

원자로재료 평가를 위한 미소시험편 시험 기술

이백우, 주장복, 안정훈, 권동일
서울대학교 재료공학부
이봉상, 홍준화
한국원자력연구소 원자로압력경계재료분야
최 열, 장재일
(주)프론틱스 연구개발팀

1. 서 론

원자로 재료는 장기간 사용중에 높은 에너지의 중성자 조사를 받게 되어 기계적 물성이 변하는 대표적인 경년열화 현상을 나타낸다. 발전소의 건전성 확보 측면에서 시간에 따른 물성변화를 정확히 평가하는 것이 무엇보다도 중요하지만 실제 사용중인 부품에서 직접 시료를 채취하기란 거의 불가능하다. 상업용 원자로에서는 발전소 건설시에 미리 시험편을 가공하여 구조물과 동일한 조건하에서 열화되도록 한 후 필요시에 인출하여 시험평가하는 감시시험 프로그램을 채택하고 있다. 하지만 이 경우도 공간의 제약등으로 충분한 크기 및 수량의 시험편을 입수하기는 어렵기 때문에 가능한 소량소형의 시험편을 사용하여 재료 물성을 평가할 수 있는 기술의 개발이 필요하다. 또한 최근에는 시료의 채취과정을 생략하고 직접 현장 구조물에 대하여 준비파괴적인 시험을 수행하는 기술도 개발되고 있다.

본고에서는 최근 연구개발의 대상이 되고 있는 다음의 몇 가지 미소시험편 시험평가 기술에 대하여 설명하고 그 적용 예를 일부 소개하고자 한다.

- 연속압입시험을 이용한 미소시험편의 인장 유동특성 유도
- Nanoindentation법을 이용한 철강 재료의 미세상

별 강도 특성 평가

- 소형편치 시험법을 이용한 파괴역학적 파괴특성 평가
- 소형 노치 시험편을 이용한 파괴인성 평가

2. 연속압입시험을 이용한 미소시험편의 인장 유동특성 유도

연속압입시험법은 구형의 압입자를 통하여 재료에 하중을 인가하고, 이에 따라 발생하는 변위 및 하중을 정밀한 계측기를 이용하여 연속적으로 측정된 후 압입 하중 변위곡선의 분석을 통하여 재료의 기계적 물성을 평가하는 방법이다. 이는 기존의 경도시험에서 압입후 발생하는 압흔을 관찰함으로써 소성변형의 정도를 나타내는 지수인 경도 값만을 구하던 것을 한층 진보시킨 개념이라 할 수 있다. 압입시험에서도 인장시험과 유사한 재료의 탄성 및 소성변형이 발생하므로, 압입자 하부의 압입응력장을 분석하여 재료의 변형양상을 묘사할 수 있게 되어, 결과적으로는 간단한 압입시험만으로 인장시험에서 평가할 수 있는 포괄적인 기계적 물성평가가 가능하게 된다. 특히 구형압입자를 사용하면 재료는 압입깊이가 증가함에 따라 탄성, 탄소성, 완전소성의 3단계¹⁻³⁾를 거치며 변형도가 증가하므로 이를 해석하면 일축인장에서 얻어지는 유동특성을 유도할

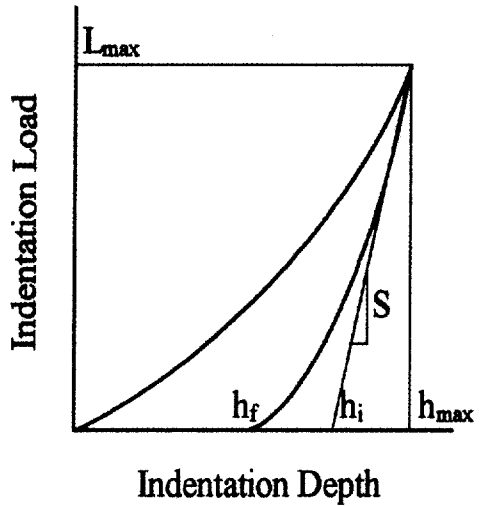


그림 2. Typical indentation load-depth curve for elastic-plastic material.

그림 1. Continuous Indentation System.

수 있다. 그림 1은 현장 구조물에도 적용이 가능하도록 개발된 연속압입시험기(Frontics Model-AIS)의 실제 모양을 예로 제시하였다. 연속압입시험 결과의 신뢰도는 무엇보다 시험결과의 해석기술에 의존하며 그 주요 내용을 다음에 요약하고자 한다.

구형압입시 재료는 그림 2와 같이 탄소성 반응을 보이게 된다. 탄성회복에 해당하는 하중제거곡선의 초기 부분에서의 접선에서 하중 0까지 외삽한 지점을 intercept 깊이 h_i 로 정의하면, 다음의 식⁴⁾을 이용하여 압입자와 시험편의 접촉깊이 h_c 를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$h_c^* = h_{max} - \omega (h_{max} - h_i) \quad (1)$$

여기서 ω 는 압입자 형태 관련 상수로서 구형압입의 경우 0.75가 되며, 첨자 *는 압입시 발생하는 pile-up 또는 sink-in에 의한 효과를 포함하지 않고 있다는 것을 의미한다.

접촉깊이 h_c^* 로부터 압입자와 시험편이 접촉하고 있는 반경 a^* 를 압입자의 기하학적 형태를 이용하여 구할 수 있다. 그러나, 압입시 재료는 소성역의 확장 정도에

따라 압흔 주위에 pile-up 또는 sink-in이 발생하여, 실제 접촉반경 a 는 a^* 에 비하여 다음과 같이 증가 또는 감소하게 된다^{5,6)}.

$$c^2 = \frac{a^2}{a^{*2}} = \frac{5}{2} \frac{2-n}{4+n} \quad (2)$$

여기서 n 은 가공경화지수이며, 최종적으로 실제 접촉반경 a 는 식 (1)과 (2)로부터 다음과 같이 구해질 수 있다.

$$a^2 = \frac{5}{2} \frac{2-n}{4+n} (2Rh_c^* - h_c^{*2}) \quad (3)$$

여기서 R 은 압입자의 반경이다.

구형압입시 발생하는 재료의 변형률은 깊이 방향(z 방향)의 변위 $u_z (= h - (R - \sqrt{R^2 - r^2}))$ 를 압입자의 기하학적 형태를 이용하여 구할 수 있다. u_z 를 r 에 대해 미분하게 되면, 각 부분에서의 변형률을 구할 수 있으며, 이때, 변형률 ϵ_r 은 변형률이 최대인 부분($r=a$)에서의 값에 상수 α 를 곱하여 다음과 같이 결정할 수 있다.

$$\epsilon_R = \frac{\alpha}{\sqrt{1-(a/R)^2}} \frac{a}{R} = \alpha \tan \gamma \quad (4)$$

여기서 γ 는 압입자와 시험편의 접촉각을 의미한다.

다음으로, 재료가 나타내는 대표적인 유동응력 σ_R 은 평균접촉압력 P_m 으로부터 구할 수 있다. 탄성단계에서는 P_m/σ_R 비가 선형적으로 증가하며, 소성 변형이 발생하는 시점은 P_m/σ_R 비가 약 1.1일 때이다. 탄소성 단계에서는 P_m/σ_R 비의 값이 일정 값까지 서서히 증가하며, 마지막으로 완전소성 단계에서는 다음과 같이 P_m/σ_R 비는 일정한 값을 유지한다³⁾.

$$\frac{P_m}{\sigma_R} = \psi \quad (5)$$

α 는 압입시의 변형양상과 관련되므로 재료에 상관없이 0.1이 적용되며, ψ 의 경우에는 구조용 강에 있어서 약 3.0의 값을 가지는 것으로 판단된다.

그림 3은 원자로압력용기용 SA508-3 저합금강에 대하여 연속압입시험기를 사용하여 구한 진응력-진변형을 곡선을 실제 인장시험결과와 함께 비교한 것이다. 실험에는 반경 0.5mm의 W ball을 압입자로 이용하였고, 압입속도는 0.1mm/min로 하였으며, 압입시험방법은 10번의 부분하중제거를 통한 다중인가방식을 채택하였다. 시험결과는 pile-up/sink-in 현상을 고려하여 유도된 해석절차가 실제 재료의 일축인장특성을 평가하

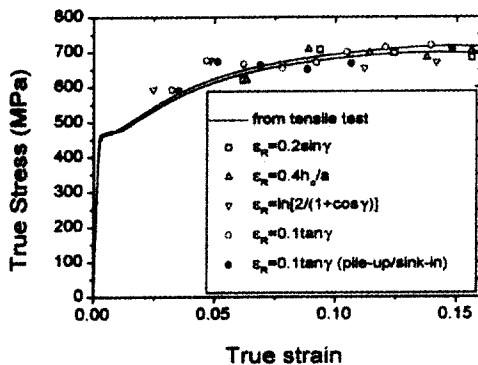


그림 3. Flow properties derived from ball indentation test and those from tensile test.

는데 매우 유용하였음을 보여준다.

최근에는 압입시험시 발생한 압흔 주위의 pile-up 현상을 정량적으로 분석함으로써, 불균일 항복점 현상인 Lüders strain을 평가하는 기법도 개발되고 있으며⁷⁾, 압입자 하부의 응력삼축도 관계를 이용하여 파괴인성특성까지도 예측할 수 있는 semi-empirical 모델⁸⁾도 제시되는 등 그 연속압입시험의 적용성이 점차 확대되고 있다.

3. Nanoindentation법을 이용한 강의 미세상별 강도 특성 평가

Nanoindentation법에서는 피라미드형의 압입자를 사용하여 시험에 μN scale의 극저하중을 가하고 이에 따라 발생하는 nm scale의 변위를 연속적으로 측정하여 압입하중-변위곡선을 얻는 후 이를 분석하여 미세부위의 경도(혹은 강도)나 탄성계수등을 얻는다. 현재까지는 주로 박막의 특성을 평가하는 데에 적용되어 왔으나 철강재료의 복잡한 미세조직상간의 특성을 구분하는 데에 매우 유용하게 사용될 수 있다. 다양한 용도로 이용되고 있는 강재는 제조 공정이나, 사용 목적 등에 따라 다양한 미세조직을 가지고 있다. 이러한 경우 얻어지는 강재의 강도는 각 상이 가지는 강도특성이 반영된 값이며, AFM이 부착된 nanoindentation을 통하여 미소하중을 가할 경우 각 상 및 결정립계의 강도특성을 얻을 수 있다. 따라서 이러한 극미소 영역의 평가에 용이한 나노압입시험법은 1~2 μm 의 미세한 결정립을 갖는 상들로 이루어진 미세조직 내의 각 상별 고유의 강도를 평가할 수 있다.

그림 4는 초세립강에 대하여 AFM 및 Nanoindenter를 사용하여 미세상의 특성을 관찰한 예이다. 다수의 나노압입시험을 실시하고, 이 때 얻어진 경도값과 AFM 이미지를 바탕으로 상을 판별할 경우, 각 상의 경도와 부피분율을 바탕으로 혼합률(rule of mixture)을 이용하여 초세립강의 복합경도값을 예측할 수도 있으며 그 결과는 실제 마이크로 비커스 경도시험을 통해 얻은 경

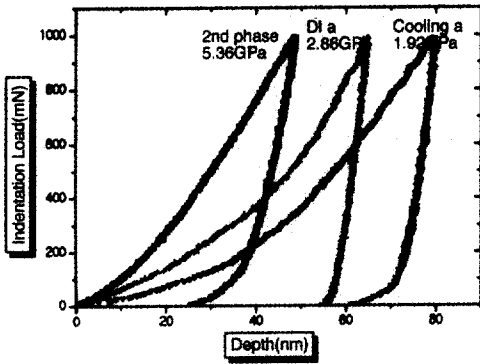


그림 4. The comparison of indentation load-depth curves and hardness values of micro phases in multiphase ultra-fine grained steels.

도값과 잘 일치하였다. 따라서 Nanoindenter를 사용하여 구조용강의 금속조직학적 특성을 더욱 미세한 영역에서의 고유한 특성관계로 분석함으로써 새로운 재료 개발에 도움이 되리라 판단된다.

4. 소형편치 시험법을 이용한 파괴역학적 파괴특성 평가

기존의 소형편치 시험법을 개선하여 파괴역학에 기초한 파괴인성을 평가하기 위해, 먼저 기존의 시험법과는 달리 소형편치 시험편의 중앙부위에 노치반경이 60 μm 인 관통형 균열을 EDM 가공하였다. 이는 선형탄성 영역에서의 소형편치 시험시 응력이 시험편의 중앙부위에 집중된다는 기존의 연구에 근거한 것이다⁹⁾. 또한, 균열을 포함하는 구조물의 응력재분포 효과를 파괴역학적으로 분석할 수 있는 인자인 응력확대계수¹⁰⁾를 도입하였는데, 본 소형편치 시험편과 같이 얇은 박판에 관통형 균열이 존재하고 있을 경우의 응력확대계수¹¹⁾는 복소수 변수법 및 사상함수의 도입을 통하여 다음과 같이 결정할 수 있다.

$$K = K_1 - iK_2 = -\frac{12D(3+\nu)}{t^2 a^{1/2}} \psi(\zeta) \Big|_{\zeta=1} \quad (6)$$

여기에서 D는 박판의 유동 인성도(flexural rigidity)를, ζ 는 사상함수(ϕ)에서의 복소수 변수, t는 시험편 두께, ν 는 포와송 비를 나타낸다. 복소수 변수법은 굽힘 하중이 작용할 때, 재료의 변형을 나타내는 Airy 응력함수 등과 같은 상호조화 방정식에 경계조건을 대입하여 복소수 변수를 결정하는 방법으로, 본 연구에서는 복소수 변수 ζ 를 수식적으로 표현할 수 있는 사상함수의 도입을 통해 응력확대계수를 다음 식과 같이 결정하였다.

$$K_1 = \frac{6M_0}{t^2} \sqrt{a} \quad \text{and} \quad K_2 = 0 \quad (7)$$

한편, 선형탄성 영역에서 시험편이 변형을 겪게 되는 경우에는 균일한 하중이 시험편에 작용하고 있다고 가정할 수 있다. 즉, 양끝이 고정된 박판에 중심부분으로부터 시험편 전체에 균일한 하중이 작용한 경우에 시험편에 작용하는 굽힘 하중은 식 (8)과 같이 표현할 수 있다.

$$M_0 = \frac{1+\nu}{4\pi} P \left(\ln \frac{c}{b} + \frac{b^2}{4c^2} \right) \quad (8)$$

여기에서 P는 소형편치 시험편에 작용하는 하중, b는 접촉반경, c는 소형편치 시험장치에서 하부다이의 반경을 나타낸다.

파괴역학 개념에는 균열 첨단에서의 응력해석을 통한 응력확대계수의 결정과 함께 균열의 발생 및 성장 등의 시험기준 확립을 통한 파괴조건 설정이 필요하다. 본 연구에서는 소형편치 시험시 하중의 증가에 따라 균열 첨단에서의 응력집중으로 균열이 발생, 성장하는데, 이러한 균열 개시점에서의 하중을 하중 변위 곡선의 모양변화 등을 통해 결정하였다. 즉, 관통형 균열을 갖는 경우에 있어서 굽힘 응력을 받는 소형편치 시험편의 선형탄성 파괴인성은 식 (8)에서와 같이 시험편의 변형양상을 고려한 굽힘 하중과 균열전선의 개시점에서의 하중(P_i)을 식 (7)에 대입하여 다음과 같이 나타

낼 수 있다.

$$K_c = \frac{3}{2} \frac{P_i(1+\nu)}{\pi t^2} \left(\ln \frac{c}{b} + \frac{b^2}{4c^2} \right) \sqrt{a} \quad (9)$$

그림 5는 시험편에 미리 균열을 형성시킨 경우 상온에서 SA 508-3 시험편에 대한 소형편치 시험의 하중-변위 곡선을 나타낸다. 또한 균열의 진전 시작점을 관찰하기 위해 시험편에 부착한 음향방출 신호¹²⁾도 함께 나타내었다. 노치로부터 안정 균열이 시작되거나 저온에서 취성균열이 전파되는 점을 이용하여 앞서 유도한 응력집중계수를 이용하여 평가한 결과 실제 파괴인성 값과 거의 유사한 경향을 얻을 수 있었으나, 그 절대값은 약 10% 이상 일관되게 과대평가되었다. 이는 본 연구에서 도입한 균열이 선형탄성 파괴역학에서 가정한 무한히 날카로운 균열이 아니라 어느 정도의 곡률을 가지고 있었으며, 시험편의 두께가 매우 얇아서 평면응력 파괴인성 값만을 얻을 수 있었기 때문으로 생각된다. 하지만, 충분한 경향성을 확인할 수 있어서 균열을 도입한 소형편치 시험이 구조물의 파괴역학적 안전성 평가를 위한 미소시험의 방안으로 유효하게 적용될 수 있을 것으로 판단된다.

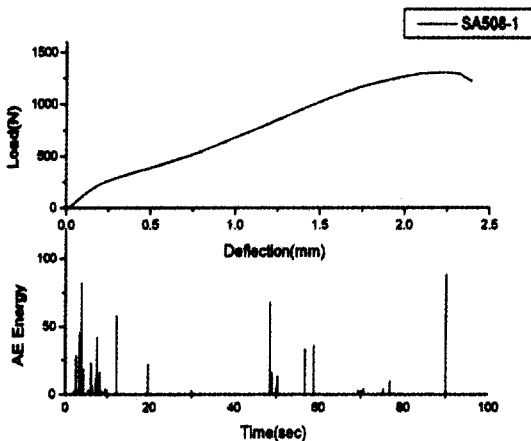


그림 5. Load-deflection curve and acoustic emission signals at 298K for SA 508-1 specimen with pre-crack.

5. 소형 노치 시험편을 이용한 파괴인성 평가

표준 파괴인성 시험을 위해서는 반드시 예비균열이 생성되어 있는 시험편이 필요하지만 일반 기계가공 노치를 사용한 간단한 실험결과를 파괴인성 평가에 적용할 수 있는 해석적 방법을 유도하고자 하였다. 노치 첨단에서의 응력 상태는 노치 반경이 증가함에 따라 응력 집중의 감소가 일어나므로 응력 삼축도 또한 감소하게 되고 이에 의해 소성구속도도 감소하게 된다. 이는 곧 노치 아래에서 소성역이 증가함을 의미하는 것이다. 따라서 노치 시험편을 이용하여 파괴인성을 평가하기 위해서는 노치 주위의 소성변형을 고려하여 균열 첨단에서의 무한한 응력을 재분포(redistribution)하여야 하고, 또한 이러한 소성변형에 의한 응력 완화(relaxation) 효과의 보정이 필요하게 된다.

노치 첨단에서 소성변형이 일어난다는 점에 착안하여, 노치 첨단에서의 응력 재분포를 고려하였다. 이를 보정하기 위해 널리 알려진 Irwin¹³⁾의 소성역 보정방법을 응용하였다. Irwin의 소성역 보정방법은 균열의 길이에 소성역의 크기를 더한 값을 유효균열길이(a_{eff} , effective crack length)로 정의한 후 이로부터 유효파괴인성($(K_I)_{eff}$, effective fracture toughness)을 구함으로써 응력의 재분포 효과를 보정하는 방법이다.

$$(K_I)_{eff} = \lambda(a_{eff})\sigma_{nom}\sqrt{\pi \cdot a_{eff}} \quad (10)$$

여기서, λ 는 시험편과 균열의 형상에 의존하는 인자이고, σ_{nom} 은 공칭 응력(nominal stress)이다. 그러나, Irwin의 소성역 보정방법은 응력 완화 효과는 고려하지 않은 값이다. 따라서, 식 (10)의 유효파괴인성에 대해 응력 완화 효과의 고려가 추가적으로 요구된다.

노치 시험편에 가해지는 응력에 대해 노치 첨단에서의 소성변형으로 인한 응력 완화 효과를 보정하기 위해 노치 첨단에서의 변형과 파괴의 거동을 지배하는 인자인 응력집중계수를 도입하였다. 파괴인성인 식 (10)에서 공칭 응력 σ_{nom} 을 응력집중계수의 정의로부터 치

환하면 응력 완화가 없는 노치 시험편에 대한 파괴인성을 탄성응력집중계수에 의해 다음과 같이 나타낼 수 있게 된다.

$$K_I = \lambda \frac{\sigma_{\max, \text{tip}}}{k_t} \sqrt{\pi \cdot a} \quad (11)$$

여기서, $\sigma_{\max, \text{tip}}$ 은 노치 첨단에서의 최대응력, k_t 는 노치 아래에서 탄성 응력 상태가 유지되어 노치에 가해지는 응력에 대해 응력 완화가 일어나지 않는 경우의 값으로서 탄성론에 근거한 Neuber¹⁴⁾의 계산도표(nomograph)로부터 노치 반경에 따라 구할 수 있다.

한편, 노치 아래에서 소성 변형에 의한 응력 완화가 있는 시험편의 파괴인성을 K_I' 라고 하면 식 (11)과 유사하게 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$K_I' = \lambda \frac{\sigma_{\max, \text{tip}}}{k_t'} \sqrt{\pi \cdot a} \quad (12)$$

여기서, σ_{nom} , $\sigma_{\max, \text{tip}}$, k_t' 는 각각 이 때에 가해지는 공칭응력, 노치 첨단에서의 최대 응력, 탄성응력집중계수이다. 또한, Dowling¹⁵⁾은 노치 주위의 응력장으로부터 k_t' 를 노치 길이와 동일한 길이의 균열에 대한 응력 확대계수를 이용하여 다음과 같이 나타내었다.

$$k_t' = \frac{2K_I}{\sigma_{\text{nom}} \sqrt{\pi \rho}} \quad (13)$$

한편, 식 (11)과 식 (12)로부터 파괴가 일어나기 위해서는 $\sigma_{\max, \text{tip}}$, $\sigma_{\max, \text{tip}}$ 이 각각 임계 파괴강도 σ_c 에 도달하여야 하므로 응력 완화 효과는 소성변형이 거의 없는 경우에서의 탄성응력집중계수와 소성변형에 의해 감소된 탄성응력집중계수의 비를 이용하여 다음과 같이 보정할 수 있다.

$$K_I = \frac{k_t'}{k_t} K_I' \quad (14)$$

따라서, 응력 재분포 효과가 보정된 유효파괴인성값

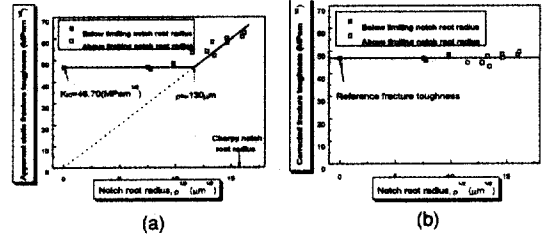


그림 6. Fracture toughness as a function of notch root radius; (a) apparent (b) notch effect corrected.

을 식 (14)의 K_I' 에 대입하여 응력 완화 효과가 보정된 파괴인성 값을 얻음으로써 모든 노치 효과가 보정된 파괴인성을 구할 수 있게 된다.

그림 6은 표준 살피 시험편 크기(10×10×55mm)의 파괴인성 시험편을 사용하여 액체질소온도에서 구한 파괴인성 결과를 나타내었다. 이때 시험편에는 예비균열뿐 아니라 와이어 절단을 통해서 노치반경이 60μm에서 250 μm에 이르는 다양한 기계가공노치 시험편을 준비하였다. 그림 6-(a)는 측정된 겉보기 파괴인성으로 노치반경이 어느값 이상으로 증가하면 측정되는 파괴인성값이 노치 반경의 제곱근에 비례하여 증가하였다. 이는 노치 반경의 증가에 따른 응력 삼축도의 감소에 의해 노치 주위의 파괴를 일으키기 위한 응력이 감소하므로 파괴를 일으키기 위해서는 보다 큰 응력이 필요한 때문이다. 앞서 유도한 응력의 재분포와 응력 완화 효과를 보정한 파괴인성의 결과를 그림 6-(b)에 도시하였으며, 노치의 효과가 거의 보정된 결과를 얻을 수 있었다.

6. 결 론

표준시험법에서 요구하고 있는 시험편의 크기 제한을 완화하거나 혹은 실험절차를 훨씬 간소화할 수 있는 미소시험 시험평가 기술의 몇 가지 개발동향에 대하여 소개하였다. 이 중 일부는 이미 기술개발 완성단계에 까지 이른 것도 있고 막 연구가 시작되고 있는 분야도 있다. 또한 멀지 않은 장래에 이러한 기술들이 기존의 표준시험 결과의 일부라도 대체할 수 있게 될지는 아직

미지수이다. 하지만 연구개발이 계속됨에 따라 그 해석 결과는 점점 표준시험결과에 근접하고 있으며, 또한 그 시험평가 기술은 재료의 미세조직연구 및 신재료개발 공정에도 유용하게 적용이 되고 있다. 궁극적으로는 구조물의 현장에서 직접 이러한 기술을 적용하여 재료의 열화도를 평가하여 설비의 안전성 진단을 간편하게 할 수 있도록 하는 것이 중요한 목표가 될 것이며 이를 위해서는 보다 많은 database의 축적이 필요할 것이다.

참고문헌

1. D. Tabor : The Hardness of Metals, Clarendon Press, Oxford, (1951)
2. H. A. Francis : Tran. ASME, **98** (1976) 272
3. J. S. Field and S. W. Swain : J. Mater. Res., **10**(1) (1995) 101
4. W. C. Oliver and G. M. Pharr : J. Mater. Res., **7**(6) (1992) 1564
5. J. R. Matthews : Acta Met., **28** (1980) 311
6. R. Hill, B. Stor kers and A. B. Zdunek : Proc. R. Soc. London A, **423** (1989) 301
7. Y. H. Lee, D. I. Kwon, E. C. Jeon, Y. Choi and J. I. Jang : Proc. of the Fourteenth Conference on Mechanical Behaviors of Materials, Seoul (2000) 103
8. T. S. Byun, S. H. Kim, B. S. Lee, I. S. Kim and J. H. Hong : J. Nuclear Materials, **277** (2000) 263
9. X. Mao, T. Shoji and H. Takahashi : J. Test. Eval., **15** (1987) 30
10. E. E. Gdoutos : Fracture Mechanics, Kluwer Academic Pulishers, Dordrecht, The Netherlands (1993) 15
11. G. C. Sih, P. C. Paris and F. Erdogan : J. Applied Mech., **29** (1962) 306
12. J.-B. Ju and D. Kwon : Metals and Mater., **4** (1988) 742
13. G. R. Irwin : Sagamore Research Conference Proceedings, **4** (1961)
14. H. Neuber : Kerbspannungslehre, 2nd ed., Springer-Verlag, Berlin (1958)
15. N. E. Dowling : Engng. Fracture Mech., **20** (1984) 569

권동일




- 1979년 서울대학교 금속공학과 학사
- 1981년 서울대학교 금속공학과 석사
- 1987년 미국 Brown University 박사
- 1987~88년 독일 Max Plank 연구소 객원연구원
- 1989~90년 한국표준과학연구원 선임연구원
- 1990~94년 국립 창원대학교 부교수
- 1994년~현재 서울대학교 재료공학부 부교수

이백우




- 1998년 경북대학교 금속공학과 학사
- 2000년 서울대학교 재료공학부 석사
- 2000년~현재 서울대학교 재료공학부 박사과정




주장복

- 1997년 서울대학교 금속공학과 학사
- 1999년 서울대학교 금속공학과 석사
- 1999년~현재 서울대학교 재료공학부 박사과정




안정훈

- 1995년 서울대학교 금속공학과 학사
- 1997년 서울대학교 금속공학과 석사
- 1997년~현재 서울대학교 재료공학부 박사과정



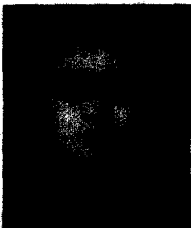
이봉상

- 1984년 서울대학교 자원공학 학사
- 1986년 한국과학기술원 재료공학 석사
- 1996년 한국과학기술원 재료공학 박사
- 1986년~현재 한국원자력연구소 책임연구원




홍준화

- 1978년 한양대학교 금속공학 학사
- 1980년 한국과학기술원 재료공학 석사
- 1986년 한국과학기술원 재료공학 박사
- 1978년~현재 한국원자력연구소 책임연구원 원자력재료기술개발 팀장



최열

- 1998년 서울대학교 금속공학과 학사
- 2000년 서울대학교 재료공학부 석사
- 2000년~현재 (주)프론틱스 연구개발팀 연구원



장재일

- 1992년 서울대학교 금속공학과 학사
- 1994년 서울대학교 금속공학과 석사
- 2000년 서울대학교 금속공학과 박사
- 2000년~현재 (주) 프론틱스 선임연구원