같이 적분함으로써 칩의 형상을 구할 수 있다.

$$\frac{dy'}{dx'} \equiv \alpha, \text{ 또는 } y' = \int_0^{x'} \alpha_s dx' \quad (30)$$

칩과 공구와의 접촉길이는 칩의 형상, 칩과 공구와의 마찰력, 공구에 가해지는 절삭저항계산에 꼭 필요한 요소이며 칩-공구간의 열 전달 경로가 되기 때문에 아주 중요한 변수이다. 접촉면에서 모든 절점은 압축력을 가져야 한다는 조건으로 접촉길이를 계산할 수 있으며 자유표면 계산과 동시에 이루어 진다. 계산과정은 다음과 같다.

- 1) 칩 형상과 접촉길이를 가정한다.
- 2) 유한요소해석에 의해 모든 절점에서의 속도와 칩과 접촉되는 절점에서의 응력을 구한다.
- 3) 식 (30)에 의해 자유표면의 위치를 구한다. 만약 절점이 공구상면을 침입할 경우 그 절점은 공구와 접촉하였다고 간주된다. 만약 접촉 절점에서 응력이 인장력이면 그 절점은 공구와 분리되었음을 의미하며 그 절점에서부터 자유표면으로 간주된다.
- 4) 자유표면의 수직방향속도가 무시될 정도로 작고 접촉절점에서의 응력이 모두 압축력이 될 때까지 2)-3) 계산이 반복된다.

다음은 온도경계조건에 대해 살펴보겠다. 절삭유를 사용하지 않는 경우 대기로의 열 이동(전도, 대류 및 복사)은 무시할 만큼 적기 때문에 대기에 노출되어 있는 칩, 피삭재 및 공구의 표면은 절연되었다고 가정한다. 공구끝단에서 멀리 떨어져 있는 칩의 끝부분에서는 온도구배가 매우 작을 것이라 예상되므로 표면의 수직방향으로 단열조건이 적용되었다. 피삭재의 오른쪽 끝부분과 아래 경계부분에서도 같은 조건이 적용될 수 있다. 피삭재의 왼쪽 끝부분은 소성변형 영역에서 비교적 멀리 떨어져 있으므로 피삭재의 초기온도를 계속 유지한다고 가정하였다.

공구의 경계면(Fig. 2 Q-R부분)에는 무한요소를 사용하여 효율적으로 공구내의 온도분포를 계산하였다.  $\eta$  방향으로 무한한 경우 형상함수는 다음과 같다.

$$M_i(\xi, \eta) = N_i(\xi, \eta) \cdot g_i(\xi, \eta) \quad (31)$$

본 연구에서와 같이  $\eta$  방향으로 무한한 경우 붕괴함수

는 다음과 같다.

$$g_i(\xi, \eta) = \left( \frac{\eta_i - \eta_o}{\eta - \eta_o} \right)^m \quad (32)$$

여기서  $\eta_o$ 는  $\eta$  방향으로 임의의 한 점을 나타내며 (+)방향으로 무한한 경우  $\eta_o < -1$ 을 만족해야 한다. 사용된  $m$ 의 값은 1.2이다.

**열발생률**

절삭가공중에 발생하는 열은 피삭재의 소성변형에너지가 열로 변환되는 것과 칩-공구 접촉면에서의 마찰열, 두 가지이다. 따라서 전체 열 발생률은 다음과 같다.

$$\dot{Q} = \dot{Q}_p + \dot{Q}_f \quad (33)$$

여기서  $\dot{Q}_p$ 는 소성변형에너지가 열로 변화되는 값이며 다음과 같이 계산된다.

$$\dot{Q}_p = \int_V \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} dV \quad (34)$$

여기서  $\sigma_{ij}$ 는 편차응력 성분,  $\dot{\epsilon}_{ij}$ 는 편차변형률속도 성분을 나타낸다.

마찰에 의한 열은 칩-공구 접촉면에서의 칩속도,  $v_f$ 와 마찰응력,  $\sigma_f$ 에 의해 다음과 같이 계산된다.

$$\dot{Q}_f = \int_l |\sigma_f v_f| dl \quad (35)$$

여기서  $l$ 은 칩-공구 접촉지역을 나타낸다.

이러한 열은 칩-공구 접촉면을 따라 공구로 전도되며, 그 값은 공구로의 열 유속을 칩-공구 접촉면을 따라 적분함으로써 계산할 수 있다. 즉,

$$\dot{Q}_c = - \int_l k_i \frac{\partial T}{\partial n} dl \quad (36)$$

여기서  $\dot{Q}_c$ 은 접촉영역을 통하여 공구로 전달되는 열 발생률,  $k_i$ 는 공구의 열전도도이다.

**3.3 해석과정 소개**

본 해석모델에서는 피삭재의 변형률, 변형률속도 및 온

도의 변화에 따른 유동응력을 모두 고려하기 때문에 심한 비선형 문제가 되며 반복해법에 의해 해를 구하게 된다. 따라서 초기에 여러 가지 값들을 먼저 가정하고 점차적으로 계산 값과 가정된 값을 비교함으로써 해를 구하게 된다. 먼저 칩과 피삭재 내 각 절점에서의 속도 및 각 요소의 변형률속도를 계산하는데, 칩의 형상을 미리 알지 못하기 때문에 칩의 초기 형상을 먼저 가정한다. 속도 계산에 있어서 온도와 변형률의 값을 필요로 하므로 칩, 피삭재 및 공구의 초기 온도와 칩과 피삭재 내 각 요소에서의 변형률을 설정한다. 이렇게 가정된 칩 형상, 온도, 변형률에 의해 각 절점속도와 각 요소의 변형률속도 및 응력 등이 계산되면, 이를 바탕으로 칩, 피삭재 및 공구의 온도분포를 계산한다. 온도계산 시 절삭속도가 큰 경우 해가 불안정하게 되므로, 식(26)의 가중함수 선택 시 upwind 기법이 이용되었다. 각 요소에서의 상당응력과 상당변형률속도의 곱이 열원으로 작용하며 칩-공구 접촉면에서는

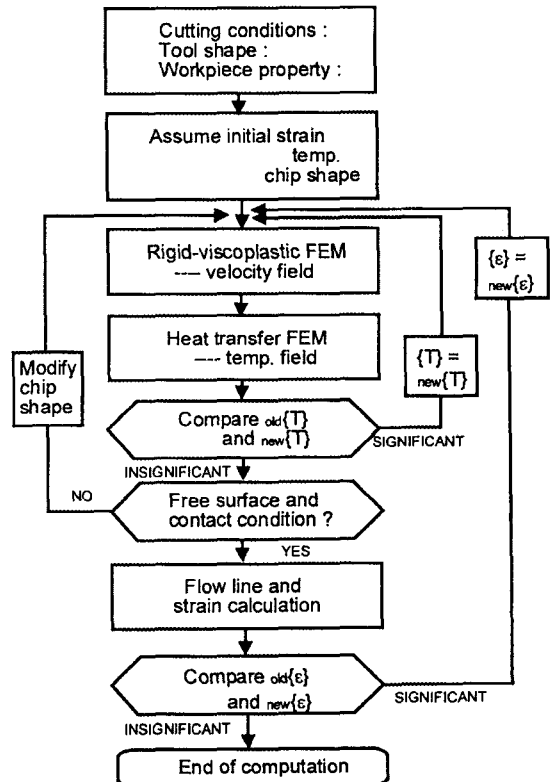


Fig. 3 Flow chart of finite element analysis program for machining

마찰열이 발생하고 또한 이 면은 공구로의 열 전달 경로가 된다. 계산된 절점온도는 이전에 가정 또는 계산된 온도와 비교되고 온도norm이 허용치를 만족하면 다음 계산 단계인 칩 형상 결정 단계로 넘어간다. 만약, 허용치를 초과하면 계산된 온도를 바탕으로 다시 절점속도를 계산하는 과정으로 되돌아간다. 표면속도의 수직성분이 없어야 한다는 자유표면 조건과 칩-공구 접촉면에서는 모두 압축력을 가져야 한다는 조건으로 칩의 형상과 칩-공구 접촉길이가 계산된다. 역시 이전에 가정 또는 계산된 값들과 비교하여 허용치를 초과하면 새로운 칩 형상, 칩-공구 접촉길이에 대해서 속도계산을 다시 시작한다. 속도, 온도 및 칩 형상 결정과정을 모두 동시에 만족하면 최종적으로 각 요소의 상당변형률을 계산한다. 피삭재와 칩의 유동선과 상당변형률은 선형보간법에 의해 구한다. 변형률 역시 계산값과 이전에 가정된 값과의 비교를 통해 반복 계산하게 되는데, 허용치를 벗어나는 경우 처음의 속도 계산과정으로 되돌아가게 된다. 온도 및 변형률의 변화는 극히 미미하며 보통 3 ~ 4회의 반복계산으로 해는 수렴하게 된다. Fig. 3 은 이상의 내용을 바탕으로 작성된 해석 프로그램의 흐름도를 나타낸다.

피삭재는 변형률, 변형률속도 및 온도의 영향이 고려된 다음의 유동응력식이 사용되었다<sup>(6)</sup>.

$$\sigma = (A + B\bar{\epsilon}^n)(1 + C \ln \dot{\bar{\epsilon}})(1 - \bar{T}^m) \quad (37)$$

여기서 A는 90 MPa, B는 292 MPa이며, 변형률속도 계수 C는 0.025, m은 1.09, 가공경화계수인 n은 0.31이다.  $\bar{T}$ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\bar{T} = \frac{(T - T_{room})}{(T_{melt} - T_{room})} \quad (38)$$

여기서  $T_{melt}$ 는 1356 K이다.

칩-공구 접촉부에서의 마찰특성은 식 (6,7)을 이용하였다. 해석에 사용된 피삭재와 공구의 여러 물성 값들을 Table 1에 나타내었다.

Table 1. Physical properties of the workpiece and the tool

Material	$C_p$ (J/(kg K))	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	$k_s$ (W/(m K))
Workpiece(OHFC copper)	385.5	8960.	393.6
Tool(diamond)	420.	3520.	1000.

## 4. 해석결과 및 고찰

### 4.1 온도 및 응력분포

본 해석모델의 유용성을 검증하기 위해 Lucca등<sup>(3)</sup>의 실험과 같은 조건하에서 절삭가공 해석을 수행하였다. 상면경사각은 0°, 절삭깊이 2 $\mu$ m, 절삭속도 100 mm/s, 공구끝단반경은 문헌에 의하면 0.1~0.3 $\mu$ m이므로 여기서는 이의 평균인 0.2 $\mu$ m값을 취하였다. Fig. 4는 해석을 위한 유한요소 모델링을 나타낸다. 초기 칩의 형상은 공구상면을 따라 놓여 있으며, 칩-공구 접촉길이는 절삭깊이의 두 배에 해당하는 길이로 가정되었다. 이렇게 가정된 칩의 형상은 3.2절에서 설명된 칩형상 결정방법에 따라 반복 계산된다.

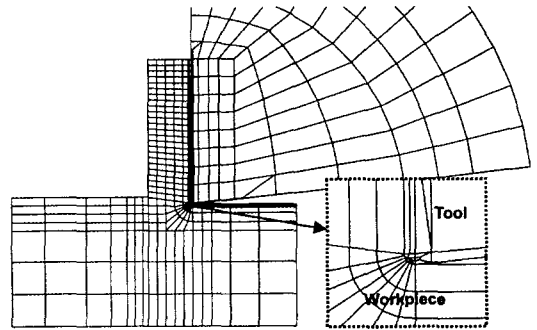


Fig. 4 Finite element model of assumed chip shape for 0° rake angle, 6° clearance angle, 0.2 $\mu$ m tool edge radius and 2 $\mu$ m depth of cut

Lucca 등<sup>(3)</sup>의 실험 값과의 비교를 Table 2에 나타내었다. 해석 시 칩-공구 접촉면에서의 정확한 마찰특성을 알 수 없으므로 식(6,7)을 사용함에 있어서 마찰계수 값을 0.15, 0.3인 경우와 전혀 마찰을 고려하지 않은 경우에 대해 수치해석을 수행하였다. 상면경사각이 0°이므로 마찰계수의 값에 따라 특히 배분력이 큰 영향을 받으며, 주분력의 경우에도 약간의 변화를 일으킨다. 예측되는 값은 실험 값과 비교해 볼 때, 주분력의 경우 비교적 잘 일치하고 있으며 전혀 마찰을 고려하지 않은 경우에도 큰 오차를 보이지 않는다. 배분력의 경우 예측 값은 실험 값에 비해 작은 값을 보이고 있으며, 마찰계수 0.3인 경우 실험 값의 약 80%를 보이고 있다. 주분력이 비교적 정확히 예측되는 데 비해 배분력의 예측 시 비교적 큰 오차를 보이는 이유는, 배분력은 특히 피삭재 가공면과 깊은 관계

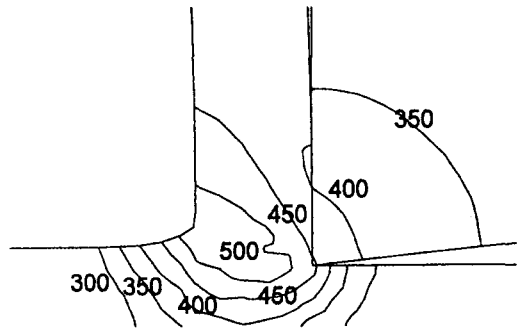
가 있으며, 공구끝단의 마모 및 피삭재의 탄성회복 등에 의해 직접적으로 영향을 받으므로, 본 해석모델에서 고려하지 못하는 이러한 성분들 때문이라고 생각된다. 따라서 본 절삭모델의 한계성 때문에 정확한 마찰계수 값을 선정할 수는 없으나 절삭력 비교에서 볼 때, 0.3 이하의 값을 가질 것이라 판단된다. 비록 마찰계수 0.3을 사용한 경우 배분력이 실험값보다 작게 계산되지만, 탄성회복 등의 영향을 고려한다면 이 값을 한계 값으로 판단하여도 큰 무리는 아닐 것이다. 본 절에서는 마찰계수 0.3인 경우 온도 및 응력분포를 살펴보겠다.

**Table 2 Comparison between the experiment and simulation for cutting force (unit: N/mm)**  
 (rake angle : 0° , cutting speed : 100 mm/s, tool edge radius : 0.2 $\mu$ m, depth of cut : 2 $\mu$ m)

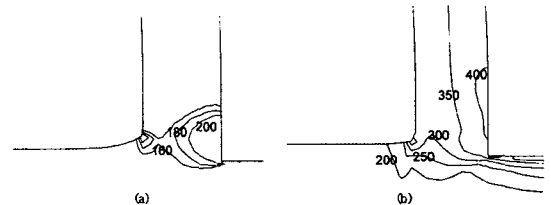
	Principal force (Fc)	Thrust force (Ft)
Experiment	About 3.0	About 2.5
Simulation		
Ignoring friction effect	2.775	0.076
Friction coefficient, $\mu=0.15$	3.036	1.083
Friction coefficient, $\mu=0.3$	3.378	2.158

Fig. 5는 계산된 칩과 공구의 온도분포이다. 일반적인 절삭가공에서는 칩과 공구의 접촉면에서 최대 온도 값이 나타나며, 이 때문에 칩-공구 접촉면의 평균온도를 절삭온도라 칭하고 이에 대해 많은 연구들이 수행되었다. 그러나 본 연구에서처럼 다이아몬드 공구를 사용하여 OFHC 구리를 미소절삭하는 경우 각각의 열전도도가 일반적인 경우보다 (예를 들면 초경합금 공구를 이용한 탄소강 절삭) 약 10배 이상 크므로 절삭가공 중 발생한 열이 공구를 통해 급격히 전도되고, 전단응력이 집중되어 열원이 되는 부분 중 공구와 접촉하지 않고 공기와 접해 있는(공기는 단열조건을 부여하였음) 부분에서 최대온도를 나타내게 된다. 그 값은 569.2 °C 이며, 2 $\mu$ m의 미소 절삭임에도 불구하고 비교적 높은 값을 보인다. Fig. 6의 (a)는 최대전단응력분포, (b)는 상당응력분포를 나타낸다. 대부분의 최대전단응력은 일반적으로 전단면이라 일컬어지는 부분(칩이 형성되기 시작하는 면; Fig. 2의 E점과 G점을 잇는 부분)을 중심으로 분포되어 있으며, 공구쪽으로 넓게 분포되어 있다. 상당응력분포는 피삭재의 변형정도를 나타내며, 칩-공구 접촉면에서 피삭재는 가장 크게 소성변형 되었음을 알 수 있다. Fig. 6으로부터 피

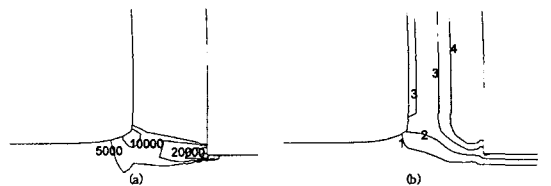
삭재는 전단면을 중심으로 하는 제 1 소성역과 칩-공구 접촉면을 중심으로 하는 제 2 소성역을 가지게 됨을 명백히 알 수 있다. Fig. 7 (a)는 상당변형률속도분포를, (b)는 상당변형률분포를 보이고 있다. 상당변형률속도분포 역시 전단면을 중심으로 분포되어 있으며, 공구끝단 부위에서 최대값을 보이고 그 값은  $1.57 \times 10^5$ 으로 매우 높다. 상당변형률의 최대값 역시 매우 높으며 그 값은 5.23이다. 그 분포를 살펴보면 칩부분에서, 변형이 일정하지 않고 공구 쪽 부분에 더 큰 변형이 발생하였음을 알 수 있다.



**Fig. 5 Contours of predicted temperature for 0° rake angle, 0.2 $\mu$ m tool edge radius and 2 $\mu$ m depth of cut [unit : °C ]**



**Fig. 6 Contours of predicted stresses for 0° rake angle, 0.2 $\mu$ m tool edge radius and 2 $\mu$ m depth of cut: (a) maximum shear stress [unit : MPa]; (b) effective stress [unit : MPa]**



**Fig. 7 Contours of predicted values for 0° rake angle, 0.2 $\mu$ m tool edge radius and 2 $\mu$ m depth of cut: (a) effective strain rate; (b) effective strain**



4.2 절삭깊이의 변화에 따른 절삭특성

절삭깊이의 변화에 따른 절삭특성 중 가장 관심있는 부분이 절삭깊이의 감소에 따른 절삭력, 또는 비절삭에너지의 변화이다. 본 연구에서는 3가지의 절삭깊이, 2 $\mu\text{m}$ , 1 $\mu\text{m}$ , 0.2 $\mu\text{m}$ 에 대해 해석을 수행하였고 그 결과를 Table 3에 나타내었다. 절삭깊이가 감소하면서 절삭력의 주분력, 배분력 모두 감소하며, 절삭온도의 최대값 및 칩두께 역시 감소한다. 그러나 상당변형률속도의 최대값은 절삭깊이 0.2 $\mu\text{m}$ 가 2 $\mu\text{m}$ 에 비해 약 4배 이상 크며, 최대전단응력 및 상당응력의 최대값 역시 2배 이상 증가하였는데, 이는 절삭깊이 0.2 $\mu\text{m}$ 인 경우가 더 큰 변형을 일으켰음을 의미한다. 이러한 현상은 일반적인 절삭조건하에서도 같은 경향이 계산되었다<sup>9)</sup>. 단위면적당의 절삭력인 비절삭에너지의 경우 절삭깊이가 감소하면 증가하는데, 0.2 $\mu\text{m}$  절삭깊이의 경우 2 $\mu\text{m}$  절삭깊이에 비해 약 1.5배 증가하였다. 실제로 0.2 $\mu\text{m}$  절삭깊이를 가지는 경우 피삭재의 탄성회복 또는 공구 여유면의 마멸 등 여러 원인으로 절삭력, 특히 배분력이 더욱 증가하게 되지만, 본 연구에서처럼 그러한 요인들은 무시하더라도 공구끝단반경의 영향만으로 비절삭에너지가 증가하는 '크기효과'를 살펴볼 수 있다.

Table 3 Simulation results for various depths of cut for 0° rake angle, 100 mm/s cutting speed and 0.2 $\mu\text{m}$  tool edge radius

Depth of cut ( $\mu\text{m}$ )	2.	1.	0.2
Fc(N/mm)	3.378	2.143	0.579
Ft(N/mm)	2.158	1.314	0.350
Tmax(°C)	569.2	400.7	124.8
l2( $\mu\text{m}$ )	12.99	6.48	1.12
l( $\mu\text{m}$ )	13.79	10.29	2.04
$\bar{\epsilon}_{max}$	$1.57 \times 10^5$	$2.56 \times 10^5$	$6.92 \times 10^5$
$\bar{E}_{max}$	5.23	5.19	5.02
$\tau_{max}$ (MPa)	240.8	286.5	410.0
$\bar{\sigma}_{max}$ (MPa)	442.3	496.1	710.0
$\phi (= \tan^{-1} l_2/l_1)$	8.75	8.77	10.13
$u_r$ (N/mm <sup>2</sup> )	2004.2	2513.8	3382.8

Fig. 8과 Fig. 9의 (a), (b)는 각각 1 $\mu\text{m}$ , 0.2 $\mu\text{m}$  절삭깊이에 대한 온도분포 및 최대전단응력분포를 나타낸다. 절삭깊이 2 $\mu\text{m}$ 인 경우(Fig. 5 참조)와 비교할 때, 온도의

절대값만 감소하고 거의 같은 온도분포를 보인다. 그러나 최대전단응력의 경우, 절삭깊이 2 $\mu\text{m}$ 인 경우(Fig. 6 (a) 참조)에 비해 절삭깊이가 감소하면서 상대적인 변형영역이 증가하며, 특히 공구끝단 바로 아래쪽으로 뚜렷히 증가함을 알 수 있다. 이는 공구끝단의 영향이 고려되었기 때문이라고 생각되어지며, 절삭깊이가 거의 공구끝단반경의 크기 수준으로 되는 경우, 특히 가공면 아래쪽으로 변형이 심화된다고 볼 수 있다.

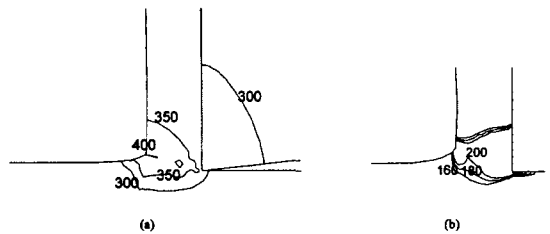


Fig. 8 Contours of predictive values for 0° rake angle, 0.2 $\mu\text{m}$  tool edge radius and 1 $\mu\text{m}$  depth of cut: (a) temperature [unit : °C]; (b) maximum shear stress [unit : MPa]

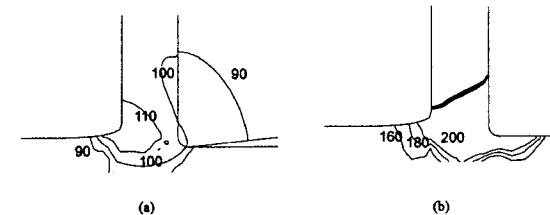


Fig. 9 Contours of predictive values for 0° rake angle, 0.2 $\mu\text{m}$  tool edge radius and 0.2 $\mu\text{m}$  depth of cut: (a) temperature [unit : °C]; (b) maximum shear stress [unit : MPa]

4.3 마찰 및 온도의 영향

앞서 4.1절에서 마찰계수 0.3, 0.15 및 마찰을 고려하지 않은 경우에 대해 각각 절삭력을 비교하였다. 이 절에서는 이러한 마찰계수 값의 영향으로 온도 및 응력분포가 어떻게 변하는가를 살펴보겠다. Table 4에 계산결과를 나타내었다. 마찰을 고려하지 않은 경우 절삭력, 특히 배분력이 작게 계산되며, 절삭온도의 최대값 역시 마찰계수 0.3에 비해 약 100 °C 작게 나타난다. 상당변형률속도, 최대전단응력 및 상당응력의 최대값은 마찰을 고려하지 않은 경우가 약간 크게 나타나지만, 큰 차이로 볼 수는 없

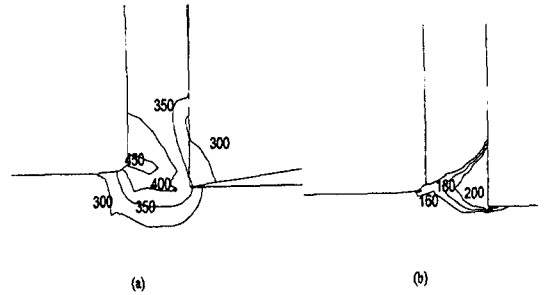
으며, 상당변형률의 경우 일정한 경향을 찾아 볼 수가 없다.

**Table 4 Simulation results for various friction coefficients for 0° rake angle, 2μm depth of cut, 100 mm/s cutting speed and 0.2μm tool edge radius Friction coefficient**

Friction coefficient	0.3	0.15	No friction
Fc(N/mm)	3.378	3.036	2.775
Ft(N/mm)	2.158	1.083	0.076
Tmax(°C)	569.2	489.9	468.0
t2(μm)	12.99	11.52	11.39
l(μm)	13.79	13.79	8.62
$\dot{\epsilon}_{max}$	1.57×10 <sup>5</sup>	1.60×10 <sup>5</sup>	1.67×10 <sup>5</sup>
$\bar{\epsilon}_{max}$	5.23	3.73	4.78
$\tau_{max}$ (MPa)	240.8	252.4	268.6
$\bar{\sigma}_{max}$ (MPa)	442.3	478.2	465.3
$\phi(= \tan^{-1} r2/l1)$	8.75	9.87	9.96

Fig. 10와 Fig. 11의 (a), (b)는 각각 0.15의 마찰계수, 마찰을 고려하지 않은 경우에 대한 온도분포, 최대전단응력분포를 나타낸다. 온도분포를 살펴보면, 마찰계수가 0.3인 값을 사용한 경우(Fig. 5 참조)와 비교해 볼 때, 전반적인 경향은 같지만, 온도영역이 점점 감소함을 알 수 있다. 최대전단응력의 분포 역시 마찰계수가 0.3인 경우(Fig. 6 (a) 참조)에 비해, 그 영역이 감소하는 결과를 보인다. 그러나 마찰계수가 0.15인 경우와 마찰을 고려하지 않은 경우의 응력분포는 큰 차이가 없음을 알 수 있다.

다음은 해석시 온도를 고려하지 않은 경우에 대해 살펴 보겠다. 일반적으로 미소절삭에서는 높은 열전도도를 가지는 공구와 피삭재를 사용하고, 절삭깊이도 매우 작기

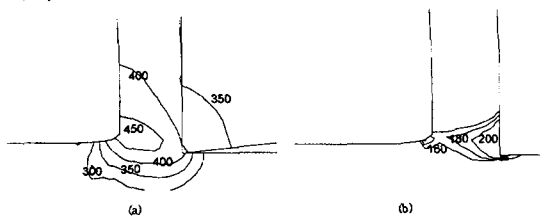


**Fig. 11 Contours of predictive values for 0° rake angle, 0.2 μm tool edge radius, 2 μm depth of cut and no friction effect: (a) temperature [unit : °C ]; (b) maximum shear stress [unit : MPa]**

때문에 열이 작게 발생한다고 생각하고 온도상승에 의한 유동응력의 변화를 고려하지 않은 경우가 많았다<sup>(6,7)</sup>. 그러나 앞서 살펴보았듯이 2μm의 절삭깊이를 가지는 경우에도 약 569 °C의 온도를 보이므로 실제적으로는 온도의 영향이 매우 클 것이라 생각된다. 본 절에서는 피삭재의 유동응력이 온도의 영향을 받지 않고, 상온에서의 값을 사용할 경우 절삭특성이 어떻게 변화되는지 살펴 보았다. Table 5는 계산결과를 나타내는데, 먼저 절삭력이 약 2배정도 증가함을 알 수 있다. 피삭재가 대변형을 일으키면 소성변형에너지가 대부분 열로 변환되고 이 열에 의해 피삭재의 유동응력은 감소되는 효과를 나타내는데, 온도를 고려하지 않으면 유동응력이 지속적으로 증가하게 되어 피삭재는 실제보다 훨씬 큰 유동응력 값을 보이게 된다. 이러한 결과로써 절삭력이 약 2배 정도 증가하게 되는 것이다. 칩두께는 큰 변화가 없으며, 상당변형률속도의 최대값, 상당변형률의 최대값은 미미한 양이지만 오히려 감소한 결과를 보인다.

**Table 5 Simulation results for temperature effect for 0° rake angle, 2μm depth of cut, 100 mm/s cutting**

Temperature effect	Consideration	No consideration
Fc(N/mm)	3.378	6.505
Ft(N/mm)	2.158	4.141
t2(μm)	12.99	13.41
$\dot{\epsilon}_{max}$	1.57×10 <sup>5</sup>	1.53×10 <sup>5</sup>
$\bar{\epsilon}_{max}$	5.23	4.03
$\tau_{max}$ (MPa)	240.8	420.8
$\bar{\sigma}_{max}$ (MPa)	442.3	728.8
$\phi(= \tan^{-1} r2/l1)$	8.75	8.49



**Fig. 10 Contours of predictive values for 0° rake angle, 0.2 μm tool edge radius, 2 μm depth of cut and 0.15 friction coefficient: (a) temperature [unit : °C ]; (b) maximum shear stress [unit : MPa]**

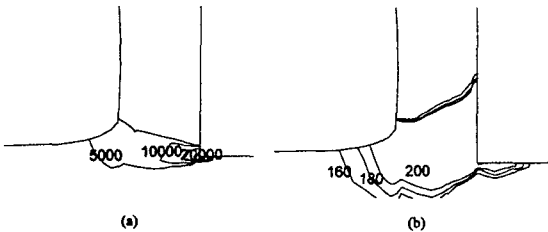


Fig. 12 Contours of predictive values for 0° rake angle, 0.2 μm tool edge radius, 2 μm depth of cut and no temperature effect: (a) effective strain rate; (b) maximum shear stress [unit : MPa]

Fig. 12의 (a), (b)는 온도의 영향을 고려하지 않은 경우에 대한 상당변형률속도분포, 최대전단응력분포를 나타낸다. 상당변형률속도의 경우 온도를 고려한 경우(Fig. 7 (a) 참조)와 큰 차이를 보이지 않지만, 최대전단응력의 경우 Fig. 6 (a) 와 비교할 때, 그 분포에 있어서 매우 큰 차이를 보인다. 이는 앞서 설명한 바와 같이 온도에 의해 유동응력의 감소가 고려되지 않았기 때문이다.

### 5. 결 론

본 연구에서는 마이크로 단위의 절삭깊이를 가지는 미소절삭에 대해 유한요소법을 이용하여 온도 및 응력분포를 살펴보았다. 피삭재는 OHFC 구리이며 절삭공구는 다이아몬드 공구이다. 피삭재의 유동응력을 온도, 변형률, 변형률속도의 함수로 가정하여, 각각의 영향을 모두 고려할 수 있어서, 보다 실제적인 피삭재 거동을 예측할 수 있었으며 구체적으로 다음의 결론을 얻을 수 있다.

- 1) 칩-공구 접촉면의 마찰특성을 보다 정확히 고려하기 위해 고착영역과 미끄럼 영역으로 나누었으며, 미끄럼 영역의 경우 이전의 실험연구<sup>(9)</sup>와 비교할 때 0.3 이하의 마찰계수 값을 가질 것이라 판단된다.
- 2) 피삭재와 공구의 높은 열전도도 때문에 계산된 온도분포는 일반적인 절삭공구 시 발생하는 온도분포와는 큰 차이를 보인다. 칩이 형성되는 영역(전단면 부근) 중 공기와 접해있는 부분에서 온도의 최대값을 보이며, 2μm의 미소한 절삭깊이에서도 비교적 높은 온도값이 계산되었다.
- 3) 공구끝단반경이 0.2μm 인 경우 절삭깊이가 2μm에서 0.2μm로 감소될 때, 비절삭에너지는 약 1.5배 증가하였다. 실제로 0.2μm 절삭깊이를 가지는 경우 피삭재의

탄성회복 또는 공구의 여유면 마멸 등의 원인으로 절삭력, 특히 배분력이 더욱 증가하게 되지만, 이러한 요인을 무시하더라도 공구끝단반경의 영향만으로 비절삭에너지가 증가하는 '크기효과'를 살펴볼 수 있었다.

- 4) 피삭재의 유동응력을 온도에 무관하다고 가정하는 경우, 절삭력 및 응력의 최대값이 약 2배 정도 증가하는 과도한 계산 결과를 보였다. 따라서 미소절삭에 있어서도 온도의 영향이 필히 고려되어야 함을 알 수 있다.

### 참 고 문 헌

1. Moriwaki, T., and Okuda, K., "Machinability of Copper in Ultra Precision Micro Diamond Cutting," Annals of the CIRP, Vol. 38, pp. 115-118, 1989.
2. Furukawa, Y., and Moronuki, N., "Effect of Material Properties on Ultra Precision Cutting Processes," Annals of the CIRP, Vol. 37, No. 1, pp. 113-116, 1988.
3. Lucca, D. A., Rhorer, R. L. and Komanduri, R., "Energy Dissipation in the Ultraprecision Machining of Copper," Annals of the CIRP, Vol. 40, pp. 69-72, 1991.
4. Lucca, D. A., and Seo, Y. W., "Effect of Tool Edge Geometry on Energy Dissipation in Ultraprecision Machining," Annals of the CIRP, Vol. 42, pp. 83-86, 1993.
5. Yuan, Z. J., Zhou, M. and Dong, S., "Effect of Diamond Tool Sharpness on Minimum Cutting Thickness and Cutting Surface Integrity in Ultraprecision Machining," Journal of Materials Processing Technology, Vol. 62, pp. 327-330, 1996.
6. Moriwaki, T., Sugimura, N. and Luan, S., "A Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Micro Cutting," Jap. Soc. Prec. Engg., 57-12, pp. 2163-2168, 1991.
7. Moriwaki, T., Sugimura, N. and Luan, S., "Combined Stress, Material Flow and Heat Analysis of Orthogonal Micromachining of Copper," Annals C.I.R.P., Vol. 42, pp. 75-

- 78, 1993.
8. Lin, Z.-C. and Lo, S.-P., "Ultra-precision Orthogonal Cutting Simulation for Oxygen-Free-High-Conductivity Copper." *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 65, pp. 281-291, 1997.
  9. Kim, K. W. and Sin, H.-C., "Development of a thermo-viscoplastic cutting model using finite element method," *Int. J. Mach. Tools Manufact.* Vol. 36, pp. 379-397, 1996.
  10. Chandrasekar, H. and Kapoor, D. V., "Photoelastic analysis of tool-chip interface stresses," *ASME J Engng Ind*, Vol. 87, pp. 495-502, 1965.
  11. Bagchi, A. and Wright, P. K., "Stress analysis in machining with the use of sapphire tools," *Proc R Soc Lond A*, Vol. 409, pp. 99-113, 1987.