

박막의 접합력 평가를 위한 압입계면균열의 파괴역학적 분석

金鍾振 · 鄭增鉉 · 李光烈* · 權東一

서울대학교 재료공학부
*한국과학기술연구원 박막기술연구센터

Fracture Mechanical Analysis for Indentation-induced Interfacial Crack for Adhesion Evaluation of Thin Film

Jong-jin Kim, Jeung-hyun Jeong, Kwang-Ryeol Lee* and Dongil Kwon

School of Materials Science and Engineering, Seoul National University, Seoul 151-742, Korea
*Thin Film Technology Research Center, Korea Institute of Science and Technology, Seoul 151-742, Korea

Abstract : Indentation cracking test has been used to evaluate the adhesion of wear-protective coatings such as diamond film. This test can induce interface crack by applying indentation load to the film. A reciprocal of the rate of change of interface crack radius with indentation loads(dP/dc) has been generally used as the qualitative criterion of the adhesion. This concept is, however, valid only when comparing the adhesion in the same materials because the material properties are not considered in dP/dc . In this study, therefore, for the more reliable evaluation of adhesion, the critical energy release rate was obtained by analyzing the dependency of interface crack on indentation load. Stress fields in film were from the indentation stress field in substrate using the condition of strain continuity at the interface. From the analytical model, the strain energy released by film delamination was formulated. Finally, the critical energy release rate was obtained as the quantitative function of dP/dc and was compared with the results from scratch test. Using the proposed analysis, the adhesion of diamond-like carbon(DLC) film deposited on AISI D2 steel was evaluated.

(Received March 7, 2001)

Key words : Adhesion, Critical energy release rate, Indentation cracking test, dP/dc , Strain continuity, Diamond-like carbon(DLC)

1. 서 론

보다 다양한 특성과 우수한 성능을 갖는 제품에 대한 수요가 증가함에 따라 소재의 표면에 얇은 막을 형성시킴으로써 소재의 보호 및 재료 자체의 특성을 향상시키기 위한 연구가 활발해지고 있다. 그러나 이러한 박막소재는 이종소재간의 접합을 요구하므로 계면이 존재하게 되는데, 충격 및 사용중에 발생하는 기계적·열적 응력이 일반적으로 가장 취약한 계면부위에 집중되므로 계면파손현상이 발생할 수 있다^{1,2)}. 이러한 계면파손현상은 박막의 효율성을 저하시키며 기기의 수명을 단축시키게 되므로 박막소재의 신뢰성 확보를 위해서는 우수한 접합력이 요구된다. 따라서, 접합력의 개선을 위한 설계 기준을 제시할 수 있는 기반 기술로서 접합력의 정확한 평가는 필수적이다.

본 연구에서는 그 일환으로 압입균열시험을 응용한 새로운 모델링을 통해 내마모용 보호 코팅으로 주목받고 있는 다이아몬드성 카본 박막의 접합력을 평가하고자 하였다. 압입균열시험(indentation cracking test)은 다이아몬드 brale C 압입자로 박막에 적당한 하중을 가함으로써 인위적으로 박막과 모재의 계면에서의 균열을 유발하고 균열의 전파 거동을 분석함으로써 접합력을 평가하는 시험법으로 다이아몬드성 카본, 다이아몬드 등과 같은 경질 박막을 대상으로 널리 이용되고 있다. 그림 1에 압입균열시험에 의해 유발된 계면균열 양상의 개략도를 나타내었다. 인가된 압입하중에 의해 취성 박막과 연성 모재간의 소성영역의 불일치가 어느 임계값 이상 커지게 되면 계면균열이 발생하고

이것이 전파됨에 따라 박막의 분리가 일어나게 된다. 압입하중 P 를 다양하게 변화시킴으로써 그림 2와 같은 계면균열반경 c 의 변화 양상을 얻을 수 있는데, 이 때 기울기의 역수인 단위 계면균열길이 전파에 필요한 하중의 크기 dP/dc 는 에너지 방출률 G 와 비례 관계에 있으며, 선형 영역이 임계 에너지 방출률 G_c 와 직접적인 연관을 갖는다^{3,4)}. 일반적으로 압입균열시험을 사용한 대부분의 연구들이 이러한 dP/dc 를 이용하여 접합력을 평가하고 있으나⁵⁻⁷⁾, dP/dc 는 정성적이고 상대적인 값으로서 재료의 물성을 충분히 반영하지 못하기 때문에 재료가 서로 다른 시스템의 접합력 비교 척도로서는 적합하지 못하다는 한계가 있다. 따라서 정량적이고 절대적인 값인 임계 에너지 방출률을 구할 수 있어야 접합력의 정확한 평가가 가능하며, 재료의 기계적 물

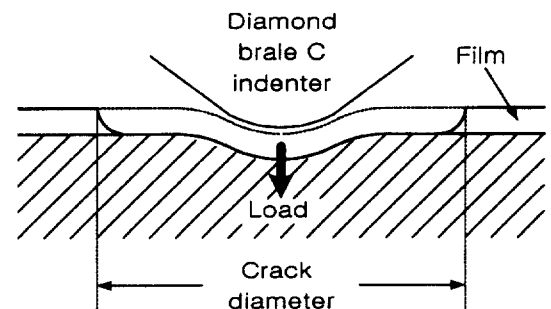


Fig. 1. Schematic drawing of interface crack induced by indentation cracking test.

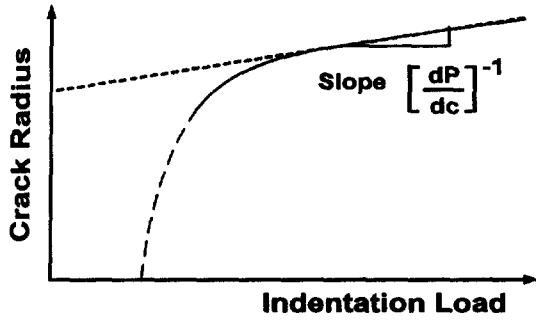


Fig. 2. Schematic drawing of the variations of interface crack radius c with indentation load P .

성을 접합력의 인자로서 반영할 수 있다. 본 연구에서는 새로운 모델링을 통해 임계 에너지 방출률을 구하고 이러한 결과를 스크래치 시험 결과와 비교 분석하였다.

2. 이론적 배경

본 연구에서는 dP/dc 로부터 임계 에너지 방출률을 구하기 위해서 다음과 같은 모델링을 가정하였다. 압입자와 직접 접촉한 박막부분에는 하중인가방향과 평행한 방향의 균열이 발생하여 박막 자체의 파괴가 일어나므로 접촉부분 외의 박막은 하중을 직접 인가받는 것이 아니라 모재에 인가된 하중에 의해 간접적으로 하중을 전달받게 된다. 따라서, 계면에서의 변형률의 연속성을 고려함으로써 모재의 응력장으로부터 박막의 응력장을 구할 수 있다. 이러한 응력에 의해 박막에 축적된 에너지가 계면파손의 구동력으로 작용하게 되며, 따라서 박막의 분리에 의해 방출되는 에너지로부터 임계 에너지 방출률을 구할 수 있다.

압입하중에 의한 모재의 응력장은 탄성영역, 소성영역에 따라 각각 식 (1-a), (1-b)와 같이 나타내어진다⁸⁾.

$$\sigma_r^e = -\frac{2Y_s b_s^3}{3 r^3} \tag{1-a}$$

$$\sigma_\theta^e = \sigma_r^e = \frac{Y_s b_s^3}{3 r^3} \quad \text{for } r \geq b_s$$

$$\sigma_r^e = -\frac{2Y_s}{3} - 2Y_s \ln \frac{b_s}{r} \tag{1-b}$$

$$\sigma_\theta^e = \sigma_r^e = \frac{Y_s}{3} - 2Y_s \ln \frac{b_s}{r} \quad \text{for } a \leq r \leq b_s$$

모재와 박막에서의 좌표계는 그림 3과 같이 각각 구형좌표계, 원통형좌표계로 가정하였으며, Y_s 와 b_s 는 각각 모재의 항복강도와 소성영역의 반경, a 는 접촉반경을 나타낸다. 그리고, b_s 는 식 (2)와 같이 결정된다⁹⁾.

$$b_s = a \exp\left(\frac{P_m}{2Y_s} - \frac{1}{3}\right) \tag{2}$$

P_m 은 하중 P 를 접촉면적 πa^2 으로 나누어 준 평균접촉압력을 나타낸다.

이러한 모재의 응력장으로부터 박막의 응력장을 유도하기 위하여 계면에서의 변형률의 연속성을 고려하였다. 박막의 경우 평

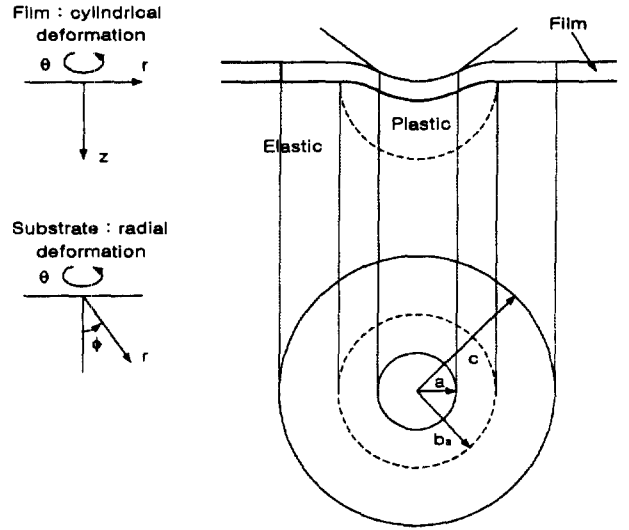


Fig. 3. Schematic drawing of deformation morphology by indentation.

면응력상태를 가정할 수 있으며 ($\sigma_r^e = 0$), 박막에 비해 원충층의 두께는 매우 작기 때문에 박막만을 고려하였다. 박막과 모재가 분리되지 않은 상태일 때 계면에서의 변형률은 같아야 하므로⁹⁾ 이로부터 박막의 응력 σ_f 는 식 (3)과 같이 유도될 수 있다.

$$\begin{pmatrix} \sigma_f^r \\ \sigma_f^\theta \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \alpha & \beta \\ \beta & \alpha \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_s^r \\ \sigma_s^\theta \end{pmatrix} \tag{3}$$

$$\alpha = \frac{E_f}{E_s} \frac{1-\nu_s \nu_f}{1-\nu_f^2}, \quad \beta = \frac{E_f}{E_s} \frac{\nu_f - \nu_s}{1-\nu_f^2}$$

E 는 탄성계수, ν 는 포아송비, s 와 f 는 각각 모재와 박막을 나타낸다. 최종적으로 박막의 잔류응력 σ_f^{res} 과 잔류응력에 의한 변형률 ϵ_f^{res} 을 고려함으로써 실제 박막의 응력 $\sigma_f^{r,eff}$ 과 변형률 $\epsilon_f^{r,eff}$ 을 식 (4)와 같이 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} \sigma_f^{r,eff} &= \sigma_f^r + \sigma_f^{res}, & \sigma_f^{\theta,eff} &= \sigma_f^\theta + \sigma_f^{res} \\ \epsilon_f^{r,eff} &= \epsilon_f^r + \epsilon_f^{res}, & \epsilon_f^{\theta,eff} &= \epsilon_f^\theta + \epsilon_f^{res} \end{aligned} \tag{4}$$

$$\epsilon_f^{res} = \frac{1-\nu_f}{E_f} \sigma_f^{res}$$

따라서, 두께 t 인 박막이 접촉반경 a 에서 계면균열반경 c 까지 분리됨에 따라 방출되는 계면분리에너지 U 는 식 (5)와 같이 나타낼 수 있다.

$$U = \int_0^{2\pi} \int_a^c (\sigma_f^{r,eff} \epsilon_f^{r,eff} + \sigma_f^{\theta,eff} \epsilon_f^{\theta,eff}) t r dr d\theta \tag{5}$$

식 (5)를 c 로 미분해 주면 dU/dc 는 dP/dc 와 식 (6)과 같은 관계를 갖게 된다.

$$\frac{dU}{dc} = \chi \frac{dP}{dc} + \lambda \tag{6}$$

χ, λ 는 박막과 모재의 포아송비 및 탄성계수, 모재의 항복강도, 평균접촉압력, 박막의 잔류응력에 의해 결정되는 값이며, appendix 에 자세한 내용을 서술하였다. 그리고, 계면균열면적 $A = \pi(c^2 - a^2)$

이므로, 임계 에너지 방출률 G_c 는 식 (7)과 같이 dP/dc 의 함수로 정량화될 수 있다. dP/dc 가 증가함에 따라 G_c 역시 증가하게 됨을 알 수 있다.

$$G_c = \frac{dU}{dA} = \frac{\left(\chi \frac{dP}{dc} + \lambda\right)t}{c-a} \frac{da dP}{dP dc} \quad (7)$$

3. 실험 방법

본 연구에 사용된 다이아몬드성 카본 박막의 증착조건은 다음과 같다. 공구강으로 널리 쓰이는 AISI D2 강을 모재로 사용하였으며, 증착면을 연마한 후 trichloroethylene, 아세톤, 메탄올 용액의 순으로 각 용액 속에서 각각 20분간 초음파 세척하고 에탄올로 최종 세척 후 질소 가스로 건조시켰다. 다이아몬드성 카본 박막을 공구강에 직접 증착한 경우에는 접합력이 매우 좋지 않기 때문에 접합력의 향상을 위해 일반적으로 많이 사용되는 W-C/W을 완충층(buffer layer)으로 도입하였다. 우선 Ar sputter cleaning을 -750 V, 0.5 Pa에서 1시간 동안 하였으며, DC magnetron sputtering을 이용하여 바이어스 전압을 0~-400 V 까지 변화시키며 완충층을 증착하였다. 4 W/cm², Ar 1.33 Pa에서 6 nm/min의 속도로 W 완충층을 증착하였고, 2~15 분까지 증착시간을 달리하였다. 이어서, 주입가스의 CH₄ 분율을 0~50% 까지 변화시키며 W-C 혼합층을 5분간 증착하였다. 그리고, RF PACVD를 이용하여 -500 V, 1.33 Pa에서 C₆H₆을 넣어 주어 다이아몬드성 카본 박막을 증착하였다. 이 때, 증착된 W 완충층의 두께는 증착시간에 따라 14~84 nm로 측정되었고, 다이아몬드성 카본 박막의 두께는 2 μm 였다.

증착한 다이아몬드성 카본 박막 시편에 대한 압입균열시험 조건은 다음과 같다. 팁의 곡률반경이 200 μm 인 diamond brale C 압입자를 사용하였으며, Instron 5565 장비를 이용하여 하중을 인가하였다. 5 kN load cell을 이용하였고, 하중인가속도는 0.1 mm/min으로 하였으며 300~1500 N 까지 300 N 간격으로 각각의 하중에 대해 3회씩 실험하였다. 그리고, 광학현미경을 통해 계면균열을 관찰하였고, 화상분석기(image analyzer)를 이용하여 접촉면적 및 계면균열면적을 측정하고 형태를 원으로 가정하여 접촉반경 및 계면균열반경을 구한 후 각각에 대해 평균하였다.

다이아몬드성 카본 박막 시편에 대한 스크래치시험(scratch test) 조건은 다음과 같다. 팁의 곡률반경이 200 μm 인 다이아몬드 압입자를 사용하였고, CSEM Revetest 스크래치시험기를 이용하여 실험하였다. 수직하중을 0~50 N 까지 100 N/min의 속도로 인가하였고, 스크래치속도는 10 mm/min으로 하였다. 시험 후

광학현미경을 통해 스크래치 트랙을 관찰하였다.

이론적 모델링에 필요한 기계적 물성 측정을 위해 Hysitron사의 TriboScope with NanoscopeII™를 이용하여 나노압입시험(nanoindentation)을 하였다. 본 장비의 최대 하중은 30 mN 이고, 하중의 분해능은 100 nN 이며, 변위 범위 및 분해능은 각각 30 μm, 0.2 nm 이다. 팁의 곡률반경이 1 μm 인 cone 압입자를 사용하였고, 부착된 AFM(atomic force microscopy)을 이용하여 표면이 비교적 균일한 위치를 찾아 실험하였다. 모재의 영향을 배제하기 위해 압입변위가 박막 두께의 1/10이 되지 않도록 하중을 인가하여 박막의 탄성계수를 측정하였다. 하중은 5 mN을 인가하였으며, 각각의 시편에 대해 5회씩 실험하였고, 이 때 변위는 약 80~120 nm 정도를 나타내었다.

그리고, 박막의 잔류응력을 측정하기 위해 곡률반경 측정법을 이용하였다. 다이아몬드성 카본 박막을 Si 웨이퍼에 증착한 후 레이저 스캐너(laser scanner)를 이용하여 곡률반경을 측정하였으며 Stoney 관계식을 적용함으로써 박막의 잔류응력을 평가하였다¹⁰⁾.

4. 실험 결과 및 고찰

나노압입시험을 통해 얻은 압입하중-변위 곡선으로부터 다이아몬드성 카본 박막 및 모재의 탄성계수를 측정하였다. AISI D2 강 모재의 탄성계수는 312±26.85 GPa로 측정되었고, 박막의 잔류응력은 -1.5±0.1 GPa로 증착변수에 따라 거의 차이를 보이지 않았다. 그리고, 측정된 박막의 탄성계수와 평균접촉압력을 표 1에 정리하였다.

압입균열시험을 통해 얻은 CH₄ 분율에 따른 계면균열 사진을 그림 4에 나타내었다. 압입자극 주위의 흰색 부분이 박막이 분리되어 모재가 드러난 영역이며, 모든 경우에 있어 거의 원형에 가까운 양상을 나타내었다. CH₄ 분율이 0%, 즉 W-C 혼합층을 증착하지 않은 경우의 접합력이 다른 경우에 비해 매우 좋지 않음을 육안으로도 확인할 수 있다. 완충층 증착시의 바이어스 전압을 변화시킨 경우와 W 완충층의 두께를 변화시킨 경우에 있어서도 광학현미경을 통해 계면균열 양상을 관찰하고 접촉반경과 계면균열반경을 측정하였다. 접촉반경의 경우 하중에 따라 일정하게 증가하는 경향을 보였으며, 증착변수에 관계없이 어느 시편의 경우에도 da/dP 는 $1.1 \times 10^{-7} m/N$ 으로 측정되었다. 그리고, 측정된 계면균열반경을 압입하중에 따라 그림 5와 같이 도시한 결과 세 경우 모두 거의 선형적인 관계를 나타내었다. 이와 같은 양상은 계면균열의 전파에 필요한 하중이 일정한 비율로 변화하고 있음을 가리키고 있을 뿐만 아니라 계면균열의 전파에 따라 방출되는 에너지가 최대값으로 포화상태에 이르렀음을 의미한다. 이러한 선형영역의 기울기의 역수인 dP/dc 를 측정된 후

Table 1. Elastic moduli and mean contact pressures of DLC films with various deposition conditions.

| | CH ₄ fraction (%) | | | Bias voltage at buffer layer deposition(V) | | | W buffer layer thickness (nm) | | | |
|----------------------------|------------------------------|--------|--------|--|--------|--------|-------------------------------|--------|--------|--------|
| | 0 | 25 | 50 | 0 | -200 | -400 | 14 | 28 | 64 | 84 |
| Elastic modulus(GPa) | 179.81 | 166.53 | 156.51 | 143.52 | 143.71 | 170.78 | 146.75 | 166.53 | 143.52 | 134.32 |
| Mean contact pressure(GPa) | 7.76 | 7.50 | 7.78 | 7.81 | 8.19 | 7.62 | 7.70 | 7.50 | 7.81 | 8.05 |

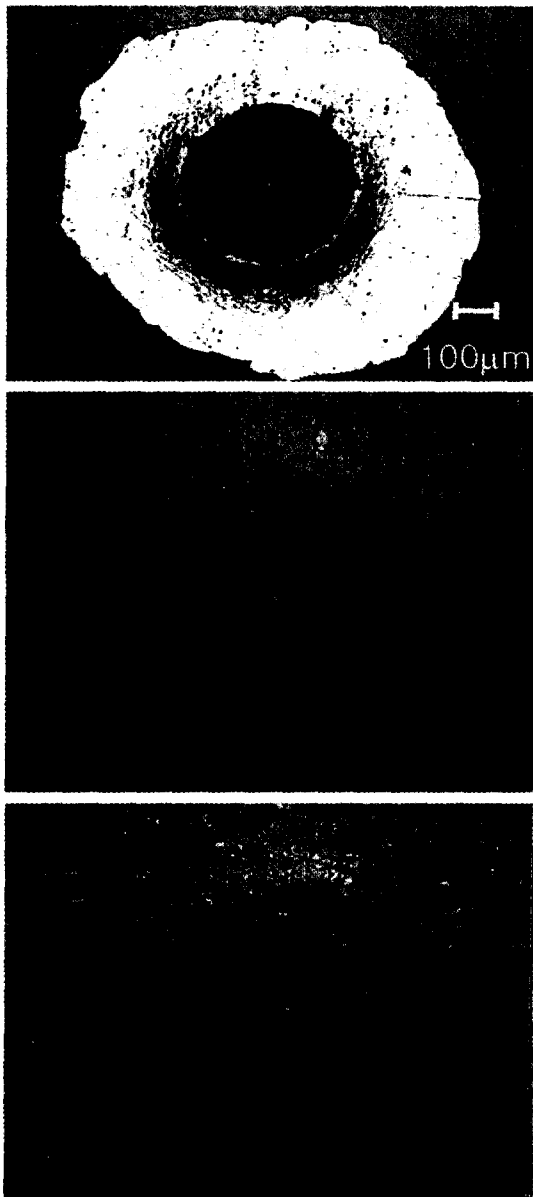


Fig. 4. Optical micrographs of indentation-induced crack for DLC films with CH₄ fraction at W-C mixed layer deposition : (a) 0%(no W-C mixed layer) (b) 25% and (c) 50%.

식 (7)을 이용하여 G_c 를 구하였다. dP/dc 와 G_c 의 결과를 그림 6, 7에 각각 도시하였다. CH₄ 분율을 변화시킨 경우에는 W-C 혼합층의 존재 유무에 따라 접합력의 큰 차이를 나타내고 있다. 이는 광학현미경을 통해 관찰한 결과와도 잘 일치한다. 완충층 증착시의 바이어스 전압을 변화시킨 경우에는 전압이 증가함에 따라 G_c 가 감소하는 경향을 보이고, W 완충층의 두께를 변화시킨 경우에는 큰 차이를 보이지는 않았으나 두께가 증가함에 따라 대체로 G_c 가 증가하는 경향을 보이고 있다.

이러한 압입균열시험 결과를 스크래치시험 결과와 비교하였다. 스크래치시험으로부터 얻을 수 있는 임계 하중은 압입자 팁의 상태, 박막의 표면 상태 등에 의해 매우 큰 영향을 받을 수 있으므로, 육안으로 관찰 가능한 박막이 분리된 영역의 넓이를 접합력의 척도로 하여 비교하였다. 그림 8~10에 증착변수에 따른 스크래치시험 결과를 각각 나타내었다. CH₄ 분율을 변화시킨 경

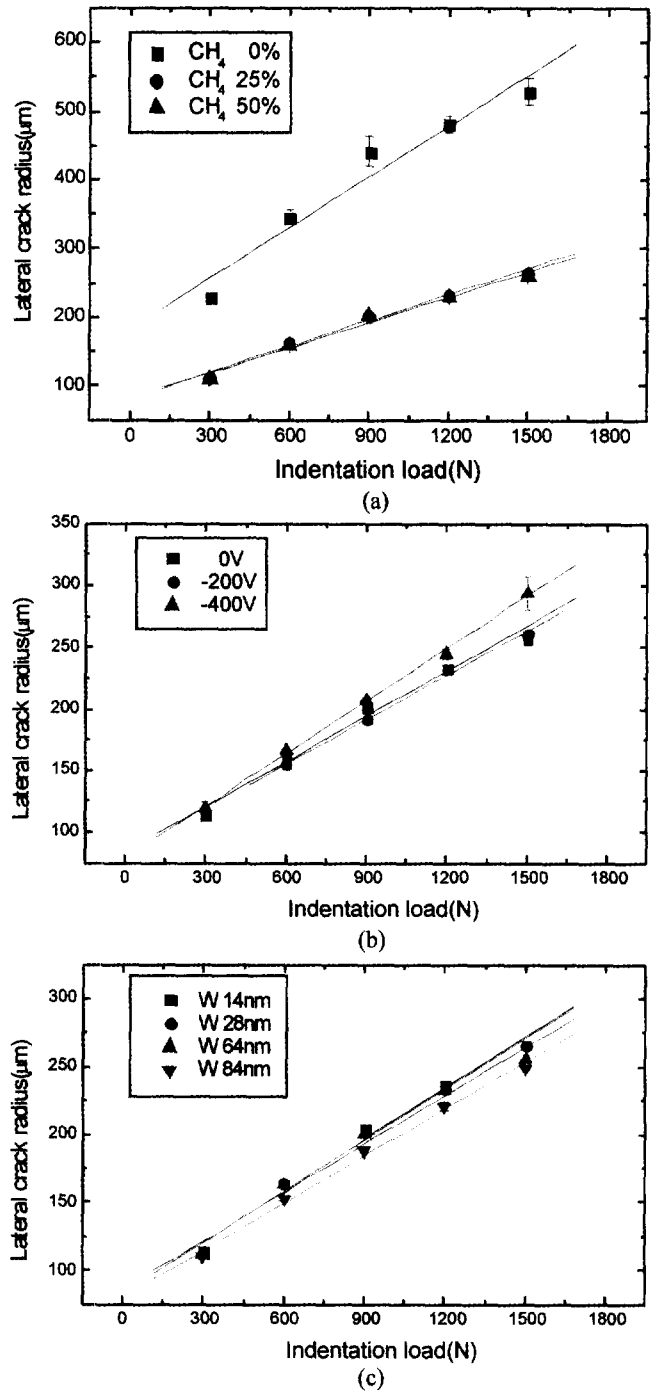


Fig. 5. Variations of P vs. c for DLC films with (a) CH₄ fraction at W-C mixed layer deposition (b) bias voltage at W-C/W buffer layer deposition and (c) W buffer layer thickness.

우에는 그림 8(a)에 화살표로 표시된 것처럼 W-C 혼합층이 없을 때의 박막이 분리된 영역이 다른 경우에 비해 훨씬 크을 알 수 있다. 그리고, 완충층 증착시의 바이어스 전압이 증가함에 따라서는 큰 변화를 보이지는 않으나 대체로 박막이 분리된 영역이 증가하고 있고, W 완충층의 두께가 증가함에 따라서는 그와 반대의 경향을 보이고 있다. 이러한 경향은 압입균열시험 결과와 잘 일치하고 있으나, 변별력에 있어서는 정량적인 수치로서 평가가 가능한 압입균열시험이 보다 우수하다고 할 수 있다.

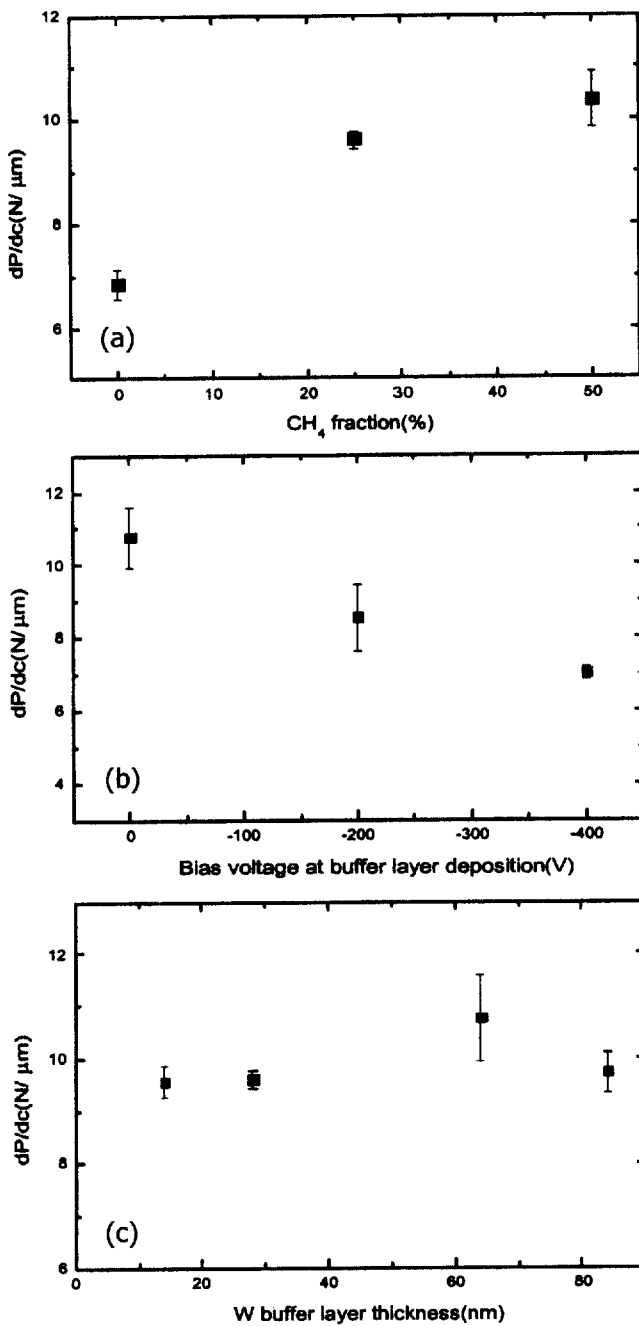


Fig. 6. Variations of dP/dc for DLC films with (a) CH_4 fraction at W-C mixed layer deposition (b) bias voltage at W-C/W buffer layer deposition and (c) W buffer layer thickness.

증착변수의 변화에 따른 접합력의 변화 양상의 원인은 다음과 같이 생각해 볼 수 있다. 우선 결과상에 가장 큰 차이를 보인 CH_4 분율을 변화시킨 경우를 살펴보면 W-C 혼합층이 접합력 향상에 매우 큰 기여를 하고 있음을 볼 수 있다. 이는 W-C 혼합층이 완충층으로서의 역할을 충분히 하고 있음을 의미한다. 즉, 다이아몬드성 카본 박막과 W 완충층간에 존재하는 격자상수, 열팽창계수 등의 차이를 중간값을 갖는 W-C 혼합층이 완화시키는 역할을 함으로써 응력구배에 의한 응력 완화 효과를 얻을 수 있는 것으로 생각된다. 뿐만 아니라 CH_4 와 W 간의 반응으로 텅스텐 카바이드 계열의 중간생성물이 형성될 수 있는데

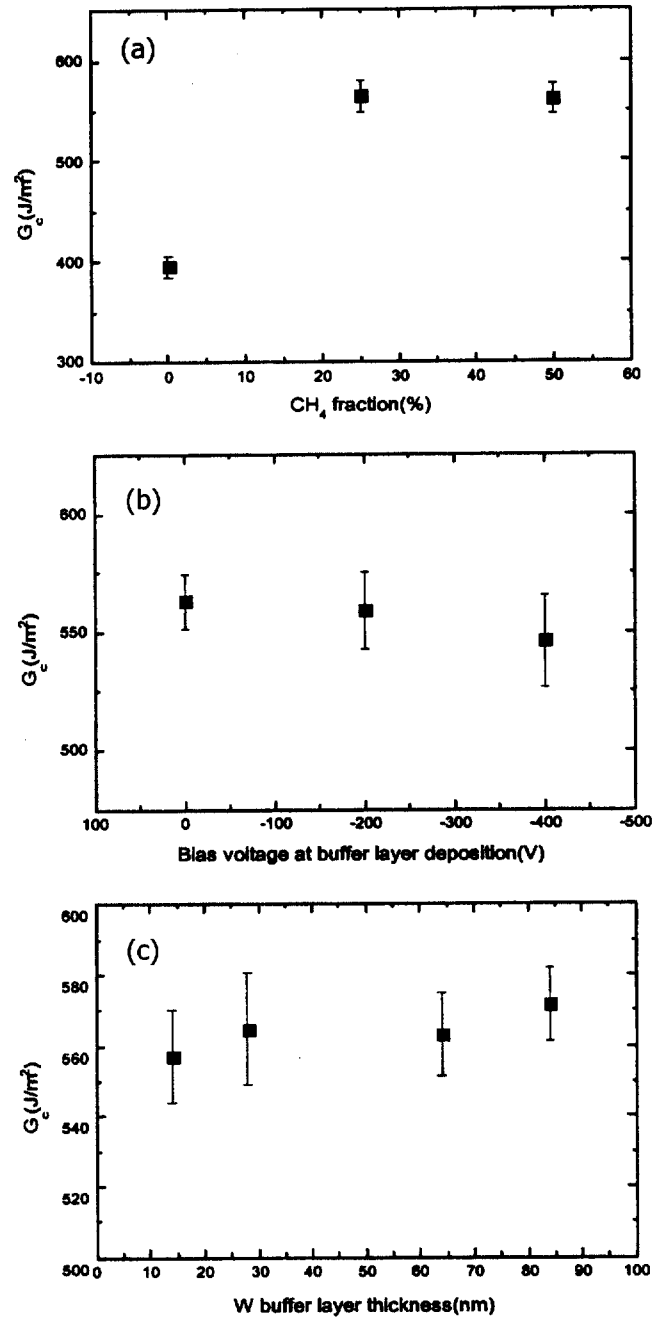


Fig. 7. Variations of G_c for DLC films with (a) CH_4 fraction at W-C mixed layer deposition (b) bias voltage at W-C/W buffer layer deposition and (c) W buffer layer thickness.

이러한 생성물은 다이아몬드성 카본 박막에 필적할 만큼 큰 경도를 갖는다. 이렇게 경도가 큰 중간생성물이 형성되었을 경우 흡수할 수 있는 응력이 커짐으로써 박막의 응력을 완화시켜 접합력을 향상시킬 수 있다는 연구결과가 보고된 바 있다¹¹⁾. 본 실험 결과의 경우에도 같은 이유로 G_c 가 크게 향상된 것으로 생각된다. 또한 완충층 증착시의 바이어스 전압을 변화시킨 경우와 W 완충층의 두께를 변화시킨 경우에는 TEM 분석 결과 완충층의 미세조직 변화에 의해 접합력이 결정된 것으로 보고된 바 있다¹²⁾. 위와 같이 본 연구에서 제안한 모델링을 이용하여 접합력을 정량적으로 평가할 수 있으며, 인자들의 영향 역시 정량적인 분

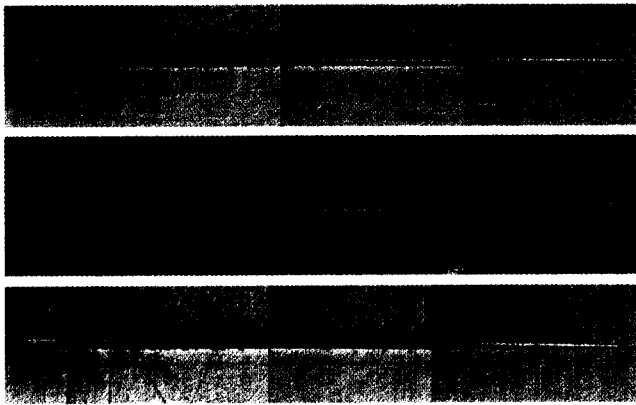


Fig. 8. Optical micrographs of scratch track for DLC films with CH₄ fraction at W-C mixed layer deposition (a) 0%(no W-C mixed layer) (b) 25% and (c) 50%.

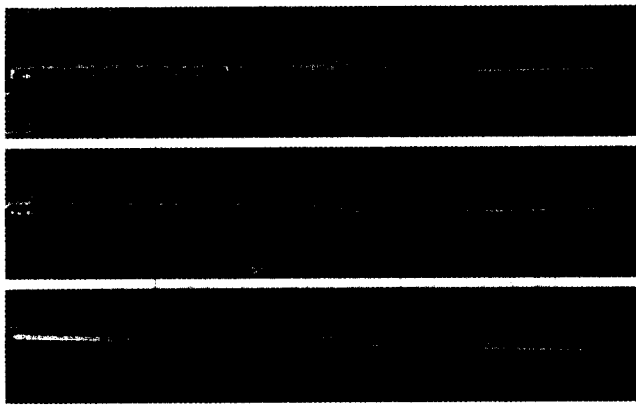


Fig. 9. Optical micrographs of scratch track for DLC films with bias voltage at W-C/W buffer layer deposition (a) 0V (b) -200V and (c) -400V.

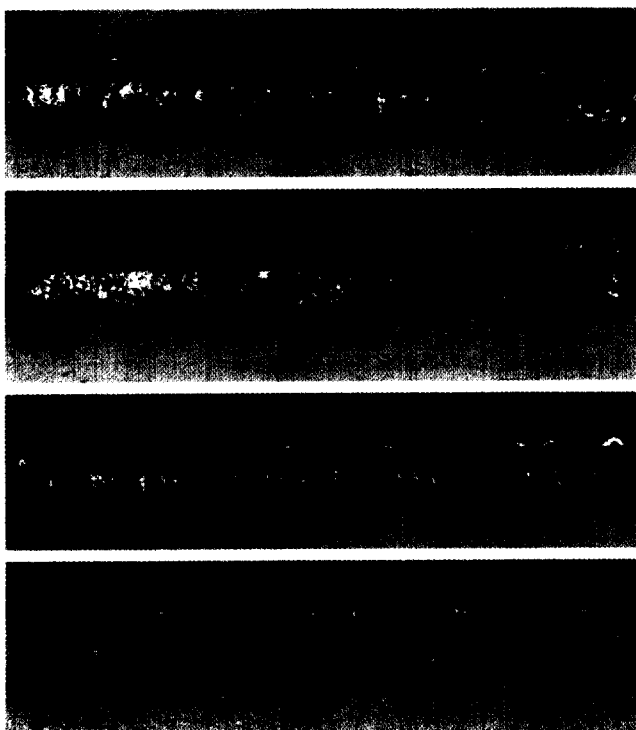


Fig. 10. Optical micrographs of scratch track for DLC films with W buffer layer thickness (a) 14 nm (b) 28 nm (c) 64 nm and (d) 84 nm.

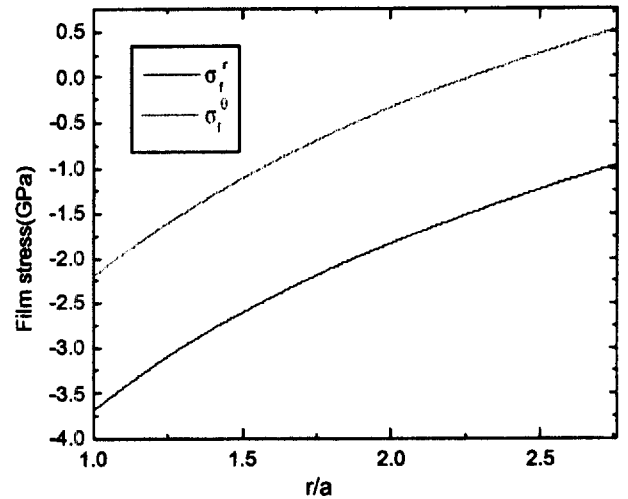


Fig. 11. Indentation-induced stress in DLC film vs. r/a in plastic deformation range of substrate.

석이 가능하다. 계면에서의 변형을 연속성을 이용하여 유도한 식 (3)으로부터 압입하중에 의한 박막의 응력장을 구하여 그림 11에 나타내었다. 모든 경우에서의 계면균열반경이 모재의 소성영역을 벗어나지 않았으므로 접촉반경 a 에서 소성영역의 반경 b 까지의 박막의 응력을 나타내었다. 우선 r 성분의 응력이 θ 성분의 응력보다 훨씬 크며 따라서 r 성분의 응력이 박막의 분리에 지배적으로 영향을 미치고 있음을 알 수 있다. 그리고, 이를 -1.5 ± 0.1 GPa로 측정된 잔류응력과 비교해 보았을 때 잔류응력의 크기가 결코 무시할 수 없는 크기이며, 접합력에 매우 큰 영향을 미치는 인자임을 확인할 수 있다. 따라서, 접합력의 향상을 위해서는 잔류응력을 최소화할 수 있는 공정상의 제어가 반드시 필요하다고 생각된다.

앞에서 살펴본 바와 같이 압입균열시험 결과는 스크래치시험 결과와 잘 일치하는 경향을 나타내었다. 뿐만 아니라 단순히 육안 관찰을 통한 비교에 그치는 것이 아니라 정량적인 수치로서 평가가 가능하다는 점에서 보다 우수한 변별력을 지닌다고 판단된다. 또한 시험의 제약조건이 적고 박막의 표면 마찰, 압입자 팁의 상태 등에 의한 영향을 거의 받지 않으며, 실제 현장 적용이 매우 용이하다는 점에서 큰 이점을 지닌다고 할 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 압입균열시험의 역학적 분석을 통해 압입하중에 따른 계면균열반경의 변화율의 역수인 dP/dc 로부터 임계 에너지 방출률 G_c 을 유도함으로써 접합력을 정량적으로 평가하였다. 이를 통해 공구강용 보호 코팅으로 증착된 다이아몬드성 카본 박막의 접합력을 평가하였다.

1. 압입균열시험시 압입에 의한 박막의 변형거동은 모재의 응력상태와 계면에서의 변형률의 연속성 및 박막의 잔류응력을 고려함으로써 다음과 같은 응력상태로 표현할 수 있었다.

$$\sigma_f^{r,eff} = \alpha\sigma_s^r + \beta\sigma_s^\theta + \sigma_f^{res}, \quad \sigma_f^{\theta,eff} = \beta\sigma_s^r + \alpha\sigma_s^\theta + \sigma_f^{res}$$

$$\alpha = \frac{E_f}{E_s} \frac{1 - \nu_s \nu_f}{1 - \nu_f^2}, \quad \beta = \frac{E_f}{E_s} \frac{\nu_f - \nu_s}{1 - \nu_f^2}$$

2. 박막의 응력장을 이용하여 두께 t 인 박막이 접촉반경 a 에서 계면균열반경 c 까지 분리됨에 따라 방출되는 계면분리에너지를 구할 수 있었으며, 이를 계면균열면적으로 미분함으로써 다음과 같이 임계 에너지 방출률 G_c 를 dP/dc 의 정량적인 함수로 표현할 수 있었다.

$$G_c = \frac{dU}{dA} = \frac{\left(\chi \frac{dP}{dc} + \lambda\right)t}{c-a} \frac{da dP}{dP dc}$$

3. 다이아몬드성 카본 박막에 대한 압입균열시험 결과로부터 임계 에너지 방출률을 평가하고, 접합력에 미치는 관련 인자들의 영향을 확인하였다. 임계 에너지 방출률 평가 결과는 스크래치시험 결과와 잘 일치하는 경향을 나타냈으며, 더욱 우수한 변별력을 나타내었다. 그리고, 본 연구에서 유도한 박막의 응력장과의 비교를 통해 잔류응력이 접합력에 매우 큰 영향을 미치는 인자임을 확인할 수 있었다. 따라서 본 연구의 임계 에너지 방출률 모델로부터 보다 정량적인 접합력 평가가 가능하다고 생각된다.

후 기

본 연구는 과학기술부의 국가지정연구실 사업 및 한국과학기술연구원의 연구비 지원에 의하여 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

APPENDIX

2절 식 (6)의 χ , λ 는 다음과 같이 $X_1 \sim X_{13}$ 의 함수로 나타내어진다.

$$\chi = X_1 X_6 + X_2 X_7 + X_3 X_8 + X_4 X_9 + X_5 X_{10}$$

$$\lambda = X_1 X_{11} + X_2 X_{12} + X_3 X_{13}$$

$$X_1 = \frac{8(1-v_s)(\alpha+\beta)Y_s^2}{E_s}$$

$$X_2 = \frac{4}{3}(\alpha+\beta)Y_s \left\{ 6\epsilon_f^{res} - \frac{Y_s}{E_s}(1-v_s)(12\ln b_s + 1) \right\}$$

$$X_3 = \frac{4(1-v_s)(\alpha+\beta)Y_s^2}{9E_s} \{ 18(\ln b_s)^2 - 1 \}$$

$$-\frac{2}{3}(\alpha+\beta)Y_s \epsilon_f^{res} (12\ln b_s + 1) + \frac{Y_s^2}{E_s}(\alpha - v_s \beta) + 2\sigma_f^{ref} \epsilon_f^{res}$$

$$X_4 = \frac{-16(1-v_s)(\alpha+\beta)Y_s^2}{E_s a} \frac{da}{dP}$$

$$X_5 = \frac{8(\alpha+\beta)Y_s}{a} \left\{ \frac{2(1-v_s)Y_s}{E_s} \ln b_s - \epsilon_f^{res} \right\} \frac{da}{dP}$$

$$X_6 = -a(\ln a)^2 \frac{da}{dP}$$

$$X_7 = -a \ln a \frac{da}{dP}$$

$$X_8 = -a \frac{da}{dP}$$

$$X_9 = \frac{1}{4} \{ c^2(2\ln c - 1) - a^2(2\ln a - 1) \}$$

$$X_{10} = \frac{1}{2}(c^2 - a^2)$$

$$X_{11} = c(\ln c)^2$$

$$X_{12} = c \ln c$$

$$X_{13} = c$$

REFERENCES

1. J. A. Thornton and D. W. Hoffman : Thin Solid Films, **171** (1989) 5
2. R. W. Hoffman : Mat. Sci. Eng., **53** (1982) 37
3. P. C. Jindal, D. T. Quinto and G. J. Wolfe : Thin Solid Films, **154** (1987) 361
4. S. S. Chiang, D. B. Marshall and A. G. Evans : in J. A. Pask and A. G. Evans (eds.), Materials Science Research, Vol. 14 : Surfaces and Interfaces in Ceramic and Ceramic-Metal Systems, Plenum, New York (1981) 603
5. M. Nesládek, K. Vandierendonck, C. Quaeysaegens, M. Kerkhofs and L. M. Stals : Thin Solid Films, **270** (1995) 184
6. R. C. McCune, R. E. Chase and E. L. Cartwright : Surf. Coat. Technol., **53** (1992) 189
7. K. Mallika and R. Komanduri : Wear, **224** (1999) 245
8. R. Hill : The Mathematical Theory of Plasticity, Clarendon, Oxford (1950) 97
9. J. -H. Ahn and D. Kwon : J. Appl. Phys., **82** (1997) 3266
10. G. G. Stoney : Proc. R. Soc. Lond., **A82** (1909) 172
11. P. Yan and Q. Song : Mat. Chem. Phys., **58** (1999) 195
12. K. -R. Lee, K. Y. Eun, J. -Y., I. Kim and J. Kim : Thin Solid Films, **377-378** (2000) 261