

시편두께 및 균열깊이 영향을 고려한 비표준시편의 J 시험법 및 구속효과의 정량화

김진수* · 조수만* · 김운재* · 김영진†

(2003년 2월 12일 접수, 2003년 7월 5일 심사완료)

Specimen Thickness and Crack Depth Effects on J Testing and Crack Tip Constraint for Non-standard Specimen

Jin-Su Kim, Soo-Man Cho, Yun-Jae Kim and Young-Jin Kim

Key Words : Crack Tip Constraint(균열선단구속), Finite Element Analysis(유한요소해석), J-Integral(J-적분), Plastic η Factor(소성 η 계수), Thickness Effect(두께 효과)

Abstract

This paper compiles solutions of plastic η factors and crack tip stress triaxialities for standard and non-standard fracture toughness testing specimens, via detailed three-dimensional (3-D) finite element (FE) analyses. Fracture toughness testing specimens include a middle cracked tension (M(T)) specimen, SE(B), single-edge cracked bar in tension (SE(T)) and C(T) specimen. The ligament-to-thickness ratio of the specimen is systematically varied. It is found that the use of the CMOD overall provides more robust experimental J estimation than that of the LLD, for all cases considered in the present work. Moreover, the J estimation based on the load-CMOD record is shown to be insensitive to the specimen thickness, and thus can be used for testing specimen with any thickness. The effects of in-plane and out-of-plane constraint on the crack tip stress triaxiality are also quantified, so that when experimental J value is estimated according to the procedure recommended in this paper, the corresponding crack tip stress triaxiality can be estimated. Moreover, it is found that the out-of-plane constraint effect is related to the in-plane constraint effect.

1. 서 론

표준 파괴인성 시험법에서는^(1,2) 비교적 깊은 균열을 가진 C(T)(compact tension) 시편과 SE(B)(single-edge cracked bars in three point bend) 시편에 대한 측정법을 제시하고 있으며, 시편 두께가 폭의 1/2보다 크거나 같도록 규정하고 있다. 이는 균열이 평면 변형률(plane strain) 상태를 만족하도록 하기 위해서이다. 그러나 두께가 얇은 박판구조물의 경우에는 시험법에서 제시하고 있는 두께 규정을 만족하기가 매우 어렵다.⁽³⁾ 또한 실제 구조물의

경우 얇은 균열이 대부분이며, 따라서 정확한 균열안전성 평가를 위해서는 얇은 균열에 대한 파괴인성 시험이 필수적이다. 이 경우, 각 균열 깊이에 따른 파괴인성치 결정이 필요하며, 균열선단에서의 구속효과를 정량화하여야 한다. 일반적으로 시편의 두께 변화는 면외(out-of-plane) 구속효과에 영향을 미치며, 깊이 변화는 면내(in-plane) 구속효과에 영향을 미친다. 따라서, 균열깊이와 두께가 변화하는 경우에는 두 구속효과를 모두 고려하여야 한다. Nevalainen과 Dodds⁽⁴⁾는 3차원 유한요소해석을 수행하여 SE(B) 시편과 C(T) 시편에 대하여 J-적분시험을 위한 소성 η 계수와 균열선단에서의 응력분포 예측에 관한 연구를 수행하였으며, 이와 유사한 많은 연구들⁽⁵⁻¹²⁾이 수행되었다. 그러나 현재까지 다양한 시편형상과 균열깊이에 대한 시험법과 구속효과를 체계적으로 정량화한 연구는 미

* 성균관대학교 기계공학부
† 책임저자, 회원, 성균관대학교 기계공학부
E-mail : yjkim@yurim.skku.ac.kr
TEL : (031)290-5274 FAX : (031)290-5276

비한 실정이다.

본 연구에서는 탄소성 재료에 대하여 3차원 유한요소해석을 수행하여 표준 시편과 비표준 시편에 대한 소성 η 계수를 계산하고, 균열 선단의 응력 3축성(stress triaxiality)을 정량화하고자 한다.

일반적으로 소성 η 계수는 하중선 변위(load line displacement; LLD)와 균열 개구 변위(crack mouth opening displacement; CMOD) 모두를 사용하여 결정할 수 있다. 본 연구에서는 2가지 방법을 비교하여 비표준 시편에 적합한 시험법을 제시하고자 한다. 이를 위해 기존 시험법에서 사용되고 있는 C(T) 시편, SE(B) 시편과 최근 많이 사용되고 있는 SE(T) (single-edge-cracked bar in tension) 시편, M(T)(middle cracked tension) 시편에 대해 다양한 시편두께와 균열깊이에 대한 3차원 유한요소해석을 수행하였다.

2. 유한요소해석

본 연구에서는 Fig. 1과 같이 총 4가지 파괴시편에 대한 3차원 유한요소해석을 수행하였다.

- M(T) 시편, Fig. 1(a)
- SE(B)시편, Fig. 1(b)
- SE(T) 시편, Fig. 1(c)
- C(T) 시편, Fig. 1(d)

시편 두께변화가 미치는 영향을 고려하여 두께대 폭비(B/W)를 0.5, 0.25, 0.125로 변화시켰으며 평면응력, 평면변형률 상태에 대한 해석을 추가로 수행하였다. 평면응력, 평면 변형률 상태는 2차원 유한요소해석을 수행하였다. 면내구속효과를 고려하여 균열깊이 대 폭비(a/W)는 0.1, 0.3, 0.5로 변화시켰다. 그러나 C(T) 시편의 경우 $a/W=0.5$ 인 경우만 고려하였다. 참고로 표준 시험법은 상대적으로 깊은 균열에 대해 평면 변형률 조건을 만족하는 경우에 대해서만 적용할 수 있다.

유한요소해석은 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS⁽¹³⁾를 사용하였다. 유한요소모델은 Fig. 2와 같이 대칭성을 고려하여 모델링하였다. Fig. 2는 SE(T)시편에 대한 3차원 유한요소모델을 나타낸 것으로 전체의 1/4만을 모델링하였으며, 20절점 등계수 사각주요소(20-node quadratic brick reduced integration element : C3D20R)를 사용하여 2,678개의 요소(element)와 13,245개의 절점(node)으로 구성하였다. 2차원 모델의 경우 대칭성을 고려하여 1/2만을 모델링하였으며 8절점 평면변형률 요소와 8절

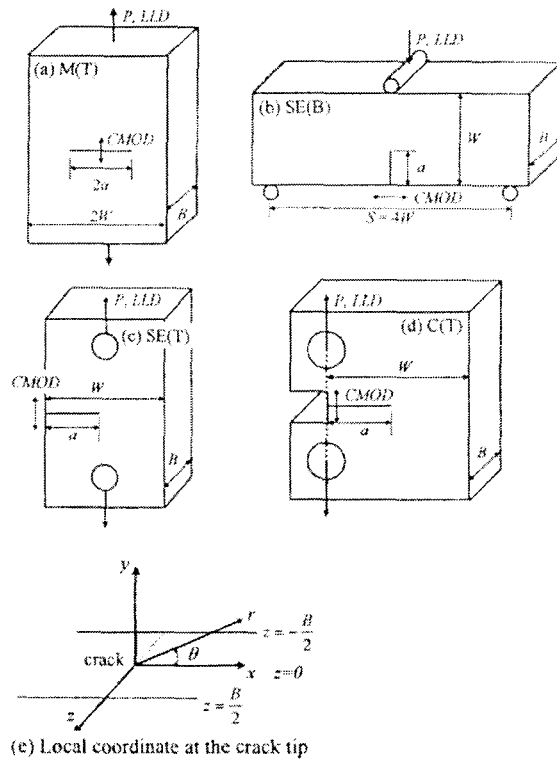


Fig. 1 Geometries and dimensions for specimen

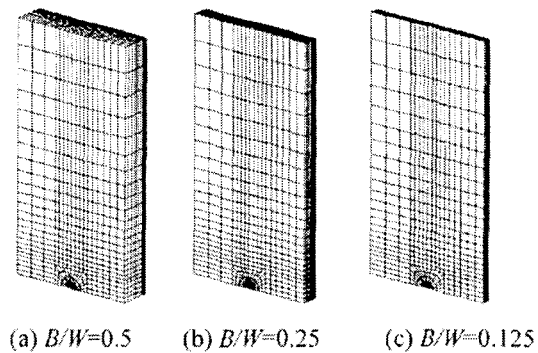


Fig. 2 Typical 3-D FE mesh for SE(T)

점 평면응력 요소(plane strain; CPE8R, plane stress; CPS8R)를 사용하여 구성하였다. 균열선단에서의 구속효과를 정량화하기 위해서는 매우 조밀한 유한요소망이 필요하다. 본 연구에서는 균열선단에서 가장 작은 요소와 리가먼트(ligament)의 가장 큰 요소의 비를 $1.1 \times 10^{-4} \sim 4 \times 10^{-4}$ 로 구성하였다. 또한, 두께방향으로 총 10개의 요소망을 구성하였다.

재료는 다음과 같이 Ramberg-Osgood 관계식을 만족한다고 가정하였으며, 변형 소성(deformation plasticity) 이론을 사용하였다.

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

여기서, E 는 탄성계수(Young's modulus), σ_o 는 항복 응력(yield strength), α 는 재료상수, n 은 가공경화지수(strain hardening exponent)이다. α, σ_o, E 가 소성 η 계수와 균열선단에서의 응력3축성에 미치는 영향은 미비하므로 $\alpha=1, \sigma_o=400$ MPa, $E=200$ GPa로 고정하였다. 그러나 n 의 경우에는 파괴인성시험에 사용되는 재료물성을 고려하기 위하여 5, 10으로 변화시켜 해석을 수행하였다. 소성 η 계수 계산에 필요한 변위는 Fig. 1에 정의되어 있는 LLD와 CMOD로부터 구하였다.

본 연구에서 사용된 유한요소모델의 타당성을 입증하기 위해 표준시편에 대해 Nevalainen과 Dodds⁽⁴⁾의 해석결과와 비교하였으며, 모든 경우에 대하여 5% 이내로 잘 일치하였다.

3. 소성 η 계수

3.1 J-적분 예측방법

파괴인성시험에서 J-적분은 실험적으로 구한 하중-하중선 변위(load-LLD)를 사용하여 다음과 같이 결정한다.^(1,2)

$$J = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} + \eta^{LLD} \frac{U_p^{LLD}}{(W-a)B} \quad (2)$$

여기서, K 는 응력확대계수(stress intensity factor), E 는 탄성계수, ν 는 포아송비(Poisson's ratio), U_p^{LLD} 는 load-LLD곡선의 소성면적(plastic component), η^{LLD} 는 load-LLD의 결과에 의해 결정되는 소성 η 계수이다. U_p^{LLD} 는 시편형상에 따라 Fig. 3과 같

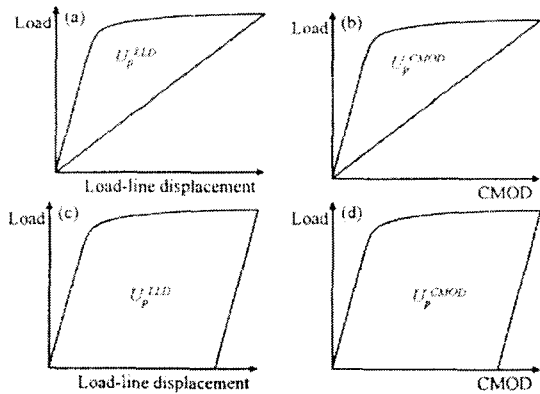


Fig. 3 Definitions of U_p^{LLD} and U_p^{CMOD} ; (a) and (b) for M(T) specimens, (c) and (d) for C(T), SE(B) and SE(T) specimens

이 결정된다.

또한 J-적분은 하중-균열선단개구변위(load-CMOD)를 사용하여 다음과 같이 결정할 수 있다.

$$J = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} + \eta^{CMOD} \frac{U_p^{CMOD}}{(W-a)B} \quad (3)$$

여기서, U_p^{CMOD} 는 Fig. 3에 나타난 바와 같이 load-CMOD 곡선의 소성면적이다.

식 (2), (3)에서 소성면적(U_p^{LLD}, U_p^{CMOD})을 결정하기 위해서는 탄성면적에 대한 계산이 필요하다. 본 연구에서 이러한 탄성성분은 핸드북⁽¹⁴⁾을 이용하여 계산하였다. 보다 자세한 η^{LLD}, η^{CMOD} 의 결정방법은 참고문헌에^(6,9,10) 제시되어 있다.

3차원 모델의 경우, J-적분은 두께에 따라 변화한다. 본 연구에서는 두께 방향을 따라 최대 J-적분인 J_{max} 와 두께 방향 J-적분의 평균인 J_{ave} 를 사용하여 η^{LLD} 와 η^{CMOD} 를 결정하였다. 일반적으로 J-적분 결정법에서는 J_{ave} 를 사용하는 것이 더 타당한 것으로 알려져 있다.⁽⁴⁾

3.2 해석 결과

Fig. 4는 M(T) 시편에 대한 해석결과를 나타낸 것이다. M(T) 시편의 경우 평면변형률 조건하에서 소성 η 계수는 다음과 같다.⁽⁹⁾

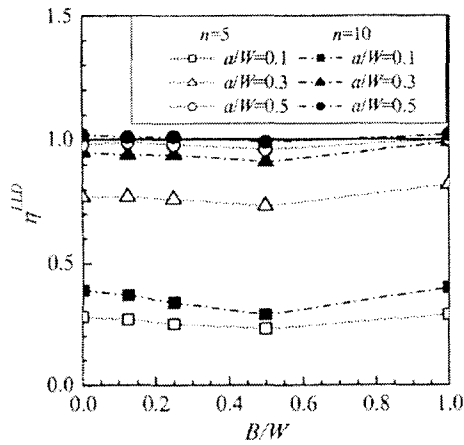
$$\eta^{LLD} = \eta^{CMOD} = 1 \quad (4)$$

Fig. 4에 나타난 바와 같이 LLD를 이용한 소성 η 계수의 경우, B/W 에 따른 변화는 거의 없다. 그러나 a/W 와 가공경화지수의 변화에 따라 소성 η 계수는 민감하게 변화한다. 특히 $a/W=0.1$ 인 경우에는 평면변형률 조건에 비해 매우 낮게 나타난다. 그러나 CMOD를 이용한 소성 η 계수는 LLD의 경우에 비해 가공경화지수의 영향을 적게 받으며, LLD에 비해 안정적인 결과를 나타낸다. 따라서, M(T)시편의 경우 CMOD를 사용하여 J-적분을 결정하는 것이 더 바람직하다. 그러나, 얇은 균열이 존재하는 M(T)시편의 경우에는 J-적분 결정시 주의하여야 한다.

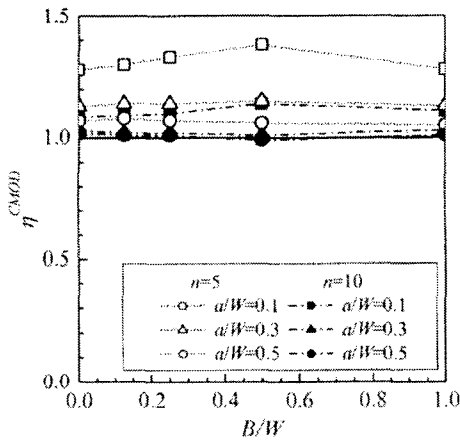
Fig. 5는 SE(B)시편에 대한 해석결과를 나타낸 것이다. SE(B)시편의 경우 평면변형률 조건하에서 LLD를 이용한 소성 η 계수는 다음과 같다.⁽⁶⁾

$$\eta^{LLD} = 1.2 + 1.177(a/W) + 24.88(a/W)^2 - 66.26(a/W)^3 \quad \text{for } (a/W) < 0.24$$

$$\eta^{LLD} = 2 \quad \text{for } (a/W) \geq 0.24 \quad (5)$$



(a)



(b)

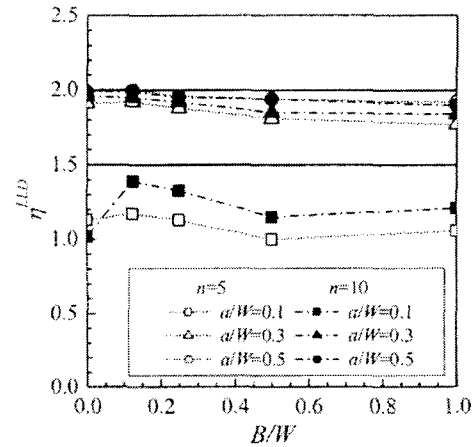
Fig. 4 Variations of FE values of η_p^{LLD} and η_p^{CMOD} , based on J_{ave} , with the specimen thickness B/W for M(T)

식 (5)에서 $a/W=0.1, 0.3, 0.5$ 인 각 경우에 대한 η_p^{LLD} 는 각각 1.5, 2, 2 이며, Fig. 5(a)에 실선으로 나타내었다. 평면 변형률 조건하에서 CMOD 를 이용한 소성 η 계수는 다음과 같다.⁽⁶⁾

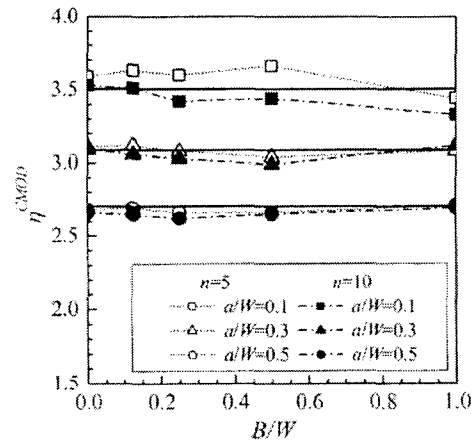
$$\eta^{CMOD} = 3.724 - 2.244(a/W) + 0.408(a/W)^2 \quad (6)$$

for $0.1 \leq (a/W) \leq 0.7$

식 (6)에서 $a/W=0.1, 0.3, 0.5$ 경우에 대한 η^{CMOD} 는 각각 3.5, 3.1, 2.7이며, Fig. 5(b)에 실선으로 나타내었다. Fig. 5에 나타난 바와 같이 깊은 균열 ($a/W=0.3, 0.5$)에 대하여 LLD를 이용한 소성 η 계수의 경우, B/W 와 가공경화지수에 따른 변화는 거의 없다. 그러나 $a/W=0.1$ 에 대한 η 계수의 경우, B/W 의 영향을 받지 않지만, 가공경화지수의 변화에 따라 민감하게 변화하며 평면변형률 조건에 비



(a)



(b)

Fig. 5 Variations of FE values of η_p^{LLD} and η_p^{CMOD} , based on J_{ave} , with the specimen thickness B/W for SE(B)

해 매우 낮게 나타난다. 그러나 CMOD를 이용한 소성 η 계수는 M(T) 시편과 마찬가지로 LLD의 경우에 비해 가공경화지수의 영향을 적게 받으며, LLD에 비해 안정적인 결과를 나타낸다. 이는 얇은 균열에 대하여 CMOD를 이용한 다른 연구결과와⁽⁷⁻⁹⁾ 잘 일치한다. 따라서, CMOD를 사용하여 J -적분을 결정하는 것이 더 바람직하다.

Fig. 6는 SE(T)시편에 대한 해석결과를 나타낸 것이다. SE(T)시편의 경우 평면변형률 조건하에서 LLD를 이용한 소성 η 계수는 다음과 같다.⁽¹⁰⁾

$$\eta^{LLD} = \begin{cases} 2.6803 + 0.7460(a/W) - 1.6581(a/W)^2 & \text{for } (a/W) \geq 0.545 \\ 1.0 + 1.0829(a/W) + 3.5402(a/W)^2 & \text{for } (a/W) < 0.545 \end{cases} \quad (7)$$

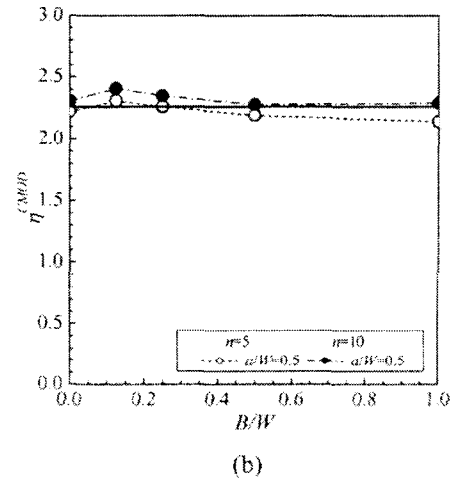
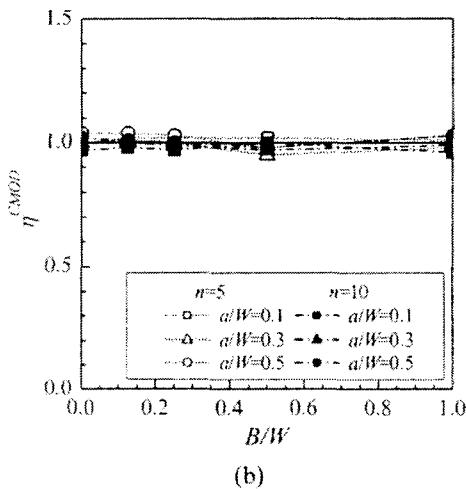
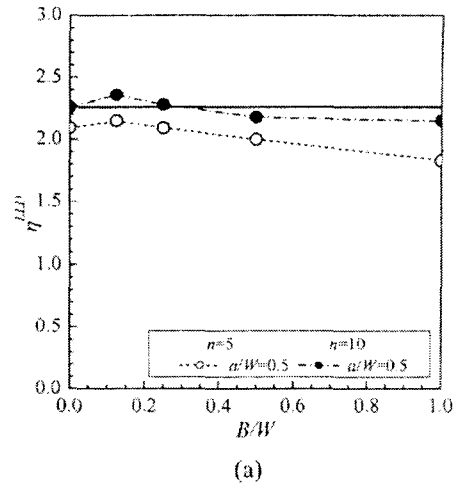
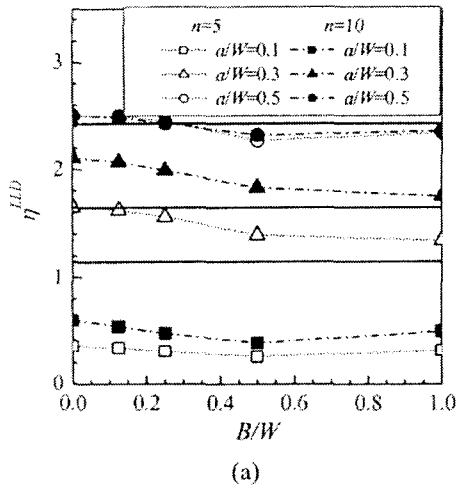


Fig. 6 Variations of FE values of η_p^{LLD} and η_p^{CMOD} , based on J_{aves} , with the specimen thickness B/W for SE(T)

Fig. 7 Variations of FE values of η_p^{LLD} and η_p^{CMOD} , based on J_{aves} with the specimen thickness B/W for C(T)

식 (7)에서 $a/W=0.1, 0.3, 0.5$ 각 경우에 대한 η_p^{LLD} 는 각각 1.1, 1.6, 2.4이며, Fig. 6(a)에 실선으로 나타내었다. 평면변형을 조건하에서 CMOD를 이용한 소성 η 계수는 다음과 같다.⁽¹⁰⁾

$$\eta^{CMOD} = 1 \quad \text{for all } a/W \quad (8)$$

식 (8)은 Fig. 6(b)에서 실선으로 나타내었다. Fig. 6에 나타난 바와 같이 LLD를 이용한 소성 η 계수의 경우, $a/W, B/W, n$ 에 관계없이 η_p^{LLD} 가공경화지수의 변화에 따라 민감하게 변화한다. 그러나 CMOD를 이용한 소성 η 계수의 경우, $a/W, B/W, n$ 에 관계없이 일정한 값을 나타낸다. 이는 슬립선장 해석(slip line field analysis)⁽¹⁰⁾결과와 잘 일치한다.

Fig. 7는 C(T)시편에 대한 해석결과를 나타낸 것이다. C(T)시편의 경우 평면변형을 조건하에서 소

성 η 계수는 다음과 같다.^(1,2)

$$\eta^{CMOD} = \eta^{LLD} = 2.522 - 0.522 \cdot \frac{a}{W} \quad (9)$$

for $0.45 \leq \frac{a}{W} \leq 0.70$

식 (9)에서 $a/W=0.5$ 인 경우에 대한 소성 η 계수는 2.3이며, Fig. 7에 실선으로 나타내었다. Fig. 7에 나타난 바와 같이 C(T)시편의 경우, $B/W, n$ 에 관계없이 $\eta_p^{LLD}, \eta_p^{CMOD}$ 모두 일정한 값을 갖는다.

4. 구속효과의 정량화

4.1 구속 파라미터의 정의

먼저, 면외 구속효과를 정량화하기 위해 응력 3

축성을 나타내는 파라미터 h 를 다음과 같이 정의하였다.

$$h = \frac{\sigma_h}{\sigma_c} = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{3\sigma_c} \quad (10)$$

at $\theta = 0; r = \frac{2J_{z=0}}{\sigma_0}; z = 0$

여기서, σ_h 는 정수압 응력(hydrostatic (mean normal) stress), σ_i ($i=1-3$)는 주응력(principal stresses)이다. 이 파라미터는 주응력의 모든 요소를 포함하므로 3차원 구속효과를 표현할 수 있다. 3차원의 경우 균열전단에서의 응력은 면내위치의 r, θ 뿐만 아니라, Fig. 1(e)에 도시한 바와 같이 면외위치의 z 에 따라 변화한다.

최대 정수압 응력은 중심점($z=0$)에서 발생한다. 따라서 본 연구에서는 h 를 최대 정수압응력이 발생하는 지점($z=0$)에서 결정하였다. 이때, J -적분도 두께방향에 따라 변화하므로 h 는 $r=2J_{z=0}/\sigma_0$ 인 지점에서의 값으로부터 계산하였다. 여기서 $J_{z=0}$ 은 중심점에서의 J -적분을 나타낸다. α 는 등가응력(equivalent von-Mises stress)으로 다음과 같이 정의된다.

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{1}{2} \{ (\sigma_2 - \sigma_1)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 + (\sigma_3 - \sigma_2)^2 \}} \quad (11)$$

4.2 해석결과

Fig. 8~11는 각각 M(T), SE(B), SE(T), C(T)시편에 대한 해석결과를 나타낸 것으로 각 균열 깊이에 대해 두께 대 폭비(B/W)의 영향을 나타낸 것이다. 또한 비교를 위해 평면변형률과 평면응력 상태에서의 결과를 동시에 나타내었다. Fig. 8~11에 나타낸 바와 같이 작은 하중상태에서는 B/W 에 관계없이 평면변형률 상태에 가까우며, 하중이 증가함에 따라 평면응력상태로 접근하였다.

구속상태가 높은 깊은 균열을 가진 C(T), SE(B), SE(T) 시편의 경우, h 의 변화폭이 크며, 따라서 시편 두께의 영향은 크게 나타났다. 그러나 낮은 구속상태를 갖는 M(T) 시편과 얇은 균열이 존재하는 SE(B), SE(T) 시편에서는 시편두께의 영향이 적었다. h 은 모든 경우에 대해 큰 영향을 미치지 않았다.

5. 결론

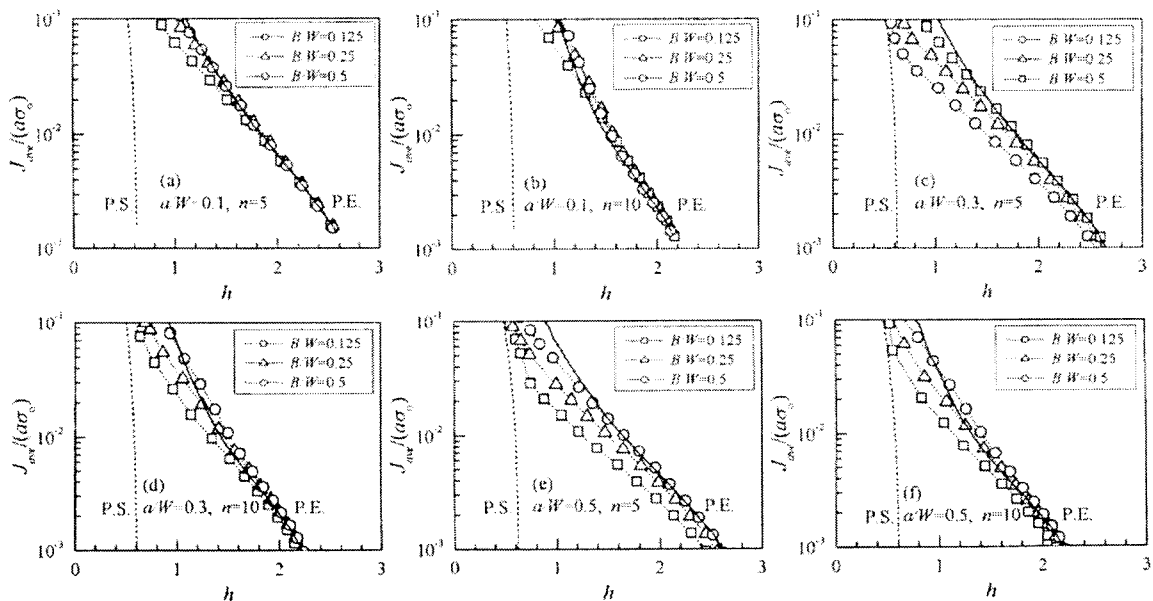


Fig. 8 Effect of B/W on variations of the crack tip stress triaxiality, h , with $(J_{ave}/(\alpha\sigma_0))$ for M(T) specimens

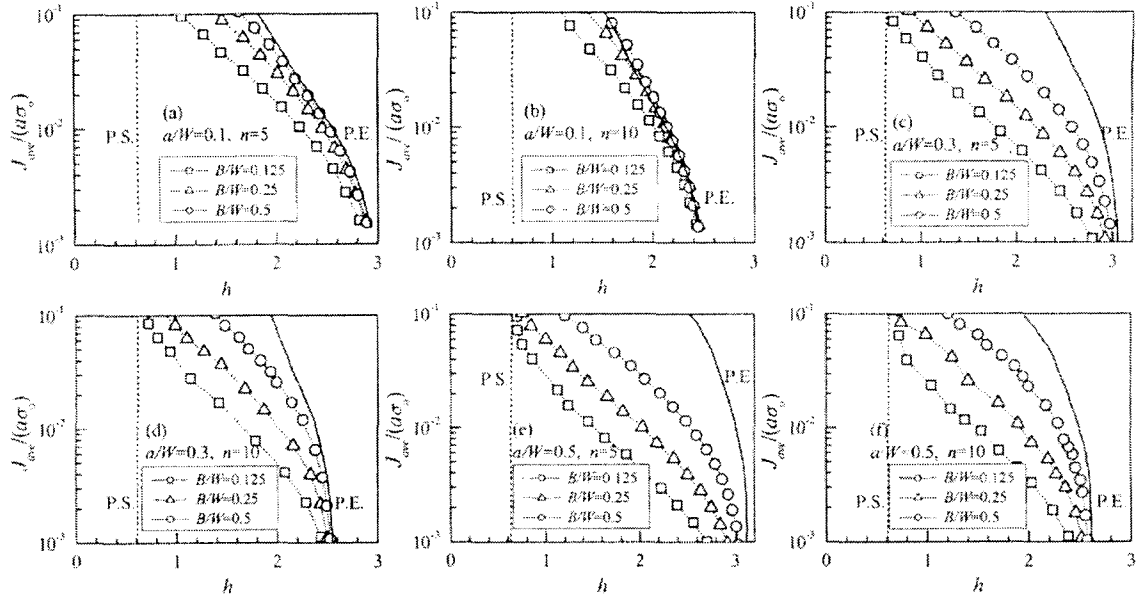


Fig. 9 Effect of B/W on variations of the crack tip stress triaxiality, h , with $(J_{ave}/(a\sigma_0))$ for SE(B) specimens

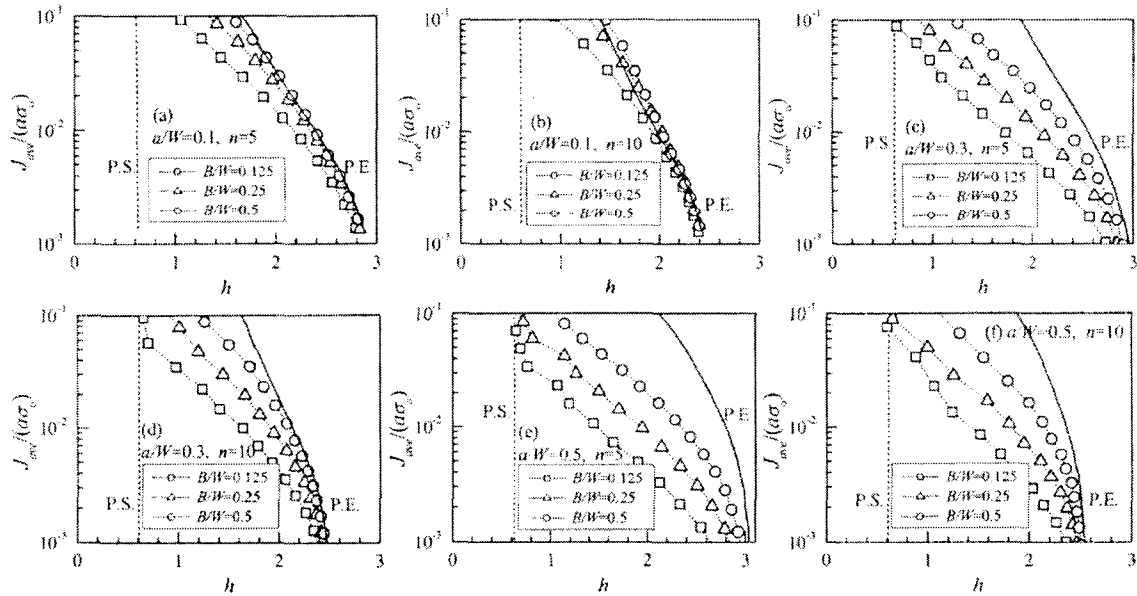


Fig. 10 Effect of B/W on variations of the crack tip stress triaxiality, h , with $(J_{ave}/(a\sigma_0))$ for SE(T) specimens

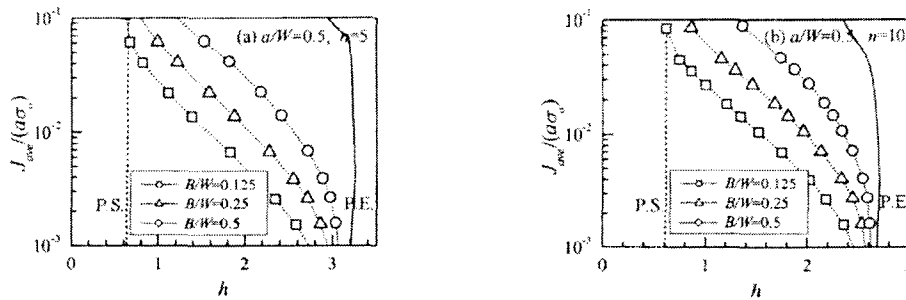


Fig. 11 Effect of B/W on variations of the crack tip stress triaxiality, h , with $(J_{ave}/(a\sigma_0))$ for C(T) specimens

본 연구에서는 3차원 유한요소해석을 이용하여 표준시편과 비표준시편에 대한 소성 η 계수와 균열선단의 응력 3축성 해를 제시하였다. 해석에 사용된 시편은 M(T), SE(B), SE(T), C(T) 시편으로 균열깊이와 시편두께를 변화시켰다.

모든 경우에 대하여 CMOD를 사용하는 것이 LLD를 사용하는 것보다 더 안정적인 해석결과를 얻었다. CMOD를 사용한 J -적분결정은 시편두께의 영향을 받지 않으며, 따라서 임의의 두께를 갖는 시편에 대하여 파괴인성시험을 할 수 있다.

또한 균열선단의 면내와 면외 구속효과를 정량화하기 위하여 응력 3축성 파라미터 h 값을 제시하였다. 균열선단에서 응력 3축성에 대한 시편두께의 영향은 높은 구속형상을 갖는 깊은 균열이 존재하는 C(T), SE(B), SE(T)시편에서 더 뚜렷하게 나타났다. 그러나 낮은 구속형상을 갖는 M(T) 시편과 얇은 균열이 존재하는 SE(B), SE(T) 시편에서는 영향이 작았다.

본 연구를 통해 J 시험법 및 구속효과를 정량화하였다. 따라서 본 연구에서 제시한 절차에 따라 J -적분을 결정할 수 있으며 균열선단의 응력 3축성 상태를 결정할 수 있다.

후 기

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

참고문헌

- (1) ASTM Standard, 1996, 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 7448-1991, *Fracture Mechanics - Toughness Tests*, British Standards Institution, London.
- (3) Hellmann D. and Schwalbe K.H., 1984, "Geometry and Size Effects on J-R and δ -R Curves Under Plane Stress Conditions," In: *Fracture Mechanics: 15th Symposium*. ASTM STP 833. Ed. Sanford R.J., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp. 577~605.
- (4) Nevalainen M. and Dodds R.H., 2001, *Numerical Investigation of 3-D Constraint Effects in Brittle Fracture in SE(B) and C(T) Specimens*, U.S., Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-6317.
- (5) 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.
- (6) 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.
- (7) 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.
- (8) 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.
- (9) 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.
- (10) Kim Y.J. and Budden P.J., 2001, "Plastic 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.
- (11) Kim, S.Y. and Seok, C.S., 2000, "Variation of the Fracture Resistance Curve with the Change of a Size in the CT Specimen," *Transactions of the KSME*, Vol. 24, No. 12, pp. 2963~2971.
- (12) Jang, Y.K., Choi, J.B., Kim, Y.J., Shim, D.J. and Kim, C.M., 2001, "Study on the Fracture Behavior of a Two Dimensional Crack in Gas Pipelines Considering Constraint Effects," *Transactions of the KSME*, Vol. 25, No. 1, pp. 61~69.
- (13) ABAQUS, 2003., *Standard/User's Manual*, Version 6.3, Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc, Pawtucket, RI, USA.
- (14) Tada H., Paris P. and Irwin G., 1985, *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, Paris Production Inc., St. Louis, Missouri.