

연성재료의 균열진전에 따른 A₂의 변화; 실험적 측정

김헌중* · 김동학* · 양경진* · 강기주†

(2002년 5월 3일 접수, 2002년 11월 15일 심사완료)

Variation of A₂ with Crack Propagation in a Ductile Metal; Experimental Evaluation

Heon-Joong Kim, Dong-Hak Kim, Kyeong-Jin Yang and Ki-Ju Kang

Key Words : J-A₂ Theory(J-A₂ 이론), J-R Curve(J-R 곡선), CT Specimen(CT 시험편), Finite Element Method(유한요소해석).

Abstract

A way to measure the second parameter A₂ of CT specimens is described. The displacement δ_s which is measured continuously from visual images of the lateral surface during crack growth is used to calculate the A₂ as a function of crack growth. The crack length is measured by DCPD(Direct Current Potential Drop) method and the J-resistance curve is determined according to ASTM standard E1737-96. To prove the validity of this method, three dimensional finite element analyses were performed, and variations of the displacements δ_s and A₂ along the thickness were explored. As the result, it has been shown that the δ_s measured from the visual images of the lateral surface and the corresponding A₂ can be regarded as the average through the thickness for 1T and 1/2T specimens of SA106Gr.C steel.

1. 서론

일반적으로 연성재료의 파괴거동해석을 위하여 ASTM 표준 E1737-96 시험법에 의하여 측정된 J-R 곡선을 이용한다. 이 파괴시험법은 파괴 시 균열선단 근처의 소성영역이 다른 크기에 비해 아주 작은 즉, 소규모 항복조건을 만족하는 경우에 유효하다. 시험편 또는 구조물이 파괴 시 소규모 항복조건을 만족시키지 못하면 파괴거동은 J-적분 뿐만 아니라 균열길이와 시험편 크기 등 균열선단의 소성변형 구속에 영향을 미치는 인자의 영향을 받는다. 원자력 발전소의 페라이트 강 배관과 같은 연성재료는 파괴시험 시 대규모 소성변형을 하므로 균열선단의 구속정도를 나타내는 방법이 강구되어야 한다.⁽¹⁾

지난 10년간 비소규모 항복상태에서의 파괴거

동을 묘사하기 위하여 J-적분과 함께 제 2의 변수인 T-응력,⁽²⁻⁶⁾ Q⁽⁷⁻⁹⁾ 및 A₂^(10,11) 등을 사용하는 2개 매개변수법(Two Parameter Approach)이 제안되었다. 즉 기존의 소규모 항복상태에서 균열선단 응력분포를 사용하여 비소규모항복에 의한 구속 효과를 보정한다. 이 중에서 A₂는 해석적 근거가 명확하고 균열선단 주위의 변위와 변형률로부터 결정할 수 있기 때문에 실험적인 적용에 가장 유리하다.

J-A₂ 이론에 의하면 탄소성 재료의 균열선단 근처의 응력은 다음 식으로 표현된다.

$$\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_0} = \frac{1}{A_1} \left[\left(\frac{r}{L} \right)^{s_1} \tilde{\sigma}_{ij}^{(1)}(\theta) + A_2 \left(\frac{r}{L} \right)^{s_2} \tilde{\sigma}_{ij}^{(2)}(\theta) + A_2^2 \left(\frac{r}{L} \right)^{s_3} \sigma_{ij}^{(3)}(\theta) \right] \quad (1)$$

여기서 첫번째 항은 HRR 응력장이며 나머지 항은 통상 소규모 항복상태에서는 무시되는 것으로 T-응력, 소성영역의 크기, 시편의 형태 등에 따라 달라진다. A₂는 위 인자들에 의한 균열선단의 소성영역에 대한 구속의 감소 정도를 나타낸다. Chao 와 Lam⁽¹²⁾에 의하면 균열선단 근처의 r 방향

* 전남대학교 대학원 기계공학과

† 책임저자, 회원, 전남대학교 기계시스템공학부

E-Mail : kjkang@chonnam.ac.kr

TEL: (062)530-0304 FAX: (062)530-1668

변위 u_r 은 J 및 A_2 를 매개변수로 하여 다음식으로 표현된다.

$$\frac{u_r}{\alpha \epsilon_0 L} = \bar{A}_1^n \left[\begin{array}{l} \left(\frac{r}{L}\right)^{ns_1+1} \tilde{u}_r^{(1)}(\theta) \\ + A_2 \left(\frac{r}{L}\right)^{s_1(n+1)+s_2+1} \tilde{u}_r^{(2)}(\theta) \\ + A_2^2 \left(\frac{r}{L}\right)^{s_1(n+1)+s_2+1} \tilde{u}_r^{(3)}(\theta) \end{array} \right] \quad (2)$$

여기서 $\bar{A}_1 = \left(\frac{J}{\alpha \epsilon_0 \sigma_0 I_n L}\right)$, $s_1 = \frac{-1}{n+1}$, σ_0 는 항복응력, ϵ_0 는 항복변형률, n 과 α 는 각각 변형경화지수와 변형경화상수이다. I_n 은 무차원화된 적분값(A dimensionless integral)을, s_1 , s_2 , s_3 는 응력지수(The stress exponent)를, $\tilde{u}_r^{(1)}$, $\tilde{u}_r^{(2)}$, $\tilde{u}_r^{(3)}$ 는 무차원화된 각변위 분포(The angular function of the displacement field)를 각각 나타내며 Chao와 Zhang의 보고서에⁽¹³⁾에 자세히 기술되어 있다. L 은 특성길이(Characteristic length)를 나타낸다.

위의 연구에서는 균열개시와 관련된 재료물성 즉 파괴인성 J_C 와 A_2 를 측정하기 위한 방안으로 Schwalbe와 Corne⁽¹⁴⁾의 δ_s 를 사용할 수 있다고 제안하고 있다. δ_s 는 다음과 같이 정의된다.

$$\delta_s = u_r|_{r=2.5mm, \theta=90^\circ} - u_r|_{r=2.5mm, \theta=-90^\circ} \quad (3)$$

즉, 기존의 파괴인성 측정과정에 추가로 시편측면에 클립게이지를 설치하여 균열선단 상하($\theta = \pm 90^\circ$) 각각 2.54mm인 지점 사이의 변위 δ_s 를 측정하고 식 (2)에 대입하여 A_2 를 측정할 수 있다는 것이다. 그러나 아직까지 실제로 이 방법을 적용한 사례는 보고되지 않고 있다. 본 연구에서는 균열개시점과 함께 균열진전에 따른 A_2 변화를 측정하고자 하였다. 디지털 카메라로 시편측면을 연속 촬영하여 얻어진 실물화상으로부터 δ_s 를 측정하는 방법을 사용하였다.

디지털 카메라를 이용하여 실물화상을 얻고 이로부터 표면에서의 변위인 δ_s 를 측정하는 경우 이것이 시편의 두께 평균값으로써 사용될 수 있는지 검증하여야 한다. 이를 위하여 3차원 유한요소 해석을 수행하였다. 또한 시편 두께 t 영향을 조사하였다.

2. 실험

실험에 사용된 재료는 원자력 주증기 배관재로 사용되는 저 합금 페라이트 강인 SA106 Grade

Table 1 Mechanical properties of SA106 Grade C ferritic steel⁽¹⁵⁾

| E (GPa) | σ_0 (MPa) | ν | α | n | σ_{TS} (MPa) |
|---------|------------------|-------|----------|------|---------------------|
| 219 | 320 | 0.29 | 6.68 | 3.80 | 540 |

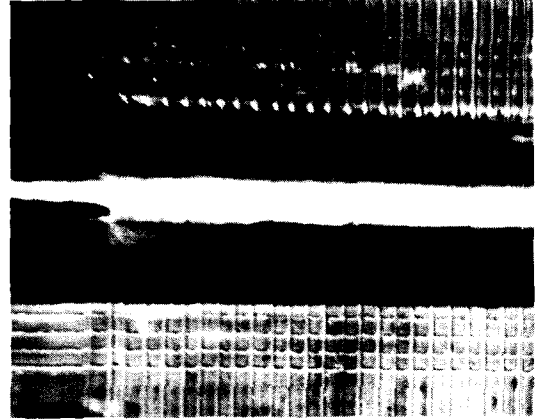


Fig. 1 Grid on the lateral surface used for measurement of δ_s

C로 Table 1과 같은 재료물성치를 갖는다.⁽¹⁵⁾ 시험편은 ASTM 표준 E1737-96에서 규정한 CT 시편으로 시험편의 폭 $W=50.8\text{mm}$ 이고 시험편의 두께의 영향을 고려하기 위하여 시험편의 두께는 1T(25.4mm)와 1/2T(12.7mm)의 두 가지로 하였다. L-C 방향으로 가공한 후 예비 피로균열을 주었다. 그 다음 측면 홈을 가공함으로써 파괴 시 두께 방향으로 균일한 균열진전이 되게 하였다. 노치 반경이 0.5mm가 되도록 더블커터를 이용하여 시편의 양쪽면에 각각 시편 두께의 10%깊이(합계 20%)만큼 측면홈을 가공하였다.

시험편에 하이트 게이지(Height gage)를 이용하여 1mm 간격으로 예비균열에 나란한 방향과 수직인 방향으로 선을 긋는다. Fig. 1은 시험편에 선을 그어준 모양으로 왼쪽에 검은색으로 균열선단에서 둔화 현상(blunting)이 일어나는 것을 볼 수 있다. 균열입구(Crack mouth)에 COD 게이지를 장착하고 직류전위차 측정을 위한 전류인가부와 전압 강하 감지 연결선을 설치 하였다. 균열진전시작점을 측정하기 위한 CCD 카메라와 δ_s 를 측정하는 실물화상을 얻기 위한 CCD 카메라를 각각 시험편 측면의 양쪽에 설치하였다. 균열진전시작점을 알기 위한 카메라는 측면 홈 안쪽의 균열선단부에 초점을 맞추었고, δ_s 를 측정하기 위한 카메라는 반대쪽의 측면 홈 바깥쪽의 시편표면에 초점을 맞췄다. 카메라의 영상을 획득하기 위하여 DATA TRANS-

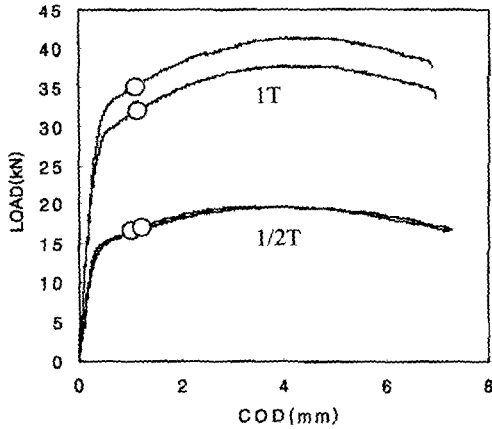


Fig. 3 Load-COD curve

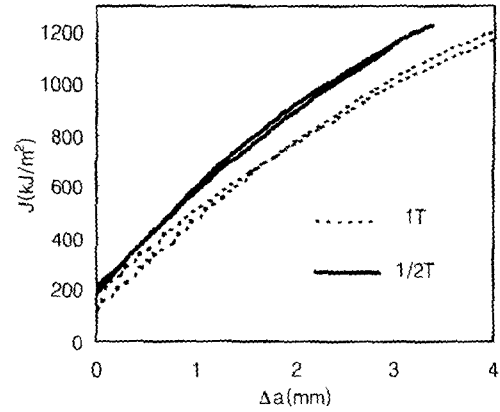


Fig. 4 J-R curve

LATIONS사의 DT3157 보드를 이용하였다. 디지털 카메라(KODAK MAGAPLUS ES1.0)를 이용하여 시험편 표면을 초당 2 프레임씩 촬영, 저장하였으며 카메라 촬영에 이용되는 빛에 의한 반사의 영향을 줄이기 위해 그어진 선 위에 수정액을 아주 얇게 발랐다. 또한 변위측정 시 시험편에서의 실제 길이와 영상상의 길이가 다를 수 있으므로 시험편에 기준길이를 사용할 선을 그어주었다. 실험장비의 셋팅은 Fig. 2와 같다.

파괴실험시 균열의 시작과 진전량의 측정을 위하여 직류전위차법을 사용하였으며 J-R 곡선은 ASTM E1737-96의 규정에 의거하여 계산하였다. 이러한 방법에 대한 자세한 기술은 전문창과 강기주의 논문⁽¹⁶⁾에 기술되어 있다.

25 톤 용량의 인장시험기를 이용하여 0.01mm/sec의 속도로 정적 인장하중을 가하면서 동시에 전압강하, COD, 하중 등의 값을 DATA TRANSLATIONS사의 DT322 데이터 취득용 보드를 이용하여 저장하였다. 실험종료 후 전압강하신호로부터 균열의 진전량을 계산한다. 또한 균열진전과 함께 녹화된 영상을 초기의 영상과 비교하여 각 시점에서의 균열선단 상하 2.54mm의 두점 간의 변위 δ_s 를 측정하였다.

Visual C++로 만든 프로그램을 이용하여 각각의 영상으로부터 변위를 측정하고자 하는 위치의 x, y 좌표의 픽셀 수를 구하였다. 균열선단에서 수직인 가상 선을 그어 수평한 선과 만나는 두 점의 변위를 측정함으로써 δ_s 를 계산하는데 사용하였다. 시편 표면에 균열방향의 수직인 방향으로 그어진 선들은 1mm 간격이며 이를 기준으로 균열의 진전에 따른 균열선단의 위치를 정확히 파악할 수 있었다.

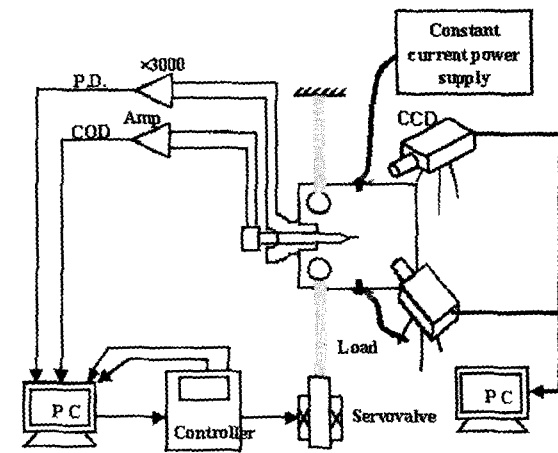


Fig. 2 Schematic diagram of experimental set-up

3. 실험결과

3.1 J-R 곡선

하중-COD 선도는 Fig. 3와 같다. 여기서 o기호는 CCD 카메라로 측정된 균열개시점을 나타낸다. 1T 시험편의 하중-COD 곡선이 1/2T 시험편의 하중-COD 곡선보다 거의 두 배정도 위로 올라가 있음을 알 수 있다. 즉, 단위두께에 따른 하중-COD 선도는 거의 같다. J-R 곡선은 Fig. 4와 같다. 1T 시험편과 1/2T 시험편의 파괴저항곡선이 큰 차이가 없다. 균열진전의 시작점에서의 J-적분값, J_i 는 123.7~196.2kJ/m²이며, 최대값 J_{max} 는 1,200kJ/m²으로 균열개시점에서의 J-적분값에 비해서 약 6 배 이상이다. ASTM 표준 E1737-97은 시험편의 두께 B나 잔여길이 b_0 에 대하여 다음과 같은 제한조건

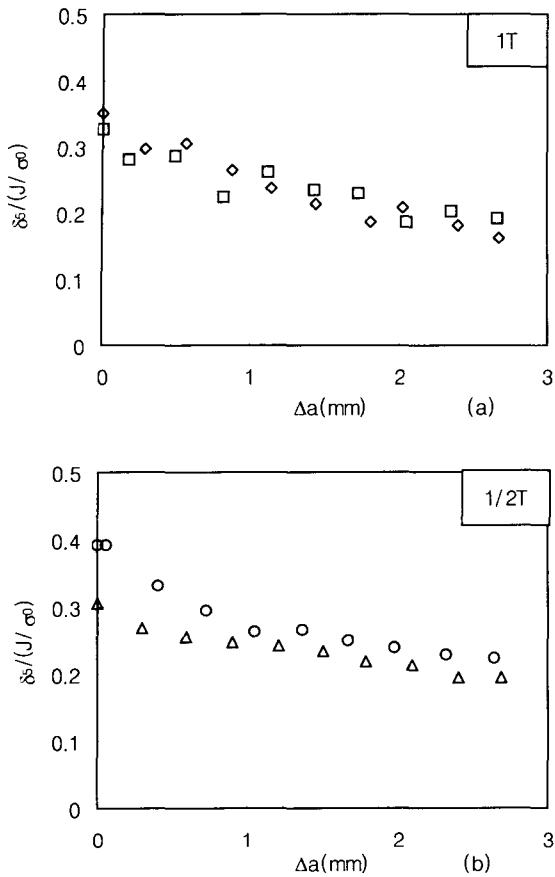


Fig. 6 Variation of $\frac{\delta_5}{J/\sigma_0}$ with crack extension

을 두고있다.

$$B, b_0 \geq 200 \frac{J_i}{\sigma_Y} \quad (4)$$

여기서 $\sigma_Y = \frac{\sigma_0 + \sigma_{TS}}{2}$ 은 항복응력과 인장강도의 평균으로 정의되는 유효항복응력을 의미한다. 식 (4)와 같은 제한조건을 만족하기 위해서는 시험편의 두께나 잔여길이는 57.5mm 이상 커야 한다. 이는 시험편의 두께(B=25.4mm, 12.7mm)나 잔여길이(b₀=21.336mm)에 비하여 매우 크다. 위의 제한 조건은 시험편의 파괴가 소규모항복조건을 충족하는 상태로 진행되었는가를 확인하기 위한 것이다. 본 연구의 시험편은 이것을 만족하지 못하므로 균열 선단의 응력장을 표현하기 위해서는 J-적분과 함께 A₂ 와 같은 제 2 의 매개변수를 사용하는 2 매개변수법을 적용하여야 한다.

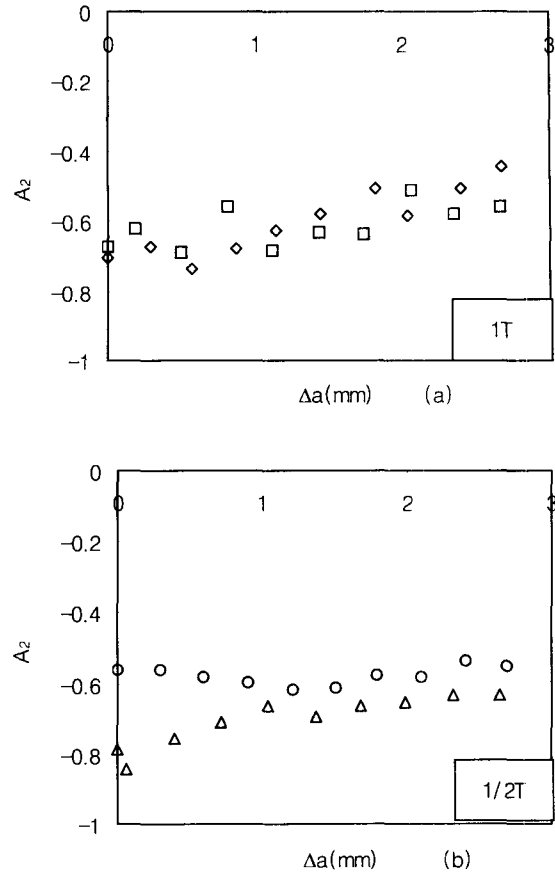


Fig. 5 Relationship between Δa and A_2

3.2 A₂- Δa

균열의 시작과 진전과정에서 시험편의 측면에서 촬영된 실물화상으로부터 측정된 δ_5 를 J/σ_0 를 이용하여 무차원화하여 Fig. 5 에 나타내었다. 여기서 δ_5 는 진전하는 균열선단을 따라 이동하면서 측정된 것이다. 균열이 진전함에 따라서 $\frac{\delta_5}{J/\sigma_0}$ 의 크기는 최대 40%까지 감소한다. Fig. 6 은 측정된 δ_5 를 이용하여 계산된 A₂- Δa 를 나타낸 것이다. 초기 A₂ 값이 -0.85~-0.55 범위에 있다. 이것은 식 (1) 에서 알 수 있듯이 소위 고차항의 영향이 특이응력장(HRR 응력장)에 비하여 결코 무시할 수 없는 만큼 크다는 것을 의미한다. 또한 균열이 진전함에 따라 A₂ 의 절대값은 최대 약 30%까지 감소하는 경향을 보인다. 시험편 두께에 따른 영향은, Fig. 4 와 5 의 J-R 곡선, δ_5 등과 같이, 큰 차이가 없었다.

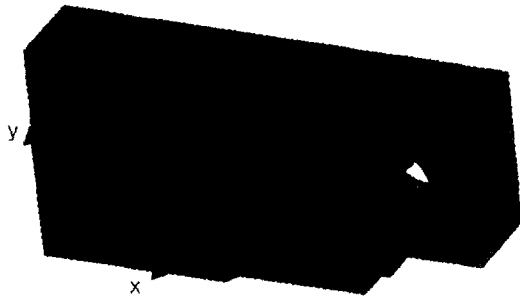


Fig. 7 The finite element mesh for 1T(1/4 model)

Fig. 4에 따르면 J-값은 균열진전에 따라 급격히 증가한다. 이것은 균열근처 소성영역 또한 크게 증가한다는 것을 뜻한다. 식 (1)에서 알 수 있듯이 A_2 의 크기는 실제 균열선단 응력장이 소규모항복 상태에서 존재하는 HRR 응력장과 얼마나 다른가를 나타낸다. 균열진전에 따라 J-적분 값 (J-R 곡선)이 증가하는 것은 이상적인 소규모항복상태로부터 더욱 멀어지는 것을 의미하기 때문에 A_2 의 절대값이 증가하여야 할 것으로 예상되나 Fig.6의 A_2 의 절대값 감소는 이와 상반된 것이다.

1T와 1/2T에 대하여 J-R 곡선의 결과와 비슷하게 각각의 두께에 대한 $A_2-\Delta a$ 곡선이 서로 비슷한 양상을 보이고 있음을 알 수 있다. 즉, 1T와 1/2T에 대하여 균열진전에 따른 균열선단의 구속정도가 비슷하였음을 알 수 있다.

4. 유한요소해석

4.1 모델링

유한요소해석을 이용하여 A_2 를 측정하기 위하여 Fig. 7과 같은 요소를 만들어서 유한요소해석을 수행하였다. 시험편의 두께는 1T(25.4mm), 1/2T(12.7mm), 1/4T(6.35mm)의 세가지 경우에 대하여 해석을 수행하였으며, 시험편과 동일한 조건으로 측면 홈(두께의 20%)을 주었다. 시험편의 대칭성에 의하여 전체의 1/4만을 모델링하였다. 사용된 요소는 20-node quadratic brick, reduced integration 요소(C3D20R)이다. 1T 시험편의 경우 요소수는 3990개, 절점의 수는 19141개이며 두께에 대하여 10개의 요소로 이루어져 있다. 시험편은 변형소성이론(deformation theory of plasticity)의 거동을 하는 것으로 가정하였으며 응력과 변형률은 다음 식과 같은 Ramberg-Osgood 관계식에 의해 관계되어진다.

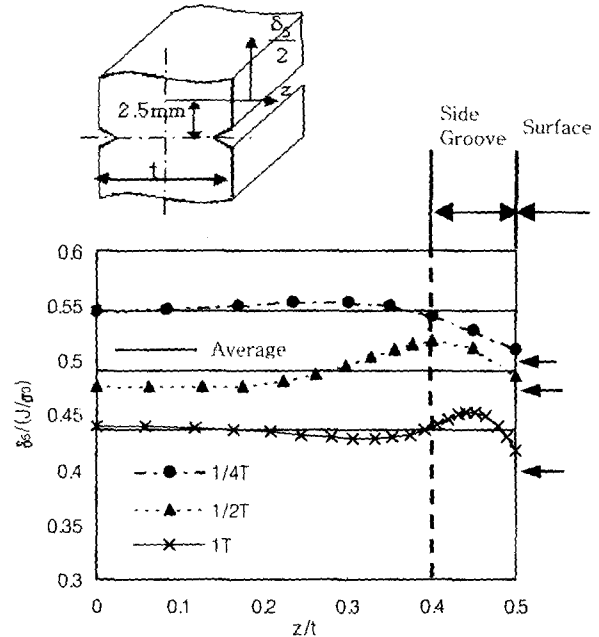


Fig. 8 r-direction displacement along the thickness

$$E\epsilon = \sigma + \alpha \left(\frac{|\sigma|}{\sigma_0} \right)^{n-1} \sigma$$

여기서 재료물성은 Table 1과 같다.

4.2 해석결과

Fig. 8은 평균 J-적분값이 100kJ/m²일 경우에 정지된 균열선단으로부터 $r=2.54\text{mm}$ 이고 $\theta=\pm 90^\circ$ 인 위치에서의 $\frac{\delta_s}{J/\sigma_0}$ 의 변화를 두께방향 거리 z의

함수로 나타내는 그림이다. 이 때 평균 J-적분값은 측면 홈을 제외한 평면에서 ABAQUS에서 면적적분법에 의하여 구한 J-적분값에 대한 두께평균 값이다. 1T와 1/2T의 경우 시편표면의 변위가 두께평균 변위와 유사하지만 1/4T의 경우에는 오차가 크다. 또한 시험편의 두께가 작아질수록 변위가 증가함을 보여주고 있다. Fig. 9는 동일한 위치에서의 두께평균 변위와 표면 변위를 단위두께 당 하중에 따라서 나타낸 그림이다. 여기서 굵은 막대기호는 실제 실험에서 관찰된 균열개시점을 나타내고 있다. 또한 기호(Δ , \diamond , \square)는 표면 변위이고, 선들은 두께 평균 변위를 나타내고 있다. 표면의 변위와 두께평균 변위의 차이는 하중의 크기와 관계없이 일정함을 알 수 있다. 즉, 두께평균 변위와 표면 변위의 오차는 약 4%, 1/2T의 경우 1%, 1/4T의 경우 7%정도이다. δ_s 데이터를 식 (2)에 대입하여 A_2 를 계산하면, 평균 J-적분값이 50~300kJ/m²

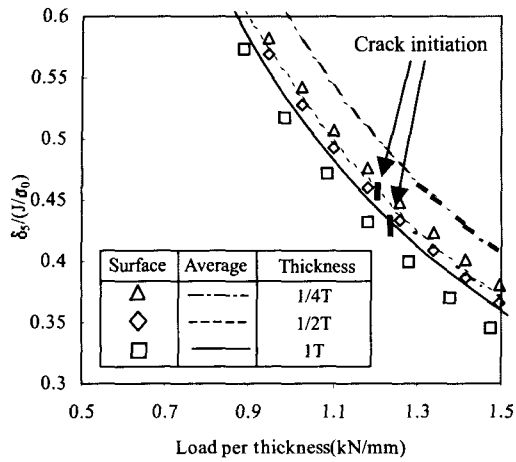


Fig. 9 The r-direction displacement with loading

일 경우에, 그 오차가 1T의 경우 약 10%, 1/2T의 경우 2%, 1/4T의 경우 13%정도이다. 이와 같이 A₂의 오차는 같은 하중에서 δ_r에서의 오차보다 큰 값을 보이는데 이것은 식 (2)와 (3)에서 알 수 있듯이 δ_r와 A₂가 비선형관계에 있기 때문이다.

5. 토 론

실물화상을 이용하여 x, y 좌표를 구하는 경우에

픽셀 단위로 계산이 된다. 즉, 두 점 사이의 픽셀 수를 계산하여서 거리를 결정한다. 영상에서 얻을 수 있는 픽셀의 수는 한정되어 있다. 두 점간의 거리가 크면 넓은 영역에 대한 화상을 얻어야 되고 단위 픽셀 당 해상도가 떨어진다. 현재 실험의 경우 상하의 픽셀은 약 1000 픽셀이며 거리는 약 23~24mm 정도로 한 픽셀 0.023mm 에 해당한다. 그러므로 δ_r를 측정할 때 0.023mm 정도의 오차를 포함한다. 이러한 원인에 의하여 δ_r를 측정할 때 발생한 오차는 A₂의 측정에도 오차를 줄 것이다. J-적분값이 100kJ/m²이고 δ_r가 0.119mm 일 경우에 A₂는 픽셀 당 5%의 오차를 준다. 이러한 오차를 줄이기 위하여서는 촬영되는 영역의 크기를 줄여야 된다. 그러기 위하여서 균열의 상·하점의 변형량의 차이를 측정하는 것보다는 균열선단의 상·하점 중에서 한 점에서의 변형률을 이용하여 A₂를 측정하여야 한다.

Fig. 6 에서 A₂가 균열진전에 따라 감소하는 특

이한 현상이 관찰되었다. Chao 등은⁽¹⁰⁾ CT 시편에 큰 하중이 작용하게 되면 보의 소성 굽힘에서 관찰되는 소성힌지(plastic hinge)가 생성되어 균열선단 근처 변위에 강제회전(rigid body rotation)효과가 무시될 수 없기 때문에 J-A₂ 이론의 적용이 곤란할 수도 있다고 주장한 바 있다. 그러므로 인장형이나 균열이 얇은 SENB 시편을 사용하여 위 결과와 비교, 검증할 필요가 있다.

6. 결 론

SA106 grade C 탄소강 배관재를 대상으로 파괴 실험을 하였다. 시편의 측면을 연속 촬영하여 얻어진 실물화상으로부터 δ_r를 측정하고 이를 이용하여 균열진전에 따른 A₂ 변화를 구하였다. 유한요소해석을 통하여 이 측정방법을 검증하였다. 그 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 실물화상으로부터 균열의 진전개시점과 진전함에 따른 A₂를 성공적으로 측정하였다.
- (2) 측정된 A₂ 값이 -0.85~-0.55 범위에 있다. 이것은, 식(1)의 첫번째 항인 HRR 응력장에 비해 두번째 이상의 고차항이 결코 작지 않음을 의미한다. 이는 본 재료로 만들어진 구조물의 파괴진전성을 평가하기 위하여 2 매개변수법을 꼭 적용하여야 함을 뜻한다.
- (3) 표면에서 측정된 δ_r는 7% 내외의 오차를 가지고 두께평균으로서 간주될 수 있었다. 또한 이와 같이 표면에서 측정된 δ_r를 이용하여 A₂를 계산하는 경우 두께평균 변위를 이용하여 계산한 A₂에 비하여 최대 10%정도의 오차가 생길 수 있다.

후 기

본 연구는 2001년 전남대학교 BK 사업단 연구비 지원(BK21 2001)과 1999년 과학기술부의 원자력 기초연구 사업의 일환으로 수행되었습니다. 이에 관계자 여러분께 감사의 뜻을 표합니다.

참고문헌

- (1) Seok, C. S. and Kim S. Y., 1999, "A Study on the Characteristics of Fracture Resistance Curve of Ferritic Steels," *KSME International Journal*, Vol. 13, pp. 827~835.
- (2) Al-Ani, A. M. and Hancock, J. W., 1991, "J-Dominance of Short Cracks in Tension and Bending," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39, pp. 23~43.

- Resistance Curve in CT Specimen with Same Thickness," *Transaction of the KSME*, Vol. 20, No. 2, pp. 529~539.
- (6) Seo, H., Han, T. and Lee, H., 1999, "Failure Assessment Diagrams of Semi-Elliptical Surface Crack with Constraint Effect," *transaction of the KSME*, Vol. 23, No. 11, pp. 2022~2032.
- (7) O'Dowd, N.P and Shih, C.F., 1991, "Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter- I. Structure of Field," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39, pp. 989~1015.
- (8) O'Dowd, N.P and Shih, C.F., 1992, "Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter- II. Fracture Application," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 40, pp. 939~963.
- (9) O'Dowd, N.P and Shih, C.F., 1994, "Two Parameter Fracture Mechanics: Theory and applications," *ASTM STP 1207*, pp. 21~47.
- (10) Chao, Y.J., Yang, S., and Sutton, M.A., 1994, "On the Fracture of Solids Characterized by One or Two Parameters: Theory and Practice," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 42, pp. 629~647.
- (11) Yang, S., Chao, Y. J., Sutton, M. A., 1993, "Higher order Asymptotic Crack Tip Fields in a Power-Law Hardening Material," *Eng. Fracture Mech.* Vol. 45, No 1, pp. 1~20.
- (12) Chao, Y. J. and Lam, P. S., 1998, "On the use of constraint parameter A_2 determined from δ_5 Technique in predicting fracture event," *Fatigue, Fracture, and Residual Stress ASME*, pp. 197~205.
- (13) Chao, Y. J. and Zhang L., 1996, " Table of plane strain crack tip fields: HRR and higher order terms," ME-report 97-1, University of South Carolina.
- (14) Schwalbe, K.H. and Cornec, 1991, "The engineering treatment model(ETM) and its practical application", *Fatigue and Fracture of Engineering Material and Structures*, Vol. 14, pp. 405~412.
- (15) Earmme, Y.Y. and Lee, Y.B., 1996, "Study of Effect of Dynamic Strain Aging on Fracture Toughness for Main Stream Line Piping of Nuclear Power Plant", Korea Electric Power Corporation.
- (16) Jeon, Moon-Chang and Kang, Ji-Ju, 2001, "Measurement of Deformation field in CT specimen using Laser speckle" *Proceedings of the KSME Autumn Annual Meeting A*, pp. 192~197.