3차원 유한요소법을 이용한 나노압입에 의한 균열발생 하한계 해석

구 재 민*

(2003 년 9 월 29 일 접수, 2004 년 1 월 26 일 심사완료)

Cracking Threshold Analysis for Nanoindetation Using 3D Finite-Element Method

Jae Mean Koo

Key Words : Nanoindentation(나노압입), Cracking Threshold(균열발생 하한계), Fracture(파괴), Maximum Principal Stress(최대주응력), Indentation Depth(압입깊이)

Abstract

In this paper, cracking threshold for nanoindentation is analyzed by using 3D finited-element method. The analysis by maximum principal stress criterion can obtain the reliable results for determining to crack initiation location and load. Because the ratio of maximum principal stress to indentation depth for Vickers indentation is smaller than flat-plane-column indentation and cracking for Vickers indentation occurs from the inner part of specimen difficult to measure crack length, the nanoindentation facture test for flat-plane-column indentation is more effective.

기호설명

h_c : 압입깊이
h_s : 시편압입깊이
A : 압입단면적
S_{sf} : 표면 최대주응력
S_{sec} : 단면 최대주응력

1. 서 론

점차 MEMS와 나노 구조체 등이 점점 많이 사용되고 있는 현재, 취성재료인 경우 발생하는 균열성장에 대한 연구가 활발해지고 있다. 그 중에서도 일반적으로 절삭공구와 같은 기계요소의 신뢰성이나 성능을 향상시키기 위하여 사용되는 경한 박막이나, 세라믹 재료와 같은 취성재료의 경우에는 균열성장에 의한 파괴가 심각한 문제가 되기 때문에, 압입시험에 의한 파괴역학적인 연구가 활발히 이루어 지고 있다.[1-4]

그러나 MEMS나 나노 구조체의 신뢰성을 위하여 필수적인 미소구조물의 피로에 의한 균열성장이나, 균열이 발생하기 시작하는 균열발생 하한계에 대한 연구는 아직도 연구가 부족한 형편이다.[5,6] 특히 압입실험 중이나 기계 사용 중에 발생하는 균열은 예상치 못한 결과를 내거나 기계 작동에 문제를 발생시키기 때문에, 균열발생 하한계에 대한 연구가 중요하다.

압입시험에 널리 사용되고 있는 Vickers 압입방법은 일반적인 재료의 기계적 성질을 측정하기 위한 방법으로 널리 사용되고 있으며,[2] 극히 작은 하중이나 나노압입이 요구되는 박막의 경우에도 기계적 성질을 측정하기 위하여 널리 사용되고 있다.[5] 그러나 Vickers 압입자를 이용한 나노압입파괴실험은 다음과 같은 한계가 있다. 즉, 일반적인 나노압입시험에서 경도를 측정하기 위해서는 압입깊이가 200nm이상이어야 할 뿐만 아니라,[7] 초경코팅박막(superhard coating film)의 경우 기판의 영향을 피하기 위해서는 박막의 두께가 압입깊이의 20배가 되어야 한다는(측정된 경도가 박막의 두께에 독립적이기 위한) 제약[8]이 있다. 또한 기존의 Vickers 압입자를 사용한 파괴인성 실험에서는 균열이 시편의 내부에서 먼저 발생하기 때문에,[9] 균열발생 하중 및 균열길이 측정이 어렵다는 문제점이 있다.

본 연구에서는 밑면이 평면인 압입자와 Vikers 압입자를 (1 1 1) Si에 압입하는 접촉문제(contact

* 회원, 성균관대학교기계공학부
E-mail : kjm9000@chollian.net
TEL : (031)290-7477 FAX : (031)290-7482

problem)를 3차원 유한요소법으로 해석하였다. 해석결과를 취성재료의 경우에 실험치와 잘 일치하는 것으로 알려진 최대주응력기준[10]에 의하여 비교함으로써, 나노압입파괴시험에 효과적으로 사용할 수 있는 압입자 형태를 검토하였다.

또한, Vickers 압입자와 정사각기둥에 하중을 증가시키면서 해석한 결과를 이용하여, 균열발생 하한계를 최대주응력기준[10]에 의하여 예측할 수 있는지 검토하였다.

2. 최대주응력기준과 나노압입시험

2.1 최대주응력기준

최대주응력이론은 일반적인 파손이론 가운데 가장 간단한 이론으로서, 주응력성분 중 가장 큰 인장응력 성분이 단축 인장강도보다 커지거나, 압축응력 성분의 최대값이 단축압축강도를 초과하면 파손이 일어난다는 것으로 취성파괴의 실험데이터와 상당히 잘 맞는 것으로 알려져 있다.

Chrysakis[10]는 취성재료의 혼합모드 균열문제에 최대주응력이론을 적용하여, 균열첨단의 임계거리에서 미소요소의 최대인장주응력이 임계치에 도달하면 균열이 진전한다고 가정하였는데, 이는 일반적으로 혼합모드문제에 널리 사용되고 있는 최대접선응력기준[11]과는 다른 결과를 가져오며, 취성재료의 실험결과와 잘 일치한다고 하였다.

2.2 나노압입시험

2.2.1 압입시험에서의 압입깊이

탄성 고체의 경우 압입 중에 시편이 탄성적으로 변형되나, 하중이 제거되는 동안 회복되어 결국은 압입자국이 없어진다. 그러나 일반적인 탄성-소성 고체의 경우 압입 중에 탄성 변형이 일어난 후 소성 변형이 일어나며, 하중을 제거하는 동안 탄성적으로 회복되지만, 소성 변형이 남아 있게 되어, 압입 중과 압입 후의 변형이 차이가 난다. 압입 동안에도 압입 주위의 시편이 탄성변위에 의하여 압입되기 때문에, 압입자가 시편과 접촉하고 있는 압입깊이를 감소시킨다. 압입자가 시편과 접촉하고 있는 실제적인 압입깊이 h_c는 압입 동안에 측정된 깊이 h에서 압입 주위 시편의 압입 깊이 h_s를 빼야 한다. 즉,

$$h_c = h - h_s \tag{1}$$

이다. Vickers 압입자의 경우에 투영된 접촉 면적과 압입깊이의 관계는 기하학적 고려로부터

$$A = 24.5h_c^2 \tag{2}$$

와 같다. 면적 대비 깊이의 관계가 Berkovich 압입자와 Vickers 압입자가 동일하기 때문에, 식 (2)을 Berkovich 압입자의 경우에도 사용한다.[12,13] 이렇게 구한 접촉면적으로부터 압입부분의 대각선의 길이는 다음과 같이 구할 수 있다.

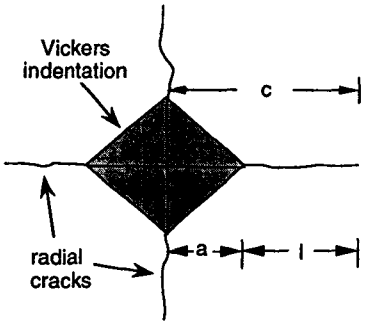

Fig. 1 Schematic illustration of radial cracking at Vickers indentation[5]

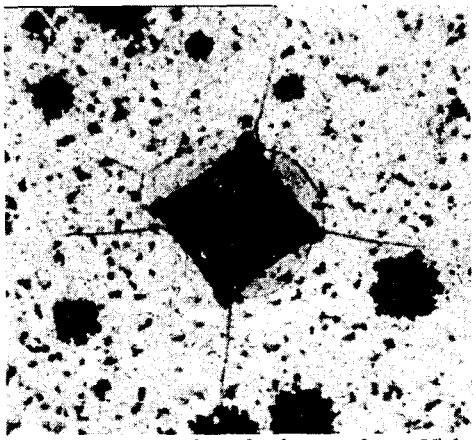

Fig. 2 SEM micrograph of the surface Vickers indentation and crack system of a 2μm Au-Cu film deposited onto an amorphous Ni-P substrate(~70μm)[17]

$$a = 0.707A^{1/2} \tag{3}$$

2.2.2 압입 시험에서의 균열발생

일반적인 인장응력(σ)이 가해지는 판재에서 반균열길이가 c인 경우, 응력확대계수 K_I은

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi c}F \tag{4}$$

와 같다. 여기서 수정계수 F는 균열의 형상에 의하여 결정된다.[14] 이 응력확대계수는 응력뿐만 아니라 재료의 결함을 포함하고 있으며, 파괴역학분야에서 일반적으로 사용하는 계수이다.

균열 길이가 c일 때 이 계수를 이용한, 파괴시의 재료 물성치를 파괴인성치(Fracture Toughness)라 하며 다음과 같이 정의된다.

$$K_{IC} = \sigma_F\sqrt{\pi c}F \tag{5}$$

여기에서 σ_F는 파괴시의 응력 값이다.

Lawn et al.[3]은 날카로운 다이아몬드로 만든 Vickers와 Berkovich 압입자를 이용하여 취성재료에 대한 압입 시험을 하는 경우에 방사형 균열이 발생한다고 보고하였는데(Figs. 1~2), 이때의 파괴

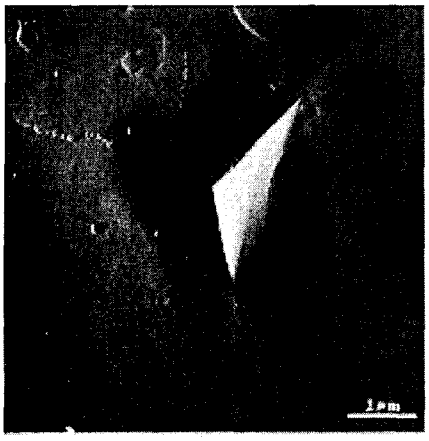

Fig. 3 Atomic force microscopy(AFM) micrograph showing an example of indentation induced microcracks of TiAlSiN[7]

인성과 균열길이 C와의 관계는 인장하중이 작용하는 경우의 식 (5)와는 달리

$$K_{IC} = B\left(\frac{E}{H}\right)^2\left(\frac{W}{C^{3/2}}\right) \qquad (6)$$

와 같다. 여기에서, C는 식 (3)의 대각선길이와 실제로 성장된 균열길이를 더한 것이며, W는 작용하는 하중, E는 탄성계수, H는 경도, B는 압입자의 기하학적 형상에 의존하는 실험상수로서 Vickers와 Berkovich 압입자의 경우는 0.016의 값을 갖는 것으로 알려져 있다.

마이크로 압입시험에서 몇 백 그램정도의 비교적 높은 하중에서 발생된 균열은 100μm길이 정도라고 알려져 있다. Pharr et al.[4]은 매우 얇은 막이나 작은 체적에 대한 파괴인성을 측정하기 위해서는 아주 작은 압입이 필요한데, 날카로운 압입자를 사용함으로써 균열 발생 하중을 줄일 수 있다고 하였다. 그들은 Vickers 압입자와 같은 깊이-면적 비를 갖는 Berkovich 압입자에 의한 균열의 성장은 Vickers 압입자와 대단히 유사하다고 하였다. Vickers 압입자의 경우 대부분의 세라믹 재료에서 균열발생 하한계는 약 25g이나, 입방체의 모서리를 이용한 날카로운 압입자의 경우에는 크게 감소되어 0.5g 정도에서도 균열이 발생할 수 있다고 하였다.[15]

Karimi et al.[7]은 Berkovich 압입자를 사용한 실험으로부터, TiAlCN 박막의 경우 균열이 삼각형의 가장자리를 따라 발생한다고 하였다(Fig. 3). Si성분이 첨가된 TiAlSiN 박막의 경우에는 3모서리로부터 방사형 균열이 발생하나, 어떤 균열은 모서리로부터 약간 떨어진 가장자리에서도 방사방향으로 균열이 성장한다고 하였다.

압입시험 중 균열발생이 결과에 영향을 미치고 있는 예로는 실리콘에 대한 압입 시험에서 높은 초기하중을 가한 후 하중제거 시 하중 변위곡선에

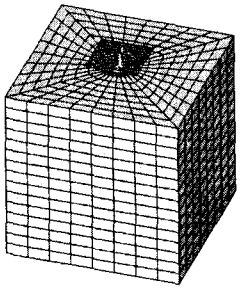

Fig. 4 General view of the FEM mesh used in the numerical calculations

불연속이 발생하는 경우가 있다. 이는 메디안 균열(median crack) 아래에 상 변태에 의한 측면 균열이 발생하기 때문이라고 보고되고 있다.[2]

3. 유한요소모델생성과 해석결과

3.1 유한요소모델생성

나노 압입자 단면 형상의 영향을 알아보기 위한 모델생성은 같은 단면적이 되도록 정삼각기둥과 정사각기둥의 한 변의 길이를 각각 10μm, 6.58μm, 원기둥은 반경을 3.71μm로 하였으며, 압입을 받는 입방체는 경계의 영향을 받지 않도록 압입자의 최대단면길이의 10배가 되도록 하였다. 또한 접촉되는 부분(contact area)은 반경이 10μm가 되는 원기둥을 모델링하여 입방체와 오버랩(overlap)하였다. 이와 같은 모델을 3,000여 개의 중앙절점을 갖는 3차원 20절점 요소로 분할한 후 유한요소 상용프로그램인 ANSYS를 사용하여 해석하였다. 압입자를 표적(target)으로 입방체의 원기둥을 접촉(contact)으로 한 비선형의 유연-유연(flexible-to-flexible) 접촉문제로 해석을 하였으며, 초기에 접촉이 되도록 하기 위하여 미소한 압입 하중을 가한 후 본 하중을 가하였다. 압입자는 다이아몬드로서 탄성계수 E=1141GPa, 포아송의 비 ν=0.07이며, 시편은 (1 1 1) Si로서 탄성계수 E=168GPa, 포아송의 비 ν=0.275, 경도 H=9.3GPa, 항복강도 σ_{ys}=4,410MPa이다.

Vickers 압입자와 정사각기둥의 압입에 의한 균열발생 하한계 특성을 비교하기 위한 모델생성은, Vickers 압입자가 압입에 의하여 접촉면적이 증가하므로, 입방체의 한 변의 길이는 200μm로 하였다. 이때 Vickers 압입자는 압입깊이를 고려하여 한 변의 길이를 60μm, 사각기둥의 밑면의 한 변의 길이를 20μm로 하였으며, 접촉되는 부분은 반경이 20μm인 원으로 하였다. 이와 같은 모델을 8,000여 개의 중앙절점을 갖는 3차원 20절점 요소로 분할하였다(Fig. 4). 다른 조건은 앞의 경우와 같다.

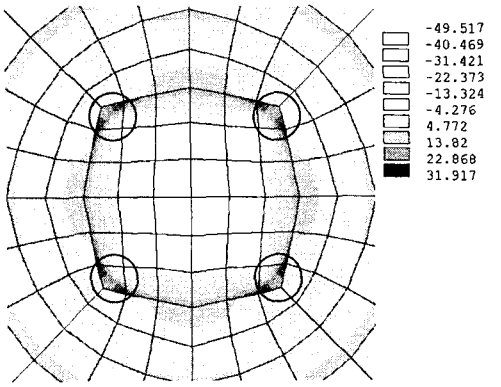

Fig. 5 Maximum principal stress for square column

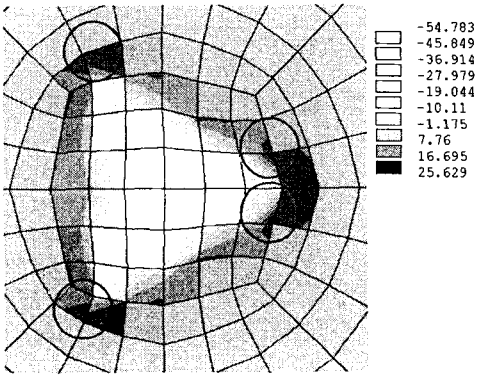

Fig. 6 Maximum principal stress for triangular column indentation

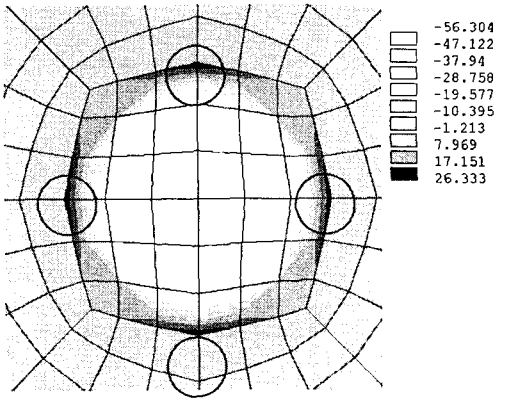

Fig. 7 Maximum principal stress for cylinder indentation

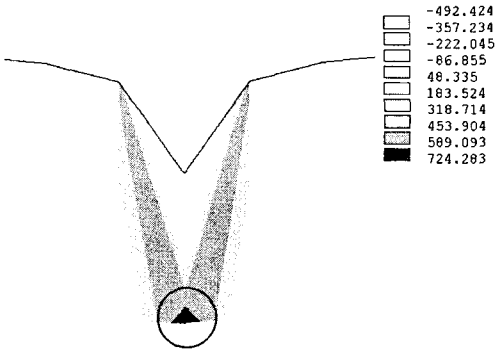

Fig. 8 Maximum principal stress for Vickers indentation

3.2 해석결과

3.2.1 압입자 단면 형상의 영향

본 연구에서는 압입자 단면의 형상의 영향을 알아보기 위해서 같은 단면적을 갖는 정사각기둥, 정삼각기둥 및 원기둥에 10mN의 하중, 즉 230.95MPa의 압력을 가하였으며, 피라미드형의 Vickers 압입자에도 같은 하중을 가하여 인장주응력의 크기를 비교하였다.

Figure 5는 정사각기둥 압입자의 경우에 표면의 주응력 분포도이다. 사각형 꼭지점 근처(원으로 표시된 부분)에 최대31.92MPa의 인장 주응력이 발생하고 있다. 이때 압입깊이는 1.46nm이며, 깊이가 6μm, 중심에서 3μm인 위치에서 표면까지 31.92 MPa의 인장 주응력이 동시에 발생하고 있다.

정삼각기둥 압입자의 경우 같은 하중조건에서 삼각형 꼭지점과 모서리부근(원으로 표시된 부분)에서 최대 25.63MPa의 인장 주응력이 발생하고 있다(Fig. 6). 이때 압입자에 의한 압입깊이는 1.47nm이며, 삼각형의 중심에서 2μm만큼 평행이동한 단면에서 깊이가 11μm, 중심에서 5μm인 위치에 25.63MPa의 인장 주응력이 발생하고 있다.

Figure 7은 원기둥압입자의 경우 표면의 주응력 분포인데, 원기둥외곽에 90도 간격(원으로 표시된 부분)으로 26.33MPa의 인장 주응력이 발생하고 있다. 이때 압입깊이는 1.42nm이다. 깊이가 8μm인 위치에서 표면까지 26.33MPa의 인장 주응력이 발생하고 있다.

Vickers 압입자의 경우에 앞의 경우와 같은 조건의 하중을 가하였을 때, 사각형 꼭지점 근처에 최대 318.71MPa의 인장 주응력이 발생하고 있다. 이때의 압입 깊이는 353.6nm이다. Fig. 8은 단면의 주응력 분포를 나타낸 그림으로 깊이가 6.4μm인 위치(원으로 표시된 부분)에 724.28MPa의 인장 주응력이 발생하고 있음을 알 수 있다.

이상의 결과를 표면 최대인장주응력과 단면 최대인장주응력과 압입깊이를 정리한 결과는 Table 1과 같다.

3.2.2 균열발생 하한계

Figure 9는 Vickers 압입자에 의한 압입하중과 압입깊이의 변화를 나타낸 그림이며, Fig. 10은 Vickers 압입자에 대한 압입하중과 접촉면의 대각선의 길이와의 관계를 나타낸 그림인데 직선적인 관계가 성립함을 알 수 있다. 접촉면의 대각선의 길이는 압입깊이에 식 (2)과 (3)를 적용하여 구한

Table 1 Maximum principal stress and indentation depth

	Square Column	Triangular Column	Cylinder	Vickers
Surface Max. Principal Stress (S_{sf};MPa)	31.92	25.63	26.33	318.71
Section Max. Principal Stress (S_{sec};MPa)	31.92	25.63	26.33	724.28
Indentation Depth(h_c;nm)	1.46	1.47	1.42	353.6
S_{sf} / h_c	21.86	17.44	18.6	0.9
S_{sc} / h_c	21.86	17.44	18.6	2.05

결과이다. Fig. 11은 압입하중과 표면 최대인장주응력과의 관계를 나타낸 그림으로 압입하중의 증가에 대한 표면 최대인장주응력과의 관계가 직선적으로 변화하고 있으며, 245mN, 즉 25g의 압입하중에서 4,458MPa의 인장주응력이 발생하고 있음을 알 수 있다. 이때의 압입깊이는 341nm이며, 표면에 최대인장주응력이 나타나는 지점은 압입자의 중심으로부터 2.50μm으로 접촉면의 대각선의 길이 1.19μm보다 1.31μm 크다.

Figure 12는 압입하중과 단면 최대인장주응력과의 관계를 나타낸 그림으로 압입하중의 증가에 대한 단면 최대인장주응력과의 관계가 직선적으로 변화하고 있으며, 147mN, 즉 15g의 압입하중에서 4,413MPa의 인장주응력이 발생하고 있음을 알 수 있다. 이때의 압입깊이는 205nm이다. 표면 최대인장주응력과 비교할 때 같은 압입하중에서 압입깊이가 1.6배정도 크게 나타나고 있다.

Figure 13은 정사각기둥 압입자에 대한 해석결과로서 압입하중과 압입깊이의 관계를 나타낸 결과이며, 하중과 변위가 직선적으로 비례하고 있다. 이 경우 단면적이 일정하기 때문에 압입하중에 관계없이 접촉면의 대각선의 길이는 14.14μm로 일정하다. Fig. 14로부터 압입하중과 표면의 최대인장주응력과의 관계가 직선적으로 변화하고 있음을 알 수 있으며, 6,419mN, 즉 655g의 압입하중에 서 압입자의 중심으로부터 14.95μm떨어진 표면에 4,523MPa의 인장주응력이 발생하고 있음을 알 수 있다. 이 위치는 압입자의 대각선보다 0.81μm 큰 위치이다. 이 때 압입깊이는 105nm이다.

4. 고 찰

일반적인 압입자를 이용한 나노압입파괴시험은 압입깊이 때문에 박막의 경우에 제약을 받고 있다.

본 연구에서는 나노압입파괴시험에 효과적으로 사용할 수 있는 압입자 형태를 검토할 것이다. 또한 일반적인 Vickers 압입자와 정사각기둥에 하한

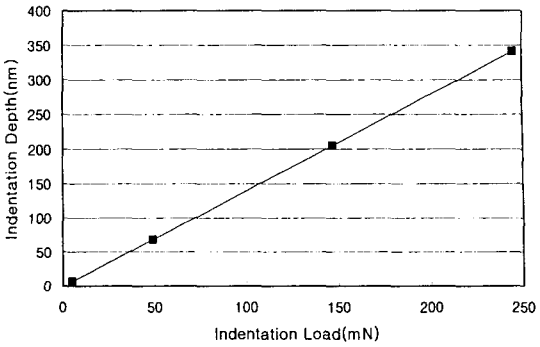

Fig. 9 Indentation load vs. indentation depth for Vickers indentation

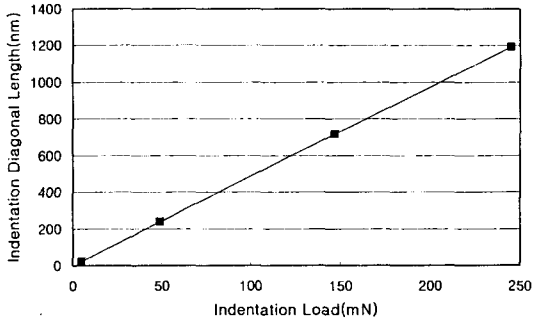

Fig. 10 Indentation load vs. indentation diagonal length for Vickers indentation

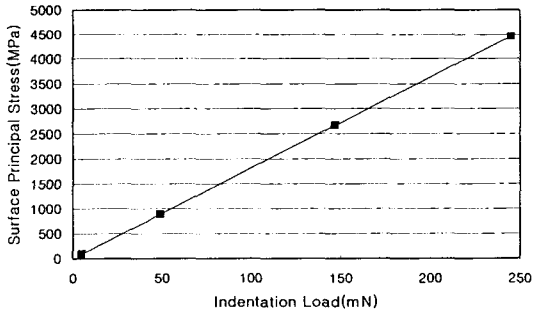

Fig. 11 Indentation load vs. surface principal stress for Vickers indentation

계를 최대인장주응력기준[10]에 의하여 예측할 수 있는지 검토할 것이다.

4.1 압입자 단면 형상의 영향

정사각기둥 압입자의 경우는 Fig. 5에 나타나 있는 바와 같이 사각형의 꼭지점 부분에 최대인장주응력이 발생(원으로 표시된 부분)하기 때문에 이 주 응력이 임계응력에 도달하면 4개의 방사형 균열이 성장할 것으로 예측되는데, 이는 기존의 Vickers 압입자을 사용한 실험 보고와 일치하고 있다(Figs. 1~2). 또한 표면과 내부에 발생되는 최대인장주응력이 같기 때문에 균열발생이 동시에

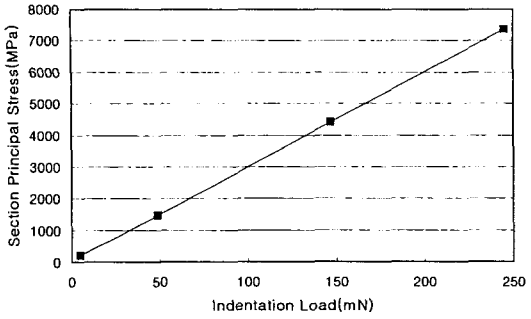

Fig. 12 Indentation load vs. section principal stress for Vickers indentation

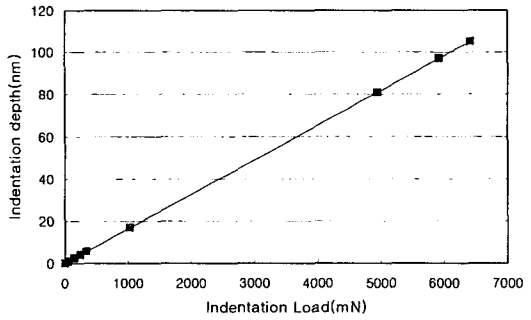

Fig. 13 Indentation load vs. indentation depth for square column indentation

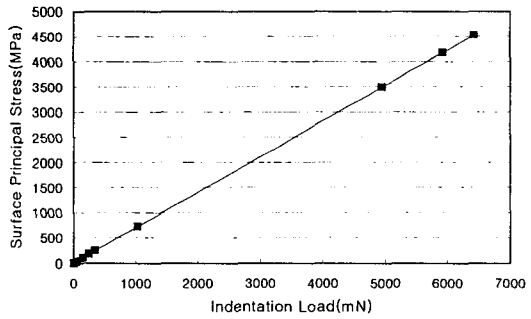

Fig. 14 Indentation load vs. surface principal stress for square column indentation

일어날 가능성이 크다.

정삼각기둥 압입자의 경우는 Fig. 6에서와 같이 삼각형의 모서리부분 만 아니라 가장자리부근에도 같은 크기의 최대인장주응력이 발생(원으로 표시된 부분)하기 때문에 하중의 증가에 따른 균열발생은 모서리부분과 가장자리부근에서 방사형 균열이 성장할 것으로 예측되며, 이는 Karimi et al.[7]에 의하여 Berkovich 압입자을 사용한 실험 보고와 일치하고 있다(Fig. 3). 또한 내부에 표면과 같은 최대인장주응력이 발생하기 때문에 사각기둥의 경우와 마찬가지로 동시에 균열이 발생할 가능성이 있다.

원기둥 압입자의 경우 4방향으로 최대인장주응력이 발생(Fig. 7의 원으로 표시된 부분)하고 있기 때문에 사각기둥의 경우와 마찬가지로 4개의 방사형 균열이 성장할 가능성이 크며, 내부에 표면과 같은 크기의 최대인장주응력이 발생하기 때문에 내부와 표면에서 동시에 균열이 발생할 가능성이 있다.

Vickers 압입자의 경우 최대인창주응력 기준에 따르면 정사각기둥의 경우와 마찬가지로 하중의 증가에 따라 모서리부분에서 균열이 성장할 것으로 예측되는데, 이는 Lawn et al.[3]에 의하여 보고된 결과와 일치하고 있다(Figs. 1~2). 그러나 내부의 최대인장주응력이 표면보다 2.28배 정도 크기 때문에 표면보다는 내부에서 먼저 균열이 발생할 가능성이 크다(Fig. 8).

Table 1에서 보는 바와 같이 Vickers 압입자가 다른 경우에 비하여 같은 하중(또는 압력)에서 표면 인장주응력이 약 10배정도 크게 나타나기 때문에 적은 하중으로 쉽게 균열발생한다는 장점이 있다. 그러나 Vickers 압입자에 의한 압입깊이가 압입면이 평면인 경우에 비하여 약 230배정도 깊으며, 압입깊이에 대한 최대인장주응력의 비가 다른 경우에 비교할 때 월등히 적기 때문에 박막의 나노압입파괴시험에 사용하는데 제약이 있다.

또한 압입면이 평면인 경우에는 표면이나 단면에서의 최대인장주응력의 크기가 같으나, Vickers 압입자의 경우에 내부 단면의 최대인장주응력이 표면에 비하여 약 2.28배 정도 크기 때문에 균열길이를 측정하기 용이한 표면보다는 내부에서 균열이 발생할 가능성이 크다. 이와 같은 이유로 박막의 나노압입파괴시험에는 압입면이 평면인 경우가 유리하며, 특히 정사각형인 경우가 압입깊이에 대한 표면최대주응력의 비가 크므로 가장 유리하다.

Figures 5~8로부터 보고된 실험결과[3,7]와 비교할 때 최대주응력기준에 의하여 균열발생지점을 정확히 예측할 수 있다는 것을 알 수 있다.

4.2 균열발생 하한계

Figure 9에서 같이 Vickers 압입자에 대한 압입하중과 접촉면의 대각선의 길이와의 관계가 직선적인 까닭은 가공경화현상이 없는 탄성범위 내에서는 하중과 변형이 직선적인 관계를 갖기 때문이다.

본 연구에서 사용된 재료는 취성재료인 (1 1 1) Si로서 항복강도가 σ_{ys}=4,410Mpa인데 최대인장주응력이 항복강도에 도달할 때 균열이 발생한다면, Vickers 압입자의 경우(Figs. 11~12) 242mN 즉 24.7g의 압입하중에서 표면에 균열이 발생하기 보다는 146mN(14.9g)의 압입하중에서 내부에 균열이 발생할 것이다. 이 해석결과는 Page와 Hainsworth[16]의 실험에 의한 균열발생 하한계 50~100mN보다는 약간 크게 나타나고 있다. 실제의 경우에는 재료 내부에 결함을 포함하고 있어서 쉽게 균열이 성장

할 수 있기 때문에 해석결과보다 작은 압입하중에서 균열이 발생된다고 추정된다.

또한 최대주응력 기준에 따르면, 정사각기둥 압입자의 경우에는 6,220mN, 즉 634.7g의 압입하중에서 표면에 균열이 발생할 것이다.

Vickers 압입자의 경우는 압입자의 대각선 길이보다 1.31μm 더 큰 지역에서 최대인장주응력이 발생하지만, 정사각기둥의 경우에는 압입자의 대각선의 길이보다 0.81μm 더 큰 지역에서 최대인장주응력이 발생하고 있다. 이로부터 균열 발생은 압입자와의 접촉지역 바깥부분에서 표면균열이 발생하고 있음을 알 수 있다.

나노압입시험에서 물성치를 측정하기 위해서는 압입깊이가 200nm이상이어야 할 뿐만 아니라,[7] 초경 코팅박막(superhard coating film)의 경우 기판의 영향을 피하기 위해서는 박막의 두께가 압입깊이의 20배가 되어야 한다[8]는(측정된 경도가 박막의 두께에 독립적이기 위한) 연구결과에 따르면, 균열이 발생할 때를 기준으로 한 Vickers 압입자의 압입깊이가 205nm, 정사각기둥의 압입깊이가 105nm이므로, 측정이 가능한 가장 얇은 두께의 박막의 두께는 각각 4.1μm, 2.1μm이다. 이로부터 정사각기둥이 압입깊이 면에서 1/2정도 작은 두께의 박막에 대한 나노압입파괴시험이 가능하다는 것을 알 수 있다.

5. 결 론

(1) 경한 박막에 대한 나노압입자를 이용한 균열발생 문제에서, 최대주응력기준을 적용한다면 초기 균열발생 지점이나 하중을 결정하는데 효과적이다.

(2) 기존의 Vickers 압입자에 비교할 때 밑면이 평면인 정사각형 압입자가 압입깊이도 적고 균열도 표면에서 발생하기 때문에 나노압입파괴 실험에는 밑면이 평면인 정사각형 압입자를 사용하는 것이 효과적이다.

참고문헌

(1) Veprek, S., 1999, *J. Vac. Sci. Technol. A,* Vol. 17, No. 5, pp.2401~2420.

(2) Maschico, R.D. and Nobile, L., 1995, " A Simplified Approach for Ceramic Fracture Toughness Evaluation by Indentation," *Eng. Fracture Mech.,* Vol. 51, No. 2, pp. 209~215.

(3) Lawn, B.R., Evans, A.G. and Marshall, D.B., 1980, "Elasticplastic Indentation Damage in Ceramics: The Median/Radial Crack System," *J. Am. Ceram, Soc.,* Vol. 63, pp. 574~581.

(4) Pharr. G.M., Harding, D.S. and Oliver, W.C.,1963, "Measurement of Fracture Toughness in Thin Films and Small Volumes using Nanoindentation Methods," *Mechanical Properies and Deformation Behavior of Materials Having Ultra-Film Microstructures* (M. Nastasi, D.M. Parkin and H. Gleiter,eds), Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, The Netherlands, pp. 449~461.

(5) Pharr, G.M.,1998,"Measurement of Mechanical Properties by Ultra-low Load Indentation," *Mater. Sci. and Engng. A,* Vol. 253, pp. 151~159.

(6) Chen, X. and Hutchinson, 2001, "Foreign Object Damage and Fatigue Crack Threshold: Cracking Outside Shollow Indents," *Int. J. of Fract.*, Vol. 107, pp. 31~51.

(7) Karimi, A., Wang, Y., Cselle, T. and Morstein, M.,2002, "Fracture Mechanisms in Nanoscale Layered Hard Thin Films," *Thin Solid Films,* Vol. 420-421, pp. 275~280.

(8) He., J.L. and Veprek, S.,2003, "Finite Element Modeling of Indentation into Superhard Coating," *Surf. and Coat. Tech.,* Vol. 163-164, pp. 374~379.

(9) Callahan, D.L. and Morris, I.C.,1981, "The Extent of Phase Transformation in Silicon Hardness Indentation," *J. Mater. Rec.,* Vol. 7, pp. 1614~1617.

(10) Chrysakis, A., 1986,"A New Criterion of Mixed-Mode Crack Propagation Based on the Maximization of Principal Stress σ_1," *Engng. Fracture Mech.,* Vol. 24, No. 3, pp. 361~369.

(11) Erdogan, F. and Sih, G.C.,1963, "On the Crack Extension in Plates under Plane Loading and Transverse Shear," *J. of Basic Engng., Trans. ASME,* Vol. 85D, pp. 519~525.

(12) Doerner, M.F. and Nix, W.D.,1986, "A Method for Interpreting the Data from Depth-Sensing Indentation Instrument," *J. Mater. Rec.* Vol. 1, pp. 601~609.

(13) Bhushan, B.,1990, *Tribology and Mechanics of Magnetic Storage Devices,* Springer-Verlag, New York.

(14) Irwin, G.R.,1957, "Crack Extension Force for a Part-Through Crack in a Plate," *J. of Appl. Mech.,* Vol.24, pp. 361~364.

(15) Pharr, G.M.,1992,"The Anomalos Behavior of Silicone During Nanoindentation," *Thin Film: Stress and Mechanical Properties III*(W.D. Nix, J.C. Bravman, E. Azart and L.B. Freund, eds.), Materials Research society, Pittsburgh, VoL.239, p. 301.

(16) Page, T. F. and Hainsworth,1993, S.V.,*Surf. Coatings Tech.,* Vol. 61, p.201.

(17) Bozzini, B. and Boniardi, M., 2001,"A Model for the Evaluation of Indentation Crack Arrest Fracture Toughness of Supported Films," *J. of Materials Sci.,* Vol. 36, pp. 511~518.