대한기계학회 2001년도 추계학술대회논문집 A pp. 9~15 KSME 01F002

열에너지를 고려한 파괴인성치 고찰

박 재 실*· 김 정 표*· 석 창 성**

Evaluation for Fracture Toughness with Considering the Thermal Energy

Jae-Sil Park*, Jeong-Pyo Kim* and Chang-Sung Seok**

Key Words: Fracture Toughness(파괴인성치), Tensile Test(인장시험), Thermal Energy(열에너지), Constraint Effect(구속효과)

Abstract

In the case of a crack propagation, a portion of the work of inelastic deformation near the crack tip is dissipated as heat. In order to understand the thermal effect on fracture toughness, tensile test was carried out using thermocouples to monitor the variation of temperature with SA516 Gr70. The experimental results show that the temperature of specimen was increased 3.6℃ at static load condition. And the thermal effect was investigated connected with the steady-state stress in the vicinity of a crack propagation in the elastic-plastic C-T specimen theoretically. And fracture toughness, the energy to make crack surfaces, presented correctively. The fracture toughness with considering heat at the blunting of the crack tip ws lower about 19.3% than that of ignoring heat. So, it is resonable to apply the fracture toughness with considering thermal energy and it would be good explanation for constraint effect depending on the configuration in the presence of excessive plasticity.

1. 서 론

파괴역학의 역사는 Griffth의 취성파괴이론으로 시작되었고, 이 이론은 Orowan과 Irwin에 의하여 금속재료에도 적용될 수 있도록 수정되었다. 그 후에 선형탄성 파괴역학(linear elastic fracture mechanics: LEFM)에서 Irwin은 균열을 갖는 재료의 균열선단(crack tip) 부근에 있어서의 응력 상태를 응력확대계수(stress intensity factor) K를 도입하여 설명하였다. 또한 탄소성 파괴역학(elastic-plastic fracture mechanics: EPFM)에서는 재료의 거동을 균열선단개구변위(crack tip opening displacement : CTOD), J 적분 등을 사용하여 설명하고 있다. 상기 기술한 파라미터는 단일 변수(single parameter)라 하며 이는 시편 형상의 영향을 고려치 않은 변수이다. 그러나 실제 파괴인성치는 시편의 형상과 크기에 따라 동일 재료임에도 불구하고 다르게 측정되고 있다. 이러한 구속효과(constraint effect)를 설명하기 위해 두 개의 변수(two parameter)인 Q-응력과 T-응력 등을 도입하고 있다[1].

그러나 실제 CT 시편을 이용한 파괴인성치 측정 시험에서 계가 평형을 유지하기 위하여 균열면을 생성하면서 열에너지와 음향에너지가 동시에 방출되고 있다. 여기서 열에너지 방출은 하중이 시편에 가해지면 균열이 진전되며 이에 따라 균열선단근방에 응력집중되어 소성역 발생에 기인한다.

실례로 인장실험 시 네킹(necking)이 발생되는 파단 부분에 응력집중과 소성변형에 의하여 열이

* 성균관대학교 대학원 기계공학과
E-mail : jpkim@nature.skku.ac.kr
TEL: (031)290-7477 FAX : (031)290-7482
** 성균관대학교 기계공학부
E-mail : csseok@yurim.skku.ac.kr

발생되는 현상이 실험적으로 관측되고 있다.

또한 동적하중상태에 있는 CT 시편을 사용한 파괴인성치 시험의 경우에는 균열선단속도(crack tip speed)가 증가되면 이로 인해 균열 선단의 온도가 증가하게 되는 것으로 알려졌다. 균열 선단속도 외에도 가공지수(hardening coefficient), 압력예민화 파라미터(pressure-sensitivity parameter) 등의 변화에 의해 균열선단부근의 온도가 상승되는 것으로 보고되고 있다[2].

본 연구에서는 CT시편을 이용한 파괴인성치 측정 시험에서 균열진전에 따른 균열선단부근에서의 온도상승과 탄성파의 발생에 대한 균열진전 메카니즘을 고찰하였으며, 정적하중하에서 실제 인장시편의 표면에 열전대(thermocouples)를 부착하여 시편의 변형에 따른 온도변화를 측정하였다. 또한 균열 진전에 따른 열효과를 고려한 메카니즘에 대한 기초연구를 수행하여 정성적으로 열에너지를 고려한 파괴인성치를 제안하였다.

이로부터 시편의 형상에 따라 다르게 나타나는 파괴인성치의 원인을 설명하는 구속효과의 여러 원인 중 하나로 열에너지를 도입하여 설명하고자 한다.

2. 실험

2.1 열효과를 고려한 인장실험

균열진전에 따른 균열선단에서의 응력집중을 수반한 소성변화로 발생된 열효과를 검증하기 위하여 인장시험을 수행하였다. 인장시험에 사용된 인장시험기는 인스트론(Instron)사 제품(model 8802)이며, 인장속도는 정적하중상태를 고려하여 1.0 *mm*/min로 하였고, 인장시험에 사용된 시편은 일반적으로 원자력 배관 재료로 사용되는 구조용강으로 SA516 Gr70을 사용하였다. 이때 3개의 온도 센서는 네킹의 발생이 예상되는 부분에 부착하였다. 시편의 형상, 크기, 열전대의 부착위치는 Fig. 1과 같다. 사용된 열전대는 T형(copper+constantan)이며 측정범위는 -273~400℃이다. 또한 열전대를 통해 전달된 신호는 데이터 분석기(Yokogawa, model DR 230)를 사용하여 온도를 모니터링하였으며, 기기의 분해능은 0.1℃였다.

2.2 시험결과

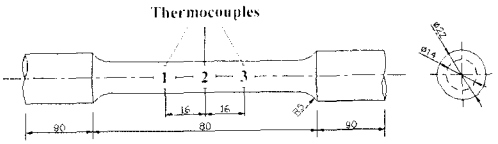

Fig. 1 Schematic diagram of tensile specimen

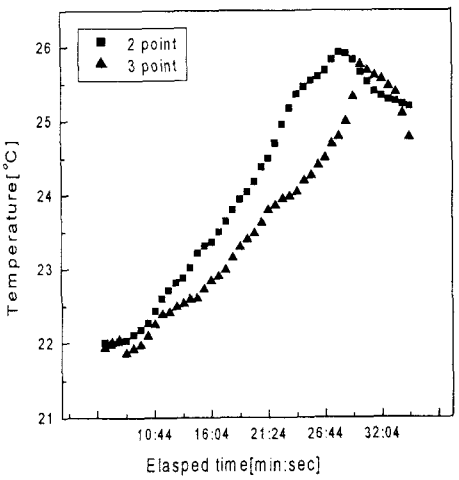

Fig. 2 Temperature versus elapsed time by tensile test in a SA516 Gr70 steel (tensile velocity 1 mm/min)

열효과를 고려하기 위하여 인장시편의 표면에 열전대를 부착한 후 인장시편을 단열시켜 온도를 측정하였다. 인장시험 시 네킹이 시작되는 시점에 온도가 상승하기 시작하였으며, 인장시험편이 파단된 직후에 온도가 최대치를 나타내며 급상승한 후 낮아졌다. Fig. 2는 인장시편에 열전대를 부착하여 정적하중상태(1 *mm*/min)에서 인장시험을 수행하면서 시편 ②, ③의 두 지점에서 표면온도를 모니터링한 그림이다.

인장시편표면의 초기온도는 22.2℃였으며 네킹이 발생된 후 파단시점의 온도는 25.8℃로 3.6℃으로 상승되었다. 온도가 ②, ③ 지점에서 최대값을 나타났다. 이는 ②, ③ 지점에서 네킹과 파단이 발생되었음을 의미하며, 실험결과와도 일치하고 있다. 또한 인장시험 결과 인장시편의 하한

항복강도(lower yield strength), 상한 항복강도(upper yield strength)는 각각 353 *MPa*, 380 *MPa* 이였으며, 인장강도 540 *MPa*으로 측정되었다.

인장시험결과 정적하중상태에서 인장시편의 온도상승을을 확인하였다. 또한 온도변화에 영향을 주는 인자는 인장속도, 하중상태, 시편의 종류와 형상 등으로 사료된다.

3. 실험 결과 및 고찰

3.1 열에너지 고찰

파괴역학의 기본가정은 재료 내부에 미세 결함을 갖고 있으며 이러한 결함은 외력에 의하여 미세 공동들이 합쳐져 파괴에 이르게 된다. 실제 파괴현상을 모사하기 위해 ASTM E813에 의해 CT시편을 제작하여 파괴인성치를 구하고 있다. 균열진전에 따른 단위 면적당 에너지인 파괴인성치 J_{IC}는 균열진전 시 J-적분값으로 정의되며 Fig. 4 에서 ①부분의 면적과 같다. 즉 외력에 의해 응력이 균열선단 부근에 집중되며 이로 인하여 균열이 진전하기전 열에너지 발생과 더불어 소성변형을 수반하며 이로 인해 균열이 진전하게 된다. 파괴인성치는 시편에 주어진 일($\triangle W$) 중 변형에너지($\triangle U$)로 저장되지 않고 해방되는 에너지와 관련되며 해방 에너지($\triangle \Omega$)는 다음과 같다.

$$\triangle \Omega = \triangle W - \triangle U \qquad (1)$$

그러나 기존의 파괴인성치 J_{IC}는 균열진전에 따른 열에너지, 음향에너지 등을 고려하지 않았다. 실제 균열진전에 따른 물체에 주어진 일은 변형에너지로 저장되지 않고 해방되는 에너지 중 대부분은 균열을 생성시키고, 나머지는 열에너지 및 음향에너지 형태로 방출된다.

본 연구에서는 탄성에너지 방출에 의한 음향에너지와 비교 시 열에 의해 방출되는 에너지의 크기가 크므로 열에너지만을 고려하였다. 균열진전에 따른 기계적 에너지를 고려한 에너지 평형방정식은 다음 식 (2)와 같다.

$$\triangle \Omega'_{Crack} = \triangle W - (\triangle U + \triangle \Omega'_{Thermal} + \triangle \Omega'_{AE}) \qquad (2)$$

Table 1 Mechanical properties for SA516 Gr70 Steel

lower yield strength(*MPa*)	upper yield strength(*MPa*)	Tensile strength (*MPa*)
353	380	540

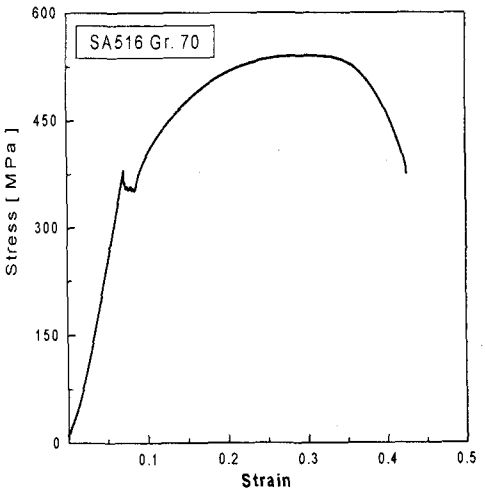

Fig. 3 True stress-true strain curves by the tensile test for SA516 Gr70 steel

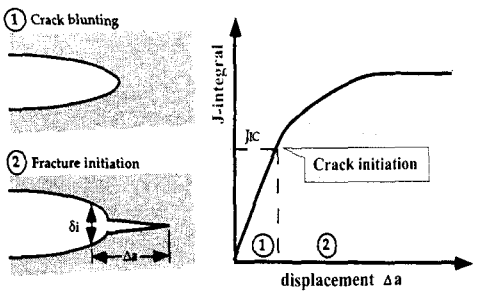

Fig. 4 Definition of the area for fracture toughness

여기서 $\triangle \Omega'_{Crack}$는 실제로 균열을 생성하는데 필요한 에너지이며, $\triangle \Omega'_{Thermal}$, $\triangle \Omega'_{AE}$는 균열진전에 따라 발생된 열 및 음향 에너지이다. 이때 $\triangle \Omega'_{Crack}$는 균열이 진전하기 전 균열선단 부근에서 소성변형에 의한 열에너지와 음향에너지의 방출을 포함하고 있는 에너지이다. 그러므로 균열표면을 만들기 위해 필요한 에너지 외에 열 및 음향 형태로 방출되는 에너지를 고려해야 한다.

인장하중이 작용하는 CT 시편의 경우 균열선단부근에서의 응력상태에 따라 소성역의 크기가 결정된다. 이때 소성역의 발생은 열에너지 방출을 수반하게 된다.

특히, 균열선단의 온도 증가율은 동적하중하 균열선단속도(crack tip speed)가 빠른 경우 커지게 된다. 이는 정적하중이 작용하는 경우와 비교 시 열전도도(thermal conduction)가 작아지는 원인으로 해석될 수 있다. 정적하중 조건에서 파괴인성치 J_{IC}를 구하기 위하여 열에너지를 고려하였다. 이때 균열진전에 따라 발생된 열에너지는 CT 시편의 균열선단부근에서 소성역의 크기를 고려하여 구할 수 있다. 즉 Fig. 5와 같이 열원의 형태는 평면변형률 상태 하 CT 시편 내 균열선단 부근의 소성영역(r_p)과 시편의 두께(L)를 갖는 원기둥(cylinder)으로 가정하였다. 평면변형률상태의 소성영역은 다음과 같다[4].

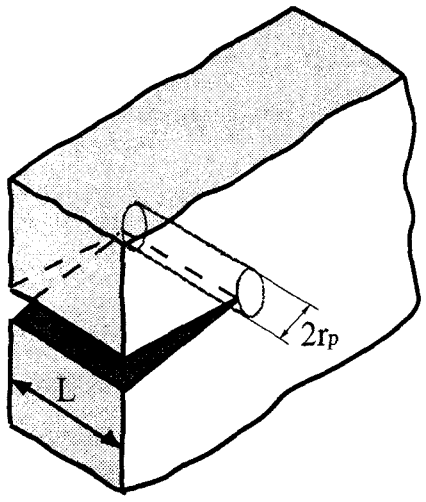

Fig. 5 Schematic diagram for three-dimensional deformation at the tip of a crack

$$r_p = \frac{1}{6\pi}\frac{K_{IC}^2}{\sigma_Y^2} \tag{3}$$

여기서 K_{IC}, σ_Y는 파괴인성, 항복응력이다. CT 시편내의 열원에 의한 방출 에너지를 계산하기 위해서 다음과 같이 가정하였다. 온도가 T_1이며 소성영역이 r_p인 원통형 모양의 열원을 T_2인 실린더 외부에 접촉시켰다고 가정을 하였다. 이때 고체 내 에너지 보존을 수학적으로 표현한 열전도 방정식은 다음과 같다.

$$\nabla^2 T = \frac{1}{\alpha}\frac{\partial T}{\partial \tau} \tag{4}$$

여기서 α는 열 확산(thermal diffusion, $\frac{k}{\rho C}$)계수이며 k는 열전도율(thermal conductivity)이다. 식(4)는 시간(τ)과 공간에 따른 온도(T)분포를 나타내고 있다. 전도에 의한 열 전달률은 푸리에(Fourier) 법칙에 의하여 고체 내 온도 분포와 연관된다. 방정식의 해는 원통좌표계에서 변수 분리법을 적용하여 구하였으며 그 해는 다음과 같다[5].

$$T(r,\theta) = 2(T_1 - T_2)\sum_{m=1}^{\infty}\frac{J_o(\lambda_m r)e^{-(\lambda_m r_p)^2(\alpha\tau/r_p)}}{(\lambda_m r_p)J_1(\lambda_m r_p)} \tag{5}$$

여기서 J_o, J_1는 베셀 함수(Bessel fuction)이며, 특히 $x=0$인 경우 $J_o(x)$이외는 모두 0이 되는 성질을 갖고 있다. 이때 열원인 실린더의 반경 $r=r_p$, 실린더의 두께 L 인 표면을 통해 손실되는 열에너지는 다음과 같이 푸리에의 열 전도 법칙을 이용하여 구하면 다음 식(6)과 같다.

$$dQ = -2\pi r_p L k\left(\frac{\partial T}{\partial r}\right)_{r=r_p} \tag{6}$$

그러므로 총 열에너지는 다음 식(7)과 같이 나타낼 수 있다.

$$Q = 8\pi kL(T_1 - T_2)\sum_{m=1}^{\infty}\frac{1-e^{(\lambda_m r_p)^2(\alpha\tau/r_p^2)}}{\lambda_m \alpha} \quad (7)$$

3.2 인장실험

실제 균열이 진행되는 시점에 열에너지의 발생을 검증하기 위하여 원자력배관재료인 SA516 Gr70을 사용하여 인장시편의 표면에 열전대를 부착하여 온도의 변화를 측정하였다. 인장속도가 1.0 $mm/\min$인 경우 네킹이 발생하는 시점에 온도가 상승하기 시작하여 파단 직후 3.6℃까지 상승되었다.

열에너지는 인장속도에 의존하며, 또한 하중상태, 시편의 종류 및 형상 등도 열에너지에 영향을 주는 인자이며 시편내부의 온도는 표면의 온도 보다 크게 관측되리라 사료된다.

3.3 열에너지를 고려한 파괴인성치

균열진전에 따른 열에너지를 고려한 파괴인성치는 A516 Grade 70 압연강을 사용하여 비교하였다. 시편의 화학적 성질과 기계적 성질은 Table 2, Table3과 같다. 해석에 사용된 원자력배관재료인 SA516강은 25.4 mm 두께의 압연강판에서 T-L 방향으로 채취된 시편이며 균열진전에 따른 파괴인성치 J_{IC}는 118 kN/m으로 측정되었다[6].

균열선단 부근에서 균열 진전에 따른 단위면적당 발생된 열에너지는 식(7)에 의하여 계산되었다. CT 시편을 이용한 파괴인성 시험조건은 정적하중 상태이며, 이때 정성적으로 열에너지는 실린더 열원의 온도 T_1과 실린더 외부의 온도 T_2와의 차이를 3.6℃로 설정하여 계산하였다. 단위 면적 당 손실된 열에너지($J_{thermal}$)는 Table 4와 같이 0.023 J/mm^2로 계산되었다. 이는 기존의 파괴인성치(J_{IC}) 0.118 J/mm^2과 비교 시 그 비율이 19.3%이다. 그러므로 평면변형률 조건하의 열에너지가 고려된 파괴인성치(J_{Real})는 다음 식 (8)과 같이 정의되며, 0.095 J/mm^2이 된다.

$$J_{Real} = J_{IC} - J_{Thermal} \quad (8)$$

여기서 J_{IC}는 기존의 파괴인성치이며 $J_{Thermal}$은 균열진전에 따라 발생된 열에너지이다. 그러므로 J_{Real}은 균열진전에 필요한 열에너지를 제외한 파괴인성치라 할 수 있다.

균열진전에 따라 균열선단에서 발생된 소성변형에 의한 열에너지의 크기는 하중상태(load condition), 균열선단속도(crack tip speed), 재료의 물성, 시편의 형상(configuration of specimen)에 따라서 결정된다고 할 수 있다.

특히 하중상태의 경우 동적하중 상태하의 열에너지는 정적하중상태와 비교 시 높은 열에너지를 수반하며, 이는 균열 선단속도(crack tip speed)의 차이로 인한 선단에서의 열전도가 작아져 열 상

Table 2 Chemical composition of A516 Gr50 steel [Wt. %]

C	Si	Mn	P	S	V	Mo	Al	Ni
0.21	0.24	1.07	0.013	0.004	0.38	0.06	0.035	0.20

Table 3 Mechanical properties for A516 Grade 70 Steel

Material	Density (kg/m^3)	Specific heat ($Ws/kg \cdot K$)	Thermal conductivity ($W/m \cdot K$)	Young Module (GPa)	Fracture toughness (K_{IC}, $Mpa\sqrt{m}$)	Fracture toughness (J_{IC}, KN/m)
A516	7,833	0.465	55	207	163.8	118

승효과를 수반한다. 또한 재료의 물성의 경우 소성재료는 취성재료와 비교 시 균열선단의 응력분포가 다르게 분포되며 이에 따라 소성역의 크기가 크게 나타난다[7].

상기 기술한 요인과 더불어 시편형상은 외력이 작용할 경우 균열선단부근에 형성된 응력상태에 따라 구속효과를 결정한다. 이러한 구속효과는 소성역의 크기와 균열진전에 따라 발생된 열에너지의 크기를 결정하게 된다. 즉, 평면변형률(plane strain)상태의 경우 균열 선단부근에 3축 응력상태가 형성되어 큰 구속효과를 만든다. 이에 따라 소성역이 형성되며 이때 소성역의 크기는 평면응력(plane stress)상태와 비교 시 작게 형성되므로 열에너지가 상대적으로 작게 발생된다. 그러므로 실제 파괴인성치(J_{Real})가 일정하기 위해서 기존의 파괴인성치(J_{IC})는 작게 나타나게 된다. 이는 HRR 장(HRR-field)에 의한 파괴인성치와 구속효과에 의한 파괴인성치의 감소 차이를 설명하는 한 요인이라 할 수 있다.

그러므로 시편 형상과 실험 조건에 따른 파괴인성치는 균열진전시의 열에너지를 측정하여 이를 반영하여야 한다. 또한 시편은 두께 방향의 깊이에 따라 평면 응력상태와 평면 변형률상태가 동시에 존재하므로 본 연구에서 가정한 실린더 열원은 실제 폴라 원형(polar circle)에 대한 고려가 필요하다.

4. 결 론

본 연구에서는 원자력배관재료인 SA516 Gr70 강을 사용하여 인장시험을 수행하여 시편 변형에 따른 온도 변화를 모니터링하여 응력집중과 소성변형에 따른 열에너지 발생을 검증하였다. 또한 이를 이용하여 하중속도가 1 $mm/\min$ 인 정적하중상태가 작용하는 평면 변형률조건하의 균열선단에서 발생되는 열에너지를 계산하여 정성적으로 파괴인성치를 구하였으며 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 인장시험을 수행하여 열에너지 발생을 검증하였으며, 인장속도가 증가할수록 시편의 온도가 상승하였다. 특히, 인장속도가 1 $mm/\min$ 인 경우 인장시편의 표면 온도는 3.6℃까지 상승하였다.

Table 4 Comparison between thermal energy and fracture toughness

Material	Fracture toughness (J/mm^2)	Thermal energy (J/mm^2)	rate (%)
A516	0.118	0.023	19.33

(2) A516 70 압연강의 경우 열에너지를 제외한 순수 균열 생성에 필요한 파괴인성치(J_{Real})는 기존의 파괴인성치(J_{IC})와 비교 시 19.33% 작게 계산되었다.

(3) 균열진전에 따라 균열선단에서 발생된 소성변형에 의한 열에너지의 크기는 하중상태(load condition), 균열선단속도(crack tip speed), 재료의 물성, 시편의 형상(configuration of specimen) 등에 따라서 결정된다고 할 수 있다.

(4) 특히, 시편형상은 균열선단부근의 응력상태에 따라 구속효과를 결정하며 이러한 구속효과는 소성역의 크기와 균열진전에 따라 발생된 열에너지를 결정하게 된다. 그러므로 열에너지의 발생이 HRR 장(HRR-field)에 의한 파괴인성치와 구속효과에 의한 파괴인성치의 감소 차이를 설명하는 원인중 한 요인이라 할 수 있다.

(5) 향후 시편 형상과 실험 조건에 따른 파괴인성치는 균열진전 시 수반된 열에너지를 고려하여야 하며, 또한 시편깊이에 따른 소성역의 형상을 고려해야 한다.

참고문헌

(1) Anderson, T. L., 1995, *Fracture Mechanics*, CRC Press. Boca Raton, pp.155～178.

(2) Potthast, B. and Herrman, K. P., 1997, "Calculation of the Asymptotic Temperature Field Induced by Dynamic Crack Growth in Elastic-Plastic Materials," *Angew. Math. Mech*, Vol. 77, pp. 271～272.

(3) Anderson, T. L., 1995, *Fracture Mechanics*,

CRC Press. Boca Raton, pp.117~131.

(4) J. P. Holman., 1986, *Heat Transfer*, McGRW-HILL Press., pp. 1~22.

(5) Gleln E. Myers., 1985, *Analytical Methods in Conduction Heat Transfer*, McGRAW-HILL Press, pp. 116~122.

(6) 석창성, 1989, "재료의 탄소성 파괴인성치 J_{IC}의 온도 의존성에 관한 연구(I)," 대한 기계학회논문집, 제 13권, 제4호, pp.653-659.

(7) Ricahrd, W. and Hertzberg., 1996, *Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials*, JHON WILEY & SONS, INC. Press., pp. 335~342.