

## 양측균열인장(DE(T)) 평판의 $J$ -적분 시험을 위한 소성 $\eta$ 계수

손범구\* · 심도준\* · 김윤재\* · 김영진†

(2003년 5월 9일 접수, 2004년 1월 12일 심사완료)

### Plastic $\eta$ Factors for $J$ -Integral Testing of Double-Edge Cracked Tension(DE(T)) Plates

Beom-Goo Son, Do-Jun Shim, Yun-Jae Kim and Young-Jin Kim

**Key Words :** DE(T) Specimen(양측균열인장시편), Plastic  $\eta$  Factor(소성  $\eta$  계수), Toughness Testing(파괴인성시험),  $J$ -Integral( $J$ -적분)

#### Abstract

Detailed two-dimensional and three-dimensional finite element (FE) analyses of double-edge cracked tension (DE(T)) specimens are carried out to investigate the effect of the relative crack length and the thickness on experimental  $J$  testing schemes. Finite element analyses involve systematic variations of relevant parameters, such as the relative crack depth and plate width-to-thickness ratio. Furthermore, the strain hardening index of material is systematically varied, including perfectly plastic (non-hardening) cases. Based on FE results, a robust experimental  $J$  estimation scheme is proposed.

#### 1. 서론

비표준파괴인성시험(non-standard fracture toughness test)은 실구조물에서의 파괴인성 예측과 구속효과를 연구하는데 있어 효과적이어서 이에 대한 연구가 널리 진행되고 있다. 표준  $J$ -적분 시험법<sup>(1,2)</sup>에서는 깊은 균열을 가진 Compact tension(C(T))시편이나 Single edge bend(SE(B))시편과 같이 비교적 균열이 깊고 굽힘하중이 작용하는 시편에 대한 측정방법을 제시하고 있으며 하중-하중선변위(P - LLD; Load Line Displacement)선도로부터  $J$ -적분값을 계산하게 된다. 하지만,  $J$ -적분값은 하중-균열열림변위(P - CMOD; Crack Mouth Opening Displacement)선도로부터도 계산이 가능하며, 이 방법이 더 정확한  $J$ -적분값을 제공한다고 알려져 있다.<sup>(3-6)</sup> 표준시편은 높은 구속상태를 나타내기 때문에 재료의 파

괴인성치를 보수적으로 예측한다고 알려져 있으며 표준시편과 비표준시편에 대하여 균열깊이에 따른 구속상태가 연구되어왔다.<sup>(7-10)</sup> 또한, 균열선단의 구속효과가 파괴인성치에 미치는 영향에 대한 연구는 균열선단에서 낮은 구속상태를 나타내는 비표준시편 연구의 필요성을 제기하였다.<sup>(11,12)</sup> 이런 비표준시편으로는 Single edge tension(SE(T))<sup>(7,13)</sup>시편이나 Middle cracked tension(M(T))<sup>(5,14)</sup>시편, DE(T)<sup>(7,15)</sup>시편, 얇은 균열을 가진 SE(B)<sup>(3-6)</sup>시편등이 있다.

비표준시편인 DE(T)시편은 구속효과<sup>(7,15)</sup>와 응력 확대 계수( $K$ ) 및 탄성변위(LLD, CMOD)에 대하여 연구가 수행되었으며<sup>(16)</sup> 탄성완전소성재료(elastic-perfectly plastic materials)에 대한 2차원 소성  $\eta$  계수(plastic  $\eta$  factor)가 제시되어 있다.<sup>(17-21)</sup> 일반적으로 파괴인성값은 시편두께에 따라 달라지기 때문에 시편두께에 대한 영향을 고려한 연구가 필수적이다. 하지만, DE(T)시편은 시편두께의 영향을 고려한  $J$  시험법에 대한 연구가 미비한 실정이며 실제 재료의 특성을 고려한 연구도 미비한 실정이다.

따라서, 본 논문에서는 DE(T)시편에 대하여 균열깊이, 시편의 두께 및 재료의 특성을 고려한 상

\* 회원, 성균관대학교 기계공학부

† 책임저자, 회원, 성균관대학교 기계공학부  
E-mail : yjkim50@skku.edu  
TEL : (031)290-5274 FAX : (031)290-5276

제한 2차원, 3차원 탄소성 유한요소해석을 수행하였다. 이를 통하여 본 연구의 목적인 소성  $\eta$  계수를 제안하였으며 제안된 소성  $\eta$  계수를 사용하여 DE(T)시편을 사용한  $J$ -적분 시험을 개선하였다.

## 2. 유한요소해석

### 2.1 DE(T)시편의 형상

Fig. 1은 DE(T)시편의 형상을 나타낸 것으로서, 균열 길이  $2a$ , 평판의 폭  $2w$ , 평판의 두께  $t$ , 평판의 길이  $2L$  등을 주요 형상변수로 하여 2차원 유한요소해석의 경우에는 면내효과(in-plane effect)를 연구하기 위하여  $a/w=0.25, 0.5, 0.75$ 를 고려하였고, 면외효과(out-of-plane effect)를 연구하기 위하여 평면응력과 평면변형률상태를 고려하였다. 3차원의 경우에는  $a/w=0.25, 0.5, 0.75$ 와  $w/t=0.5, 1, 5, 10$ 를 고려하였다.

### 2.2 유한요소 모델 및 해석

Fig. 2(a)는 본 연구에서 사용한 2차원 유한요소 모델이다. 사용된 요소는 8절점 사각 등계수 평면 변형률요소와 평면응력요소이다. 대칭성을 고려하여 1/4만을 모델링하였다. 또한, 균열부의 요소망은 균열선단을 따라 11개, 원주방향으로 20개를 사용하였다. 사용된 요소망의 검증은 위하여 DE(T)평판에 대한 응력확대계수인  $K$  값을 균열길이에 따라 참고문헌(16)에 제시된 값과 유한요소 해석 결과를 비교하였으며 최대 1.5% 이내로 일치하였다.

Fig. 2(b)는 3차원 유한요소 모델로서 사용된 요소는 20절점 사각 등계수 요소이다. 대칭성을 고려하여 1/8만을 모델링하였고 균열부는 2차원 모델과 동일하게 구성하였으며, 두께 방향으로 8개의 요소를 사용하였다. 해석에는 2차원과 3차원 모두 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS(17)를 사용하였다.

본 연구에서 사용된 재료는 다음과 같이 Ramberg-Osgood 관계식을 만족시키는 재료로 가정하였다.

$$\frac{\epsilon}{(\sigma_o/E)} = \frac{\sigma}{\sigma_o} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_o} \right)^n \quad (1)$$

여기서,  $E$ 는 탄성계수,  $\alpha$ 는 재료상수,  $n$ 은 재료의 변형률경화지수이며  $\sigma_o$ 는 기준응력으로서 일반적으로 재료의 항복강도(yield stress)를 사용한다. 본 연구에서는 소성  $\eta$  계수에 작은 영향을 미치는  $\alpha, \sigma_o, E$ 는 각각  $\alpha=1, \sigma_o=300 \text{ MPa}, E=200 \text{ GPa}$  ( $\sigma_o/E=0.0015$ )로 고정하였고,  $n$ 의 값은 5, 10,  $\infty$ 인 경우

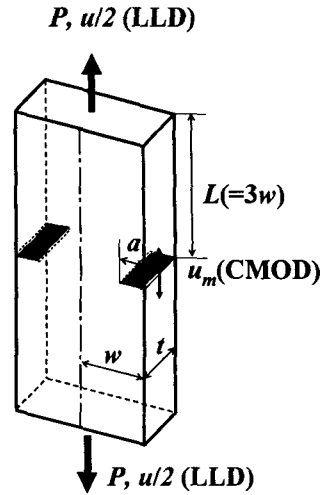


Fig. 1 Schematic illustration of the DE(T) specimen

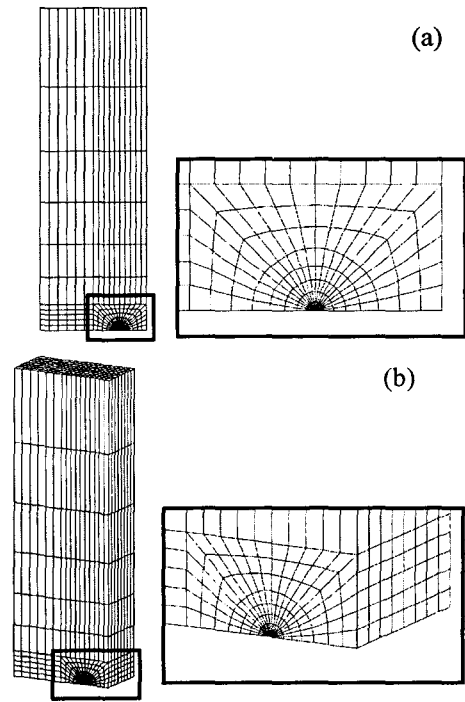


Fig. 2 Typical FE meshes (a) for 2-D cases and (b) for 3-D cases

로 나누어 해석을 수행하였다.  $n=5, 10$ 인 경우에 대하여 전변형률(deformation plasticity)을 적용하였고  $n=\infty$ 인 경우에 대하여 변형률증분(incremental plasticity)을 적용하여 해석을 수행하였다. 또한,  $\sigma_o/E$  영향을 알아보기 위해  $\sigma_o/E=0.001, 0.002$ 의 경우에도 2차원 해석을 수행하였다.

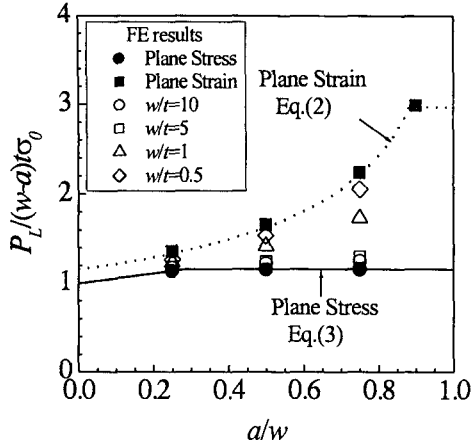


Fig. 3 Effect of the relative crack depth,  $a/w$ , and plate thickness,  $w/t$ , on plastic limit loads for DE(T) specimens

모든 경우에 대하여 J-적분은 ABAQUS 에서 제공하는 영역적분법을 사용하여 유한요소해석결과로부터 계산하였으며, 2차원의 경우에는 J-적분은 경로에 무관하게 일정하며, 3차원의 경우는 평면내에서는 일정하지만 두께에 따라 달라지며 본 연구에서는 J-적분의 두께 평균값을 사용하였다. 변위는 Fig. 1에 정의되어 있는 LLD와 CMOD를 얻음으로써 실험적으로 J-적분을 계산하기 위한 소성  $\eta$  계수를 구하였다.

3. 한계하중

DE(T)시편의 한계하중해는 Ewing과 Hill<sup>(22)</sup>이 평면변형률상태에 대해 제시하였고 Ewing과 Spurr<sup>(23)</sup>가 평면응력상태에 대해 제시하였다. 평면변형률상태의 Mises 소성한계하중은 다음과 같다.

$$P_L = f\sigma_y w(1-x)$$

$$f = \begin{cases} \frac{2}{\sqrt{3}} \left[ 1 - \ln \left( \frac{1-x/2}{1-x} \right) \right] & \text{for } 0 \leq x = \frac{a}{w} \leq 0.884 \\ \frac{2}{\sqrt{3}} \left( 1 + \frac{\pi}{2} \right) \approx 2.97 & \text{for } 0.884 \leq x \leq 1 \end{cases} \quad (2)$$

또한, 평면응력상태의 단위 두께에 대한 소성한계하중은 다음과 같다.

$$P_L = f\sigma_y w(1-x)$$

$$f = \begin{cases} 1 + 0.54x & \text{for } 0 \leq x \leq 0.286 \\ \frac{2}{\sqrt{3}} \approx 1.15 & \text{for } 0.286 \leq x \leq 1 \end{cases} \quad (3)$$

Fig. 3은 평면응력상태와 평면변형률상태의 한계하

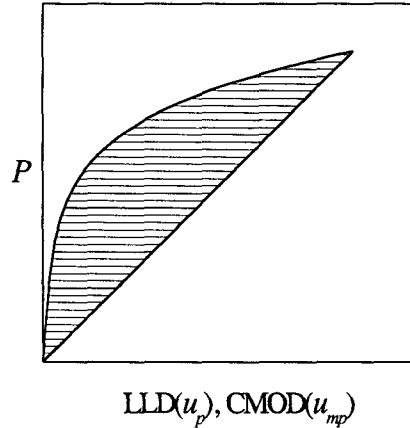


Fig. 4 Definitions of area under load-LLD records,  $U_p^{LLD}$  and area under load-CMOD records,  $U_p^{CMOD}$

중해를 비교하여 나타낸 것으로서  $a/w$ 가 증가할수록 두 해의 차이는 증가한다.  $a/w > 0.884$ 인 경우에는 평면변형률상태의 한계하중해가 평면응력상태에 비해 3배정도 더 큰 값을 나타낸다. 따라서, 유한두께의 시편에 깊은 균열이 존재하는 경우에 대한 한계하중해를 구할 필요가 있다. Fig. 3에서는 평면변형률상태와 평면응력상태의 한계하중을 2차원유한요소 한계해석결과와 비교하여 나타내었으며 두 결과는 최대 2%이내로 일치하였다.

한편, 3차원 유한요소 한계해석결과를 식 (2) 및 식 (3)과 비교한 결과  $w/t=5, 10$ 인 경우의 해석결과는 평면응력상태에 가까웠으며  $w/t=0.5$ 의 경우는 평면변형률상태에 가까웠다.  $w/t=1$ 인 경우의 해석결과는 평면응력상태와 평면변형률상태의 사이에 있었다.

4. J 시험법을 위한 소성  $\eta$  계수

DE(T)시편 시험에서 J-적분은 P-LLD 선도로부터 다음과 같이 계산된다.<sup>(19-21)</sup>

$$J = \frac{K^2}{E'} + \eta_p^{LLD} \frac{U_p^{LLD}}{(w-a)t} \quad (4)$$

$$U_p^{LLD} = \int_0^{u_p} P du_p - \frac{1}{2} P u_p$$

여기서,  $K$ 는 응력확대계수(stress intensity factor)이며,  $E'$ 은 탄성계수로서 평면변형률의 경우에는  $E' = E/(1-\nu^2)$ , 평면 응력일 경우에는  $E' = E$ 이며,  $\nu$ 는 포아송의 비,  $U_p^{LLD}$ 는 Fig. 4에 나타낸 바와

같이 P-LLD 선도의 빗금 친 부분의 면적이다. 또한,  $\eta_p^{LLD}$ 는 P-LLD 기반의  $\eta$  계수를 나타낸다.

한편, P-CMO 기반의  $J_e$  적분값은 다음과 같이 계산된다.

$$J = \frac{K^2}{E'} + \eta_p^{CMOD} \frac{U_p^{CMOD}}{(w-a)t} \quad (5)$$

$$U_p^{CMOD} = \int_0^{u_{mp}} P du_{mp} - \frac{1}{2} P u_{mp}$$

$U_p^{CMOD}$ 는 Fig. 4에 나타낸 바와 같이 P-CMOD 선도의 빗금 친 부분의 면적이며  $\eta_p^{CMOD}$ 는 P-CMOD 기반의  $\eta$  계수를 나타낸다.

4.1 유한요소결과를 이용한 소성  $\eta$  계수 결정

탄성완전소성재료의 경우에는 한계상태에서 하중이 일정하게 유지되므로  $\eta$  계수는  $J$  및 변위의 증분으로 쉽게 결정할 수 있다. 예를 들어 P-LLD 선도에서  $\eta$  계수는 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\eta_p^{LLD} = \frac{\Delta J^{FE} \cdot 2(w-a)t}{P_L \cdot \Delta u} \quad (6)$$

여기서,  $\Delta J^{FE}$ 와  $\Delta u$ 는  $J^{FE}$ 와 LLD의 증분이며 유한요소해석을 통하여 얻어지는 값이다. 또한, P-CMOD 선도에서  $\eta$  계수도 P-LLD 선도에서와 같은 방법으로 계산할 수 있다.

탄소성(elastic-plastic)재료의 경우에는 더 복잡한 계산을 수행해야한다.  $\eta_p^{LLD}$ 는 다음과 같은 식을 이용하여 결정할 수 있다.

$$\eta_p^{LLD} = \frac{(J^{FE} - J_e)(w-a)t}{U_p^{LLD}} \quad (7)$$

여기서,  $J_e$ 는  $J_e$  적분의 탄성성분으로,  $J_e = K^2/E'$ 이다.

본 연구에서 2차원 DE(T)시편에 대한  $K$ 값은 참고문헌 (16)에 제시되어있는 식을 이용하여 계산하였으며 3차원의 경우에는 유한요소해석을 통하여  $J_e$ 값을 직접 계산하였다.  $U_p^{LLD}$ 를 계산하기 위해서는 전체 LLD( $u$ )에서 참고문헌 (16)에 제시되어있는 탄성변위  $u_e$ 를 제외한 소성변위인  $u_p$ 를 이용하여 다음과 같이 계산하였다.

$$u_p = u - u_e$$

$$U_p^{LLD} = \int_0^{u_p} P du_p - \frac{1}{2} P u_p \quad (8)$$

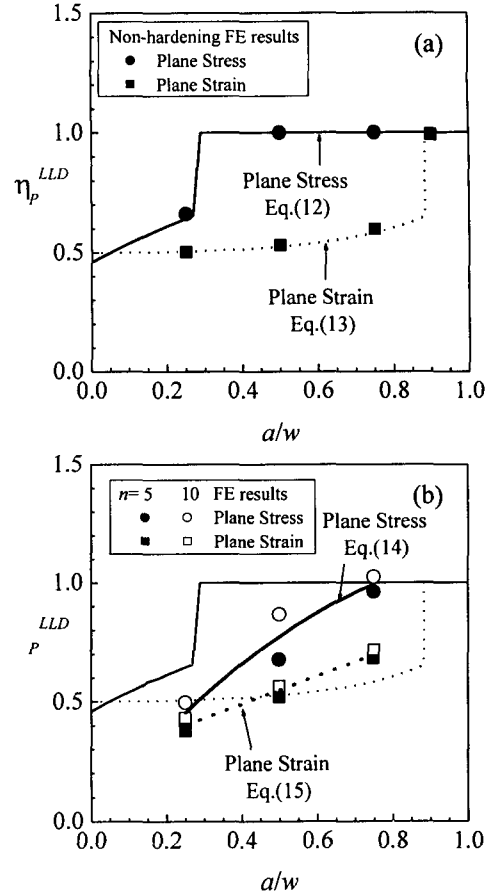


Fig. 5 Variations of  $\eta_p^{LLD}$  with  $a/w$  in 2-D plane strain and in plane stress: (a) for non-hardening materials and (b) for hardening materials ( $n=5$  and 10)

$\eta_p^{CMOD}$ 의 경우에도  $\eta_p^{LLD}$ 의 경우와 동일한 방법을 이용하여 다음과 같이 계산하였다.

$$\eta_p^{CMOD} = \frac{(J^{FE} - J_e)(w-a)t}{U_p^{CMOD}} \quad (9)$$

$$u_{mp} = u_m - u_{me}$$

$$U_p^{CMOD} = \int_0^{u_{mp}} P du_{mp} - \frac{1}{2} P u_{mp} \quad (10)$$

4.2  $\eta_p^{LLD}$ 에 대한 유한요소해석결과

4.2.1 평면응력과 평면변형률상태의 결과  
 $\eta_p^{LLD}$ 의 해는 탄성완전소성재료에 대한 소성한계하중식으로부터 다음과 같이 계산할 수 있다. (18-20)

$$\eta_p^{LLD} = -\frac{(w-a)}{P_L} \cdot \frac{\partial P_L}{\partial a} \quad (11)$$

식 (2)와 식 (11)로부터 평면변형률상태의  $\eta_p^{LLD}$  는 다음과 같다.

$$\eta_p^{LLD} = 1 - \left[ 2 \left( 1 - \frac{x}{2} \right) \left\{ 1 + \ln \left( \frac{1-x/2}{1-x} \right) \right\} \right]^{-1} \quad (12)$$

for  $0 \leq x = a/w \leq 0.884$

$$\eta_p^{LLD} = 1 \quad \text{for } 0.884 \leq x = a/w \leq 1$$

식 (3)과 식 (11)로부터 평면응력상태의  $\eta_p^{LLD}$  는 다음과 같다.

$$\eta_p^{LLD} = \begin{cases} 1 - \frac{0.54(1-x)}{(1+0.54x)} & \text{for } 0 \leq x = \frac{a}{w} \leq 0.286 \\ 1 & \text{for } 0.286 \leq x \leq 1 \end{cases} \quad (13)$$

Fig. 5(a)는 식 (12), (13)과 탄성완전소성재료에 대한 유한요소해석결과를 비교한 것으로서, 두 결과는 3%이내에서 잘 일치하였다.

2차원 탄소성 유한요소해석결과와 식 (7)로부터 얻은  $\eta_p^{LLD}$  를 Fig. 5(b)에 나타내었다. 평면응력상태와 평면변형률상태의  $\eta_p^{LLD}$  에서 변형률경화지수(strain hardening coefficient)의 영향이 나타났다. 평면응력상태의 경우에는 변형률경화로 인해  $\eta_p^{LLD}$  의 값이 깊은 균열을 제외하고 감소하였다. 하지만, 평면변형률상태의 경우에는 얇은 균열의  $\eta_p^{LLD}$  값이 감소하고, 깊은 균열의  $\eta_p^{LLD}$  값은 증가하였다.

과괴인성시험에 사용되는 전형적인 재료의 변형률경화지수는  $n=5$  에서  $n=10$  사이의 값을 나타낸다. 본 연구에서는  $n=5, 10$  의 유한요소해석결과를 기반으로 다음과 같이  $\eta_p^{LLD}$  의 값을 제안하였으며 이를 Fig. 5(b)에 나타내었다.

평면응력상태일 경우

$$\eta_p^{LLD} = -0.7942 \left( \frac{a}{w} \right)^2 + 1.8766 \left( \frac{a}{w} \right) + 0.0327 \quad (14)$$

for  $0.25 \leq a/w \leq 0.75$

평면변형률상태일 경우

$$\eta_p^{LLD} = 0.5899 \left( \frac{a}{w} \right) + 0.2534 \quad (15)$$

for  $0.25 \leq a/w \leq 0.75$

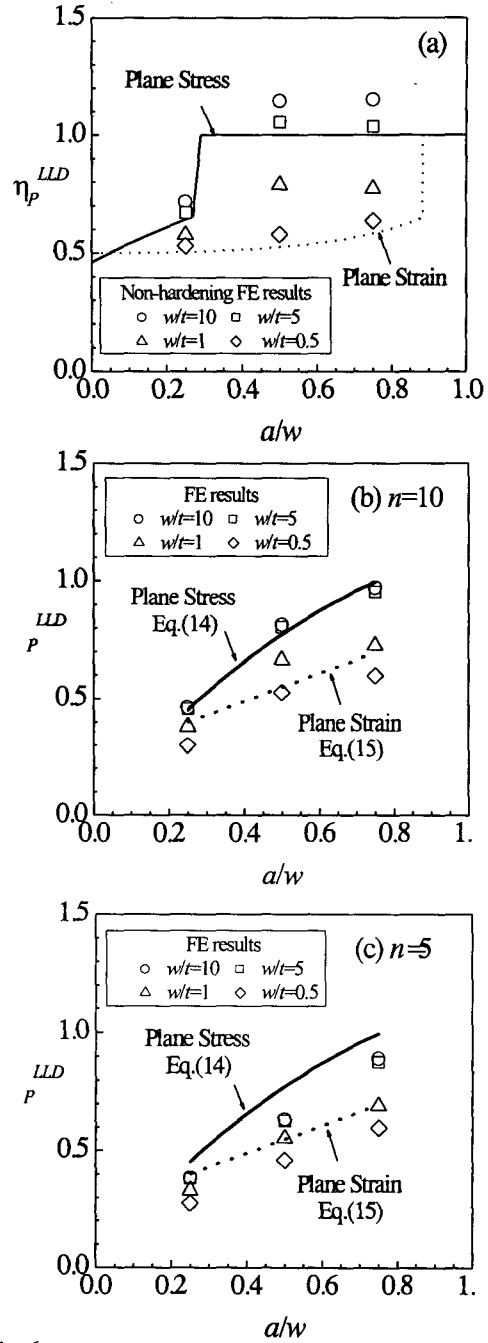


Fig. 6 Effect of the plate thickness on variations of  $\eta_p^{LLD}$  with  $a/w$ : (a) for non-hardening materials, and (b) and (c) for hardening materials ( $n=5$  and 10)

평면응력상태의  $\eta$  값과 평면변형률상태의  $\eta$  값은  $a/w$  의 따라 최대 2 배이상의 차이를 나타냈다. 따라서, 평판의 두께가  $\eta$  값에 미치는 영향을 분석할 필요가 있다.

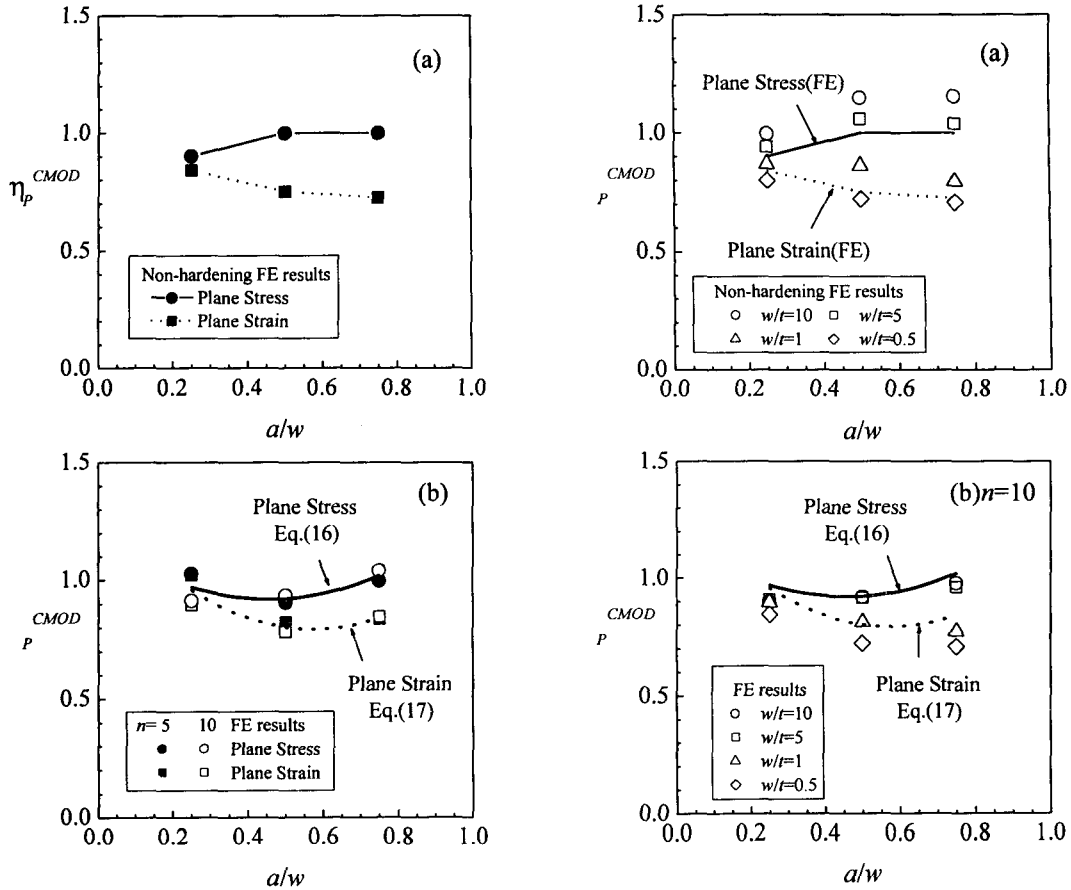


Fig. 7 Variations of  $\eta_p^{CMOD}$  with  $a/w$  in 2-D plane strain and in plane stress: (a) for non-hardening materials and (b) for hardening materials ( $n=5$  and 10)

4.2.2 평판두께의 영향

탄성완전소성재료( $n=\infty$ )에 대한 3차원 유한요소 해석으로 얻은  $\eta_p^{LLD}$ 의 값을 2차원 해석결과와 비교하여 Fig. 6(a)에 나타내었다. 얇은 평판의  $\eta_p^{LLD}$  값은 평면응력상태의 값과 유사하였으며, 두꺼운 평판의 경우에는 평면변형률상태의 값과 유사하였다. 하지만,  $w/t=5, 10$ 의 경우에 대한 결과는 2차원 해석으로부터 얻은 결과의 경계를 벗어났다. 이는 3차원 유한요소해석으로 얻은  $J$  값의 불확실성으로 인하여 나타난 결과로 판단된다. Fig. 6(b), 6(c)는 3차원 탄소성 유한요소해석결과를 식 (14), (15)와 비교한 것으로,  $\eta_p^{LLD}$ 는 평판의 두께 및 변형률경화의 영향을 크게 받았다.

4.3  $\eta_p^{CMOD}$ 에 대한 유한요소해석결과

4.3.1 평면응력과 평면변형률상태의 결과  
탄성완전소성재료에 대한 2차원 유한요소해석으

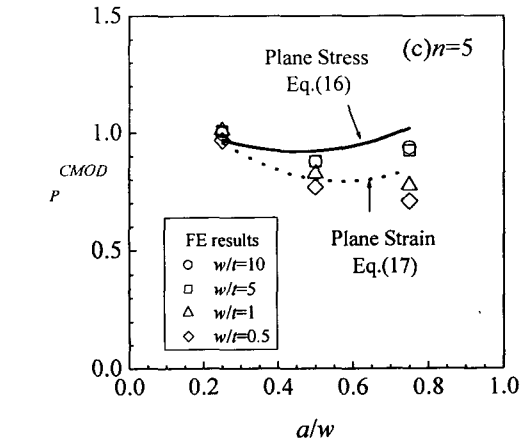


Fig. 8 Effect of the plate thickness on variations of  $\eta_p^{CMOD}$  with  $a/w$ : (a) for non-hardening materials, and (b) and (c) for hardening materials ( $n=5$  and 10)

로부터 얻은  $\eta_p^{CMOD}$ 의 결과를 Fig. 7(a)에 나타내었으며, 탄소성재료인  $n=10, 5$ 에 대한  $\eta_p^{CMOD}$ 는 Fig. 7(b)에 나타내었다. Fig. 7(a)에 나타난 바와 같이 탄성완전소성재료에 대한  $\eta_p^{CMOD}$ 는  $\eta_p^{LLD}$ 에 비

**Table 1.** Effect of  $\sigma_0/E$  on plastic  $\eta$  factors,  $\eta_p^{LLD}$ , for plane strain and plane stress DE(T) specimen with  $a/w=0.5$

$\sigma_0/E$	Plane Stress		Plane Strain	
	$n=5$	$n=10$	$n=5$	$n=10$
0.001	0.6613	0.8523	0.5088	0.5413
0.0015	0.6777	0.8670	0.5175	0.5638
0.002	0.6670	0.8642	0.5164	0.5541

해 평면응력상태의 값과 평면변형률상태 값의 차이가 작았다. 탄소성 유한요소해석결과를 바탕으로 다음과 같이  $\eta_p^{CMOD}$ 의 값을 제안하였으며, 이를 Fig. 7(b)에 나타내었다.

평면응력상태일 경우

$$\eta_p^{CMOD} = 1.1688 \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 1.0729 \left(\frac{a}{w}\right) + 1.1657 \quad (16)$$

for  $0.25 \leq a/w \leq 0.75$

평면변형률상태일 경우

$$\eta_p^{CMOD} = 1.5728 \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 1.8071 \left(\frac{a}{w}\right) + 1.3116 \quad (17)$$

for  $0.25 \leq a/w \leq 0.75$

4.3.2 평판두께의 영향

탄성완전소성재료( $n=\infty$ )에 대한 3차원 유한요소 해석결과로부터 얻은  $\eta_p^{CMOD}$ 의 값을 2차원 해석결과와 비교하여 Fig. 8(a)에 나타내었다. Fig. 8(b), 8(c)는 3차원 탄소성 유한요소해석결과와 식 (16), (17)을 비교하여 나타낸 것으로  $\eta_p^{CMOD}$ 는  $\eta_p^{LLD}$ 에 비해 변형률경화의 영향이나 평판의 두께에 대한 영향이 작았다.

5. 토 론

DE(T)시편을 사용한 파괴인성시험의 정확성을 확보하기 위해서는 DE(T)시편에 대해 J 값을 정확하게 계산할 수 있는 방법이 필요하다. 기존의 방법은 하중-하중선변위(P-LLD)를 이용하여 J 값을 계산한다. 하지만, 본 연구결과에서 나타난 바와 같이 LLD를 사용하는 것보다 CMOD를 사용하여 J 값을 계산하는 것이 더 신뢰성이 있고 정확한 것으로 나타났다. Fig. 6의 결과를 사용하여

계산한 J 값은 두께에 따라 60%이상의 차이를 나타내며, 변형률경화의 영향에 따라 30%이상의 차이를 나타낸다. 반면, 하중-CMOD 선도와 식(17)을 사용하여 계산한 J 값은 균열깊이나 변형률경화에 대하여 10%이하의 차이를 보였다. 따라서, DE(T) 시편을 사용하여 J 값을 계산하는 경우에는 식 (17)과 P-CMOD 선도를 이용하는 것이 적합한 것으로 판단된다. 또한,  $\sigma_0/E$ 의 영향을 알아보기 위해 균열깊이를  $a/w=0.5$ 로 고정시키고  $\sigma_0/E=0.001, 0.0015, 0.002$ 에 대하여 평면응력상태와 평면변형률상태에 대하여 2차원 유한요소해석을 수행하였다. 그 결과 Table. 1에 나타난 바와 같이  $\eta$  계수에 대한 영향은 나타나지 않았다.

6. 결 론

본 논문에서는 DE(T)시편에 대하여 시편두께의 영향 및 균열깊이의 영향, 재료특성의 영향등을 고려하여 2차원 및 3차원 유한요소해석을 수행하였다. 이를 기반으로 소성  $\eta$  계수를 제안하였고, 제안된 소성  $\eta$  계수를 사용하여 J-적분시험을 개선하였다.

P-LLD 선도에 의한 J 값은 균열깊이, 평판의 두께, 변형률경화 등에 민감하기 때문에 정확한 J-적분 결정이 어려운 반면, P-CMOD 선도에 의한 J 값은 균열깊이, 평판의 두께, 변형률경화 등에 영향이 P-LLD 선도에 비해 작았으며 P-LLD 선도를 사용하는 방법보다 신뢰성있고 정확하였다. 따라서, 식 (5)와 본 논문에서 제시한 식 (17)을 사용하여 J 값을 계산하는 것이 적합하다고 판단된다.

후 기

본 논문은 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) ASTM Standard, 1996, E 1739-96. Standard Test Method for J Integral Characterisation of Fracture Toughness. Annual Book of ASTM Standards, Section 3, Vol. 03.01, pp. 957-980; or ASTM Standard, E 1820-96. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. Annual Book of ASTM Standards, Section 3, Vol. 03.01, pp. 981-1013.
- (2) British Standard, 1991, BS 5447-1977. Methods of Test for Plane Strain Fracture Toughness  $K_{IC}$  of Metallic Materials; or British Standard, BS 7448-1991.

- Fracture Mechanics Toughness Tests, British Standards Institution, London.
- (3) Kirk, M.T. and Dodds, R.H., 1993, "J and CTOD Estimation Equations for Shallow Cracks in Single Edge Notch Bend Specimens," *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 21, pp. 228~238.
- (4) Wang, Y.Y. and Gordon, J.R., 1992, "The Limits of Applicability of J and CTOD Estimation Procedures for Shallow-Cracked SENB Specimens," In: Dawes M G, editor. *Shallow Crack Fracture Mechanics, Toughness Test and Applications*, Cambridge, U.K.
- (5) Kim, Y.J. and Schwalbe, K.H., 2001, "On The Sensitivity of J Estimation to Materials' Stress Strain Curves in Fracture Toughness Testing Using the Finite Element Method," *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 29(1), pp. 18~30.
- (6) Kim, Y.J. and Schwalbe, K.H., 2001, "On Experimental J Estimation Equations Based on CMOD for SE(B) Specimens," *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 29(1), pp. 67~71.
- (7) Joyce, J.A., Hackett, E.M. and Roe, C., 1993, "Effects of Crack Depth and Mode of Loading on the J-R Curve Behaviour of a High-Strength Steel," In: Hackett E M., Schwalbe K-H, Dodds R-H, editors. *Constraint Effect in Fracture*, ASTM STP 1171, *American Society for Testing and Materials*, Philadelphia, pp. 239~263.
- (8) Link, R.E. and Joyce, J.A., 1995, "Experimental Investigation of Fracture Toughness Scaling Models," In: Kirk M and Bakker Ad, editors. *Constraint Effect in Fracture*, ASTM STP 1244, *American Society for Testing and Materials*, Philadelphia, pp. 286~315.
- (9) Shim, D.J, Jang, Y.K, Choi, J.B and Kim, Y.J, Kim C.M, 2001, "A Study on the Fracture Behavior of a Two Dimensional Crack in Gas pipelines Considering Constraint Effects," *Transaction of KSME (A)*, Vol. 25, No. 1, pp. 61~69.
- (10) Kim, J.S, Choi, J.B and Kim, Y.J, 2001, "Evaluation fo the Crack Tip Stress Distribution Considering Constraint Effects in the Reactor Pressure Vessel," *Transaction of KSME (A)*, Vol. 25, No. 4, pp. 756~763.
- (11) Hancock, J.W., Reuter, W.G.. and Parks D.M., 1993, "Constraint and Toughness Parameterised by T.," In: Hackett E.M, Schwalbe K.H, Dodds R.H, editors. *Constraint Effect in Fracture*, ASTM STP 1171, *American Society for Testing and Materials*, Philadelphia, pp. 21~40.
- (12) O'Dowd, N.P., Shih, C.F., 1991, "Family of Crack-Tip Fields Characterised by a Triaxiality Parameter," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39, pp. 898~1015.
- (13) Kim, Y.J., and Budden, P.J., 2001, "Plastic  $\eta$  Factors of Homogeneous and Bi-material SE(T) Specimens for Toughness and Creep Crack Growth Testing," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 24(11), pp. 751~760.
- (14) Schwalbe, K-H., Neale, B.K. and Heerens, J., 1994, "The GKSS Testing Procedure for Determining the Fracture Behaviour of Materials," EFAM GTP 94, GKSS Report GKSS/94/E/60, GKSS Forschungszentrum, Geesthacht, Germany
- (15) Roos, E. Eisele, U. and Silcher, H., 1993, "Effect of Stress State on the Ductile Fracture Behaviour of Large-Scale Specimens," In: Hackett E M, Schwalbe, K-H, Dodds, R-H, editors. *Constraint Effect in Fracture*, ASTM STP 1171, *American Society for Testing and Materials*, Philadelphia, pp. 41~63.
- (16) Tada, H., Paris, P. and Irwin, G., 1985, *The stress analysis of cracks handbook*, Paris Production Inc., St. Louis, Missouri.
- (17) ABAQUS, 2003, Standard/User's Manual, Version 6.3, Hibbit. Karlsson & Sorensen, Inc, Pawtucket, RI, USA.
- (18) Rice, J.R., Paris, P.C. and Merkle, J.G., 1973, "Some Further Results of J-Integral Analysis and Estimates," ASTM STP 536, *American Society for Testing and Materials*, Philadelphia, pp. 231~245.
- (19) Sharobeam, M.H. and Landes, J.D., 1993, "The Load Separation Criterion and  $\eta_{pl}$  Development in Precracked Specimen Test Results," *International Journal of Fracture*, Vol. 59, pp. 213~226.
- (20) Wu, S-X., Mai, Y-W. and Cotterell, B., 1990, "Plastic  $\eta$ -Factor ( $\eta_{pl}$ ) of Fracture Specimens with Deep and Shallow Cracks," *International Journal of Fracture*, Vol. 45, pp. 1~18.
- (21) Hutchinson, J.W., 1968, "Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, pp. 13~31.
- (22) Ewing, D.J.F. and Hill, R., 1967, "The Plastic Constraint of V-Notched Tension Bars," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 15, pp. 115~124.
- (23) Ewing, D.J.F. and Spurr, R.J.D., 1974, "The Yield Point Loads of Symmetrically Notched Metal Strips," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 22, pp. 37~46.