

알루미나-탄화티타늄 복합체 방전가공의 수치해석

I. 정상상태 해석

안영철[†] · 정영섭 · 왕덕현* · 윤준도**

경남대학교 공과대학 화학공학과, *기계공학부, **무기재료공학과
(1997년 3월 4일 접수, 1997년 9월 10일 채택)

Numerical Analysis of the Electro-discharge Machining Process for Alumina-Titanium Carbide Composite

I. Steady State Approach

Young-Cheol Ahn[†], Young-Seup Chung, Duck-Hyun Wang* and Jondo Yun**

Dept. of Chem. Eng., *Div. of Mech. Eng., **Dept. of Inorg. Mater. Eng., Kyungnam University
(Received 4 March 1997; accepted 10 September 1997)

요 약

알루미나와 탄화티타늄이 혼합된 세라믹 복합체의 방전가공 현상에 대하여 방전열량이 연속적으로 공급되는 정상상태를 가정하여 갤러킨 방법으로 유한요소 해석을 수행하였다. 해석 결과 방전열속이 $3.710 \times 10^7 \text{ cal/s} \cdot \text{m}^2$ 인 경우 반경 $20 \mu\text{m}$, 깊이 $5 \mu\text{m}$ 정도의 홈이 파일 것으로 예측되었다. 방전열속을 $5.565 \times 10^7 \text{ cal/s} \cdot \text{m}^2$ 로 1.5배 정도 높인 경우에는 관심영역 안의 모든 알루미나가 녹았으며 탄화티타늄도 반경 $30 \mu\text{m}$, 깊이 $25 \mu\text{m}$ 에 상당하는 범위까지 녹는 것을 알 수 있었고, 방전온은 적어도 반경 $30 \mu\text{m}$ 이상이 될 것으로 예측되었다. 방전열속이 $7.420 \times 10^7 \text{ cal/s} \cdot \text{m}^2$ 이상이 되면 피가공물이 완전히 녹아 가공표면이 거칠어질 수 있으므로 방전열속을 이 값 이상 올리지는 않는 것이 바람직하다.

Abstract—A finite element analysis has been performed for the electro-discharge machining of an alumina-titanium carbide($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiO}_2$) composite, assuming that the electro-discharge system is in steady-state. A discharge heat flux of $3.710 \times 10^7 \text{ cal/s} \cdot \text{m}^2$ is shown to possibly make a crater with radius of $20 \mu\text{m}$ and depth of $5 \mu\text{m}$. When a discharge heat flux of $5.565 \times 10^7 \text{ cal/s} \cdot \text{m}^2$ is used, all of the alumina particles in the domain of interest melts while the titanium carbide particles within the radius of $30 \mu\text{m}$ and the depth of $25 \mu\text{m}$ reach the melting point, thus the size of the crater formed becomes larger than $30 \mu\text{m}$ in radius. It is not recommended to use a discharge heat flux of greater than $7.420 \times 10^7 \text{ cal/s} \cdot \text{m}^2$, because it may deteriorate the surface roughness.

Key words: Alumina, Titanium Carbide, Finite Element Method, Electro-discharge Machining

1. 서 론

방전가공 공정을 수치적 방법으로 해석하기 위하여 먼저 문헌 상의 이론적 연구들을 조사하였다. 방전가공의 이론적 접근 방법에는 대표적인 것으로 해석적 방법과 수치적 방법이 있다. 해석적 방법은 단순화된 수식모델에 대해서만 그 해를 얻을 수 있어 세라믹 복합재료의 방전가공과 같은 비선형 모델을 해석하는데는 큰 어려움이 있다. 따라서 단순 모델을 기초로 한 해석적 방법을 이용한 연구들은 실험적으로 구한 결과와 커다란 차이를 보여 준다. 이 연구들은 사용된 열원의 모양에 따라 평면 열원, 점 열원, 그리고 원판 열원으로 나누어지고 이들은 각각 직교좌표계, 구좌표계, 원통좌표계를 사용하여 문제에 접근하고 있다. 평면 열원을 사용한 연구로는 Zingerman[1], Van Osenbruggen[2]의 연구가 보고되어 있고, 점 열원의 연구로는 Dharmadhikari와 Sharma[3], Erden과 Kaftanoglu[4]의 연구,

그리고 원판 열원의 연구로는 Mukoyama[5], Snoeys와 Van Dyck[6], Marty[7], Jilani와 Pandey[8, 9], Pandit와 Rajurkar[10] 등의 연구가 보고되었다. 이들 중 Dharmadhikari와 Sharma[3]는 단위 펄스동안의 재료 절삭속도를 결정하기 위해 여러 개의 열원이 존재하는 것으로 가정하여 해석하였고, Snoeys와 Van Dyck[6]는 열전도이론을 적용하여 방전에너지, 방전시간, 전극의 물성, 그리고 용융깊이 사이의 관계를 정립하였다. Jilani와 Pandey[9]는 원판형 방전열원에 의한 금속의 절삭공정을 보다 정확하게 해석하기 위하여 용융금속의 증발효과를 도입하였으며, Pandit와 Rajurkar[10]는 스토캐스틱 모델링(stochastic modelling)에 기초한 열적 모델을 이용하여 절삭속도와 손상층에 대한 보다 현실적인 예측을 도출하였다. 이들이 사용한 모델들은 대부분 복수방전, 도구와 피가공물 경계의 이동, 유전체와 주변으로의 열대류, 도구의 열용량 등에 대한 설명을 하지 못한다. 한편, 수치적인 방법으로는 Madhu 등[11]의 유한요소법에 의한 연

구와 Gadalla와 Cheng[12]의 유한차분법에 입각한 연구 등이 보고되어 있다. 이들의 연구는 비교적 상세한 수식 모델을 도입하여 해석하고 있기 때문에 위의 해석적 접근보다는 훨씬 현실성있는 결과를 도출하였다. 그러나 이들도 아직은 열원의 에너지 및 재료의 물성에 관한 몇 가지 불합리한 가정들을 도입하고 있으므로 이에 대한 개선이 필요하고 앞으로도 더 많은 연구와 노력이 집중되어야 할 것이다. 이에 본 연구에서는 방전가공에 대한 이론적인 이해를 높이기 위하여 유한요소법을 도입하여 방전가공 현상을 해석해 보고자 한다.

2. 방전가공의 수치해석

방전가공 현상에 대하여 더욱 깊이있는 해석을 기하고자 본 연구에서는 피가공물의 형태의 변화에 따라 체논의 생성을 편리하게 할 수 있는 유한요소법을 이용하여 열전도 현상을 수치해석하였다. 방전가공은 전원공급이 이루어진 후 유도기를 거쳐 플라즈마가 형성되면 일정시간 방전이 일어나다가 전원공급이 중단되면서 휴지기에 들어가고, 이어 또다시 전원공급이 이루어지면서 앞의 과정이 계속적으로 반복되는 식으로 진행된다. 이때, 방전의 위치는 매 번 새로운 곳에 위치하게 되는데 가공면 중 가장 높이 돌출된 부분에서 일어나는 것으로 추정된다. 이와 같은 문제를 해석하기 위해서는 모델을 가장 간단하게 취하는 것이 필요한데 여기에서는 방전불꽃 하나를 취하여 이것의 유도-방전-휴지 과정을 모사하는 것이 가장 타당한 것으로 생각된다. 이 세 과정 중에서 실제로 가공을 일으키는 것은 방전과정으로서 이 과정 중 일어나는 현상을 이해하기 쉽도록 Fig. 1에 도시하였다.

그림과 같이 방전가공이 일어날 때, 방전불꽃이 피가공물을 때리는 위치와 열량은 불규칙하게 변하는데 이들의 정확한 평가는 불가능하기 때문에 균일하게 분포된 열속을 갖는 하나의 원통형 불꽃을 가정하였다. 방전가공은 유도기와 방전기, 휴지기가 반복하여 일어나는 비정상상태 공정이지만 본 연구에서는 정상상태로 가정하여 해석해 보았다. 관심 영역에 있어서 열수지 방정식 및 경계조건들은

다음과 같다.

(열수지 방정식)

$$0 = \alpha \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right] \quad (1)$$

(경계조건)

$$\text{At } r = \infty : \frac{\partial T}{\partial r} = 0; \quad (2)$$

$$\text{At } z = \infty : \frac{\partial T}{\partial z} = 0; \quad (3)$$

$$\text{At } r = 0 : \frac{\partial T}{\partial r} = 0; \quad (4)$$

$$\text{At } z = 0, 0 \leq r \leq R : -k \frac{\partial T}{\partial z} = Q(r); \quad (5)$$

$$\text{At } z = 0, R < r \leq \infty : -k \frac{\partial T}{\partial z} = h(T_f - T) \quad (6)$$

여기에서 α 는 열확산 계수이고, $Q(r)$ 은 방전불꽃에 의한 열속이며 k 는 열전도도, h 는 열전달계수, T_f 는 방전유의 온도를 나타낸다. 식 (2)와 (3)은 불꽃으로부터 충분히 먼 영역에서 단열조건을 적용한 것이고 식 (4)는 중심축에서 대칭조건을 적용한 것이다. 식 (5)는 방전이 일어나는 영역에서 열전도 속도와 방전불꽃에 의한 열속이 같은 것을 뜻하고, 식 (6)은 방전불꽃 밖의 영역에서 열전도 속도와 열대류 속도가 같은 것을 뜻한다. 위의 방정식에 대하여 갤러킨(Galerkin) 유한요소법을 적용하여 해석을 수행하였다. 변분법(variational method)에 의한 방정식의 약화된 형태를 적용하기 위하여 주어진 영역을 Fig. 2에 도시한 바와 같이 사각형의 이중선형 유한요소로 나누었다. 계산의 정밀도와 경제성을 고려한 최적의 체논을 선정하기 위하여 Fig. 3에 도시한 바와 같이 3×3, 6×6, 9×9의 규칙 체논과 12×12, 15×15의 불규칙 체논 등 5종류의 체논을 설정하였다. 각각의 체논에 대하여 Fig. 2에 표시한 네 꼭지점에서의 온도 T_{UC} , T_{UE} , T_{LC} , T_{LE} 를 계산하여 Fig. 4와 5에 나타내었다. 이 그림들에서 알 수 있는 바와 같이 12×12의 불규칙체논으로 계산한 값이 15×15의 불규칙체논보다 경제적이면서도 충분히 해에 수렴하므로 12×12의 불규칙체논을 최적의 체논으로 선택하였다.

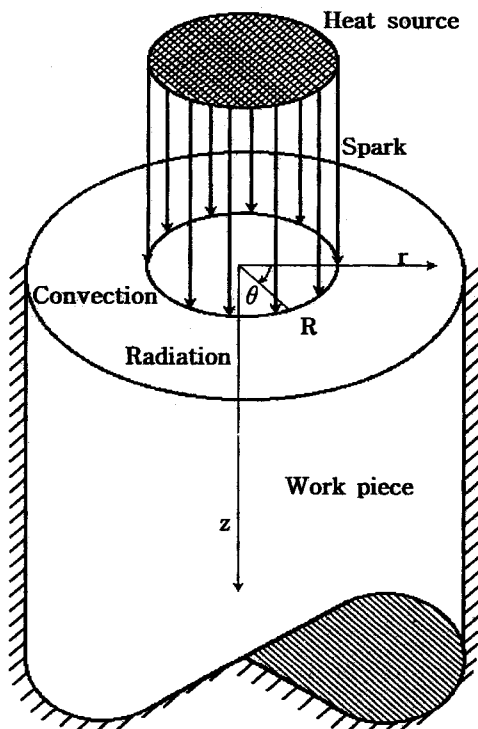


Fig. 1. Schematic diagram of electro-discharge machining for a typical spark.

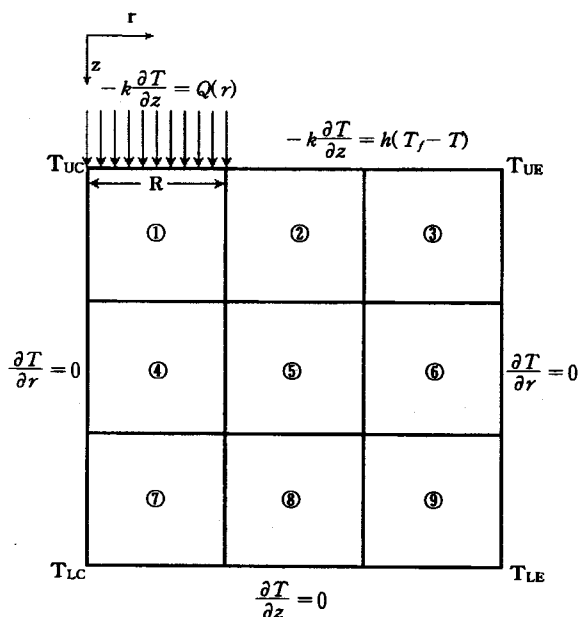


Fig. 2. Nine subregions for different finite element meshes.

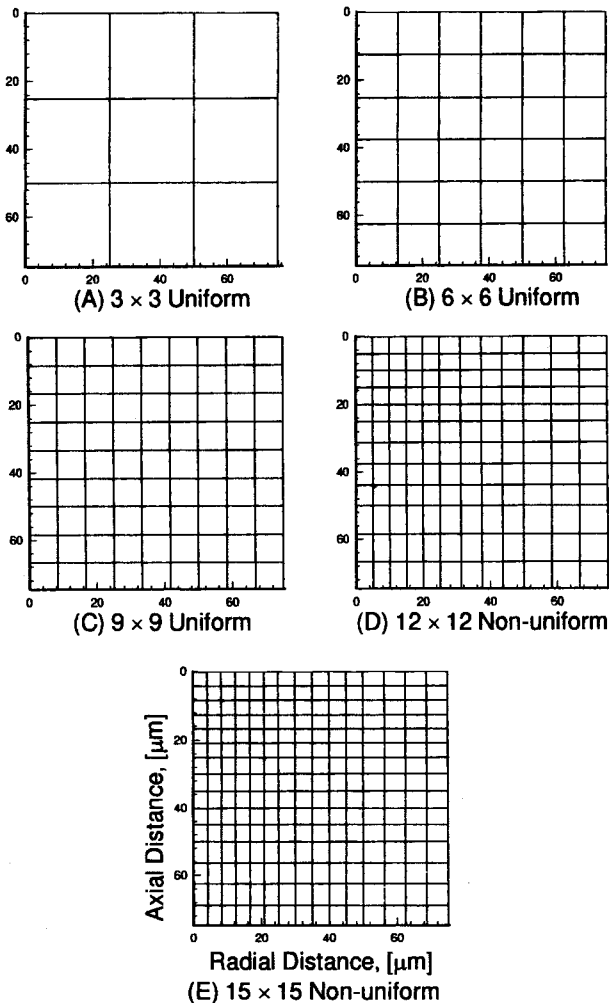


Fig. 3. Meshes selected for testing computational efficiency.

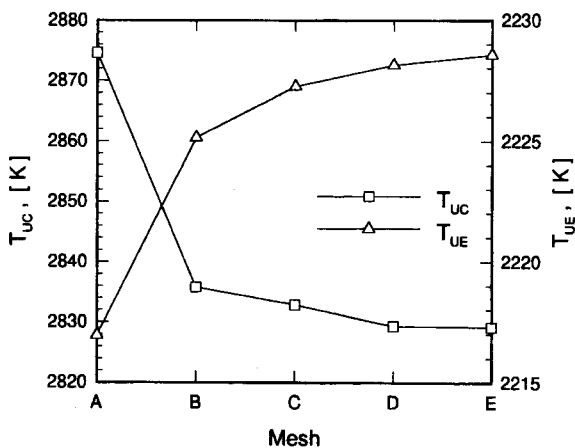


Fig. 4. The upper center and upper end temperatures showing convergence as the meshes are refined.

3. 결과 및 고찰

방전불꽃의 직경은 방전출력과 듀티팩터에 따라 달라질 수 있으나 본 연구에서는 Mukoyama[5], Dharmadhikari와 Sharma[3], Madhu 등 [11]이 고려한 바와 같이 직경이 약 50 μm 정도되는 방전 불꽃을 가

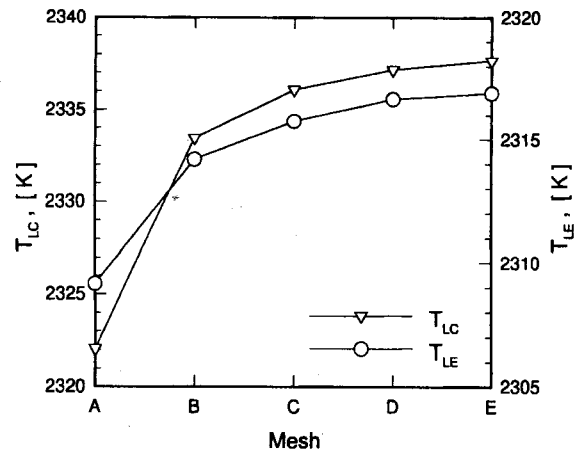


Fig. 5. The lower center and lower end temperatures showing convergence as the meshes are refined.

Table 1. Physical properties of the ceramic composite workpiece

	Al ₂ O ₃ (1,300 K)	TiC (1,800 K)	Al ₂ O ₃ (66 %) +TiC(33 %)
ρ , [kg/m ³]	3975	4890	4237.2
C_p , [cal/kg · K]	303.988	204.71	268.186
k , [cal/m · s · K]	1.434	1.11	1.31
α , [m ² /s]	1.187×10^{-6}	1.11×10^{-6}	1.153×10^{-6}
T_m , [K]	2315	3489	2679.27*

*Averaged value, but not actually assumed.

정하였고, 이보다 3배되는 크기의 원통 면에 단열 경계조건을 설정하였다. 단열경계조건이 적용되는 경계면의 크기는 열침투깊이(thermal penetration depth)를 고려하여 설정할 수 있다. 비정상상태 방전 인 경우의 방전시간(130 μs)에서의 열침투깊이는 약 50 μm 가 되는데 본 연구에서 설정한 경계면은 방전불꽃직경의 3배가 되는 거리인 75 μm 에 위치하므로 단열조건이 적용되기에 충분하다고 하겠다. 계산에 사용된 알루미늄과 탄화티타늄의 물성을 Table 1에 정리하였다. 각각의 물성은 상온과 융점의 중간 온도에서의 값을 택하였고 알루미늄-탄화티타늄 복합체의 물성은 혼합법칙(mixing rule)에 따라 결정하였다. 단, 복합체의 융점은 혼합법칙에 의해 결정되지 않고 구성 성분인 알루미늄과 탄화티타늄이 각각 고유의 융점을 간직하는 것으로 본다.

계산에 사용된 열전달계수 및 방전열속을 Table 2에 제시하였다. 열전달계수는 열대류와 열복사 효과가 합산된 형태로 산출된 것으로서 방전가공 문제의 매개변수 범위에 대하여 열복사에 의한 열대류의 보정은 약 10% 정도인 것으로 Bromley[13], Madhu 등[11]의 문헌은 밝히고 있다. 열복사에 의한 열전달의 효과는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$h_r = \sigma \epsilon (T^2 + T_f^2) (T + T_f) \quad (7)$$

여기에서 σ 는 볼츠만 상수(Boltzman's constant)이고 ϵ 은 복사효율, T_f 는 방전유체의 온도이다. T 는 피가공물의 표면온도로서 그 값을 알면

Table 2. The heat transfer coefficient and the heat flux due to discharge used for the computation

	Case-1	Case-2	Case-3	Case-4
h , [cal/m ² · s · K]	2345.6			
Q , [cal/s · m ²]	3.710×10^7	5.565×10^7	7.420×10^7	11.130×10^7

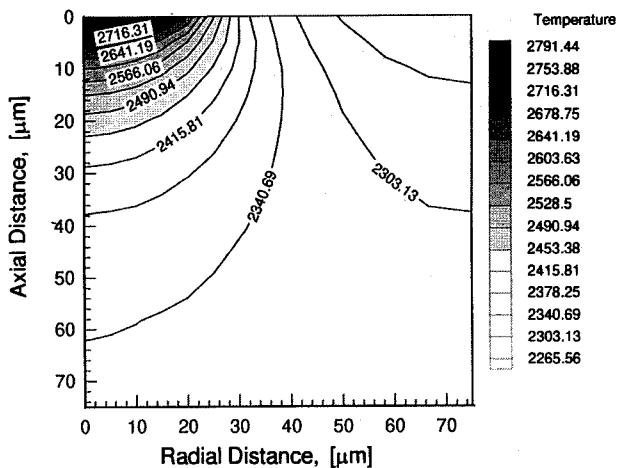


Fig. 6. Temperature distribution in a workpiece electro-discharge machined with reference heat flux(Case-1).

위 식으로부터 복사열전달계수를 구할 수 있다. 그렇지만 표면온도를 정확히 알 수 없으므로 알루미늄과 탄화티타늄 용점의 평균값을 적용하였으며 이로부터 구한 복사열전달계수는 $234.56 \text{ cal/m}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{K}$ 이고 열전달계수는 이의 10배인 $2345.6 \text{ cal/m}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{K}$ 가 된다.

방전열속은 비정상상태 방전인 경우 방전시간이 μs 단위로 매우 짧아 값이 커야 하지만 정상상태 방전을 가정한 경우에는 열량이 연속적으로 공급되기 때문에 그 값이 비정상상태 방전에 비해 작게 주어야 한다. 본 연구에서는 $3.710 \times 10^7 \text{ cal/s} \cdot \text{m}^2$ 의 방전열속을 기준으로 하였다. 이 열속은 반경 $25 \times 10^{-6} \text{ m}$ 인 면적을 통해 공급되므로 방전열량은 $3.048 \times 10^{-1} \text{ W}$ 가 된다. 이것은 또한 방전이 33V 내외의 전압차에서 일어난다고 할 때 약 $9.24 \times 10^{-3} \text{ Amp}$ 의 전류를 공급하는 것에 해당하며, 곧 $0.13 \mu\text{s}$ 동안에 $1.2 \times 10^{-3} \text{ Coul}$ 의 전하량이 공급되는 것과 같다. 비정상상태 방전이 $130 \mu\text{s}$ 동안에 일어난다면 이와 동등한 전하량이 공급되기 위해서는 약 9 Amp의 전류가 흘러야 한다는 것을 뜻한다. 실제로 비정상상태 방전에서는 5-15 Amp의 전류가 흐르는 것으로 확인되고 있으므로(우 등[14]), 정상상태 방전에 대해 본 연구에서 택한 방전열속 값은 타당한 값이라고 할 수 있다. 여기서 비정상상태의 방전시간 $130 \mu\text{s}$ (우 등[14])에 대해 0.13s는 정상상태에 도달하기에 충분한 시간이라고 보여진다.

이 방전열속 값을 기준으로 하여 이보다 1.5배, 2배, 3배씩 열속을 증가시키면서 각 경우에 따른 피가공물 내부의 온도 분포를 살펴본다. Fig. 6은 기준값의 방전열속을 사용한 Case-1의 결과를 나타낸 것인데, 어느 정도의 범위에 걸쳐서 알루미늄의 용융이 예상되지만 탄화티타늄은 아직 용융될 기미가 보이지 않는다. 방전이 진행되면 방전유 중의 미립자 및 이온들이 플라즈마를 형성하게 되고 이것이 다리가 되어 순간적으로 방전이 일어나면서 고열이 발생하여 강력한 폭발이 일어난다. 따라서, 탄화티타늄은 녹지 않고 일부분의 알루미늄만 녹았을지라도 강력한 폭발력에 의하여 약간의 표면 물질은 바깥쪽으로 밀려날 것이다. 이것은 Fig. 7에 제시한 방전가공된 시편의 주사전자현미경 사진에서 보는 바와 같이 용점이 다른 두 성분이 녹은 것과 녹지 않은 것으로 분리되어 퍼져 나간 현상을 관찰함으로써 확인할 수 있다. 사진에서 보이는 중심부분은 녹았다가 흘러 내려 응고된 알루미늄의 모습이고 중간부분은 녹지 않은 탄화티타늄 입자들의 모습이다. 방전 분화구의 중심으로부터 가장자리까지 크게 세 부분으로 나누어 엑스선 분석기(EDX)로 분석한 결과에 의하면 중심부분에는 알루미늄 성분이 많고 중간부분과 가장자리에는 티타늄 성분이 많이 분포하는 것으로 확인되었다(윤 등[15]). 분화구

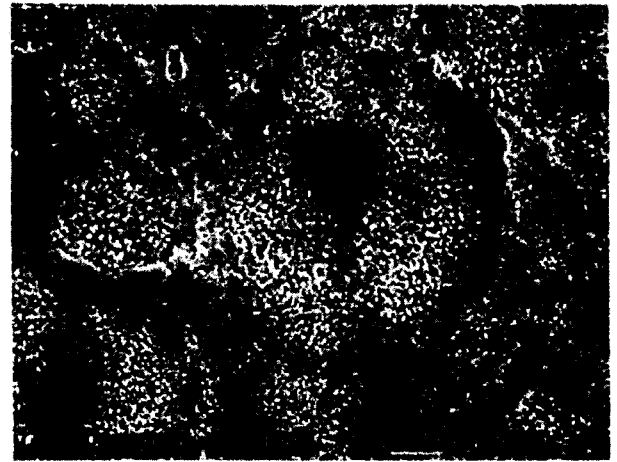


Fig. 7. Scanning Electron Microphotographs of an electro-discharge machined workpiece.

의 크기를 예측하기 위하여 혼합법칙에 의한 복합체의 용점인 2679.27K를 흠이 파이는 기준선으로 생각한다면 반경 $20 \mu\text{m}$, 깊이 $5 \mu\text{m}$ 정도의 분화구가 생길 것으로 예측된다. 따라서, 수치해석에 의하여 나온 온도분포로부터 두 성분의 용융상태와 불용융상태, 그리고 평균용융온도 등을 따져서 분화구의 모양과 크기를 추정할 수 있음을 보여 준다.

방전열속을 1.5배로 높인 경우의 온도분포를 Fig. 8에 나타내었다. 여기에서는 관심영역 안의 모든 알루미늄이 녹는 것을 알 수 있으며, 탄화티타늄도 반경 $30 \mu\text{m}$, 깊이 $25 \mu\text{m}$ 에 상당하는 범위까지 녹는 것이 보인다. 그러므로 방전흔은 적어도 반경 $30 \mu\text{m}$ 이상이 될 것이다. 방전흔의 크기와 전류의 관계를 실험에 의하여 구한 결과를 Fig. 9에 나타내었다. 이 그림에서의 방전흔 직경은 맨 가장자리의 테두리를 켜 것인데 이것은 폭발력에 의하여 퍼져나간 용융물이 착상된 흔적으로 여겨지며 실제로 방전불꽃에 의하여 파인 흠의 직경은 이것의 약 1/3 정도일 것으로 추정된다. 이 파인 흠의 크기에 대한 예측이 더욱 정확하게 이루어지려면 방전불꽃의 크기를 정확하게 알아야 하고, 해석방법에 있어서도 정상상태 해석보다는 실제 현상을 더욱 가깝게 묘사할 수 있는 비정상상태 해석을 수행해야 할 것

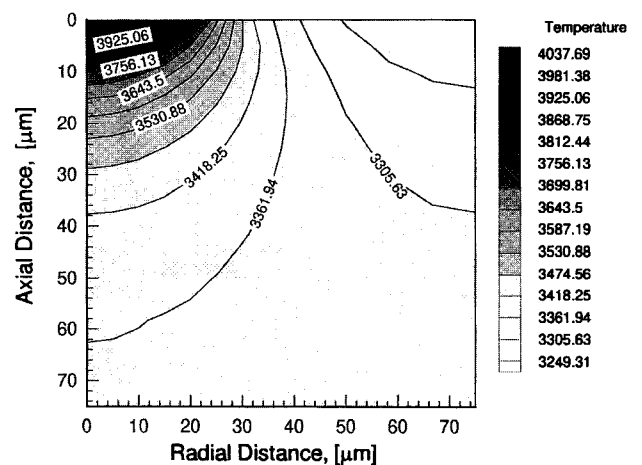


Fig. 8. Temperature distribution in a workpiece electro-discharge machined with 1.5 times as big heat flux as the reference case (Case-2).

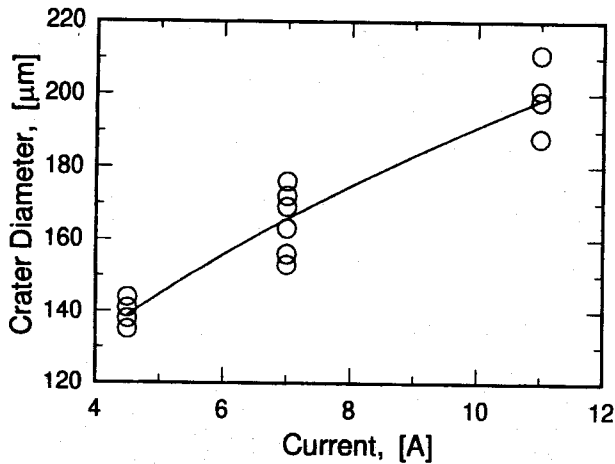


Fig. 9. Experimentally obtained relation between the crater diameter and the current.

이다.

용융되어 흠이 파이는 깊이를 구하기 위해서는 용점에 도달하는 등온선의 위치를 정확하게 계산하여야 한다. 용점등온선의 전진속도에 영향을 끼치는 중요한 요인 중의 하나가 용융잠열이다. 세라믹 재료의 용융잠열은 비교적 크기 때문에 이의 영향을 무시하면 용융 등온선 계산에 오차를 유발시킬 수 있으므로 이에 대한 검토가 필요하다. 용융잠열의 영향을 Case-1의 계산결과에 대해 고려해보면, 온도가 가장 높게 상승한 부분의 kg당 열용량은 769.48 kcal/kg인데 이는 알루미늄의 용융잠열 277.560 kcal/kg과 비교해 보면 약 2.8:1의 비를 나타낸다. 그런데 실제로는 용융온도보다 높은 부분의 피가공물은 녹아서 제거되는데 본 계산에서는 제거되지 않는 것으로 가정하였으므로 용융온도보다 높이 올라간 부분이 추가로 흡수한 열량만큼 용융잠열이 작용하였다고 볼 수 있으며 이를 상쇄하고 나면 용융잠열의 비율은 약 3.3:1로 줄어들고, Case-2의 경우에는 용융온도보다 높은 부분에서 추가로 흡수된 열량이 오히려 용융잠열보다 높게 나타나므로 용융잠열의 영향이 충분히 적용된 것과 같은 효과가 있다. 그러나 여기서는 정상상태에서 용융현상을 크기 정도(order of magnitude)로 검토하는데 목적이 있으므로 용융잠열을 별도로 고려치 않았다. 그렇지만 비정상상태 해석에서는 용융잠열을 동등한 크기로 비열에 반영하면 용융잠열이 고려된 이동경계의 계산에 어려

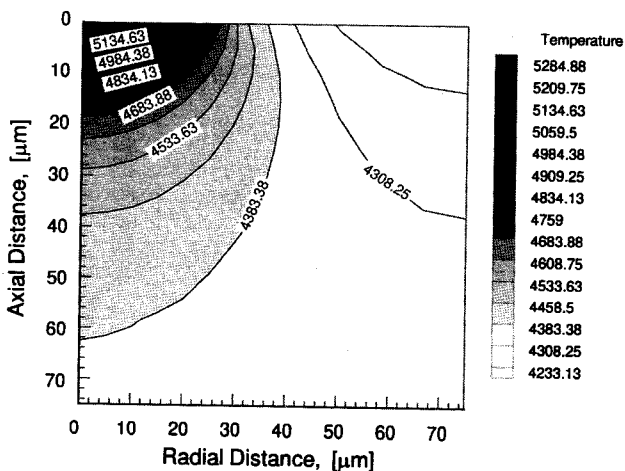


Fig. 10. Temperature distribution in a workpiece electro-discharge machined with 2 times as big heat flux as the reference case (Case-3).

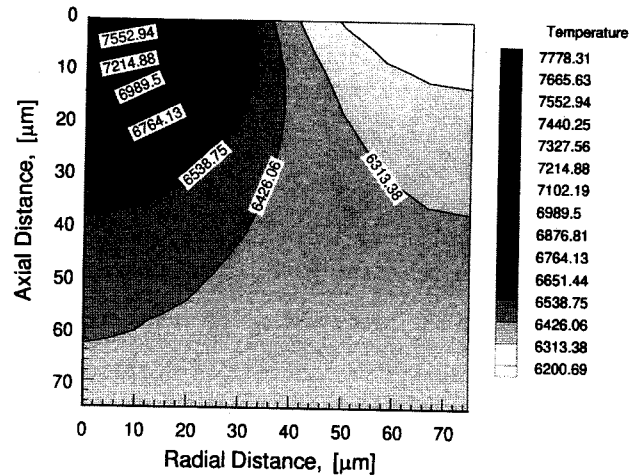


Fig. 11. Temperature distribution in a workpiece electro-discharge machined with 3 times as big heat flux as the reference case (Case-4).

움이 없을 것이다.

방전열속을 기준값의 2배와 3배로 증가시킨 경우인 Fig. 10과 11에서는 알루미늄과 탄화티타늄이 모두 전 영역에서 완전히 용융됨을 볼 수 있다. 이들의 경우에는 방전가공 속도가 매우 빠를 것이지만 한편으로는 가공 표면의 거칠기가 불량해질 것으로 예측된다. 따라서, 이 경우들에서 사용된 $7.420 \times 10^7 \text{ cal/s} \cdot \text{m}^2$ 이상의 방전열속은 사용하기 곤란한 방전 조건이라고 할 수 있다. 이 방전열속은 약 $2.0 \times 10^{-5} \text{ Amp}$ 이상의 전류에 해당하며, 이에 상당하는 비정상상태 방전 전류로는 약 20 Amp 이상이 된다. 따라서 이보다 낮은 전류가 방전되도록 운전 조건을 설정해야 할 것이다. 실제로 전류에 따른 표면거칠기의 크기를 측정해 보면 Fig. 12와 같이 된다. 이 그림에서도 전류가 11 Amp 이상이 되면 표면거칠기가 매우 커짐을 알 수 있다.

이와 같이, 방전가공의 정상상태 유한요소 해석을 통하여 방전가공의 조건에 따른 피가공물의 가공 상태를 알 수 있을 뿐만 아니라, 비정상상태 방전가공의 운전 조건까지도 예측할 수 있다. 그러나, 방전 에너지와 방전흔의 모양, 가공속도 등에 대한 보다 정확한 예측을 위해서는 유도시간, 방전시간, 휴지시간이 반복적으로 일어나는 비정상

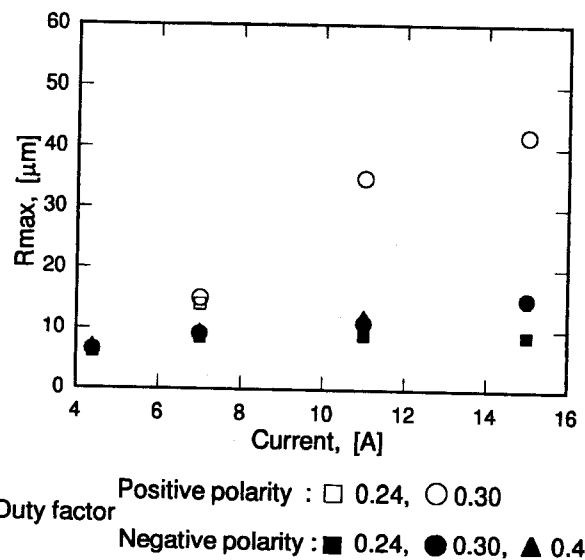


Fig. 12. Experimentally obtained relation between the surface roughness and the current.

상태 방전에 대하여 비정상상태 수치해석을 수행해야 할 것이다.

4. 결 론

알루미늄과 탄화티타늄이 혼합된 세라믹 복합체의 방전가공 현상에 대하여 유한요소 해석을 수행하였다. 방전열량이 연속적으로 공급되는 정상상태 방전을 가정하여 갤러킨방법으로 해석을 하였다. 해석 결과 방전열속이 $3.710 \times 10^7 \text{ cal/s} \cdot \text{m}^2$ 인 경우 반경 $20 \mu\text{m}$, 깊이 $5 \mu\text{m}$ 정도의 분화가 파일 것으로 예측되었다. 방전열속을 $5.565 \times 10^7 \text{ cal/s} \cdot \text{m}^2$ 로 1.5배정도 높인 경우에는 관심영역 안의 모든 알루미늄이 녹았으며 탄화티타늄도 반경 $30 \mu\text{m}$, 깊이 $25 \mu\text{m}$ 에 상당하는 범위까지 녹는 것을 알 수 있었고, 방전흔은 적어도 반경 $30 \mu\text{m}$ 이상이 될 것으로 예측되었다. 방전열속이 $7.420 \times 10^7 \text{ cal/s} \cdot \text{m}^2$ 이상이 되면 피가공물이 완전히 녹아 가공 표면이 거칠어질 것이므로 주의해야 한다. 또한, 본 연구에서는 정상상태 방전가공의 운전 조건으로부터 비정상상태 방전가공의 운전조건을 예측하였다. 일반적으로 방전가공은 주기적으로 유도, 방전 및 휴지가 반복되는 비정상상태 방전이므로 실제 현상을 가장 잘 설명할 수 있기 위해서는 비정상상태 해석을 수행할 필요가 있다.

감 사

본 연구는 1995년도 교육부 학술연구조성비(신소재분야)에 의하여 연구되었음을 밝히며 이에 감사드립니다.

사용기호

C_p	: specific heat [$\text{cal/kg} \cdot \text{K}$]
h	: heat transfer coefficient between the work piece and the surroundings [$\text{cal/m}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{K}$]
h_r	: effective radiant heat transfer coefficient [$\text{cal/m}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{K}$]
k	: thermal conductivity of the work piece [$\text{cal/m} \cdot \text{s} \cdot \text{K}$]
Q	: heat flux due to a spark [$\text{cal/s} \cdot \text{m}^2$]
r	: radial distance [μm]
R	: radius of a spark [μm]
t	: time [s]
T	: temperature [K]
T_f	: temperature of dielectric fluid [K]
T_{LC}	: temperature at the lower center node [K]

T_{LE}	: temperature at the lower end node [K]
T_m	: melting point of the work piece [K]
T_{UC}	: temperature at the upper center node [K]
T_{UE}	: temperature at the upper end node [K]
z	: axial distance [μm]

그리스 문자

α	: thermal diffusivity [m^2/s]
ϵ	: emissivity
ρ	: density [kg/m^3]
σ	: Boltzman's constant

참고문헌

1. Zingerman, A. S.: *Sov. Phys. Solid State*, **1**(2), 255(1959).
2. Van Osenbruggen, C.: *Philips Tech. Tijds.*, **30**, 200(1969).
3. Dharmadhikari, S. W. and Sharma, C. S.: "Determination of Material Removal in EDM using a Multiple Heat Source Model", IX AIMTDR Conference, IIT, Kanpur, 316(1980).
4. Erden, A. and Kaftanoglu, B.: "Heat Transfer Modelling of Electric Discharge Machining", Proc. 21st Int. Mach. Tool Des. Res. Conf., 351(1980).
5. Mukoyama, Y.: *Bull. Jap. Soc. Prec. Eng.*, **2**, 288(1968).
6. Snoeys, R. and Van Dyck, F.: *Annals of CIRP*, **20**(1), 35(1971).
7. Marty, C. C.: "Investigation of Surface Temperature in Electro-Discharge Machining", Trans. ASME, J. Eng. Inds., Paper No. 76, WA/PROD-8(1977).
8. Jilani, S. T. and Pandey, P. C.: *Precision Eng.*, **4**(4), 215(1982).
9. Jilani, S. T. and Pandey, P. C.: *J. Eng. Prod.*, **6**, 123(1983).
10. Pandit, S. M. and Rajurkar, K. P.: *J. Heat Transfer*, **105**, 555(1983).
11. Madhu, P., Jain, V. K. and Sundararajan, T.: *Computers Eng.*, **2**, 121(1991).
12. Gadalla, A. M. and Cheng, Y.-M.: *Conf. Mach. Comp. Mater. II*, 17(1993).
13. Bromley, L. A.: *Chem. Eng. Prog.*, **46**(5), 221(1950).
14. 우정윤, 왕덕현, 윤준도, 안영철: "세라믹 복합체의 방전가공 특성", 한국정밀공학회 추계학술대회 논문집, 46(1996. 11.).
15. 윤준도, 고철호, 왕덕현, 안영철: "도전성 이차상을 포함하는 세라믹 복합체의 방전가공", 한국재료학회 추계학술발표회 초록집, 수원, A-34(1996. 11.).