

경계요소법을 이용한 미끄럼 접촉을 받고 있는 코팅층의 응력분포에 관한 연구

이 강 용* · 강 진 우**
(2000년 7월 19일 접수)

A Study on Stress Distribution Using Boundary Element Analysis Due to Surface Coating in Sliding Contact

Kang Yong Lee and Jin Woo Kang

Key Words: Boundary Element Method(경계요소법), Sliding Contact(미끄럼 접촉), Thermo-mechanical Stress(열·기계적 응력), Multiregion Technique(다중 영역 기법)

Abstract

The present work examines the influence of surface coating on the temperature and the thermo-mechanical stress field produced by friction due to sliding contact. A two-dimensional transient model of a layered medium submitted to a moving heat flux is presented. A solution technique based on the boundary element method employing the multiregion technique is utilized. Results are presented showing the influence of coating thickness, thermal properties, Peclet number, and mechanical properties. It has been shown that the mechanical properties and thickness of coating have a significant influence on the stress field, even for low temperature increase. The effects of the ratios of shear modulus become more important for low temperature increase than the effects of the ratios of other mechanical properties.

1. 서 론

모재(substrate)와 기계적·열적 특성이 다른 코팅층을 가진 표면이 접촉에 의한 마찰열 및 기계적 하중을 받을 때 코팅층은 온도 및 응력분포에 상당한 영향을 미치므로 상당히 중요한 연구대상이 되고 있다.

표면 코팅층이 없는 미끄럼 접촉에 대한 열적 거동에 관한 연구로는 Jaeger⁽¹⁾에 의해 시작되었다. 제한된 초기의 해석적 연구와 달리 Green의 함수해를 이용한 Ling,⁽²⁾ 유한요소해석(finite element analysis)을 통한 Kennedy⁽³⁾의 연구 및 경

계요소법(boundary element method)을 사용한 Vick⁽⁴⁾의 연구는 정확하지만 복잡한 해석방법을 제시하고 있다.

한편 Vick⁽⁵⁾은 미끄럼 접촉을 받고 있는 표면 코팅층간의 열적 영향에 대해서 경계요소법을 사용하여 해석하였다. 또한 Yevtushenko⁽⁶⁾는 얇은 막(thin film)을 가진 디스크가 움직이고 있는 마찰열 유동을 받고 있을 때 온도를 해석적으로 구하였다. 하지만 여기서는 온도분포에 대한 연구로만 제한되어 있다. 이와 달리 Djabella⁽⁷⁾는 유한요소해석을 이용하여 탄성하에서의 접촉응력을 구하였지만 접촉하중에 의한 열적 거동으로 인한 영향을 고려하지 않았다. 그러나 하나의 막과 모재로 이루어진 모델에 대해 기계적·열적 거동을 푸리에 변환법(Fourier transform method)을 사용하여 해석한 Leory^(8,9)의 연구가 있는데 정상상태(steady state)로 제한되어 있다.

본 연구에서는 코팅층의 두께, 열적 특성, 기계

* 회원, 연세대학교 기계공학과

E-mail : fracture@yonsei.ac.kr

TEL : (02)2123-2813 FAX : (02)312-2159

** 연세대학교 대학원 기계공학과

적 특성 및 이동속도에 의한 영향을 포함하는 일반적인 이차원 천이상태(transient state) 반무한체(semi-infinite)모델에 대해 경계요소법의 다중 영역 기법(multiregion technique)을 이용하여 미끄럼 접촉을 받고 있는 코팅층의 온도 및 응력 분포를 천이상태에서 구하고자 한다.

2. 이론적 모델

미끄럼 접촉을 받고 있는 코팅층의 온도 및 응력 분포를 구하기 위한 천이상태의 이차원 모델을 Fig. 1에서 보여주고 있다.

온도는 T_i 로 표시되고 열전도도(thermal conductivity)와 열확산계수(thermal diffusivity)는 각각 k_i 와 α_i 로 표시된다. 여기서 하첨자 i 는 f 와 s 로 표시되고 각각 코팅층과 모재를 나타낸다. 코팅층의 두께는 l 로 표시하고 q'' 는 열유동량을 나타낸다. 지배방정식은 다음의 변수들을 사용하여 무차원화되어진다.

$$\begin{aligned} \theta_i &= \frac{T_i - T_0}{q_c'' x_s / k_s v}, \quad Q_i'' = \frac{q_c''}{q_i''} \\ X &= x \frac{v}{x_s}, \quad Y = y \frac{v}{x_s}, \quad \tau = \frac{t \cdot v^2}{x_s} \\ L &= \frac{l v}{x_s}, \quad K_i = \frac{k_i}{k_s}, \quad \Lambda_i = \frac{\alpha_i}{x_s} \end{aligned} \quad (1)$$

여기서 T_0 는 초기온도를 나타내고 v 와 t 는 모재의 이동속도와 시간을 나타내며 하첨자 c 는 접촉되는 부분을 나타낸다. 그리고 접촉면적에 대한 총 평균 마찰 열 유동량은 다음과 같다.

$$q_c'' = \mu P |v| = \mu \frac{W}{A_c} |v| \quad (2)$$

여기서 P 는 접촉 압력, W 는 수직 하중, A_c 는 접촉 면적, 그리고 μ 는 마찰 계수(friction coefficient)이다.

지배방정식인 에너지 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \theta_i}{\partial \tau_i} + V \frac{\partial \theta_i}{\partial X} = \Lambda_i \nabla^2 \theta_i(\bar{r}, \tau) \quad (3)$$

여기서 \bar{r} 은 내부영역 Ω_i 에서 일반적인 위치 벡터, ∇^2 은 Laplacian operator, V 는 v_s/v_s 또는 v_f/v_s 이며 Fig. 1의 모델에서는 1이다.

이 에너지 방정식은 에너지 저장, 미끄럼 방향으로의 대류(convection) 에너지와 이차원 전도

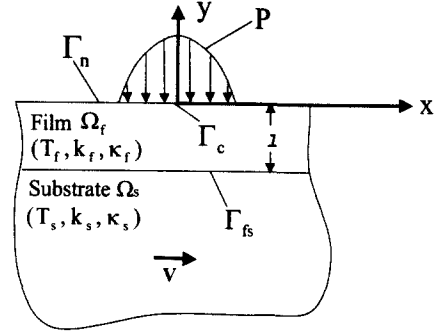


Fig. 1 Geometry and coordinates of the contact model

(conduction)간의 에너지 평형을 나타낸다.

θ_i 는 초기 또는 체적 온도를 나타내므로 다음의 초기조건과 경계조건을 적용한다.

$$\theta_i = 0, \quad \tau = 0 \quad (4)$$

$$\theta_i \rightarrow 0, \quad |\bar{r}| \rightarrow \infty$$

코팅층과 모재의 접합 경계면 Γ_{fs} 에서 온도 및 열 유동량의 연속 조건을 만족시키기 위해 다음의 조건이 필요하다.

$$\left. \begin{aligned} \theta_f &= \theta_s = \theta_{fs} \\ -K_f \frac{\partial \theta_f}{\partial Y} &= K_s \frac{\partial \theta_s}{\partial Y} = Q_{fs}'' \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

비접촉된 코팅층 표면 Γ_n 으로부터의 열손실을 무시할 수 있는 수학적 모델을 제시하기 위해 다음의 경계조건⁽¹⁰⁾이 필요하다.

$$\frac{\partial \theta_f}{\partial Y} = 0 \quad (6)$$

식 (2)-(6)은 코팅층을 가진 모재가 미끄럼 접촉을 받고 있을 때 온도 상승을 지배하는 완벽한 집합이 된다.

3. 경계적분 방정식

3.1 온도장 경계적분 방정식

경계적분 방정식을 구하기 위해 Green 함수를 이용한다. Green 함수는 \bar{r}_0 위치에서 시간 τ_0 에 집중열원(concentrated heat source)을 받고 있는 식 (3)을 만족시키는 함수로 선택되어진다. 여기서

하첨자 0는 초기조건을 나타내고 \bar{r}_0 는 집중열원이 작용되는 위치를 나타내는 벡터이다. Green 함수 G_i 에 대한 지배방정식의 적절한 형태는 다음과 같다.

$$\frac{\partial G_i}{\partial \tau} + V \frac{\partial G_i}{\partial X} = \Lambda_i \nabla^2 G_i + \delta(\bar{r} - \bar{r}_0) \delta(\tau - \tau_0) \quad (7a)$$

$$G_i = 0, \quad \tau < \tau_0 \quad (7b)$$

$$G_i \rightarrow 0, \quad |\bar{r} - \bar{r}_0| \rightarrow \infty \quad (7c)$$

여기서 δ 는 충격 함수(delta function)이다.

식 (7b, c)의 조건에 대한 식 (7a)의 해는 푸리에 변환(Fourier transforms)을 사용하여 해석적으로 구할 수 있다. 그 해⁽⁵⁾는 다음과 같다.

$$G_i(\bar{r}, \tau | \bar{r}_0, \tau_0) = \frac{1}{[4\pi\Lambda_i(\tau - \tau_0)]} \times \exp\left[\frac{(X - X_0 - X_c)^2 + (Y - Y_0)^2}{4\Lambda_i(\tau - \tau_0)}\right] \quad (8)$$

여기서

$$X_c = V(\tau - \tau_0)$$

일반적인 온도해를 구하기 위해서 식 (3)에 G_i 를 곱해서 모든 영역과 시간에 대해서 적분을 하면 다음과 같이 된다.

$$\int_{\tau_0=0}^{\tau} \int_{\Omega_i} \left[\Lambda_i \nabla^2 \theta_i - \frac{\partial \theta_i}{\partial \tau_0} - V \frac{\partial \theta_i}{\partial X_0} \right] G_i d\Omega_0 d\tau_0 = 0 \quad (9)$$

부분적분, Green 정리와 초기 및 경계조건을 나타내는 식 (4)를 사용하면 다음과 같은 경계적분방정식으로 변환된다.

$$\frac{\lambda \theta_i(\bar{r}, \tau)}{\Lambda_i} = \int_{\tau_0=0}^{\tau} \int_{\Gamma_i} \left[G_i \frac{\partial \theta_i}{\partial \eta} - \theta_i \frac{\partial G_i}{\partial \eta} \right] d\Gamma_0 d\tau_0 \quad (10)$$

여기서 Γ_i 는 내부 영역 Ω_i 의 경계이고, $\partial/\partial \eta$ 는 바깥 방향으로의 법선 도함수를 나타내며 η 는 경계면 바깥방향으로의 법선벡터이다.

$$\lambda = \begin{cases} 1/2, & \text{원활 곡면상에서} \\ 1, & \text{내부 영역에서} \end{cases}$$

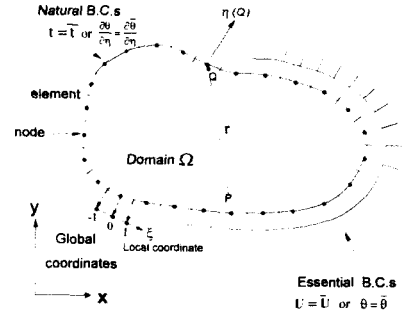


Fig. 2 Boundary elements on two-dimensional body

경계면 Γ_i 를 Fig. 2와 같이 N_i 개의 상수 경계요소(constant boundary element)로 분할하고 시간을 M 개 간격으로 나누면 식 (10)은 다음과 같이 된다.

$$\theta_i(\bar{r}, \tau) \cdot \frac{\lambda}{\Lambda_i} = \sum_{p=1}^M \sum_{j=1}^{N_i} \left[\frac{\partial \theta_{i,j}^p}{\partial \eta} \cdot G_{i,j}^p - \theta_{i,j}^p \cdot H_{i,j}^p \right] \quad (11)$$

여기서 Green 함수의 적분은 다음과 같다.

$$G_{i,j}^p(\bar{r}, \tau) \equiv \int_{\tau_0=\tau_{p-1}}^{\tau_p} \int_{\Gamma_{i,j}} G_i(\bar{r}, \tau | \bar{r}_0, \tau_0) d\Gamma_0 d\tau_0 \quad (12a)$$

$$H_{i,j}^p \equiv \int_{\tau_0=\tau_{p-1}}^{\tau_p} \int_{\Gamma_{i,j}} \frac{\partial G_i}{\partial \eta} d\Gamma_0 d\tau_0 \quad (12b)$$

식 (12a)의 경계적분은 식 (8)의 기본해 특성상 위치벡터에 대한 적분을 해석적으로 구할 수 있다.

$$\int_{\Gamma_{i,j}} G_i d\Gamma_0 = \frac{1}{4} \frac{1}{\sqrt{\pi\Lambda_i(\tau - \tau_0)}} \times [erf(R_{m+1}^j) - erf(R_m^j)] \quad (13)$$

여기서

$$erf(R) \equiv \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^R e^{-u^2} du$$

$$R^2 \equiv \frac{(X - X_0 - X_c)^2 + (Y - Y_0)^2}{4\Lambda_i(\tau - \tau_0)}$$

식 (12)-(13)으로부터 식 (11)로 구성되는 전체 행렬식 형태는 다음과 같다.

$$[HT]_{N_i \times N_i} \{ \theta \}_{N_i \times 1} = [GT]_{N_i \times N_i} \left\{ \frac{\partial \theta}{\partial \eta} \right\}_{N_i \times 1} \quad (14)$$

여기에서 행렬 $[HT], [GT]$ 는 각 절점에서의 열유동량과 온도 기본해를 수치적분⁽⁴⁾하여 얻어지는 계수행렬이다.

초기 및 경계조건과 식 (5)의 연속 및 적합조건을 다중영역 기법⁽¹¹⁾에 적용하여 미지의 온도와 열유동량을 구하게 된다.

3.2 열탄성학 경계적분 방정식

2차원 정상상태 선형 등방성 탄성체의 지배방정식인 Navier 방정식을 가중 잔여법을 적용하고 Somigliana의 적분정리 적용하면 다음의 경계적분 방정식으로 표현된다.⁽¹²⁾

$$C_{lm}(P)U_m(P) + \int_{\Gamma} t_{lm}^*(P, Q)U_m(Q) d\Gamma(Q) \\ = \int_{\Gamma} U_{im}^*(P, Q)t_m(Q) d\Gamma(Q) \\ + \int_{\Gamma} A_i^*(P, Q)\theta(Q) d\Gamma(Q) \\ - \int_{\Gamma} D_i^*(P, Q)\frac{\partial \theta}{\partial \eta}(Q) d\Gamma(Q) \quad (15)$$

여기서 l, m 은 방향을 나타내는 인덱스(index)이고, U_m, t_m 은 경계면상에서의 변위와 트랙션이고, δ_{lm} 은 Kronecker delta이고, C_{lm} 은 경계면상의 기하학적 형상에 의해서 결정되는 상수로서 강체병진운동(rigid body translation)을 적용하여 구할 수 있고 경계면이 원할 곡면인 경우에는 $(1/2)\delta_{lm}$ 의 값을 갖는다. 적분에 사용된 가중함수 t_{lm}^* 와 U_{im}^* 는 경계면상의 점 P 에 l 방향의 단위 점력(unit point load)이 가해졌을 때 경계면상의 점 Q 에 m 방향으로 생기는 트랙션 및 변위 기본해이고 A_i^* 와 D_i^* 은 선적분화된 체적력 항이다.⁽¹³⁾

식 (15)의 경계적분을 수치해를 얻기 위해 이산화하면 식 (16)과 같이 된다.

$$[C_{lm}]\{U_m\}_k + \sum_{j=1}^{N_j} \left\{ \int_{\Gamma_{i,j}} [t_{lm}^*] d\Gamma \right\} \{U_m\}_j \\ = \sum_{j=1}^{N_j} \left\{ \int_{\Gamma_{i,j}} [U_{im}^*] d\Gamma \right\} \{t_m\}_j \\ + \sum_{j=1}^{N_j} \left\{ \int_{\Gamma_{i,j}} [A_m^*] d\Gamma \right\} (\theta_j)$$

$$- \sum_{j=1}^{N_j} \left\{ \int_{\Gamma_{i,j}} [D_m^*] d\Gamma \right\} \left(\frac{\partial \theta_j}{\partial \eta} \right) \quad (16)$$

Gauss 수치적분을 통해 각 영역마다 행렬을 구성한 다음 다중영역 기법을 적용하면 응력분포를 얻을 수 있다.

4. 수치해석 결과 및 검토

이차원 천이상태 열전달과 열탄성학 문제에 적용할 수 있는 프로그램을 개발하였다. 프로그래밍 언어는 MicroSoft Fortran Powerstation 4.0을 사용하였고 Pentium-233 PC로 수행시켰다. 경계요소의 이산화는 상수경계요소(constant element)를 사용하여 접촉이 일어나는 부분에 대해서는 등간격으로 조밀하게 배치하였고 코팅층과 모재의 접합경계면에는 접촉요소의 크기에 따라 요소 크기를 조정하였다. 경계조건을 비대칭성으로 인해 모델 전체를 이산화하였고 코팅층과 모재의 요소수는 각각 80개와 35개 정도이다. 또한 반무한체로 해석하기 위해 모재의 두께를 접촉길이의 반의 20배 크기로 하였다.⁽⁷⁾ 시간 간격은 $\tau = 25$ 를 기준으로 하여 요소 크기와 물질 특성에 따라 적절하게 조절하였다.

프로그램의 검증을 위해서 Cho 와 Komvopoulos⁽¹⁴⁾의 속도에 따른 온도분포를 선택하였고 Fig. 3에서 비교한 결과를 보여주고 있다. 물질 특성치는 탄성계수 $E=610$ GPa, 포아송비 $\nu = 0.24$, 열팽창계수 $\alpha = 5 \times 10^{-6} m/m \text{ } ^\circ C$, 열전도도 $k = 100 W/m \text{ } ^\circ C$, 밀도 $\rho = 15 \times 10^3 kg/m^3$, 비열 $c = 400 J/kg \text{ } ^\circ C$ 이다. 압력분포는 Hertzian 접촉압력으로 주었고, 다음의 무차원수를 사용하였다.

$$Pe = a \frac{v}{x_s} \quad (17)$$

여기서 a 는 접촉길이의 반을 나타내고 v, x_s 는 각각 모재의 이동속도 및 열확산계수를 나타낸다. 식 (17)은 Peclet수로 미끄럼 방향으로의 대류 대 전도의 비를 나타낸다. Fig. 3은 Peclet수에 대한 코팅층이 없는 경우 표면에서의 온도분포를 나타낸다. 기존의 정상상태 결과⁽¹⁴⁾와 비교해볼 때 최고 온도(maximum temperature)는 비슷한 값을 보이나 온도구배에서 차이가 있음을 알 수 있다.

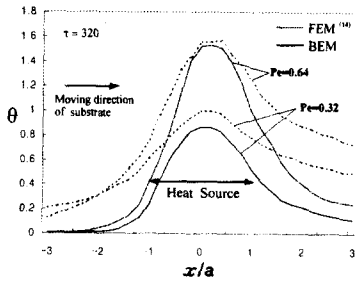


Fig. 3 Temperature rise at surface versus relative distance from heat source

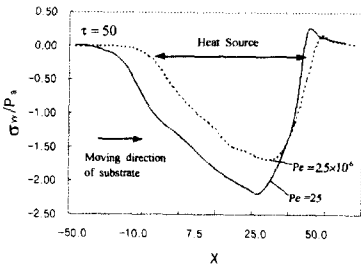


Fig. 4 Stress distribution at the near surface of coating versus Peclet number

본 해석의 BEM 결과는 $\tau=320$ 인 경우로 이 시간에서는 온도의 시간에 따른 변화가 거의 없는 상태임에도 불구하고 기존 결과와 차이가 있는 것은 기존의 결과⁽¹⁴⁾가 준정상상태(quasi-steady state)에서 계산된 것이므로 시간 경과에 영향을 주지 않음에 따른 접촉 위치의 변화로 인해 생기는 경계조건의 변화를 고려하지 않았기 때문이다.

Fig. 4는 모재가 강(steel)이고 PE 코팅층을 가진 경우에 대해 Peclet수의 변화에 따른 응력분포를 보여주고 있다. 여기서 응력은 표면에서 0.3 l 되는 곳에서 $\tau=50$ 일 때 구한 것이고 P_0 는 접촉하중으로 인한 평균압력을 나타낸다. Peclet 수가 극히 작은 경우, 즉 속도가 $v=10^{-7}$ m/s인 경우에 비해 Peclet수가 큰 경우($v=1$ m/s) 열하중의 영향이 많이 나타남을 알 수 있다. Fig. 5 이하에서는 Table 1의 PE 코팅층과 모재가 강(steel)인 경우에 대해 표면에서 0.3 l 되는 곳에서 $a=4.5 \times 10^{-4}$ m이고, $\tau=50$ 일 때 응력분포를

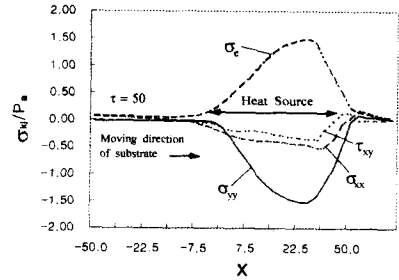


Fig. 5 Stress distribution versus X

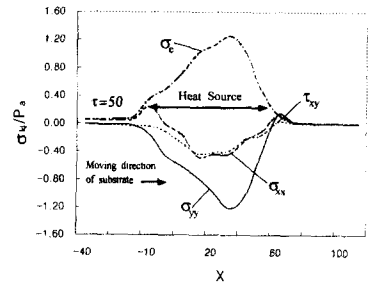
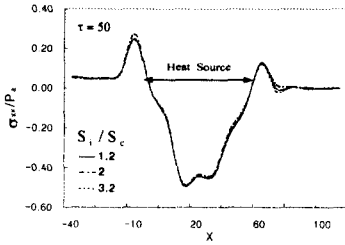
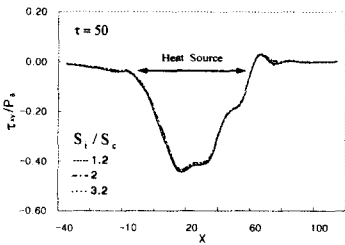


Fig. 6 Stress distribution at the coating/substrate interface versus X

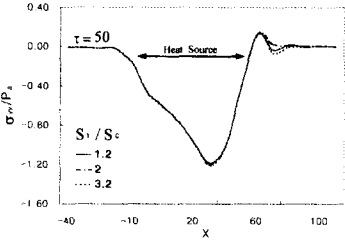
나타낸다. 여기서 트랙션 경계조건을 수직하중과 마찰계수($\mu=0.2$)로 인한 전단하중으로 부여하고 이동속도는 $v=0.1$ m/s로 일정하게 주었다. 그리고 σ_e 는 Von Mises 응력을 나타낸다. Fig. 6은 코팅층과 모재의 집합 경계면에서 작용하는 응력분포를 보여주고 있다. Fig. 7은 집합 경계면의 요소 크기에 따른 해의 수렴성을 보여주고 있다. 본 연구에서는 요동이 없는 요소 크기인 접촉을 받고 있는 요소 크기의 두 배정도인 요소를 집합 경계면의 요소로 정하였다. 여기서 S_i 는 집합 경계면의 요소 크기를 나타내고 S_c 는 접촉하에 있는 요소의 크기를 나타낸다. Fig. 8은 $l=1.8 \times 10^{-4}$ m일 때 접촉표면으로부터 수직거리 변화에 따른 응력분포를 보여주고 있다. (Y)는 표면으로부터의 수직거리를 나타낸다. Fig. 9은 미끄럼 접촉이 진행될 때 코팅층의 응력분포를 보여주고 있다. 여기서 주목할 것은 σ_{xx} 가 압축(compression)에서 인장(tension)으로 바뀐다는 것이다.



(a)



(b)



(c)

Fig. 7 Stress distribution versus the size of interface element

Fig. 10에서는 Table 1에서 보는 바와 같이 두 가지 대표적 코팅재료로 사용한 PE(Polyethylene)과 WC(Tungsten Carbide)에 대해 σ_{yy} 의 크기를 막의 두께변화에 대해서 보여주고 있다. 마찬가지로 코팅층의 표면근처에서의 응력분포를 나타낸다. 경질 코팅층인 WC코팅일 때 더 큰 응력이 작용함을 알 수 있다. 하지만 여기서도 막의 두께가 증가함에 따라 응력이 증가하는 경향을 보이고 있다. Fig. 11에서는 코팅층의 열전도도가 표면의 온도 상승에 중요한 영향을 미친다는 것을 보여주고 있다. 이것은 Leroy⁽⁹⁾와도 같은 결과이다. 열전도도가 모재보다 낮은 경우

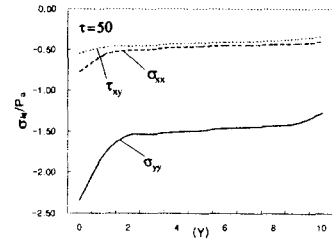


Fig. 8 Stress distribution versus distance from contact surface

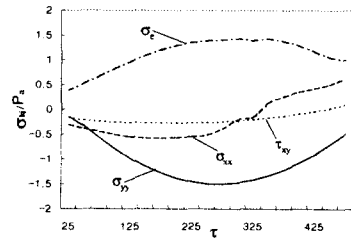
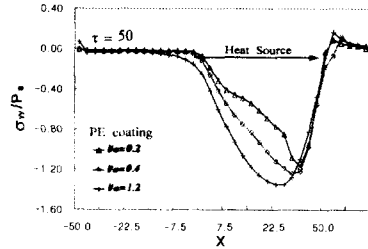
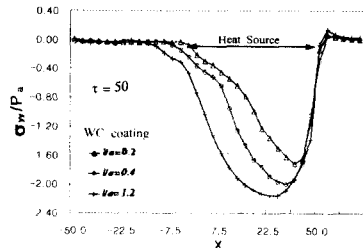


Fig. 9 Stress distribution versus time



(a)



(b)

Fig. 10 The effect of the PE or WC coating thickness on the distribution of σ_{yy}

즉, PE의 경우 막의 두께가 증가할수록 온도가

Table 1 Material properties

Material property	Tungsten carbide	Polyethylene	Steel
E(GPa)	550.	0.08-1.	210
ν	0.28	0.3-0.5	0.3
$k(W/m. ^\circ C)$	100.	46.	0.50
$\chi(m^2/s)$	6.3×10^{-5}	2.3×10^{-7}	1.8×10^{-5}
$\alpha(^{\circ}C^{-1})$	5×10^{-6}	$8.3 - 16.7 \times 10^{-6}$	12×10^{-6}

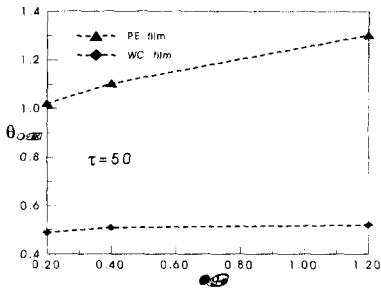


Fig. 11 Maximum surface temperature versus the ratio of coating thickness to the half length of contact

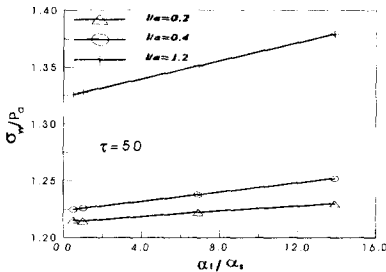


Fig. 12 Maximum stress(compression) at near-surface of coating versus the ratio of the coefficient of thermal expansion with the variation of coating thickness (case $k_f/k_s = 0.00127$, $G_f/G_s = 0.002$, $\nu_f/\nu_s = 1$)

증가하지만 그와 반대인 경우 즉, WC의 경우 막의 두께변화에 대한 온도변화가 거의 없음을 알 수 있다. 또한 온도 상승 또한 PE보다 낮음을 알 수 있다. Fig. 12는 코팅층과 모재의 열팽창계수비와 두께변화에 따른 응력의 크기를 나타내고

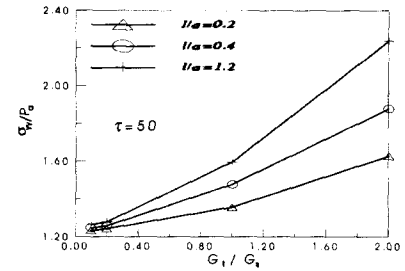


Fig. 13 Maximum stress(compression) at near-surface of coating versus the ratio of the shear modulus with variation of coating thickness(case $k_f/k_s = 0.00127$, $\nu_f/\nu_s = 1$, $\alpha_f/\alpha_s = 6.9$)

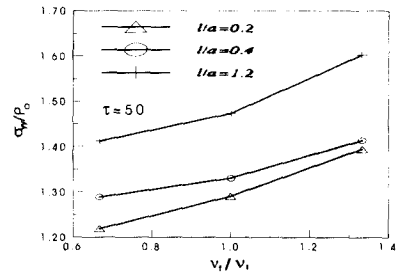


Fig. 14 Maximum stress(compression) at near-surface of coating versus the ratio of the Poisson's ratio with the variation of coating thickness(case $k_f/k_s = 0.00127$, $G_f/G_s = 0.002$, $\alpha_f/\alpha_s = 6.9$)

있다. Fig. 13은 코팅층과 모재의 횡탄성계수비와 두께변화에 따른 응력의 크기를 보여주고 있다. Fig. 14는 코팅층과 모재의 포아송비와 두께변화에 따른 응력의 크기를 나타낸다.

5. 결론

경계요소법의 다중영역기법을 이용하여 모재와 열적·기계적 특성이 다른 코팅층이 미끄럼 접촉을 받고 있을 때 코팅층의 온도변화 및 응력변화를 얻기 위한 연구에서 다음과 같은 결과를 얻었다.

(1) 모재보다 열전도도가 낮은 재료가 코팅되었을 경우 코팅층이 열차단 효과를 나타내므로 코팅층의 온도상승이 많이 일어남을 확인할 수 있다. 그리고 코팅층의 두께가 증가할수록 온도상승이 많이 일어남을 알 수 있다. 하지만 열전도도가 높은 재료인 경우 두께변화에 대한 온도상승이 거의 없음을 알 수 있다.

(2) 코팅층의 기계적 특성인 열팽창계수, 횡탄성계수 및 포아송비가 모재보다 크면 클수록 코팅층의 응력이 커짐을 알 수 있다.

(3) 코팅층의 열적·기계적 특성 변화에 의한 결과와 달리 본 모델의 기하학적 형상인 코팅층의 두께변화에 대해서도 코팅층의 두께가 증가함에 따라 응력이 증가함을 알 수 있다.

참고문헌

(1) Jaeger, J. C., 1942, "Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts," *J. Royal Society of NS Wales*, Vol. 76, pp. 203~224.

(2) Ling, F. F., 1969, "On Temperature Transient at Sliding Surfaces," *ASME JOURNAL OF LUBRICATION TECHNOLOGY*, Vol. 91, pp. 397~405.

(3) Kennedy, F. E., 1981, "Surface Temperatures in Sliding Systems- A Finite Element Analysis," *ASME JOURNAL OF LUBRICATION TECHNOLOGY*, Vol. 103, pp. 90~96.

(4) Vick, B., Furey, M. J. and Foo, S. J., 1991, "A Boundary Element Thermal Analysis of Sliding Contact," *Numerical Heat Transfer, Part A : Applications*, Vol. 20, No. 1, pp. 19~40.

(5) Brian Vick, Golan, L. P. II and Furey, M. J., 1994, "Thermal Effects Due to Surface Films in Sliding Contact," *ASME Journal of Tribology*, Vol.

116, pp. 238~246.

(6) Yevtushenko, A. and Chapovska, R., 1996, "Effect of a Thin Film on the Heat Distribution between a Stationary Pin and a Rotating Disk," *Numerical Heat Transfer; Part A: Applications*, Vol. 30, No. 8, pp. 835~848.

(7) Djabella, H. and Arnell, R. D., 1993, "Finite Element Analysis of the Contact Stresses in Elastic Coating/Substrate under Normal and Tangential Load," *Thin Solid Films*, Vol. 223, pp. 87~97.

(8) Leroy, J. M., Floquet, A. and Villechaise, B., 1989, "Thermomechanical Behavior of Multi-layered Media: Theory," *ASME Journal of Tribology*, Vol. 111, pp. 538~544.

(9) Leroy J. M., Floquet, A. and Villechaise, B., 1990, "Thermomechanical Behavior of Multi-layered Media: Results," *ASME Journal of Tribology*, Vol. 112, pp. 317~323.

(10) Vick, B. and Golan, L. P. II, 1991, "Computational Aspects of the Boundary Element Method Applied to Frictional Heating," *Proceedings of the 13th Boundary Element Method International Conference*, 21~23 August, Tulsa, OK.

(11) Brebbia, C. A., 1980, *The Boundary Element Method for Engineers*, 2nd revised edn., Pentech Press, London.

(12) Sladek, V. and Sladek, J., 1984, "Boundary Integral Equation Method in Two Dimensional Thermoelasticity," *Engng Analysis*, Vol. 1, No. 3, pp. 135~148.

(13) Kang Yong Lee and Jeong Kyun Hong, 1993, "Boundary Element Analysis of Thermal Stress Intensity Factors for Cusp Crack in Transient State," *Engng Frac. Mech.* Vol. 45, No. 3, pp. 309~320.

(14) Cho, S.-S. and Komvopoulos, K., 1997, "Thermoelastic Finite Element Analysis of Subsurface Cracking Due to Sliding Surface Traction," *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 119, pp. 71~78.