

압입법을 이용한 1Cr-1Mo-0.25V강의 열화도 평가에 관한 연구

석창성*, 김정표**, 안하늘***

A Study on the Evaluation of Material Degradation of 1Cr-1Mo-0.25V Steel using Ball Indentation Method

Chang-Sung Seok*, Jeong Pyo Kim**, and Ha Neul Ahn***

ABSTRACT

As huge energy transfer systems like a nuclear power plant, steam power plant and petrochemical plant are operated for a long time, mechanical properties are changed by degradation. The life time of the systems can be affected by the mechanical properties. BI(Ball Indentation) test has a potential to replace conventional fracture tests like a uniaxial tensile test, fracture toughness test, hardness test and so on. In this paper, we would like to present the aging evaluation technique by the BI method. The four classes of the thermally aged 1Cr-1Mo-0.25V specimens were prepared using an artificially accelerated aging method. Tensile tests, fracture toughness tests, hardness tests and BI tests were performed. The results of the BI tests were in good agreement with fracture characteristics by a standard fracture test method within 5%. The IDE(Indentation Deformation Energy) of a BI technique as a new parameter for evaluating a degradation was suggested and the new IDE parameter clearly depicts the degradation degree.

Key Words : Ball Indentation Method (압입법), Degradation (열화), Yield Strength(항복강도), Tensile Strength (인장강도), Fracture Toughness(파괴인성), IDE (압입변형에너지)

1. 서론

고온, 고압 환경하에서 사용되는 산업설비 재료들은 역학적, 화학적, 열적 효과에 의해 초기의 조직상태 등이 변화되어 기계적 성질이 저하되는 재료열화(material degradation) 현상^(1,2)을 수반하게 된다. 재료열화는 설비노후의 가장 큰 원인 중 하나이며, 고온환경, 부하조건, 부식환경 등의 복합적

원인에 의하여 재료의 특성이 변화되어 발생된다. 이러한 환경적 열화와 손상에 의한 재료의 단축된 수명을 정확히 예측하기 위해서는 정기적인 조사를 수행하여 재료의 상태를 정확히 평가하는 것이 필요하다. 재료의 상태를 정확히 평가하기 위해서는 파괴적인 방법을 사용하여야 하나 이를 위해서는 산업현장에서 운전중인 시설물의 가동을 중단하여야 하며 구조물의 일부에서 시험편을 채취하여야

* 성균관대학교 기계공학부

** 성균관대학교 대학원 기계공학과

*** (주) 기아자동차 선행 연구팀

하므로 경제적, 기술적 측면의 어려움이 있다.

이러한 단점을 보완하기 위하여 비파괴적인 방법이 사용될 수 있으며 초음파법, 전기저항법, 레프리카법, 전기화학적방법, 입계부식법 및 압입(Ball Indentation : BI)시험법^(2,3) 등이 주로 사용되고 있다.

이 중 압입시험법은 운전중인 시설물의 가동을 중단하지 않고 간단한 시험만으로 재료의 항복강도 및 진응력-진변형률 곡선을 얻을 수 있는 방법으로, 이를 이용하면 재료의 열화상태를 예측하는 것이 가능하다. 특히 압입시험법은 다른 비파괴시험법으로 측정하기 어려운 배관이나 원자로 등의 용접부나 HAZ(Heat-Affected-Zones) 영역과 같은 미소부위의 재료 물성치를 측정할 수 있다는 장점을 가지고 있다.

이에 본 연구에서는 경년열화 현상의 일종인 열취화현상이 자주 나타나는 화력발전소의 터빈로터용 소재인 1Cr-1Mo-0.25V강을 가속열화시켜 5단계별로 열화재를 제작하고 이들 열화재에 대하여 압입시험, 인장시험, 경도시험 및 파괴인성시험을 수행하여 비교·분석함으로써 압입시험만으로도 고온설비부재의 열취화현상을 평가할 수 있는 새로운 평가 기준을 제시하고자 한다.

2. 열화재의 강도 평가

2.1 열화재 제작

본 연구에 사용된 재료는 화력발전소 터빈로터용 소재로 많이 쓰이는 1Cr-1Mo-0.25V강으로서 화학성분조성비는 Table 1과 같다.

재질의 열화현상을 평가하기 위해 실제 기계구조물에서 장기간 사용하는 도중에 적당한 간격을 두고 시료를 채취하여 실험하는 것이 가장 이상적이나 터빈로터강의 경우 실제 발전소에서 사용된

열화재를 시간단계별로 입수하는 것이 매우 어렵다. 따라서 이와 유사한 미세조직을 갖는 재질을 얻기 위해서 사용온도(538℃)보다 높은 630℃에서 등온열화열처리(isothermal aging heat treatment)방법을 실시하여, 453시간, 933시간 및 1820시간 열화시킨 후 노냉하여 시편을 제작하였다^(8,9). 이렇게 하여 얻은 3단계의 열화시편과 열화되지 않은 시편에 대한 재료물성치를 평가하였다.

2.2 인장 시험

신재와 각 열화단계별로 제작된 열화재의 인장 특성의 변화를 관찰하기 위해서 ASTM E 8-95a⁽⁹⁾ (KS B 0801)에 따라 각 열화단계별로 2개씩의 시험편을 제작하여 인장시험을 수행하였다. 인장시험에 사용된 시험기로는 Shimadzu사의 25ton 용량의 전기유압식 만능시험기(Autograph AG - 25TG)를 사용하였으며, 상온에서 1mm/min의 속도로 시험을 수행하여 하중-변위 선도, 연신율(elongation), 항복강도(0.2% offset) 및 인장강도 등을 구하였다.

2.3 경도 시험

재료의 열화도를 평가하기 위해 경도시험을 수행하였다. 경도측정에는 일본 Akashi사의 Micro Vickers hardness tester(모델명 : MVK-H2)를 사용하였다. 압입 힘수는 신재와 열화단계별로 4개의 시험편에 대해 시험편 당 10회로 하였으며, 시험하중은 10초 동안에 1kg까지의 하중이 작용하도록 하였다.

2.4 파괴인성시험

각 열화 단계별로 CT 표준시험편을 사용하여 2회의 파괴인성시험을 수행하였다. 파괴인성시험에 사용된 시험기는 인스트론사의 25ton 용량 전기유압식 재료시험기 (Instron Model 1332)이며 ASTM

Table 1 Chemical composition

									Wt. %
C	Si	Mn	S	P	Ni	Cr	Mo	V	Sn
0.29	0.01	0.74	0.004	0.007	0.060	1.29	1.24	0.25	0.0047

E 399-90[10]의 K_{IC} 시험방법에 따라 시험을 수행하였다. 모든 시험의 제어, 데이터 처리 및 결과해석에는 A/D 변환기와 PC를 사용하였다.

3. 압입법

3.1 변형을 해석

압입자(indenter)를 이용하여 재료표면에 하중을 가하면 압입자 하부에 탄소성 변형영역이 발생하며 이 탄소성 변형영역의 크기나 변형량은 압입하중의 크기에 비례한다. 구형압입자에 의한 압흔을 단순화하여 표현한 것이 Fig. 1이다. 이 그림에서 d 는 압흔의 현직경(chordal diameter)이며 h 는 압입깊이이다. 또한 d_p 및 h_p 는 하중이 제거되었을 때의 현직경 및 압입깊이이다. Tabor⁽⁴⁾는 브리넬(Brinell) 및 미소비이커(MicroVickers) 압입자를 이용한 시험으로 변형율을 식 (1)과 같이 표현하였다.

$$\epsilon = 0.2 \left(\frac{d}{D} \right) \quad (1)$$

여기서 D 는 압입볼의 직경이다. 한편, 위의 식을 사용하여 변형율을 계산할 경우 Fig. 2에서 보는 바와 같이 압입자 진행방향과 같은 방향으로의 변위 즉, 압입깊이(탄성성분, 소성성분 등)를 측정하여 압입하중-변위곡선(P-h curve)을 얻는다. 이를 위해 구형압입자의 압흔에 관한 기하학적 관계식인 Hertz의 식을 이용하면 d_p 및 h_p 사이에 다음 관계식이 얻어진다^(3,4).

$$d_p = \left\{ \frac{C(D/2)[h_p^2 + (d_p/2)^2]}{[h_p^2 + (d_p^2 - h_p D)]} \right\}^{\frac{1}{3}} \quad (2)$$

여기서 C 는 $5.47P(1/E_1 + 1/E_2)$ 로 표현되며, E_1 및 E_2 는 각각 압입자 및 시험재료의 탄성계수들이다. 소성변형율(ϵ_p)은 식 (1)에서 d 대신 d_p 를 사용하여 구할 수 있으며, 식 (2)를 d_p 에 대해서 풀기 위해서는 반복계산법을 이용해야 한다.

3.2 응력해석

압입하중 P 가 가해질 때 변형영역에서의 대표 응력(representative stress : σ_r)은 압입자와 시험재료간의 평균접촉압력(P_m)에 비례하며^(5,6) P_m 은 다

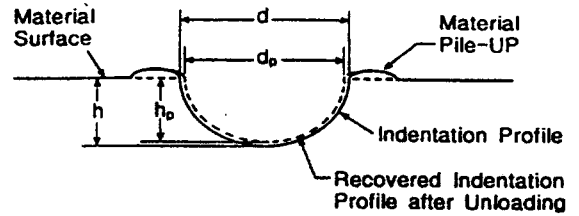


Fig. 1 Schematic diagram of indentation profile

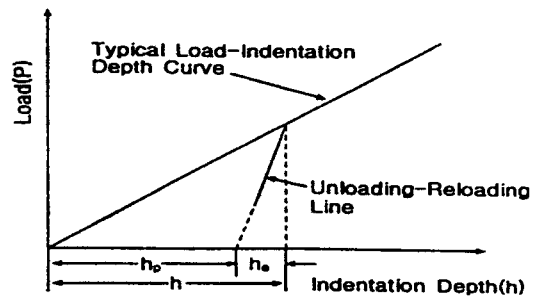


Fig. 2 Indentation load-depth curve

음과 같이 표현된다.

$$P_m = \frac{4P}{\pi d^2} \quad (3)$$

그러나 탄소성영역에서의 대표응력과 평균접촉압력 사이의 비례계수가 변형율의 함수로 표현되므로 변형영역의 대표응력에 대한 평균접촉압력의 비를 구속인자(constraint factor) δ 로 정의하고 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$P_m = \delta \epsilon \sigma_r \quad (4)$$

Francis⁽⁶⁾에 의하면 탄성영역에서는 $\delta = 0.12$, 탄성-소성 천이영역에서는 $\delta = 1.12 + 0.534 \ln \Phi$ ($1 \leq \Phi \leq 27$), 그리고 완전소성영역에서는 $\delta = 2.87$ 이 된다 (여기서 압입변수 Φ 는 $\epsilon_p E_2 / 0.43 \sigma_r$ 로 정의). Haggag^(3,5)은 이 실험적 모델을 기초로 변형속도 민감도 및 가공경화 특성에 따라 구속인자의 크기가 다르게 나타난다는 점⁽⁴⁾을 고려하여 δ 를 다음과 같은 식으로 표현하였다.

$$\delta = \begin{cases} 1.12 & \Phi \leq 1 \\ 1.12 + \tau \ln \Phi & 1 < \Phi \leq 27 \\ \delta_{\max} & \Phi > 27 \end{cases} \quad (5)$$

여기서 $\delta_{\max} = 2.87a_m$
 a_m = strain rate sensitivity
 $\tau = (\delta_{\max} - 1.12)/\ln(27)$
 $\Phi = \epsilon_p E_2 / 0.43 \sigma_r$ 이다.

대표응력을 계산하기 위해서는 식 (3), (4), (5)를 이용하는데, 식 (4)와 식 (5)에 대표응력 σ_r 이 포함되어 있으므로 반복계산법을 사용하여야 한다. 위에서 설명한 대표응력 및 변형율을 각각 진응력 및 진변형율로 사용하고 여러 점에서 진응력, 진변형율을 구하면 이들 자료를 바탕으로 멱급수형태(power-law type)의 진응력-진변형율 회귀곡선(hollomon flow curve), 평가인장강도(estimated ultimate strength ; EUS), 강도계수(K), 변형율-경화지수(n)등을 얻을 수 있다⁽⁷⁾.

따라서 진응력-진변형율 선도는 다음의 식 (6)에 의하여 결정된다.

$$\sigma_t = K \cdot \epsilon_p^n \quad (6)$$

여기서, K는 강도계수(strength coefficient), n은 변형율-경화지수(strain-hardening exponent), ϵ_p 는 소성-진변형률(true-plastic strain), σ_t 는 소성-진응력(true-plastic stress)이다.

그리고 항복강도는 식 (7)과 (8)에 의하여 결정된다.

$$\sigma_{ys} = \beta_m A \quad (7)$$

$$P/d_i^2 = A(d_i/D)^{(m-2)} \quad (8)$$

여기서, β_m 은 재료상수(material-type constant)⁽⁸⁾, d_i 는 최종 압입시 압입볼의 직경(total indentation diameter), P는 압입하중(load), D는 압입자의 직경(the diameter of the ball indenter), m은 메이어 계수(Meyer's coefficient)이며 A는 (8)식에 의해 결정되는 파라미터이다.

또한 압입시험을 이용하면 다음 식(9)에 의하여 브리넬 경도값을 구할 수 있다.

$$HB = \frac{2P_{\max}}{[\pi D(D - \sqrt{D^2 - d_f^2})]} \quad (9)$$

여기서, P_{\max} : maximum indentation load
 d_f : final impression diameter
 D : indentation diameter

3.3 압입변형에너지

Haggag은 압입시험기를 사용하여 재료의 성질을 평가할 수 있는 파라미터로서 압입파괴에너지(Indentation Energy to Fracture : IEF)를 제안하였다⁽⁹⁾. IEF는 압입시험시 파괴까지의 압입에너지로 정의되며 다음과 같이 표현된다.

$$IEF = \int_0^{h_f} P_m(h) dh \quad (10)$$

$$P_m = \frac{4P}{\pi d^2} \quad (11)$$

여기서, P_m 은 평균압입접촉압력, P는 압입하중, h는 압입깊이, h_f 는 벽개파괴응력까지의 압입깊이, d는 압입시 압입자가 접촉하는 면의 반경이다. 그러나 Haggag등에 의해 제안된 IEF에는 벽개파괴응력을 구하기 위하여 인장시험을 해야 하는 문제점을 내포하고 있다. 따라서 본 논문에서는 압입시험기로 재료의 열화도를 보다 쉽게 평가할 수 있는 파라미터로서 식(12)와 같은 압입변형에너지(Indentation Deformation Energy : IDE)를 제안하였다.

$$IDE = \int_0^{h_p} P_m(h) dh \quad (12)$$

여기서 h_p 는 최대소성 압입깊이이며, P_m 은 평균압입 접촉압력이다. IDE는 압입시험시 재료가 변형하는데 필요한 에너지로 정의되며, Fig. 3의 압입압력-압입깊이선도에서 압입압력에 대한 최대소성 압입깊이까지의 소성면적으로 나타낼 수 있다. 이 IDE는 압입시 재료가 변형되는데 필요한 에너지인 동시에 재료에 흡수되는 에너지라고 할 수 있다.

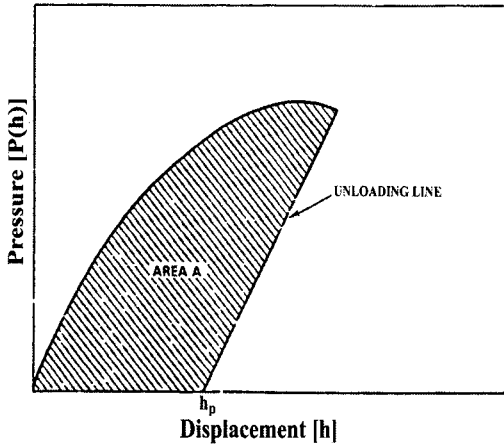


Fig. 3 Definition of the area for IDE

3.4 압입시험방법

압입시험기는 구형 압입자를 시험편에 단계적으로 압입하여 재료의 물성치를 얻는 방법이다. 시험재료는 1Cr-1Mo-0.25V강으로 열화시키지 않은 시험편과 3단계의 열화재를 사용하였으며, 시험에 사용된 압입시험기(ATC사)⁽¹²⁾에는 직경 0.508mm (0.02in)인 텅스텐 카바이드강(WC)으로 된 구형 압입자를 장착하여 시험편의 표면을 압입하여 시험결과를 얻었다. 시험시 시험하고자 하는 면을 연마(Polishing) 작업을 하여 표면 거칠기에 따른 데이터 값의 변화를 배제한 후 압입속도 0.005mm/s, 하중인가 및 제하(loading-unloading) 횟수 7회로 상온에서 실험을 수행하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 인장시험결과

모재와 각 단계별 열화재의 인장시험으로부터 얻은 인장강도와 항복강도는 Table 2와 같으며 진응력-진변형률선도는 Fig.4의 (a)와 같다. 여기에서 열화 시간이 증가될수록 항복강도와 인장강도가 낮아짐을 볼 수 있다. 또한 모재와 각 단계별로 제작된 열화재를 압입장비를 이용하여 압입시험한 결과 압입하중과 압입깊이곡선에서 얻을 수 있는 항복강도(yield strength), 인장강도(tensile strength), 변형률-경화지수(strain-hardening exponent : n) 등을 구하여 Table 2에 나타내었다.

Fig. 4의 (b)는 압입시험으로부터 얻은 각 시험편의 진응력-진변형률 곡선을 나타낸 것이다. 여기에서 인장시험으로 구한 진응력-진변형률 선도와 압입시험으로부터 구한 결과가 유사한 경향으로 나타남을 알 수 있다. Fig. 5와 Fig. 6은 압입시험에 의해서 얻은 항복강도와 인장강도를 인장시험 결과와 비교한 것으로서, 인장시험과 압입시험의 오차는 5% 이내로 나타났다. 또한 이들 결과로부터 열화시간이 증가됨에 따라 항복강도와 인장강도가 감소됨을 볼 수 있으며 그 경향은 열화의 진행에 따라 둔화됨을 볼 수 있다.

4.2 경도시험결과

비이커스 경도시험에서 얻은 비이커스 경도값을 ASTM-E140 환산표에 의해서 환산한 브리넬 경도(Brinell hardness)값과 압입시험으로 구한 브리넬 경도값을 Table 2에 나타내었다. Fig.7은 열화시간의 증가에 따른 이 두 경도값의 변화를 함께 표시한 것이다. 이 그림에서도 열화가 진행됨에 따라

Table 2 Test results of degraded 1Cr-1Mo-0.25V steel

Degraded Time (hour)	Tensile Test		Vickers Hardness Test [Brinell Hardness Number]	Fracture Toughness Test K_{Ic} [Nmm ^{-3/2}]	BI Test					
	Yield Strength [MPa]	Tensile Strength [MPa]			Yield Strength [MPa]	Tensile Strength [MPa]	Strain Hardening Exponent	Brinell Hardness [HB]	IEF [mJ/mm]	IDE [mJ/mm]
0	711.1	843.6	292.5	3863	689.5	837.0	0.070	289.0	560.3	286.6
453	533.0	676.1	245.3	3304	558.4	681.5	0.080	234.0	459.7	232.9
933	481.0	615.3	218.0	2761	499.8	607.4	0.089	209.0	414.8	208.2
1820	449.8	582.3	196.4	1771	466.1	561.9	0.109	194.0	386.0	192.7

경도가 낮아짐을 볼 수 있으며 그 감소 경향도 인장강도와 항복강도에서와 같이 열화시간의 증가에 따라 둔화됨을 볼 수 있다. 이 그림에서도 두 정도 값의 오차는 거의 없는 것으로 나타났다.

4.3 파괴인성시험결과

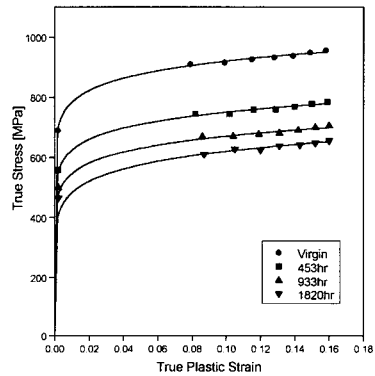
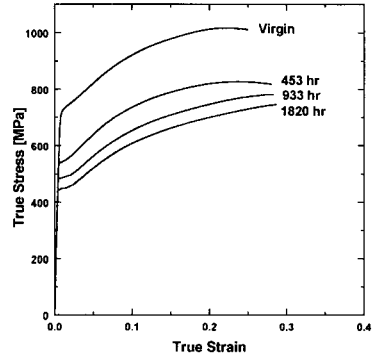
열화 정도에 따른 파괴인성치의 변화를 알아보기 위하여 각 시편에 대하여 파괴인성 시험을 수행하였으며 그 결과를 Table 2에 나타내었다. ASTM 399에 따라 K_{IC} 시험을 수행⁽¹³⁾하였으며 ASTM의 두께조건을 만족하지 못하였으므로 K_Q 라 하였다.

Fig. 8은 열화시간의 증가에 따른 파괴인성치 (K_Q)의 저하 거동을 나타낸 것으로, 인장강도 및 경도 특성에서와 같이, 열화시간이 증가할수록 파괴인성치가 저하됨을 알 수 있다. 압입법으로 열화에 따른 파괴인성치의 변화 거동을 평가할 수 있는지를 알아보기 위하여 Haggag이 제안한 IEF와 본 연구에서 제안한 IDE를 구하여 Table 2에 정리하였다. 이 IEF와 IDE를 이용하여 파괴시험을 대신할 수 있는지를 알아보기 위하여 이들과 항복강도 및 인장강도와의 관계를 Fig. 9와 Fig. 10에 나타내었다. 이 그림들에서 보이는 바와같이 IEF와 IDE 모두 인장시험결과와 좋은 상관관계가 있음을 알 수 있다.

Fig. 11에는 열화시간의 증가에 따른 IEF와 IDE의 변화를 나타내었다. 열화시간의 증가에 따른 IEF와 IDE의 변화 거동도 파괴인성치의 변화 거동과 유사하게 나타났다. 따라서 시편이 필요한 파괴인성시험을 압입법을 이용하여 IEF와 IDE를 구하여 대신할 수 있을 것으로 생각된다.

이를 확인하기 위하여 Fig. 12에는 파괴인성치 (K_Q)와 IEF와의 관계를 Fig. 13에는 파괴인성치 (K_Q)와 IDE와의 관계를 나타내었다. 이들 그림으로부터 IEF나 IDE가 파괴인성치와 좋은 상관관계가 있음을 알 수 있다.

IDE는 압입시험만으로 구할 수 있으나 IEF를 구하기 위해서는 인장시험을 수행하여 가상압입 파괴깊이를 구해야 한다. 따라서 IEF를 이용할 경우 압입시험만으로 IEF를 구할 수 없으므로 IDE를 이용하는 것이 편리할 것이다. 즉 압입법을 이용하여 IDE값을 계산함으로써 인장특성뿐만 아니라 파괴인성치도 예측할 수 있어 IDE를 열화 정도를 평가하는 파라미터로 사용할 수 있을 것이다.



(b)

Fig. 4 True stress-true strain curves by (a) the tensile test and (b) the BI test

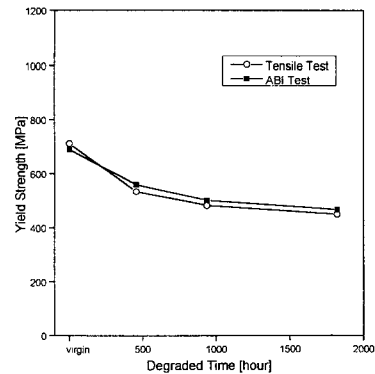


Fig. 5 Effect of degraded time on yield strength

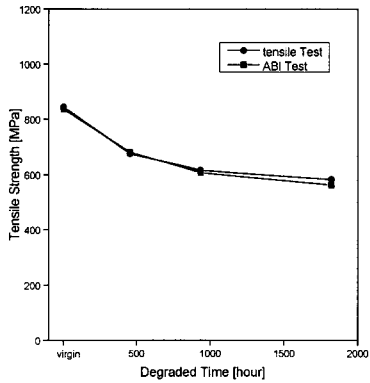


Fig. 6 Effect of degraded time on tensile strength

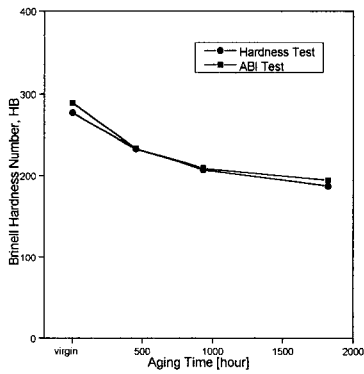


Fig. 7 Effect of degraded time on hardness

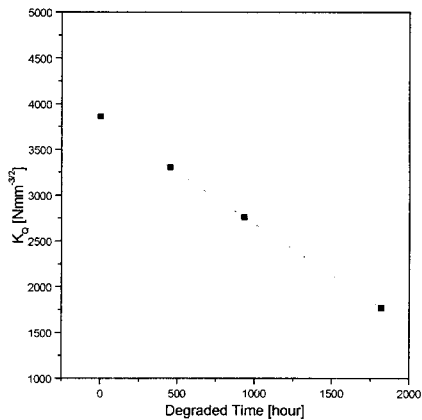


Fig. 8 Effect of degraded time on fracture toughness

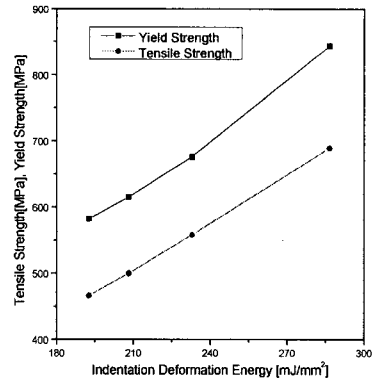


Fig. 9 Relationship between tensile test results and IEF

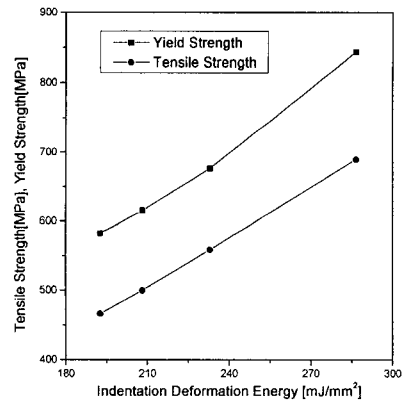


Fig. 10 Relationship between tensile test results and IDE

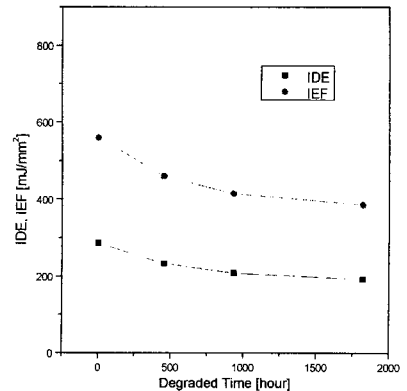


Fig. 11 Effect of degraded time on IDE and IEF

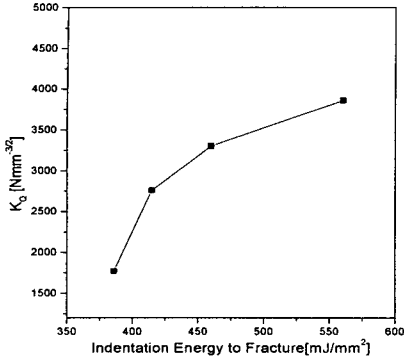


Fig. 12 Relationship between fracture toughness and IEF

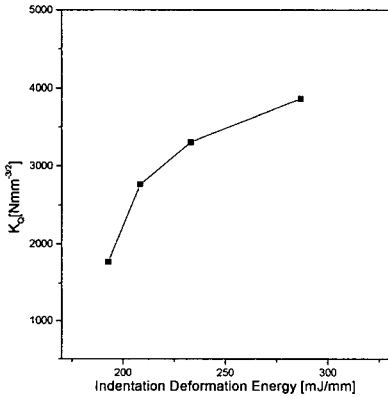


Fig. 13 Relationship between fracture toughness and IDE

5. 결론

경년열화 현상의 일종인 열취화현상이 자주 나타나는 화력발전소의 터빈로터용 소재인 1Cr-1Mo-0.25V 강을 가속열화시켜 재질의 열화가 재료특성에 미치는 영향에 대하여 알아보기 위하여 파괴시험과 압입시험을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 압입시험 결과 항복강도와 인장강도 및 경도값 등의 기계적 특성이 파괴시험 결과와 잘 일치하였다.
- (2) 압입시험은 준비파괴적으로 재료의 열화에 따른 재료물성치를 평가할 수 있는 방법으로 가동 중 산업설비의 수명평가에 적용될

수 있을 것이다.

- (3) 열화도를 평가하기 위한 새로운 파라미터로 압입시험시 재료가 변형하는데 필요한 에너지인 압입변형에너지(Indentation Deformation Energy : IDE)를 제안하였다. 이 IDE는 열화에 따라 변화되는 기계적특성인 인장강도, 항복강도 및 파괴인성치와 좋은 상관관계가 있음을 확인하였다.

후기

본 연구는 (1998)년 한국학술진흥재단의 학술연구비에 의하여 지원되었음.

참고문헌

1. 권재도, "장기사용 Cr-Mo강 열화재의 파괴인성 평가와 수명 예측," 대한기계학회논문집, 제16권, pp. 1421-1428, 1992.
2. Haggag, F. M., and Nanstad, R. K., "Estimating Fracture Toughness using Tension or Ball Indentation Tests and a Modified Critical Strain Model," The American Society of Mechanical Engineers PVP, Vol. 170, pp. 41-46, 1989.
3. Haggag, F. M., "In-Situ Measurements of Mechanical Properties Using Novel Automated Ball Indentation System," Small Specimen Test Techniques Applied to Nuclear Reactor Vessel Thermal Annealing and Plant Life Extension, ASTM STP 1204, pp. 27-44, 1993.
4. Tabor, D., "The Hardness of Metals," Oxford, Clarendon Press, pp. 1-18, 1951.
5. Haggag, F. M., et. al., "Use of Automated Ball Indentation Testing to Measure Flow Properties and Estimate Fracture Toughness in Metallic Materials," ASTM STP 1092, pp. 188-208, 1990.
6. Francis, H. A., "Phenomenological Analysis of Plastic Spherical Indentations," Transactions, American Society of Mechanical Engineers, pp. 272-281, 1976.
7. 변택상, 김주환, 지세환, 홍준화, "준비파괴적 기계적특성 평가를 위한 자동화압입시험법 응용," 제 6 회 경년열화 및 수명평가 심포지엄 논문집 pp. 167-171, 1996.

8. George, R. A., Dinda, S., and Kasper, A. S., "Estimating Yield Strength from Hardness Data," Metal Progress, pp. 30-35, 1976.
9. Haggag, F. M., Byun, T. S., Hong, J. H., Miraglia, P. Q., and Murty, K. L., "Indentation-Energy-To-Fracture(IEF) Parameter for Characterization of DBTT in Carbon Steels Using Nondestructive Automated Ball Indentation (ABI) Technique," Scripta Materialia, Vol. 38, No. 4, pp. 645-651, 1998.
10. 권재도, 박중철, 이우호, 박윤원, "원전기기용 CF8M의 430℃ 열화 특성에 관한 연구," 원전기기 워크샵, pp. 129-142, 1998.
11. 서창민, 윤기봉, 윤석호, 김승태, "열화시킨 1Cr-1Mo-0.25V강의 고온에서의 J_{IC} 및 T_{mat} 평가," Proceeding of the 2nd Symposium on Material Degradation and Life Prediction, 경년열화 및 수명평가연구회, pp. 27-55, 1992.
12. United States Patent 4,852,397.
13. "Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials," ASTM E399-90, Manual book of ASTM Standards, pp. 412-442, 1995.