論文 한국정밀공학회지 제12권 제7호 1995. 7
Journal of the Korean Society of Precision Engineering Vol. 12. No7. July. 1995.

이 논문은 94학년도 교육부 학술연구조성비 지원에 의한 것임

초경합금재의 평면연삭에 의한 온도분포

남 준 우,* 김 원 일,** 허 성 중***

Temperature Distribution of Tungsten Carbide Alloy Steel(WC-Co) for Surface Grinding

Joon Woo Nam,* Won Il Kim,** Seoung Jung Heo***

ABSTRACT

A study on the temperature distribution of tungsten carbide alloy steel(WC-Co) in surface grinding was conducted to improve the surface finish and to find optimum grinding conditions which would lead to efficient grinding operation by theoretical finite element method analysis and experimental test of workpiece under various conditions.

Based on the comparision of test results and FEM analysis data, it is concluded that the FEM computer simulation of heat transfer is useful in predicting the temperature distribution of test material that the increase of temperature is more influenced by the grinding depth than the grinding speed.

And that the grinding energy flux of dry grinding is 4 to 6 times greater than wet grinding regardless of grinding speed and finally that the heat transfer does not take place in depth deeper than 3mm from the grinding surface.

1. 서 론

연삭의 내부 결함 및 진직도에 영향을 미치는 요소로는 연삭점 부근에서 발생하는 높은 열에 의한 국부적인 열팽창[1], 열팽창으로 인한 피삭재의 굽힘 변형[2], 잔류응력에 의한 변형[3] 그리고 연삭열에 의한 숫돌의 탄성변형[4] 등이 있다.

이와 같이 가공 형상에 미치는 요인이 여러가지 있지만 연삭숫돌과 피삭재 사이에서 발생하는 연삭열이 가장 큰 요인이라고 알려져 있다.[5]

특히 초경합금은 탄화물과 Co상과의 열팽창 계수가 3~4배 정도의 차이가 있기 때문에 연삭가공시 연삭열에 의해 합금내에 응력을 발생시키므로[6] 그 가공법, 가공 조건등과 연삭열의 관계를 명확히 하기 위한 공작물의 평균 온도 상승, 숫돌과 공작물 사이의 접촉면 온도, 숫돌 입자날 온도, 칩 평균온도와 같이 4종류로 나뉘어

* 국민대학교 기계설계학과
** 경남대학교 기계공학과
*** 두원공업전문대학 기계과

진다.[7] 이 중 개개 숫돌날의 절삭에 의해 공작물 전체에 전달되어 공작물 내부에 온도 분포가 생기고 이것에 의해 생기는 열변형이나 열응력은 연삭 과정에 영향을 미치며[8] 가공물이 열팽창하여 부품의 형상, 치수 정도에도 영향을 미친다. 여기서 가공물의 평균 온도(θ_m)는 가공물 온도 분포의 시간적 변화와 연삭점의 이동과를 연관시켜 파악하는 것이 당연할 것이다.[9]

본 연구는 범용 평면 연삭기로 초경합금을 가공할때 작업 능률을 향상시키고 정밀한 가공 표면을 얻기 위해 고능률 단공정 가공시 여러 가공 조건에 의한 공작물의 온도분포를 유한 요소법(F.E.M Finite element method)을 이용하여 해석하였다.

또한 해석 과정의 정확성과 결과를 쉽게 고찰할 수 있도록 Auto-CAD로써 그래픽 처리하여 실험에 의한 검증과 함께 제거능률과의 상관 관계를 고찰함으로써 연삭누름 및 잔류응력이 많이 발생하지 않는 적정 가공 조건을 찾아 보고자 하였다.

2. 연삭 가공층의 온도해석을 위한 알고리즘 (Algorithm)

연삭저항에 의해 생성된 열이 냉각하는 동안의 온도 분포 및 열응력 해석은 지배 방정식, 적합 방정식 등을 이용하여 해를 구하여야 하지만 수학적인 해를 얻기가 어려우므로 온도분포해석은 Weighted residual method 중 Galerkin method를 이용하였으며 온도 해석에 앞서서 다음과 같은 가정을 하였다.

① 연삭숫돌의 이동에 의한 피삭재 표면의 온도 분포는 일정하다.

② 공작물 주위의 온도는 20℃이다.

③ 재료는 등방정체(Isotropic material)이다.

④ 온도에 의한 재료의 물리적 성질 변화는 없다.

또한 연삭에 있어서 숫돌과 공작물의 간섭 영역에서 발생한 연삭열은 대부분 공작물 내부에 유입되어 그 주변에 비정상 온도 분포가 되므로 정지하고 있는 연속체에 대한 비정상 2차원 열전도 문제의 지배 방정식은 일반적으로 아래식과 같이 표현된다.[10]

$$\rho c\frac{\partial T}{\partial t}=\frac{\partial}{\partial x}[\lambda x\frac{\partial T}{\partial x}]+\frac{\partial}{\partial y}[\lambda y\frac{\partial T}{\partial y}]+\ddot{Q} \tag{1}$$

여기서, T=온도, ρ=밀도, c=비열, λ=열전도율, $\ddot{Q}$=열발생율이다.

경계조건은

i) $T=\bar{T}$ (경계 S_1에서 온도가 지정된 조건) (2)

ii) $q=q_0$ (경계 S_0에서 열유속 q_0가 있는 조건)

iii) $q=h(T-T_\infty)$ (경계 S_3에서 열전달이 있는 조건)

여기서, 식(1)을 유한요소법으로 해석하기 위해 요소내의 온도 분포 $T(x,y,t)=[N(x,y)]\{\phi(t)\}$를 가지는 형상함수(보간함수)를 도입하여 정리하면 다음의 식을 얻을 수 있다.

$$-\int_{V^e}[N]^T\left\{\lambda\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}\right)+\ddot{Q}-\rho c\frac{\partial T}{\partial t}\right\} dV\cdot\{\phi(t)\}$$
$$-\int_{S^e}q[N]^T dS+\int_{V^e}Q[N]^T dV-\int_{V^e}\rho c[N]^T [N]dV\cdot\frac{\partial\{\phi(t)\}}{\partial t}=0 \tag{3}$$

식(3)을 간단히 정리하면 다음과 같다.

$$[k]\ \phi+[C]\left[\frac{\partial\phi}{\partial t}\right]=\{f\} \tag{4}$$

여기서,

$$[k]=\int_{V^e}\lambda\left[\frac{\partial[N]^T}{\partial x}\ \frac{\partial[N]}{\partial x}+\frac{\partial[N]^T}{\partial y}\ \frac{\partial[N]}{\partial y}\right]dV$$

$$[C]=\int_{V^e}\rho c[N]^T\ [N]dV$$

$$\{f\}=\int_{V^e}\dot{Q}[N]^T dV-\int_{S^e}q[N]^T dS$$

i) 경계 S_2에서 열유속 q_0가 있는 경우:

$$\int_{S2^e}q[N]^T dS=\int_{S3^e}q_0[N]^T dS \tag{5}$$

ii) 경계 S_3에서 열전달이 있는 경우:

$$\int_{S2^e}q[N]^T dS=\int_{S2^e}h(T-T_\infty)+\lambda\left[\frac{\partial T}{\partial x}l_x+\frac{\partial T}{\partial y}l_y\right][N]^T dS \tag{6}$$

그리고 식(5)와 (6)의 경계조건식을 이용하면 다음식을 얻을 수 있다.

$$[k]=\int_{V^e}\lambda\left[\frac{\partial[N]^T}{\partial x}\ \frac{\partial[N]}{\partial x}+\frac{\partial[N]^T}{\partial y}\ \frac{\partial[N]}{\partial y}\right]dV+\int_{S2^e}h[N]^T[N]dS \tag{7}$$

$$\{f\} = \int_{V^e} \dot{Q}[N]^T dV + \int_{S2^e} h[N]^T dS - \int_{S3^e} hT_\infty [N]^T dS \quad (8)$$

따라서 전체 유한요소식은 다음과 같이 표현된다.

$$[K]\{\phi\} + [C]\left[\frac{\partial \phi}{\partial t}\right] = \{F\} \quad (9)$$

여기서 $\{\phi\}$: 전체 절점온도 벡터, [K]: 열전도 매트릭스, [C]: 열용량 매트릭스, {F} : 열유속 벡터이다.

식(9)에서 시간적분[11]을 하기 위해 크랭크-니콜슨(Crank-Nikolson)의 차분식을 도입하면 시각(t+△t/2)에 대한 절점온도 벡터는

$$\left[\phi\left[t + \frac{\Delta t}{2}\right]\right] = \frac{1}{2}[\{\phi(t+\Delta t)\} + \{\phi(t)\}] \quad (10)$$

와 같이 주어 진다.

또한 시각 (t+△t/2)에 대한 절점 온도 벡터의 시간 미분은 다음과 같이 표현되며

$$\left[\frac{\partial \phi}{\partial t}\left[t + \frac{\Delta t}{2}\right]\right] + \frac{\phi(t+\Delta t) - \phi(t)}{\Delta t} \quad (11)$$

식 (10)과 식(11)을 식(9)에 대입하면 정리하면

$$\left[\frac{1}{2}[K] + \frac{1}{\Delta t}[C]\right]\phi(t+\Delta t) = \left[-\frac{1}{2}[K] + \frac{1}{\Delta t}[C]\right]\phi(t) + \{F\} \quad (12)$$

와 같이 된다.

3. 모델 설정 및 온도 해석 과정

본 연구에서 설정한 모델은 p10계 초경합금으로서 연삭숫돌의 이동으로 인해 생성된 비정상 상태의 온도 분포를 해석하였다. Table 1은 해석에 이용된 재료의 물리적 성질 및 기계적 성질을 나타낸 것이다.

Table 1 Physical and mechanical properties of work-piece

Themal conductivity K(cal/sec·cm·℃)	0.07
Density (g/cm³)	11.7
Specific heat c(cal/g·℃)	0.047
Modulus of elasticity E(kg/mm²)	53,000
Thermal expansion coefficient α (m²/s)	6.5×10^{-6}

피삭재와 연삭숫돌과의 간섭영역에서 발생되는 연삭에너지는 연삭숫돌, 피삭재, 연삭칩 그리고 연삭유제 등으로 분배되어 진다. 피삭재로 전달되는 열량은 다음과 같이 표현되어 질 수 있다.[9]

$$q_w = \frac{R_w \cdot F_t \cdot V_s}{B \cdot \sqrt{aD}} \quad (13)$$

여기서 Rw:피삭재로 전달되는 연삭에너지비, Vs:숫돌의 회전 속도, B:연삭폭, Ft:연삭주분력, a:연삭깊이, D:숫돌의 지름이다.

Fig. 1은 연삭중 공작물의 온도 분포를 계산하기 위한 유한 요소 계산 모델이며 X방향은 연삭방향으로 X축의 길이는 45mm이며, Y방향은 연삭 방향에 수직한 방향으로 Y축의 길이는 15mm이다. 그림에서와 같이 연삭숫돌의 접촉면에 발생하는 열은 피삭재의 이동과 더불어 점점 내부로 전도된다. 여기서 실제 연삭 현상에 접근하기 위해 X축 방향의 메쉬(Mesh)길이를 연삭숫돌과 피삭재의 접촉호의 길이와 같게 하였으며 연삭숫돌이 피삭재의 좌측 끝에서 우측 끝까지 이동하는 순간의 피삭재의 온도 분포를 구하기 위하여 열유속(연삭숫돌)경계를 연삭속도로 이동하도록 하였다. 그래서 피삭재를 700개의 요소와 765개의 절점으로 분할하였으며 해가 요소의 크기에 비교적 영향을 받지않는 4각형 Isoparametric요소를 사용하여 연삭숫돌이 피삭재의 어느 지점을 지나갈때의 피삭재 전체의 온도 분포를 구하도록 하였다.

연삭가공물의 온도해석은 2절에서 유도한 열전도 방정식으로 부터 식(2)의 경계조건을 이용하여 비정상 상태에서의 온도해석을 하였다. 식에서 피삭재로 전달 되는 연삭에너지비는 습식연삭인 경우 10%, 건식일 때 75%[12]로 하였고 열유속(Heat flux)의 이동속도는 각각 2m/min, 4m/min, 6m/min, 8m/min,

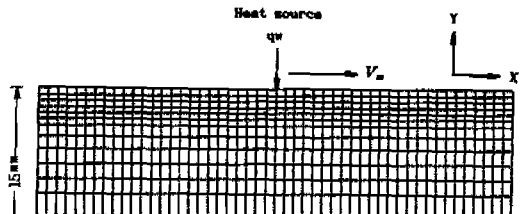


Fig. 1 A model of finite element calculation

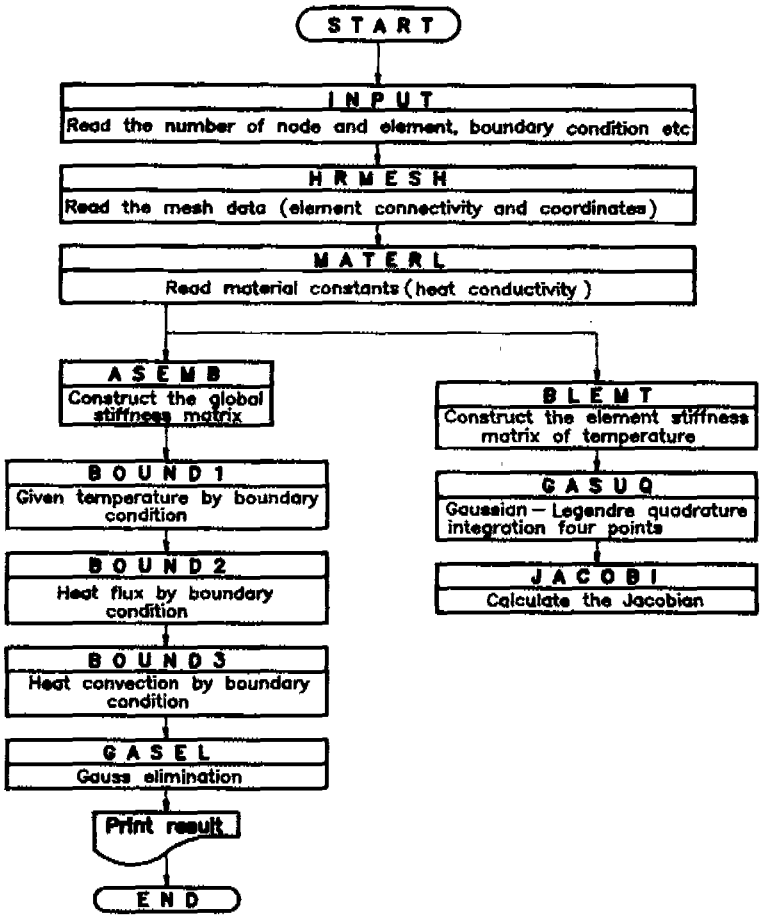


Fig. 2 Flow chart of heat transfer F.E.M program

12m/min로, 열유속강도(Heat flux intensity)는 1.26J/mm²sec에서 46.79J/mm²sec로 하였다.

Fig. 2는 Fortran language로 구성된 열전도해석 프로그램의 Flow chart를 나타낸 것이다. 또한 해석의 결과는 Surfer package(Version 4.12)를 사용하여 나타낸 후, Auto-CAD에서 받아들일 수 있도록 DXF. File을 생성시켜 Auto-CAD(Release 12)상에서 편집하여 각각의 결과값에 대한 형상을 표면처리 하였다.

4. 해석 결과 및 고찰

유한 요소법에 의한 온도 분포는 테이블 이송, 숫돌의 회전수, 접선 연삭저항등의 관계식(식13)으로 부터 유도된 열유속에 의한 것이며, 길이 방향(X), 깊이 방향(Y)의 각 절점에 대하여 시간 변화에 따르는 온도 분포를 해석하였다.

Fig. 3은 공작물 이송속도의 변화에 따른 온도분포의 경향을 알기 위해 절삭 깊이를 20㎛으로 일정하게 하고 공작물의 속도를 6m/min에서 12m/min로 2배 증가 시켜 시뮬레이션한 결과를 나타낸 것으로 습식 및 건식 연삭시, 열유속이 각각 1.26J/mm²sec, 9.47J/mm²sec, 열전달 계수가 각각 1.0×104kcal/m²h℃[13] 이며 열원이 피삭재 표면의 중앙에 있을때 각 절점에서의 온도분포를 등온선으로 나타낸 것이다.

그림에서 공작물 속도가 느릴 수록 피삭재 내부의 온도는 낮아짐을 알 수 있다. 이것은 유입되는 연삭에너지 유속이 감소되기 때문일 것이다. 그러나 연삭표면으로부터 깊어질수록 온도 차이가 적게 나타나는데 그것

은 공작물 속도가 저속으로 갈수록 표면과 접촉시간이 길어지기 때문에 표면으로 부터 깊어질수록 좀더 깊은 곳까지 열이 전달되기 때문이라고 생각되나.

또한 시뮬레이션의 결과값으로 볼 때 공작물 속도 12m/min, 연삭깊이 16㎛ 이상의 건식 연삭인 경우, 표면 근처의 피삭재 최고 온도가 500℃ 이상으로 연삭누름(Burning)온도[14,15]를 상회하여 나타냄으로써 초경합금의 물리적, 화학적 성질상 극히 부적당한 연삭조건임을 알 수 있으나 습식연삭에서는 최고 온도 85℃를 나타냄으로써 초경합금의 연삭에서도 연삭유제의 공급방법의 개선등으로 고능률의 연삭을 행할 수 있는 가능성을 보여주고 있다.

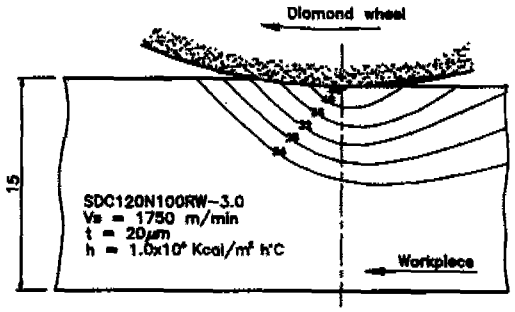
Fig. 4는 공작물 속도 4m/min, 6m/min, 12m/min에서 연삭깊이 8㎛, 12㎛, 16㎛의 여러가지 조건별 등온선을 나타낸 것이다.

이 그림에서 보면 앞의 그림들에서와 마찬 가지로 연삭가공의 완료된 우측의 부분에서는 등온선의 간격이 넓고, 가공해야할 부분에서는 비교적 좁은 현상을 나타내고 있다. 이것은 연삭숫돌의 이동때문에 생기는 현상임을 알 수 있으며 연삭숫돌의 속도가 빠를수록 표면으로부터 동일 깊이에서의 공작물 온도가 높은 것을 알 수 있는데 이는 열원의 속도가 빠르면 피삭재 외부로 열이 전달되는 시간이 짧기 때문이다.

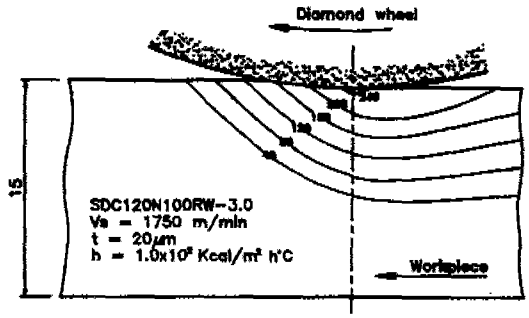
표면에서 약 3mm이하에서는 상온을 나타내고 있는데 이는 초경합금의 열전도도가 일반 강재(S45C)의 약 1/2정도이므로 가공 조건에 따른 열적 영향은 일반 강재에 비해 크지 않으므로 잔류응력이나 형상오차도 그만큼 작을 것이라는 것을 예측할 수 있다.

한편 연삭과정에서 소비되는 연삭에너지 유속 가운데 각각의 연삭조건에 따라 열에 의해 공작물에 유입되는 열유속의 크기와 이에 따른 연삭숫돌과 공작물의 접촉면 내에서의 최고 온도와의 관계를 나타낸 것이 Fig. 5, 6이다.

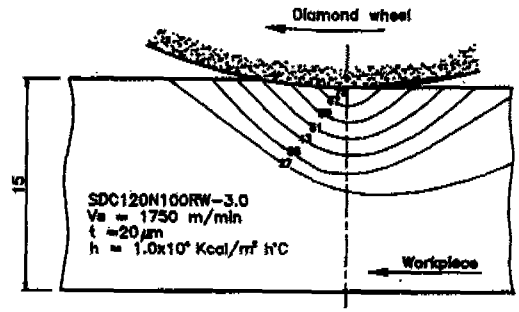
Fig. 5의 습식에 비해 Fig. 6과 같이 연삭액을 사용하지 않는 건식의 경우는 공작물 속도가 빠를수록 열유속의 크기가 증가하는 비율이 큼을 알 수 있으며 표층부의 최고온도 또한 높아진다. 이것은 연삭과정에서 소비되는 총 연삭에너지 가운데 공작물로 유입되는 정미 열유입량을 연삭액의 냉각효과, 숫돌날에서의 절삭기구, 숫돌 마멸등을 고려하여 총합적으로 해석한다는 것



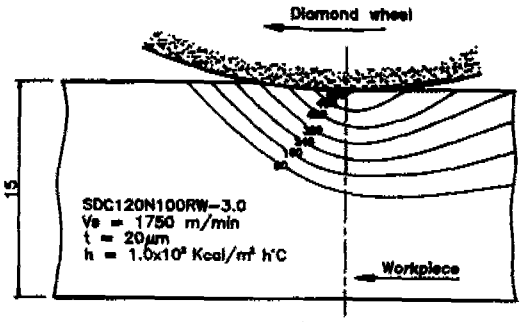
(a) Workpiece speed, V_w=6m/min in wet grinding



(c) Workpiece speed, V_w=6m/min in dry grinding

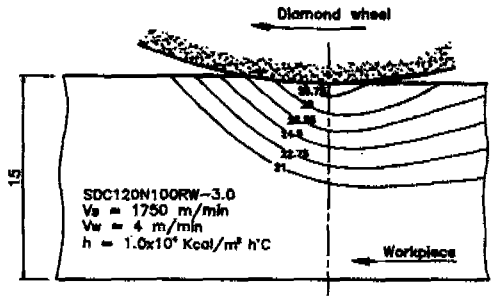


(b) Workpiece speed, V_w=12m/min in wet grinding

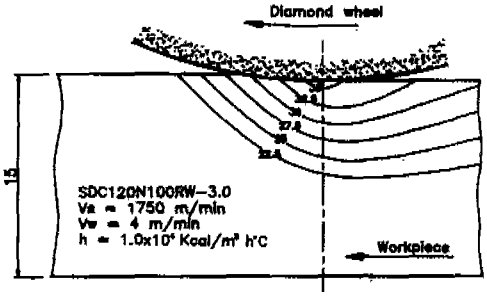


(d) Workpiece speed, V_w=6m/min in dry grinding

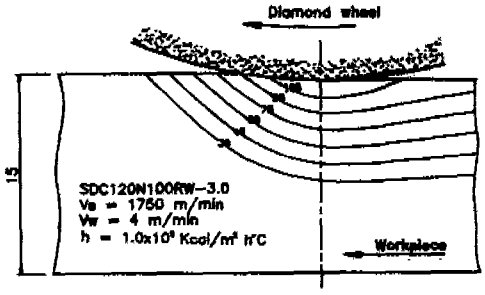
Fig. 3 Temperature distribution by F.E.M analysis at various workpiece speed



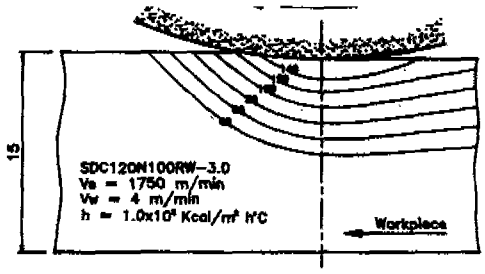
(a) Depth of cut, t=8㎛ in wet grinding



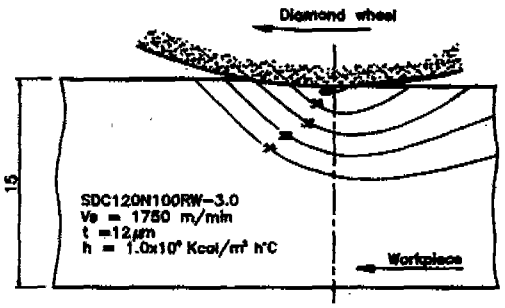
(b) Depth of cut, t=16㎛ in wet grinding



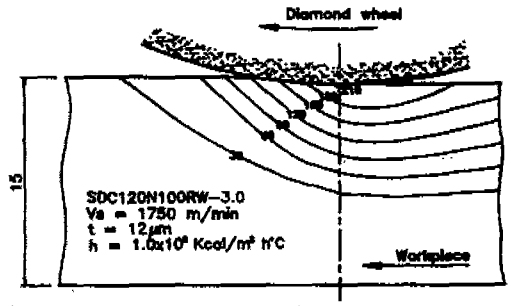
(c) Depth of cut, t=8㎛ in dry grinding



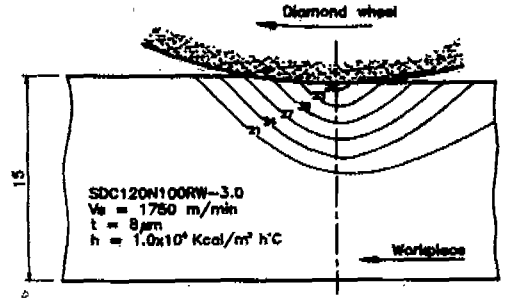
(d) Depth of cut, t=16㎛ in dry grinding



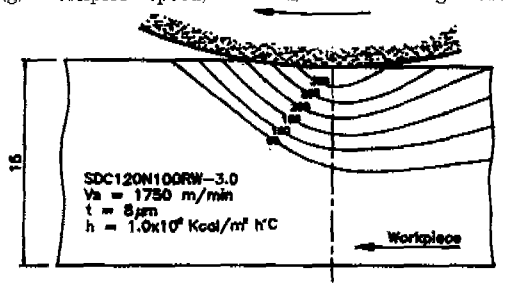
(e) Workpiece speed, Vw=6m/ min in wet grinding



(f) Workpiece speed, Vw=6m/ min in dry grinding



(g) Workpiece speed, Vw=12m/ min in wet grinding



(h) Workpiece speed, Vw=12m/ min in dry grinding

Fig. 4 Temperature distribution by F.E.M analysis at various grinding condition

이 실제로는 곤란하지만, 냉각이 있는 경우의 연삭온도는 냉각이 없는 경우의 온도의 약1/7이하이기 때문이라고 생각한다.

그러므로 다이아몬드 연삭숫돌이 600℃부근에서 C+O2→CO2로 산화된다[16,17]는 것을 고려하면 연삭누름과 같은 가공손상이 생기는 연삭조건은 급격한 온도변화를 일으키는 공작물속도 12m/min, 연삭깊이 16㎛ 이상의 건식 연삭이며 이때의 열유속의 크기는 41.549J/mm²sec이므로 안정된 연삭 작업을 행하기 위해서는 이와 같은 조건은 피해야 할 것이다.

이에 반해 습식일 경우 숫돌의 산화 및 연삭놀음의 가공조건은 보이지 않으나 연삭기의 강성과 피삭재 표면의 정밀도를 고려할때 지나친 절입량을 주는것은 곤란하므로 연삭온도 상승을 고려한 적정 가공조건은 공작물 속도 6m/min~8m/min, 연삭깊이 8~12㎛, 열

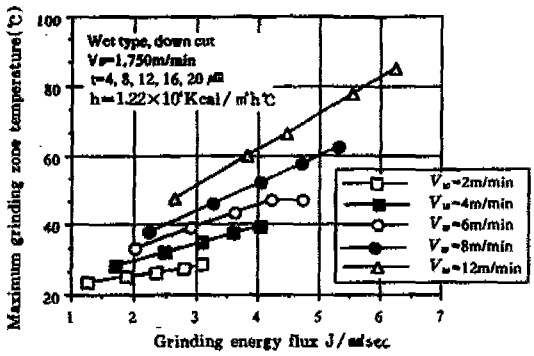


Fig. 5 Relation of heat flux to maximum grinding zone temperature by the F.E.M analysis in wet grinding

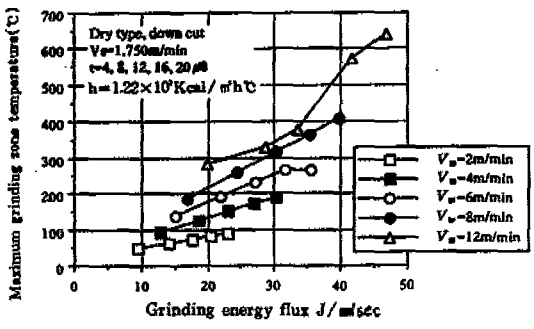


Fig. 6 Relation of heat flux to maximum grinding zone temperature by the F.E.M analysis in dry grinding

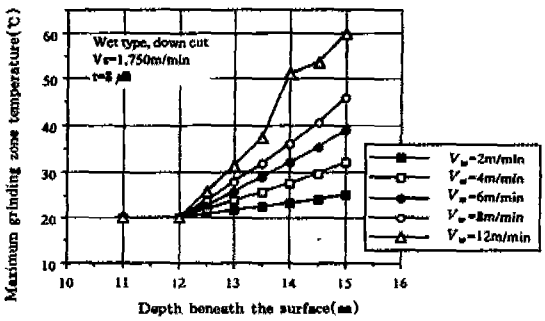


Fig. 7 Temperature variation of Workpiece beneath the surface according to table speed in wet grinding

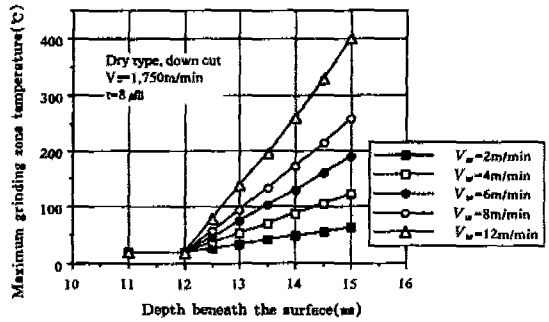


Fig. 8 Temperature variation of workpiece beneath the surface according to table speed in dry grinding

유속의 크기는 5J/mm²S정도라 할 수 있다.

Fig. 7, 8은 공작물 속도 및 연삭깊이에 따라 공작물 높이 15mm에 대해 표층부에서 1mm~3mm부근의 최고 온도 분포를 나타낸 것으로 습식과 건식 연삭가공시 동일 연삭깊이 8㎛에 대해 공작물 속도에 따른 표층부에서의 최고 온도를 F.E.M으로 해석한 결과이다. 그림에서 알 수 있듯이 공작물 속도 8m/min까지의 연삭에서는 그다지 높은 온도를 나타내지 않는다.

다만 건식의 경우, 습식에 비해 온도의 증가치가 커서 4~6배 이상의 높은 분포를 보이고 있으며 습식의 경우 공작물 속도 12m/min를 제외하고는 순탄한 증가치를 보이는 것으로 보아 초경합금의 연삭에서도 앞에서 나타낸 바와 마찬가지로 접촉호내에서 연삭액의 열전도에 대한 냉각효과가 상당히 크다는 것을 입증할 수 있으며 그 차이는 습식이 건식의 1/4~1/6 정도이므로 정량적으로 습식의 경우 공작물의 열유입량은 공작물

속도에 관계없이 건식연삭의 1/4~1/6 정도가 된다.

5. 실험장치 및 방법

초경합금의 연삭가공시 열전달 시뮬레이션 결과의 타당성을 살펴 보기위해 다음과 같은 실험장치를 구성하여 연삭 숫돌이 가공 방향으로 진행함에 따른 피삭재 내부의 온도 변화를 알아 보았다.

45×15mm 크기의 피삭재 내부 온도를 측정하기 위해 지름 1.0mm의 구멍을 피삭재 밑면에서 표면아래 2.5mm까지 뚫고, Fig. 9와 같이 2개의 열전대를 피삭재의 좌우 1/3지점에 각각 장착하였다. 사용한 열전대는 지름 1mm의 K형이며, 접착제로 고정했다.

특별히 제작한 고정구를 사용하여 공작물을 고정하고 동력계를 사용하여 연삭 저항을 측정했다. 최초 기준면은 습식으로 연삭깊이 5㎛으로 2회 연삭후 스파크 아웃을 10회 실시하였다. 실험조건은 Table 2와 같다.

6. 실험결과 및 고찰

1) 피삭재 온도

Fig. 10에 연삭숫돌의 이동에 따른 피삭재 A(Ch. 1)와 B(Ch. 2) 지점의 온도 상태의 몇가지 예를 Pen recorder에 나타내었다. Fig. 10(a)에서 보는 바와 같이 A지점에 열원(숫돌)이 있을때 B지점의 온도는 초기 상태와 같다. 이것은 열원 이동에 의해 열원의 전방에는 온도 상승의 효과가 적다는 것을 알 수 있다.

그러나 열원이 B 지점에 도달하였을때 A지점의 온도는 연삭깊이에 따라서 최고치에 가까워 짐을 알 수 있다. 즉 하향연삭인 경우는 공작물의 우측에서 높은 온도 분포를 보인 반면 상향연삭의 온도 분포는 좌측에서 높게 나타날 것으로 생각 된다. 그리고 연삭이 진행됨에 따라 A지점의 온도와 B지점의 온도가 거의 같게 되는데 이것은 연삭의 진행에 따라 열량이 축적된 결과로 볼

Table 2 Experimental condition

Grinding method	Dry & wet, one pass, up & down cut
Grinding wheel	SDC120N100RW-3.0(D180×d37×W10)
Wheel speed(m/min)	1,750
Table speed(m/min)	2, 4, 6, 8, 10
Depth of cut(㎛)	4, 8, 12, 16, 20
Grinding fluid	Soluble type coolant(×50)
Material	Tungsten carbide alloy steel(WC-Co p10)

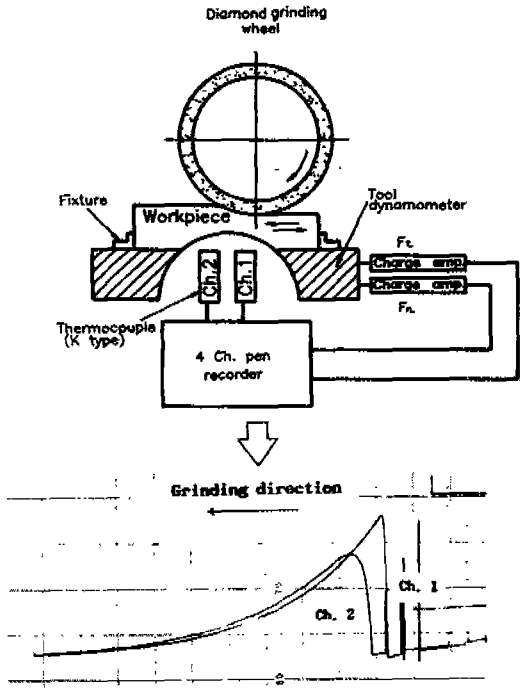


Fig. 9 Schematic diagram of experimental set up

수 있고, 이것이 피삭재의 연삭 후 잔류형상에 미치는 중요한 요소라고 생각된다. 연삭이 다 진행되고 4~5초 지난후에는 A 지점과 B 지점의 온도는 같게 됨을 알 수 있다.

Fig. 10(b)는 습식 연삭상태에서의 A와 B 지점의 온도 상태를 나타낸 것으로서 건식에 비해서 전체적인 온도도 낮고 연삭유제의 충분한 공급으로 인하여 온도 곡선이 열원이 지남에 따라 건식과는 달리 급격하게 떨어짐을 알 수 있다. 또한 연삭을 진행함에 따른 열원의 축적이 적어서 A 지점의 온도와 B 지점의 온도가 서로 비슷함을 알 수 있다.

2) 해석결과와의 비교 및 검토

Fig. 11 및 12는 공작물 속도 6m/min와 8m/min의 두 경우에 있어서 연삭깊이 8㎛을 주었을때 피삭재 온도분포의 해석값과 실험값을 나타낸 것으로 그림에서 명확히 알 수 있듯이 수평위치에 따라서 약간의 온도차는 있으나 해석치와 실험치는 잘 일치하고 있으므로 F.E.M을 이용한 비정상상태에서의 이동 열원에 의한 열전달 해석이 타당하다고 할 수 있다.

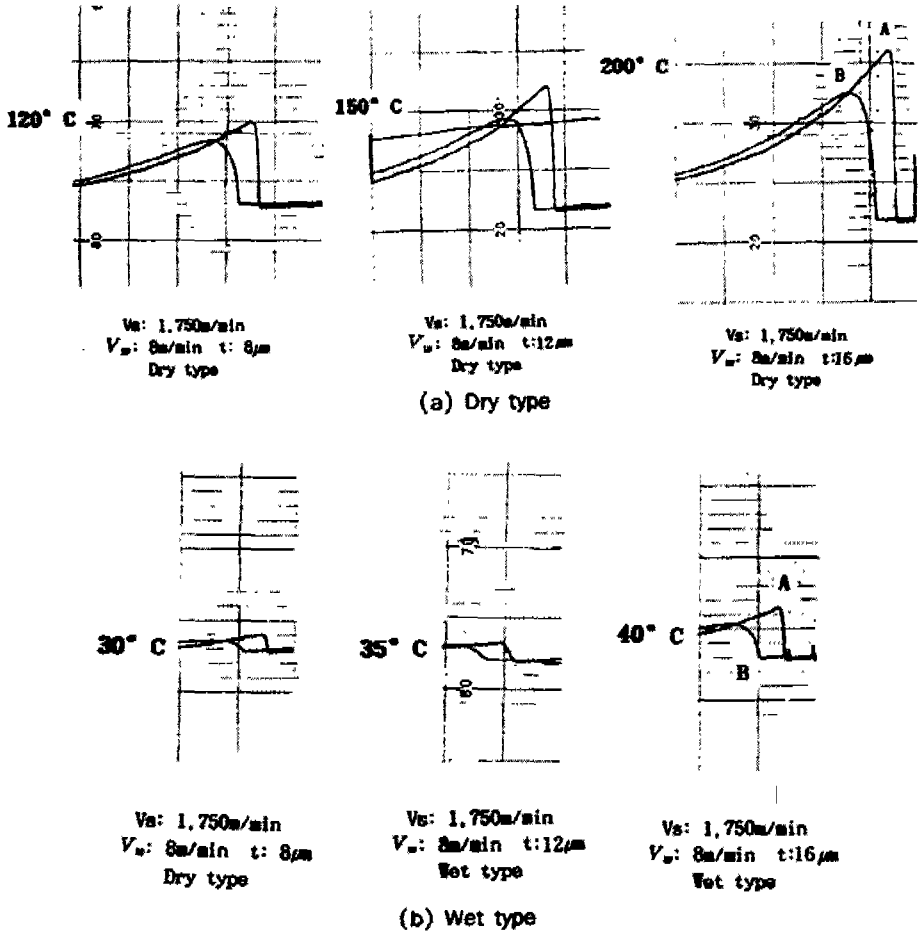


Fig. 10 Temperature of the workpiece for various grinding condition

Fig. 13은 위의 결과를 등온선 모양으로 나타낸 것으로 실험치와 해석치의 약간의 차이는 해석에서는 공작물 표면으로부터 열전달율을 공간적, 시간적으로 일정하다고 가정한 반면 실제 연삭작업 중에는 숫돌회전시 공기의 흐름이 대단히 크기 때문에 온도 저하가 다소 크기 때문이라고 생각된다.

그러나, 전자척(Magnetic chuck)의 양측면 및 밑면을 실온이라고 가정했지만 실제로는 전자척 내부의 발열과 공작물 밑면에 있어서 마찰열의 발생등으로 엄밀히는 실온보다 높은 것을 실험에 사용한 Recorder의 디지탈 계기판을 통해서도 알 수 있었다.

7. 결 론

초경합금재의 평면 연삭가공시 열적장애에 의한 가공결함을 최소화하기 위한 목적으로 각 연삭조건에 따른 피삭재 내부 및 표층부에 인접한 부분에 대한 열전달 해석 및 실험을 행한 연구 결과를 요약하면 다음과 같다.

① 해석치와 실험결과는 비교적 잘 일치하므로 초경합금의 연삭가공시 F.E.M을 이용한 열전달 시뮬레이션은 유용하다.

② 본 실험의 조건 범위내에서는 연삭 순간 표면 밑부분 3mm 이하에서는 열전도가 거의 일어나지 않는다.

③ 공작물속도에 관계없이 공작물의 온도차(열유입

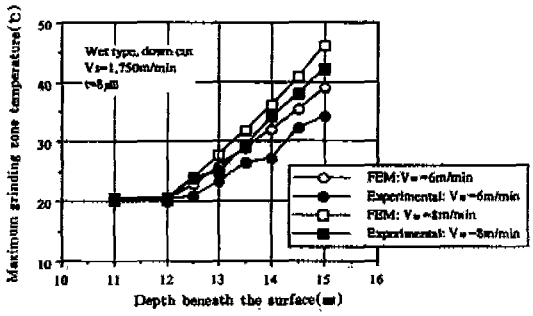


Fig. 11 Relation between maximum elavated temperature and depth from surface for experimental and F.E.M analysis in wet grinding

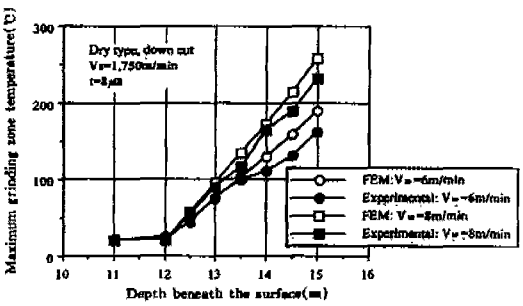


Fig. 12 Relation between maximum elavated temperature and depth from surface for experimental and F.E.M analysis in dry grinding

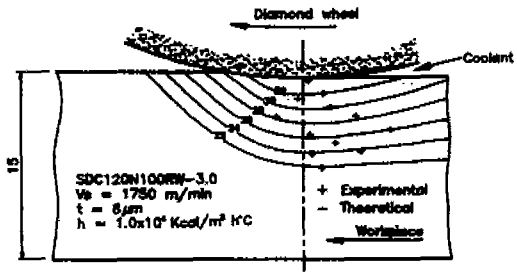
량)은 건식이 습식의 4~6배 정도이다.

④ 습식연삭시 금속제거율이 1.0mm³/(mm.S)이하에서는 연삭액의 효과로 열적 장애가 거의 없는 양호한 가공 상태를 얻을 수 있었다. 이때의 가공 조건은 Vw=8m/min 일때 t=8㎛, Vw=6m/min 일때 t=12㎛ 근방이었다.

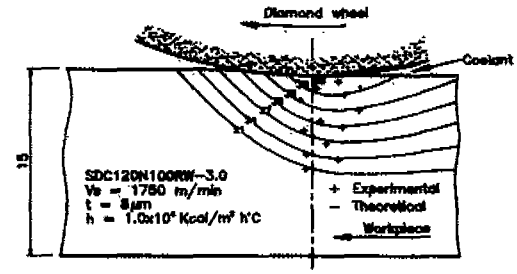
⑤ 연삭가공시 피삭재의 온도 상승은 공작물 속도에 의한 영향보다 연삭깊이에 더 큰 영향을 받음을 알 수 있었다.

References

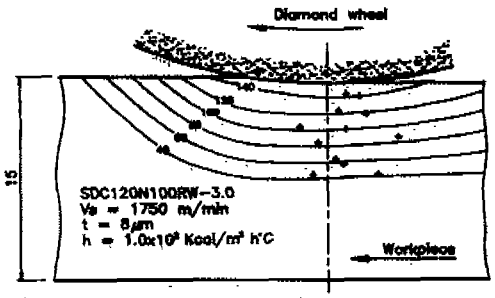
1. M.C.Shaw: A Simplified Approach to Workpiece Temperature in Fine Grinding, CIRP, 39, 345-347, 1990.



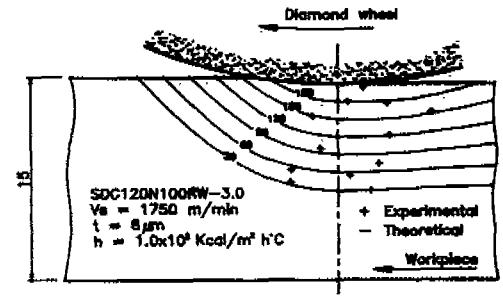
(a) Workpiece speed, Vw=6m/ min in wet grinding



(b) Workpiece speed, Vw=6m/ min in wet grinding



(c) Workpiece speed, Vw=6m/ min in dry grinding



(b) Workpiece speed, Vw=8m/ min in dry grinding

Fig. 13 Comparision between theoretical and experimental temperature distribution of workpiece

2. T. Matsuo, H. Shibahara, Y. Ohbuchi: Curvature in Surface Grinding of Thin Workpiece with Superabrasive Wheel, CIRP, 36, 231-234, 1987.
3. J. A. Kovach, S. Malkin: Thermally Induced Grinding Damage in Superalloy Materials, CIRP, Vol. 37, pp. 309-313, 1988.
4. W. B. Rowe, J. A. Pettit, A. Boyle, J. L. Moruzzi: Avoidance of Thermal Damage and Prediction of the Damage Threshold, CIRP, Vol. 37, pp. 327-330, 1988
5. S. Okuyama, T. Nishihara, S. Kawamura: Study on the Grinding to Prevent the Thermal Displacement of a Work Attracted by Magnetic Chuck, CIRP, 37, 295-298, 1988.
6. 玉置元久: 超硬合金の研削の機構(Ⅳ), 機械と工具, 87-94, 1962.
7. 小野浩二: 研削仕上, 東京, 眞書店, 1977, p. 68.
8. Tokuhiko Nishihara, Shigeki Okugawa and Suhisa Kawamura: Study on the Geometric Accuracy in Surface Grinding-Process of Forming the Workpiece Shape in Plunge Grinding, JSPE, 57, 9, 1597-1602, 1990.
9. 高尺孝滋: 研削加工における溫度解析, 日本精密機械, 36, 1, 115-131, 1970.
10. Yoshikuni Nakano, Katsuhoto Ota: Thermal Deformation of Workpieces During Surface Grinding and Profile Errors of Finished Workpieces, JSPE, 39, 2, 225-229, 1973.
11. Yoshikuni Nakano, Katsuhoto Ota: Analysis of Steady State Thermal Deformations of Workpieces During Surface Grinding Operation, JSPE, 41, 4, 364-368, 1975.
12. Yoshio Hasegawa, Sigeki Okuyama and Masahito Imai: The Grinding Heat Ratio Conducted into Workpiece, JSPE, 47, 10, 1223-1228, 1981.
13. 江田 弘, 貴志浩三, 大久保昌典, 上野秀雄: 有限要素法による研削加工層の殘留應力のシミュレーション解析(續報), 日本精密機械, 47, 3, 314-319, 1981.
14. Suehisa Kawamura, Yukihiro Iwao and Shigeo Nishiguchi: Studies on the Fundamental of Grinding Burn(2nd Report), JSPE, 45, 1, 83-88, 1979.
15. 大石進, 吉川勇二: 研削燒 發生 研削條件 選擇, 日本精密機械, 46, 4, 402, 1980.
16. 飯田喜介: 機械加工學, 東京, 現代工學社, 1986, pp. 92.
17. 中島利勝, 鳴龍則彦 共著: 機械加工學, 東京, コロナ社, 1984, pp. 125