한국정밀공학회지 제18권 제1호 (2001년 1월)
Journal of the Korean Society of Precision Engineering Vol. 18, No. 1, January 2001.

평면 연삭 가공시 발생하는 연삭열에 관한 연구 - 해석적 모델-

김동길*, 남원우*, 이상조**

Study for Surface Grinding Heat - Analytical Solution -

Dong Kil Kim*, Weon Woo Nam*, Sang Jo Lee**

ABSTRACT

The objective of this study is to develop a model for the grinding process for predicting the temperature, thermal stress and thermal deformation. The thermal load during grinding is modeled as uniformly distributed, 2D heat source moving across the surface of elastic half space, which is insulated or subjected to convective cooling. That non-dimensional temperature distribution, non-dimensional longitudinal stress distribution and non-dimensional thermal deformation distribution are calculated with non-dimensional heat source half width and non-dimensional heat transfer coefficient. Finite element models are developed to simulate moving heat source, which is modeled as uniformly or triangularly distributed, the FEM simulation is compared with numerical solution.

Key Words : Surface grinding (평면연삭), Grining heat(연삭열), Grinding temperature(연삭온도), Thermal stress (열응력), Thermal deformation(열변형), Numerical analysis(수치 해석), FEM(유한 요소법)

1. 서론

연삭가공은 기계가공의 마지막 공정으로서 높은 표면정도와 치수정도를 요구한다. 고속으로 회전하는 연삭숫돌과 공작물 사이에는 국부적으로 높은 열이 발생하며 이러한 연삭열은 연삭 연소와 균열을 유발하고 연삭숫돌의 마모를 촉진시킨다. 발생한 열량과 냉각상태에 따라 공작물의 금속학적 조직이 바뀌게 되어 잔류응력이 발생되며 공작물의 가공변질층이 생기게 된다. 이러한 가공 변질층은 공작물의 표면품위를 저하시킨다. 또한 연삭열에 의한 온도와 응력분포에 의해 공작물은 항복응력을 초과하여 탄성· 소성거동을 하게 되고, 이러한 공작물의 열변형은 치수 변형의 주요한 원인이 된다. 그러나 이러한 열발생은 연삭 가공변수와 공작물의 복잡한 상호관계 때문에 정확한 예측이 힘들고, 고속으로 회전하는 숫돌과 공작물의 접촉점의 연삭열 측정이 난해하다.

따라서 연삭가공변수들의 상호관계에 따른 열발생분포, 열응력 분포, 열변형량을 예측하는 것이 필요하다.

Jaeger는 이동열원에 대해 온도와 응력에 대한 해석적 모델을 제시하였다. DesRuisseaux[1]는 연삭가공중 공급되는 연삭액에 의한 대류 열전달을

* 연세대학교 기계공학과 대학원
** 연세대학교 기전공학부

고려하여 온도분포를 중첩하여 Bessel함수를 이용하여 온도분포를 제시하였다. Baber[2], Bryant[3]는 탄성체에서 이동열원을 biharmonic 함수로 모델링하여 단열 조건에서 온도분포와 응력상태를 해석적으로 제시하였다. Paradipta[4]는 Baber와 Bryant의 모델을 발전시켜 연삭액에 의한 대류조건을 포함시켜 온도분포와 응력상태에 관한 해를 구하였다.

본 연구에서는 Bryant와 Paradipta가 제시한 모델을 바탕으로 일정열원에 대하여 연삭액이 공급되는 공작물의 표면에서의 대류조건이 일정하다고 가정하였을 때의 온도분포, 응력상태, 열변형에 관한 해를 수치해석방법으로 구하였다. Guo[5]가 실험에 의해 열원의 형태가 삼각형 열원형태와 비슷하므로, 유한 요소법을 이용하여 열원의 형태가 일정열원일 때와 삼각형 열원일 때 최고온도, 온도 분포 형태에 대하여 비교 분석하였다.

2. 해석적 모델

평면연삭에서 냉각제에 의한 습식 연삭가공을 해석적으로 모델링하기 위해 Fig. 1과 같이 일정열원(uniform heat source)이 반무한 탄성체에서 이동하는 것으로 모델링하였다. 연삭숫돌과 공작물이 접촉하는 부분에서의 열발생 강도 q_0는 접촉길이 L에 대하여 일정하고, 공작물의 이송속도 V_w로 이동한다고 가정하였다. 냉각제에 의한 대류 열전달계수 h는 공작물 표면에 대하여 일정하다고 가정하였다. 공작물은 완전 탄성체로서 X방향으로는 길이가 무한하다고 가정하였다. 연삭과정중 발생하는 재료제거와 관련된 복합적인 현상은 무시하였다.

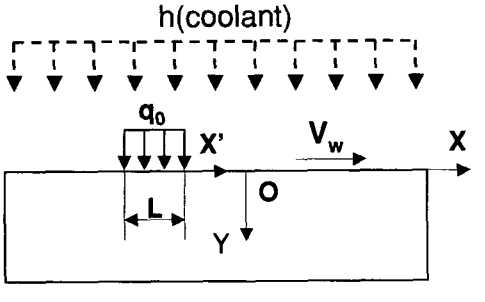


Fig. 1 Two dimensional thermal model of the surface grinding process

2.1 지배방정식(Bryant[3])

Fig. 1과 같은 이동열원에 대한 온도에 관한 지배방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial^2 x}+\frac{\partial^2 T}{\partial^2 y}=\rho\frac{C_p}{k}\frac{\partial T}{\partial t} \tag{1}$$

여기서, ρ는 공작물의 밀도, C_p는 공작물의 비열, k는 공작물의 열전도도, D_s는 연삭숫돌 직경, d는 절입깊이이다. L는 접촉길이로서 공작물과 연삭숫돌 사이의 탄성 변형[6]을 고려한다면 기하학적 접촉길이($\sqrt{D_s d}$)는 실제 접촉길이라고 가정할 수 있다.

온도분포 $T(x', y)$, 내부응력 σ_{xx}, σ_{yy}, τ_{xy}, 열변형에 의한 변위 U_x, U_y을 spatial frequency ζ의 적분으로 표시할 수 있다.

2.1.1 온도분포

열원에서의 온도분포는 다음과 같다

$$T(x', y)=\int_0^\infty T_0(\zeta)e^{-y(b-ai)x+ix'}d\zeta \tag{2}$$

여기서, $b^2-a^2=\zeta^2$

$2ab=\beta\zeta$

$\beta=\frac{\rho C_p V_w}{\zeta}$ 이다.

따라서, $a=\left(\frac{\zeta}{2}\right)[-\zeta+\sqrt{\zeta^2+\beta^2}]$

$b=\left(\frac{\zeta}{2}\right)[\zeta+\sqrt{\zeta^{2+}\beta^2}]$

$x'=x-V_w t$ 이고, V_w는 열원의 속도, x'는 공작물에 대한 열원의 이동 좌표계이다.

2.1.2 열응력

공작물이 완성탄성체라고 가정하면 이를 만족하는 응력 함수는 다음을 만족하여야 한다.

$$\chi_s=\Psi-\Phi \tag{3}$$

χ_s는 stress function, Φ는 Airy stress function이고, 이를 만족하는 응력은 다음과 같다.

$$\sigma_{yy}=\frac{\partial^2\chi_s}{\partial x^2} \tag{4}$$

$$\tau_{xy}=-\frac{\partial^2\chi_s}{\partial x\partial y} \tag{5}$$

$$\sigma_{xx}=\frac{\partial^2\chi_s}{\partial y^2} \tag{6}$$

Thermoelastic displacement potential λ는 다음을 만족하여야 한다.

$$\frac{\partial^2\lambda}{\partial^2 x}+\frac{\partial^2\lambda}{\partial^2 y}=\frac{1+\nu}{\nu_2}\alpha T \tag{7}$$

$$\Psi=-\frac{E}{1+\nu}\lambda \tag{8}$$

여기서, E는 Young's modulus, ν는 Possion's ratio, α는 열팽창 계수, $\nu_2=1$(plane stress) 이다.

χ_s와 Ψ 해는 다음과 같다.

$$\chi_s(x',y)=-\frac{E\alpha}{\nu_2\beta}(L+M) \tag{9}$$

$$\Psi=\frac{E\alpha}{\nu_2\beta}M \tag{10}$$

여기서,

$$L=L_1+y(L_2+L_3) \tag{11}$$

$$L_1=i\int_0^\infty \frac{T_0(\zeta)}{\zeta}e^{-\zeta(y-ix')}d\zeta \tag{12}$$

$$L_2=-i\int_0^\infty T_0(\zeta)\frac{(b-ai)}{\zeta}e^{-\zeta(y-ix')}d\zeta \tag{13}$$

$$L_3=i\int_0^\infty T_0(\zeta)e^{-\zeta(y-ix')}d\zeta \tag{14}$$

$$M=-i\int_0^\infty \frac{T_0(\zeta)}{\zeta}e^{-y(b-ai)+i\zeta x'}d\zeta \tag{15}$$

그러므로 응력은 다음과 같다.

$$\sigma_{xx}=\frac{E\alpha}{\nu_2\beta}\left\{\frac{\partial^2 L_1}{\partial y^2}-\beta T(x',y)-\frac{\partial}{\partial x}T(x',y)\right\} \tag{16}$$

$$\sigma_{yy}=\frac{E\alpha}{\nu_2\beta}\left\{\frac{\partial^2 L_1}{\partial x^2}+\frac{\partial}{\partial x}T(x',y)\right\} \tag{17}$$

$$\tau_{xy}=-\frac{E\alpha}{\nu_2\beta}\left\{\frac{\partial^2 L_1}{\partial x\partial y}+\frac{\partial}{\partial y}T(x',y)\right\} \tag{18}$$

2.1.3 변위

연삭열에 의한 공작물의 변위는 Ψ에 대하여 다음과 같이 표현된다

$$U_x=\frac{1+\nu}{\nu_2}\frac{\alpha}{\beta}\left[\frac{\partial\Psi}{\partial x}\right] \tag{19}$$

$$U_y=\frac{1+\nu}{\nu_2}\frac{\alpha}{\beta}\left[\frac{\partial\Psi}{\partial y}\right] \tag{20}$$

여기서, $\nu_1=\frac{\nu}{1+\nu}$ (plane stress)

2.2 경계조건 (Parapipta[4])

$T_0(\zeta)$를 구하기 위하여, 공작물 표면 y=0에서 경계 조건식을 적용하면 heat flux q(x')는 다음과 같다.

$$q(x')=-k\frac{\partial T}{\partial y}\mid_{y=0}+hT\mid_{y=0} \tag{21}$$

위 식에서 식(2)을 적용하면

$$q(x')=k\int_0^\infty\left[\frac{h}{k}+(b-ai)\right]T_0(\zeta)e^{-i\zeta x'}d\zeta \tag{22}$$

여기서 양변을 역푸리에 변환을 하면

$$T_0(\zeta)\,\zeta\left(\frac{h}{k}+b-ai\right)=\frac{1}{\pi}\int_{-\infty}^{\infty}q(x')e^{-\zeta(y-ix')}d\zeta \tag{23}$$

열원을 강도가 q_0이고 길이가 L이라고 한다면 $q(x')$는 다음과 같다.

$$q(x')=q_0 \quad |x'|\le\frac{L}{2}$$
$$=0 \quad |x'|>\frac{L}{2} \tag{24}$$

위의 $q(x')$를 식(23)에 대입하면, 다음과 같이 유한 적분 형태로 줄어든다.

$$T_0(\zeta)\zeta\left[\frac{h}{k}+b-ai\right]=\frac{1}{\pi}\int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}}q_0e^{-i\zeta x'}d\zeta \tag{25}$$

따라서 $T_0(\zeta)$는 다음과 같다.

$$T_0(\zeta)=\frac{2q_0}{\pi k}\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta}\frac{1}{\frac{h}{k}+b-ai} \quad (26)$$

2.3 일반해

위의 지배방정식과 경계조건을 만족하는 해는 다음과 같은 spatial frequency ζ에 관한 무한 적분의 형태로 표시할 수 있다.

2.3.1 온도분포

식(26)을 식(2)에 대입하면 온도에 관한 해는 다음과 같다.

$$T(x',y)=\frac{2q_0}{\pi k}Re\left[\int_0^\infty\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta}\frac{1}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta \quad (27)$$

여기서, $H=\frac{h}{k}$

2.3.2 열응력

식(26)을 식(16), 식(17), 식(18)에 적용하면 열응력은 다음과 같이 얻어진다.

$$\begin{aligned}\sigma_{xx}(x',y)&=C_2Re\left[-\int_0^\infty i\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_2Re\left[2\int_0^\infty i\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta}\frac{b-ai}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_2Re\left[-y\int_0^\infty i\sin\frac{\zeta L}{2}\frac{b-ai}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_2Re\left[-\int_0^\infty i\sin\frac{\zeta L}{2}\frac{1}{H+b-ai}e^{-y(b-ai)+i\zeta x'}\right]d\zeta\\&+C_2Re\left[-\beta\int_0^\infty\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta}\frac{1}{H+b-ai}e^{-y(b-ai)+i\zeta x'}\right]d\zeta\\&+C_2Re\left[y\int_0^\infty i\sin\frac{\zeta L}{2}\frac{1}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta \quad (28)\end{aligned}$$

여기서, $C_2=\frac{E\alpha}{\nu_2\beta}\frac{2q_0}{\pi k}$

$$\begin{aligned}\sigma_{yy}(x',y)&=C_2Re\left[-\int_0^\infty i\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_2Re\left[2y\int_0^\infty i\sin\frac{\zeta L}{2}\frac{b-ai}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_2Re\left[-y\int_0^\infty i\zeta\sin\frac{\zeta L}{2}\frac{1}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_2Re\left[\int_0^\infty i\sin\frac{\zeta L}{2}\frac{1}{H+b-ai}e^{-y(b-ai)+i\zeta x'}\right]d\zeta \quad (29)\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\tau_{xy}(x',y)&=-C_2Re\left[2\int_0^\infty\frac{(b-ai)\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta(H+b-ai)}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_2Re\left[\int_0^\infty\sin\frac{\zeta L}{2}\frac{b-ai}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_2Re\left[-y\int_0^\infty\zeta\sin\frac{\zeta L}{2}\frac{1}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_2Re\left[\int_0^\infty\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta}\frac{b-ai}{H+b-ai}e^{-y(b-ai)+i\zeta x'}\right]d\zeta \quad (30)\end{aligned}$$

2.3.3 열변형량

식(26)을 식(19), 식(20)에 적용하면 열변형량은 다음과 같이 얻어진다.

$$\begin{aligned}U_x&=C_1(2\nu_1-1)Re\left[\int_0^\infty\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta(H+b-ai)}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_1(2-2\nu_2)Re\left[\int_0^\infty\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta^2}\frac{b-ai}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_1y\nu_1Re\left[\int_0^\infty\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta}\frac{b-ai}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&-C_1\nu_1Re\left[\int_0^\infty\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_1Re\left[\int_0^\infty i\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta}\frac{b-ai}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&-C_1Re\left[\int_0^\infty i\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta}\frac{1}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta \quad (31)\end{aligned}$$

여기서, $C_1=\frac{(1+\nu)}{\nu}\frac{\alpha}{\beta}$

$$\begin{aligned}U_y&=C_1Re\left[(2\nu_1-1)\int_0^\infty i\frac{(b-ai)\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta^2(H+b-ai)}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_1(2-2\nu_2)Re\left[\int_0^\infty i\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta}\frac{1}{H+a-bi}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&-C_1Re\left[y\int_0^\infty i\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta}\frac{b-ai}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_1Re\left[y\int_0^\infty i\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta}\frac{1}{H+b-ai}e^{-\zeta(y-ix')}\right]d\zeta\\&+C_1Re\left[\int_0^\infty i\frac{\sin\frac{\zeta L}{2}}{\zeta^2}\frac{b-ai}{H+b-ai}e^{-y(b-ai)+i\zeta x'}\right]d\zeta \quad (32)\end{aligned}$$

3. 유한 요소 모델

3.1 모델링

수치해석으로 구한 온도 분포와 유한 요소법으로 구한 온도 분포를 비교하기 위하여, Fig. 2와 같

이 2㎝× 8㎝공작물에 요소의 크기를 0.5㎜× 0.5㎜로 분할하였다.

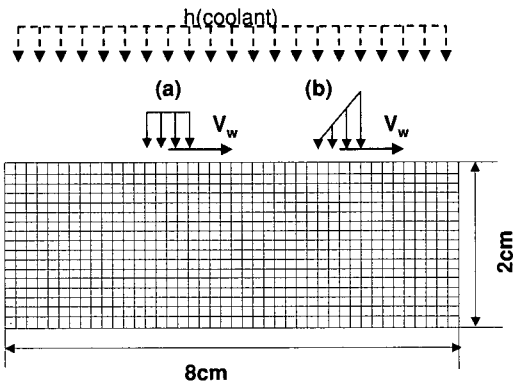


Fig. 2 Finite element model of the workpiece used in the simulation (element size: 0.5㎜×0.5㎜)

3.2 유한 요소 해석 조건

유한요소해석을 위한 연삭조건은 Table 1과 같다. 열원의 이동속도가 0.1㎧이고 element의 길이가 0.5㎜이므로 time step을 $\frac{0.0005}{0.1}=0.005$(sec)로 하여 time step으로 해석을 반복하였다.

Table 1 Simulation condition

wheel diameter	D_s	205	mm
depth of cut	d	20	㎛
workpiece velocity	V_w	0.1	m/s
contact length	L	2.236	mm
heat flux	q_0	54.78	MW/m^2
density	ρ	7840	kg/m^3
conductivity	k	50	W/m℃
specific heat	C_p	460	J/kg℃
poisson's ratio	ν	0.3	
thermal expansion	α	0.000015	m/m℃
Young's moduls	E	220	Gpa

3.3 유한 요소 해석 결과

일정 열원일때와 삼각형 열원일때의 유한 요소법을 통한 이동 열원의 중심에서 온도 분포를 보면 Fig.3과 Fig.4와 같다. 삼각형 열원일 때의 최대 온도가 640℃에서 593℃로 약 40℃정도 감소하나 온도 분포 형태는 거의 일치함을 알 수 있고, 온도 변화는 공작물 표면의 약 2㎜내에서 일어남을 알 수 있다.

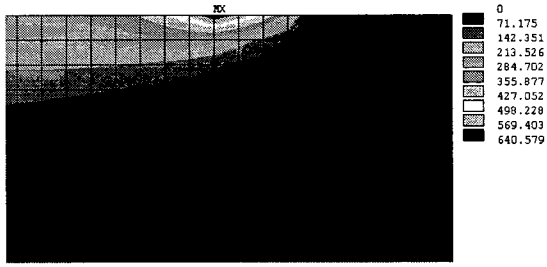


Fig. 3 Temperature distribution in insulated elastic half-space, with uniform heat source

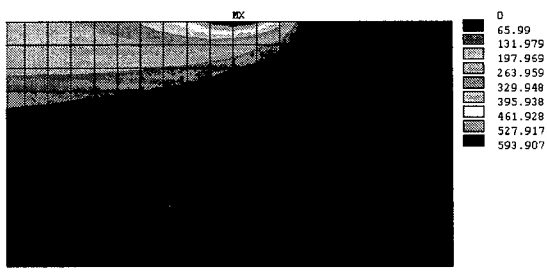


Fig. 4 Temperature distribution in insulated elastic half-space, with triangle heat source

4. 수치 해석

4.1 수치 해석 조건

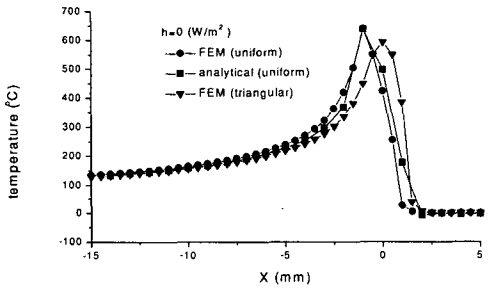
수치해석을 위한 연삭가공 조건은 유한 요소법과 동일한 Table 1과 같다. 건식 연삭과 습식연삭시 대류 열전달 계수는 각각 h=0, 10000(W/m^2℃)으로 하였는데, 물에 의한 강제 대류 열전달 계수는 최대 10000(W/m^2℃)정도이기 때문이다.

4.2 온도분포

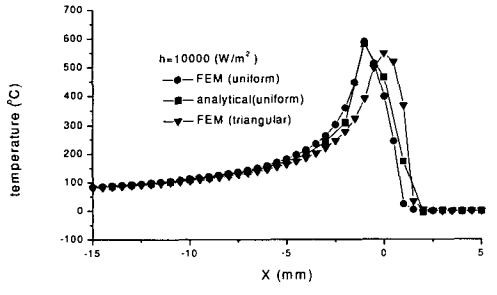
Fig. 5-(a)은 공작물 표면에서 단열 조건일때 온도분포를 유한 요소법과 수치 적분한 결과를 나타내고 있다. 최고 온도는 열원의 중심보다 뒤쪽에

위치하며 일정 열원일 경우 약 640℃정도이다. 열원을 기준으로 숫돌 진행방향으로는 급격한 온도 구배가 발생하고 연삭숫돌이 지나간 부분은 완만한 온도 분포를 이루고 있다. 수치해석 결과와 유한 요소법에 의한 온도 분포는 일치함을 알 수 있다. 유한 요소법에서 삼각형 열원일 경우 일정 열원일 때 보다 최고 온도 위치가 전방에 위치하고 그 값도 작은데 이는 열원이 앞쪽에 집중되었기 때문이다.

Fig. 5-(a)과 Fig. 5-(b)에서 공작물표면이 단열되었을 때와 연삭액에 의한 최대 대류 열전달이 발생할 때를 비교하여 보면 최고 온도는 588℃정도로 약 50℃정도 감소되고, 연삭숫돌이 지나간 부분에서도 온도분포는 40~50℃정도 감소됨을 알 수 있다. 그러나 온도 분포형태는 비슷하여 최고 온도 위치는 변하지 않음 을 알 수 있다.



(a) h=0($W/m^2℃$)



(b) h=10000($W/m^2℃$)

Fig. 5 Temperature distribution in elastic half-space

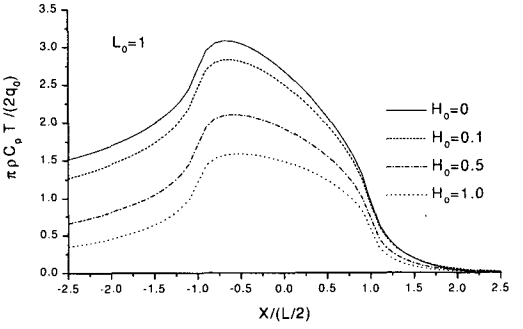
5. 무차원 해석

연삭가공중 발생하는 열은 많은 가공변수들간의 복잡한 상호관계를 가지기 때문에 무차원 해석을 하여 연삭열에 대해 간단히 표시할 필요가 있다.

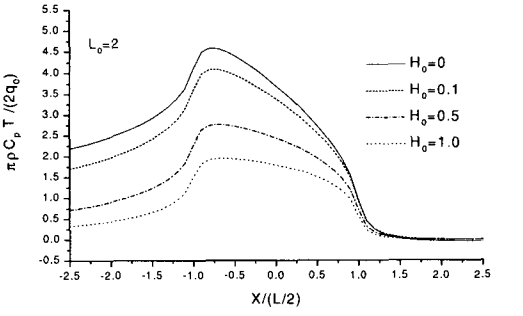
위에서 구한 식(27)~(32)은 ζ에 관하여 무한적분 형태로 표시되는데, 수치 적분 결과 $d\zeta=1$, $1\leq\zeta\leq100000$에서 수렴함을 확인하였다.

5.1 온도분포

Fig. 6는 식(27)을 열원의 중심이 O에 위치할 때, $L_0(=\frac{V_w\rho C_pL}{4k}$, non-dimensional heat source half-width)과, $H_0(=\frac{2h}{\rho C_pV_w}$, non-dimension heat transfer coefficient)를 이용하여 표시하였다.



(a) L_0=1



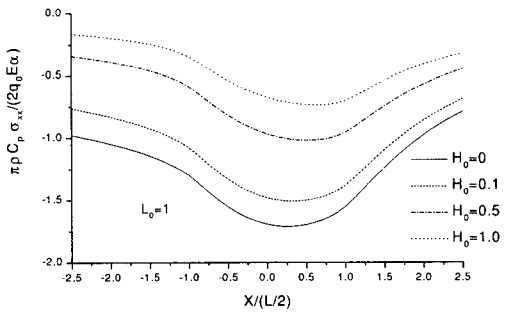
(b) L_0=2

Fig. 6 Non-dimensional temperature distribution on the surface for various convection coefficients

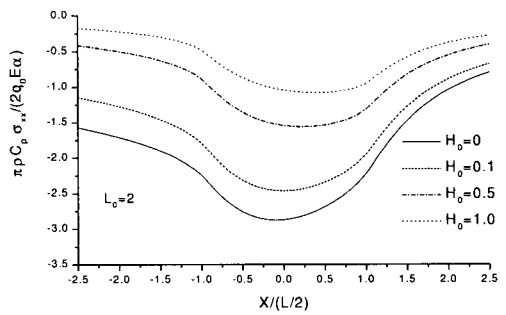
Fig. 6-(a)는 L_0=1일 때, Fig. 2-(b)는 L_0=2일 때의 온도 분포를 무차원으로 나타내었다. 위의 결과는 DesRuissaux[1]가 point heat source에 의한 온도분포를 중첩한 것과 일치함을 알 수 있다. 공작물의 최고 온도는 열원의 중심으로 이송방향의 뒤쪽에 위치하고, L_0가 증가할 수록 온도는 증가함을 알 수 있다. 또한 냉각제에 의한 대류 열전달 계수가 증가하여 H_0가 커질수록 최고온도와 전체 온도는 감소함을 알 수 있다.

5.2 열응력

Fig. 7은 식(28)의 공작물의 접선방향의 무차원 열응력(σ_{xx}) 상태를 열원의 중심이 O에 위치할 때, L_0, H_0의 변화에 대하여 나타낸 것이다.



(a) L_0=1



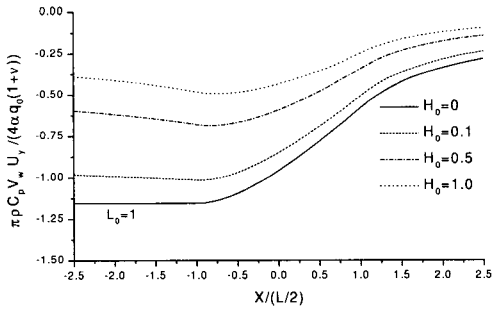
(a) L_0=2

Fig. 7 Non-dimensional longitudinal stress(σ_{xx}) distribution on the surface for various convection coefficients(plane stress state)

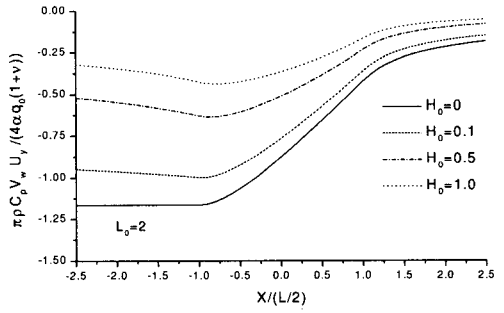
연삭가공에서 공작물 표면에서의 열응력은 압축응력으로 작용함을 알 수 있다. 최대 열응력의 중심과 열원의 중심은 같은 곳에 위치한 것을 알 수 있다. Fig. 7의 (a)와 (b)는 각각 L_0=1, L_0=2 일 때의 열응력 상태를 표시한 것인데, 열원의 길이가 증가하면 열응력의 값도 증가하며 열응력 분포폭도 증가함을 알 수 있다. H_0=0일 때 무차원 최대 열응력은 -2.9정도에서 대류 열전달 계수가 증가하여 H_0=1.0일 때 무차원 최대 열응력은 -1정도로 감소함을 알 수 있다.

5.3 열변형량

Fig. 8는 식(32)에서 공작물을 완전 탄성체로 가정하여 열원의 중심이 원점 O에 위치 할 때 y 방향으로의 무차원 탄성 변형량 U_y을 나타낸 것이다.



(a) L_0=1



(b) L_0=2

Fig. 8 Non-dimensional y directional displacement (U_y) distribution on the surface for various convection coefficients

공작물은 열원의 전방에서부터 열팽창하기 시작하여 열원의 후방 선단부분에서 최대의 열변형을 보이고 대류에 의한 냉각으로 열변형량이 감소하는 것을 알 수 있다. 무차원 U_y는 L_0=1에서 L_0=2로 증가 할 때 최대 무차원 U_y가 변하는 것을 관찰 할 수 없으나, H_0가 증가할 때 냉각에 의한 최대 무차원 U_y가 감소하는 것을 확인 할 수 있다. 따라서 연삭가공중 발생하는 열변형은 연삭숫돌의 실제 절입깊이와의 차이를 나타낼 수 있으며, 소성영역으로 변형하게 되면 공작물의 소성 열변형으로 인한 치수 변형과 공작물 내의 잔류 응력이 존재하게 됨을 알 수 있다. 건식 연삭인 H_0=0일 때의 결과는 Green 함수를 이용하여 이동열원의 열변량을 예측한 Baber[2] 와 같은 형상을 가짐을 알 수 있다.

6. 결론

연삭 가공에서 발생하는 열을 일정 열원으로 모델링하여, 반무한 탄성체에서 이동 열원에 의한 온도 분포, 열응력, 열변형량 등 연삭열과 관련된 연삭성능에 관한 일반해를 모두 구하였고, 이를 L_0와 H_0의 변화에 대한 무차원 변수로 표현하였다.

본 연구 결과는 단열과 대류 조건에서 무차원 온도 분포를 구한 DesRuisseaux[1] 의 결과와 일치하며, 단열 조건에서 Green 함수를 이용하여 온도 분포, 열응력 분포, 열변형량을 구한 Baber[2] 의 결과와도 일치한다.

또한 온도 분포에 관하여 일정열원인 해석적 해와 일정열원과 삼각형 열원의 두 가지 경우에 대하여 유한 요소법에 의한 결과를 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 일정 열원일때 해석적 해와 유한 요소법에 의한 해는 일치하며, 유한 요소법에서 삼각형 열원일 때와 일정 열원일 때 최고 온도와 그 위치는 차이나지만 온도 분포는 거의 일치한다. 이는 연삭가공에서 열원의 접촉길이에 비하여 열원의 강도가 월등히 세기 때문이다.

2) 공작물의 온도분포는 L_0에 관계없이 비슷하며 온도는 L_0에 비례하고 H_0에 반비례한다.

3) 연삭 가공중 발생하는 열응력(σ_{xx})은 압축 응력으로 발생되며 열원의 중심에서 최대 압축 응력을 나타내며, L_0에 비례하고 H_0에 반비례한다

4) 연삭 가공시 발생하는 열변형(U_y)은 공작물 위 방향으로 열팽창하고, 탄성 변형을 초과하여 소성 변형을 하게 되며 이는 공작물의 잔류응력과 열변형을 유발하게 된다.

후기

본 연구는 과학기술부 첨단 기계류· 부품기술 개발사업의 지원에 의하여 연구되었으며 관계자 여러분께 진심으로 감사 드립니다.

참고문헌

1. DesRuisseaux, N. R. and Zerkle, R. D., "Temperature in Semi-Infinite and Cylindrical Bodies Subjected to Moving Heat Sources and Surface Cooling," ASME J. of Heat Transfer, Vol. 92, pp. 456-464, 1970.
2. Barber, J. R., "Thermoelastic Displacement and Stress Due to a Heat Sources Moving Over the Surfaces of Half Plane," ASME J. of Applied Mechanics, Vol. 51, pp. 636-640, 1984.
3. Bryant, M. D., "Thermoelastic Solution for Thermal Distribution Moving Over Half Space Surfaces and Application to the Moving Heat Source," ASME J. of Applied Mechanics, Vol. 55, pp. 87-92, 1988.
4. Paradipta N. M., "Simulation of Surface Grinding," Ph.D. Dissertation Purdue Univ., 1995
5. Guo,C. and Malkin,S., "Inverse Heat Transfer Analysis of Grinding, Part 2: Application," ASME J. of Eng. for Ind. Vol. 118, pp. 143-149, 1996.
6. Kumar, K. V., "The Role of Wheel-Work Deflection in Grinding Operations," ASME J. of Eng. for Ind. Vol. 103, pp. 73-78, 1981.