

◎ 研究論文

J-적분과 균열선단개구변위에 관한 구속계수 m의 평가

장 석 기

An Estimation of Constraint Factor on the J- δ_t Relationship

S-K Jang

Key words : J-integral(J-적분), δ_t : Crack tip opening displacement(균열선단개구변위), n : Strain hardening exponent(변형율경화지수), m : Constraint factor(구속계수), σ_U : Ultimate strength(극한강도), Ultimate-flow(극한-유동강도) : $\sigma_{U-F} = \frac{1}{2}(\sigma_U + \sigma_F)$, σ_F : Flow strength(유동강도), Flow-yield(유동-항복강도) : $\sigma_{F-Y} = \frac{1}{2}(\sigma_F + \sigma_Y)$, σ_Y : Yield strength(항복강도), a/W : The ratio of crack length to width(폭에 대한 균열길이의 비)

Abstract

This paper investigates the relationship between J-integral and crack tip opening displacement, δ_t using Gorden's results of numerical analysis. Estimation were carried out for several strength levels such as ultimate, flow, yield, ultimate-flow, flow-yield stress to determine the influence of strain hardening and the ratio of crack length to width on the J- δ_t relationship. It was found that for SE(B) specimens, the J- δ_t relationship can be applied to relate J to δ_t as follows

$$J = m_j \times \sigma_i \times \delta_t$$

where $m_j = 1.27773 + 0.8307(a/W)$,

$$\sigma_i : \sigma_U, \sigma_{U-F} = \frac{1}{2}(\sigma_U + \sigma_F), \sigma_F, \sigma_{F-Y} = (\sigma_F + \sigma_Y), \sigma_Y$$

1. 연구방향

수년에 걸쳐서 J-적분과 균열선단개구 변위 δ_t 를 비교하기 위한 그리고 두 파괴 변수를 관계 짓

는 식을 개발하기 위한 연구가 많았다. 또한, J-적분과 균열선단개구 변위 δ_t 를 관계짓는 일반식을 이끌어낸 많은 연구들이 있었다. 즉,

$$J = m \times \sigma_i \times \delta_t \tag{1)}$$

* 목포해양대학교 기관공학부(원고접수일 : 2000년 6월)

여기서 σ_c 는 기준강도

2. 서 론

실험 연구 결과에 따르면 (1)식에서 m은 소성구속, 변형률경화, 폭에 대한 균열길이의 비 등 많은 변수에 영향을 받는 것으로 되어 있으며, 특히 구속(Constraint) 정도에 크게 영향을 받으므로 m을 구속 계수(constraint factor)라 부르기도 한다. 대체적으로 지금까지 항복 강도를 기준 강도로 했을 때, 평면응력 상태에 대해서는 Dugdale 모델을 고려할 적에는 m은 대략 1.0으로, 평면 변형을 상태에 대해서, 강소성체를 가정한 슬립선장의 해석 결과로서 m은 대략 1.5 정도²⁾, 유한요소해석에 의하면 대략 $m=2$ 정도이며³⁾ 대 변형을 고려한 해석에 의하면 $m=1.82\sim 1.54$ ⁴⁾으로 간주해 왔다. 하지만, 변형률 경화 지수와 폭에 대한 균열길이의 비등을 고려하지 않고 모든 재료에 대해 일률적으로 일정한 구속 계수 m값과 기준강도를 적용하였을 경우, Rice에 의한 J-적분 값과 실험에 의해 측정된 균열선단개구 변위 δ 로부터 변환된 J-적분 값 사이에는 크게 차이가 있다.⁵⁾ 따라서 재료의 성질 즉, 변형을 경화 지수 n과 그에 따른 재료의 가공 경화 정도를 반영하여 다른 기준강도를 고려한 구속 계수 m의 평가가 이루어져야 하리라 사료되며, 균열 길이에 대한 시험편폭의 비, a/W 에 따른 영향도 평가하여, 각 재료들에 대한 정확한 구속 계수 m값의 평가와 재료의 가공 경화 정도에 따른 서로 다른 기준강도를 (1)식에 대입하여 적용함으로써 실측된 균열선단개구 변위 δ 로부터 환산한 J-적분 값과 Rice⁶⁾의 J-적분 값을 비교, 고찰한 뒤, δ 및 J-적분인 두 파괴변수가 모두 적절한 재료의 파괴 저항을 나타내는 변수임을 증명할 필요성이 있으며, 상기 방법의 신뢰성을 검증할 필요가 있다고 사료된다. 그러므로, 항복강도는 같으나 가공경화 지수 n가 다른 재료, 그리고 항복강도 및 가공 경화지수, n등이 다른 재료에 대하여 구속 계수, m과의 관계를 평가하고, 또한 균열 길이에 대한 시험편 폭의 비가 다른 시험편에서, 이들이 구속 계수, m에 미치는 영향을 평가해야 할 것이다. 이에, 먼저 유한요소해석의 결과를 사용해서 이들의 영향을 고려하여 구속 계수, m을 정량적으로 평가하는 식을 유도하며 그 식의 적용성을 고찰해 보기로 한다.

균열선단개구 변위 (Crack tip opening displacement) δ 의 개념은 원래 Wells⁵⁾에 의해 제안되었다. 그는 선형탄성파괴역학에서 균열선단의 소성역에 대한 생각을 확장하여, 소성역내의 하중 평형을 고려하여 개구변위를 계산했다. 일반적으로 적용하중을 받는 균열 선단에서 변위를 나타내는 것이 균열선단개구 변위 δ 이다. 이러한 균열선단개구 변위 δ 가 임계값 δ_c 에 이르렀을 때 파괴가 일어나는 것으로 여겨지고 있다.

파괴 변수인 J-적분은 원래 Rice⁶⁾에 의해 제안되었고 가공 경화 재료에 대한 균열 선단 응력과 변형률장을 특징지우는 균열 주위를 에워싼 선-적분 값을 뜻한다. 수학적 이론의 관점에서 본다면 J-적분이 균열선단개구 변위 δ 보다 훨씬 논리적으로 정확성을 가지므로 J적분이 보다 더 해석적임을 알 수 있다. 반면에, 균열 선단 개구 변위 δ 는 물리적으로 보다 쉽게 이해 할 수 있는 변수임을 알 수 있다. 따라서 많은 실험 과학자들은 균열선단개구 변위 δ 를 파괴 인성을 특징 지우는 변수로 선호하고 있는 게 사실이다. 그럼에도 불구하고 J-적분과 균열선단개구 변위 δ 둘다 파괴 인성을 특징 지우는 적절한 변수로서 인정하고 있으므로, J-적분과 균열선단개구 변위 δ 에 대해 파괴 인성 시험과 해석 절차 그리고 파괴 역학 평가 절차 등의 연구가 계속 발전되고 있는 것이다.

Shih⁸⁾은 J-적분과 균열선단개구 변위 δ 를 관계 짓는 해석 식을 유도했다. 식(1)과 흡사한 이들 관계는 HRR⁷⁾ 응력 변형을 특이성에 기초하고 있다.

Shih⁸⁾에 의해 개발된 방정식이 경화지수 $n=10$ 인 때, 평면응력 계산을 수행한 결과, 소규모 항복에 대해서 매우 잘 부합된다 할 지라도 대규모 항복에서는 유한 요소 결과와 HRR 값과의 차이가 있어 적절치 못하다는 것을 증명했다. 하지만, 이것은 유한요소 소성해석과 관련된 계산상의 부정확성에 기인한 것이 아닌 것으로 추정했다. 또한, Shih에 의해 개발된 방정식의 한계에도 불구하고 넓은 영역에 걸친 소성 변화 상태에도 자주 이 식들이 사용된다.

3. 유한요소의 해석

시험편 노치가 깊은 편면 노치 굽힘 시험편 SE(B) 혹은 소형 인장 시험편(CT)등은 높은 구속(constraint)을 나타내기 때문에 탄소성 파괴 인성 시험에서는 이들 시험편을 조건으로 사용하는 것이 보편적이다. 표준 J-적분과 균열 선단 개구 변위 δ 평가 절차 방법들은 이들 두 시험편의 기하학적 형상에 대해 발전시켜 왔으며, 실험적 그리고 수치적 연구 결과물들은 이들 두 시험편 형태에 대해 일치된 결과들을 증명하고 있다.

따라서 이들의 관계를 평가하기 위해서 폭에 대한 균열 길이의 비, a/W 가 0.1, 0.2, 0.3, 그리고 0.5 인 SE(B) 시험편에 대해서 평면 변형을 유한 요소 해석이 실시되었다. 재료의 응력-변형을 곡선과 항복 강도 세기에 따라 J- δ 관계에 미치는 가공 경화와 항복 강도의 영향을 연구하기 위하여, 유한 요소 해석을 수행했다. 모든 경우에서 응력-변형을 선도는 Ramberg-Osgood 멱 지수 변형을 경화 관계식을 써서 수식화 되었다.

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (2)$$

여기서, σ : 진 응력

σ_0 : 기준 항복 강도

ϵ : 진 변형률

ϵ_0 : 기준 항복 변형률 ($\epsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E}$)

α : 무차원 조변수

n : 변형을 경화 지수

본질적으로 탄성-완전 소성에서부터 가공 경화 정도가 큰 범위까지의 가공 경화 정도를 제공하도록 응력-변형을 곡선이 선정되었다. 그리고, 유한요소 해석을 위해 $W=50$ (mm), 기준 항복강도 $\sigma_0=500(N/mm^2)$, 무차원 변수 α 는 1, 그리고 변형을 경화 지수 n 은 5, 10, 20 및 50등을 기초자료로 사용되었다.

재료에 대한 Ramberg-Osgood 변형을 경화 지수를 결정하는 방법이 항상 적절한 것은 아니다. 즉, 재료의 응력-변형을 곡선에 대해 엄밀한 자료

를 갖추어야 경화지수를 구할 수 있으므로, 가공 경화 정도를 아는 수단으로서 항복 강도에 대한 인장 강도의 비 $\left(\frac{\sigma_U}{\sigma_Y}\right)$ 로써 변형을 경화 지수, n 의 크기를 결정하였다. Ramberg-Osgood 진응력-변형률 선도의 경우에는 0.2% 변형을 점에서 평가한 항복 강도에 대한 인장 강도의 비는 다음 식을 이용하여 계산 할 수 있다.¹⁰⁾

$$\frac{\sigma_U}{\sigma_Y} = \frac{(0.002n)^{\frac{1}{n}}}{\exp \frac{1}{n}} \quad (3)$$

유한 요소의 모든 해석⁹⁾은 ABAQUS를 이용하여 수행되었고, J 적분 값은 가상 균열 진전법으로 구했다. 각 하중 단계에서 10개의 경로(contour)에 대해 J적분 값을 계산하였다. 서로 다른 경로에 따른 J 적분 값의 변화량 차이는 0.1 % 이내였다. 변형된 측면과 균열선단에서 그려진 두개의 45° 선분이 만나는 곳의 개구변위인 45° 교선 정의에 따라 균열선단개구 변위 δ 값을 평가 했다.

4. J-적분과 균열선단개구 변위 δ ; 수치해석 결과의 비교

유한요소해석에 의해 $a/W=0.1$ 과 0.5인 시험편에 대한 J 적분과 균열 선단개구 변위 결과를 이용하여 가공 경화지수의 크기와 폭에 대한 균열길이의 비의 영향을 알아보기 위해 그림 1, 2 에 J - δ

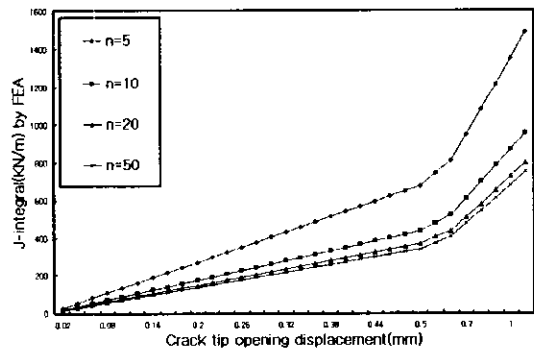


Fig. 1 Comparison of CTOD vs. J-integral with strain hardening exponent, n in $a/W=0.1$ for SE(B) specimens

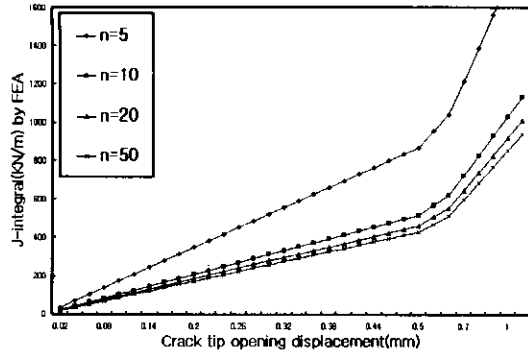


Fig. 2 Comparison of CTOD vs. J-integral with strain hardening exponent, n in $a/W=0.5$ for SE(B) specimens

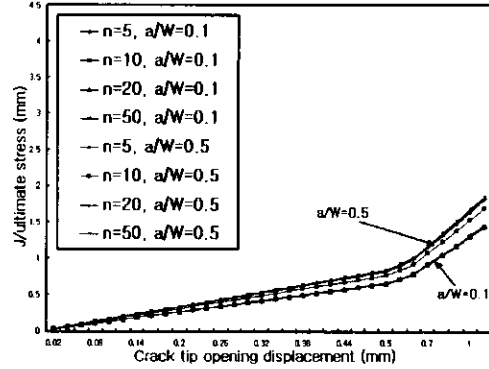


Fig. 4 CTOD vs. J/ultimate stress according to strain hardening exponent, n in $a/W=0.1$ and 0.5 for SE(B) specimens

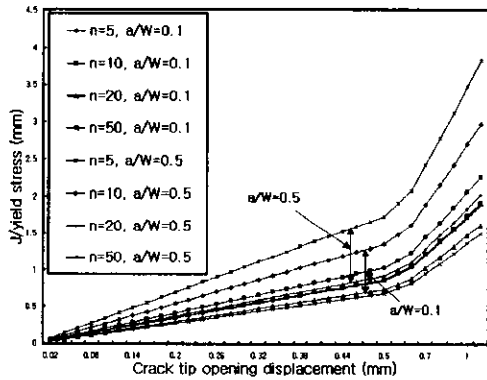


Fig. 3 CTOD vs. J/yield stress according to strain hardening exponent, n in $a/W=0.1$ and 0.5 for SE(B) specimens

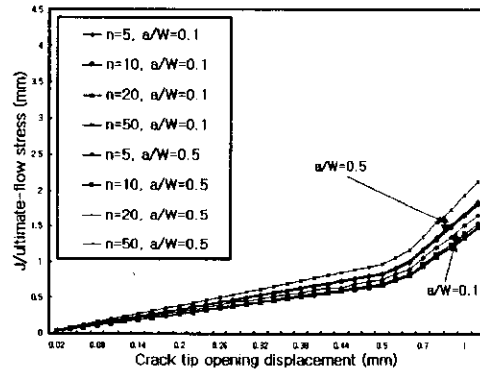


Fig. 5 CTOD vs. J/ulti-flow stress according to strain hardening exponent, n in $a/W=0.1$ and 0.5 for SE(B) specimens

선도를 나타내었다.

그림에서 알 수 있듯이 폭에 대한 균열길이 비가 큰 $a/W=0.5$ 의 시험편에서 균열선단개구변위 증가량에 대한 J-적분 값의 증가량의 크기가 상당히 크다는 것을 알 수 있다. 즉 소성구속의 정도가 큰 쪽의 시험편의 곡선의 기울기가 크다. 그리고 일정한 a/W 에 대해서 가공경화지수가 큰 재료일 수록 곡선의 기울기가 크게 나타나며, 그 경향은 $n=5$ 의 경우와 $n=10$ 이하의 재료로 구분되는데 $n=10$ 이하의 재료에서는 거의 비슷한 크기의 기울기를 보이고 있다. 또한 균열길이가 비교적 큰 $a/W=0.5$ 의 시험편에서의 거동이 $a/W=0.1$ 의 시험편 보다 기울기 값이 대체적으로 크게 나타남을 알 수 있다. 기준 강도에 따른 영향을 고찰하기 위

해 δ_c 대 J/σ_y 형태로 그림 3^o에, δ_c 대 J/σ_U 로 좌표화된 것을 그림 4^o에 나타내었다.

모든 경우에 δ_c -J/응력 그래프는 대개가 선형 거동을 하고 있음을 볼 수 있다. 그림 3에서, 이들의 곡선의 기울기는 균열길이에 대한 폭의 비와 재료의 가공경화 수용능력에 따라 다르다는 것을 알 수 있다. 반면에 그림 4의 기울기는 가공경화에 따른 영향을 거의 받지 않는 것을 볼 수 있다. 여기서, σ_y 및 σ_U 로 기준강도를 달리할 때 δ_c -J/응력 곡선의 기울기가 크게 다르게 나타나는 것을 확인할 수 있었다. 따라서, 선정된 기준 강도의 영향을 보다 자세히 알아보기 위하여 그리고 δ_c -J/응력의 관계에서 가공경화 및 a/W 등을 고려할 적에 어떤 기준응력을 선정하는 것이 적절할 것인가를 알아

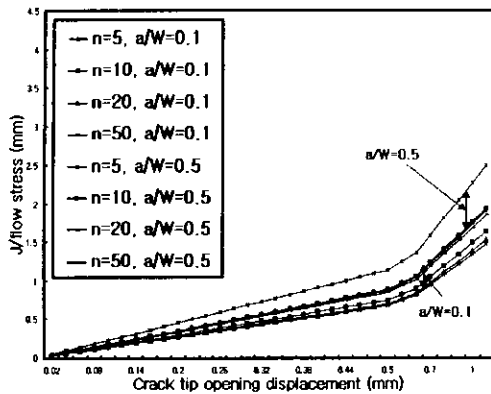


Fig. 6 CTOD vs. J/flow stress according to strain hardening exponent, n in a/W=0.1 and 0.5 for SE(B) specimens

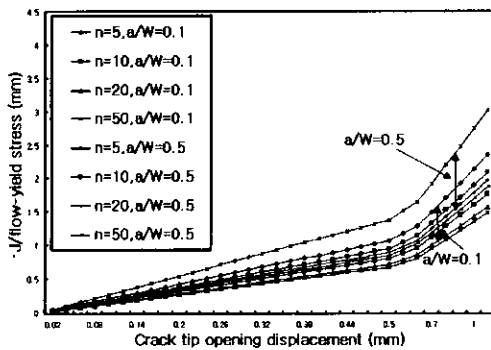


Fig. 7 CTOD vs. J/flow-yield stress according to strain hardening exponent, n in a/W=0.1 and 0.5 for SE(B) specimens

보기 위하여 관계식(1)에 적용할 응력들을

$$\sigma_{U-F} = \frac{1}{2} (\sigma_U + \sigma_F),$$

$$\sigma_F = \frac{1}{2} (\sigma_U + \sigma_Y),$$

$$\sigma_{F-Y} = \frac{1}{2} (\sigma_F + \sigma_Y)$$

와 같이 정의하였다.

이들 기준응력의 변화에 따른 δ 대 J/σ_{U-F} , δ 대 J/σ_F , δ 대 J/σ_{F-Y} 의 거동을 알아보기 위하여 그림 5~7에 나타내었다. 균열길이의 비가 적은 a/W=0.1인 SE(B) 시험편의 경우, 기준강도로서 인장강도 σ_U 를 사용했을 때 그 곡선의 기울기는 가공경화의 정도에 영향을 받지 않았다. 기준강도

로서 극한강도와 유동 응력을 합하여 들로 나눈 값인 σ_{U-F} 를 사용했을 때는 가공경화가 큰 n=5의 시험편에서 기울기가 미소하나마 약간 크게 나타났다. n=10, 20, 50의 경우에는 역시 거의 일정한 기울기 값을 보였다. 유동응력 σ_F 를 사용한 때는 가공경화의 정도에 따른 기울기의 변화가 약간 두드러지기 시작하며 역시 가공경화정도가 클수록 그 영향이 크게 나타남을 볼 수 있다. 유동응력과 항복강도의 합을 들로 나눈 값인 σ_{F-Y} 에서 σ_Y 로 기준강도의 세기를 점점 작게 할수록 곡선의 기울기에 미치는 가공경화의 영향이 더욱 크게 나타남을 알 수 있다. 특히 n=5인 가공경화정도가 클수록 그 정도가 심했다.

균열길이가 큰 a/W=0.5의 SE(B) 시험편에서는, 기준강도로서 인장강도 σ_U 를 사용했을 때 가공경화의 정도에 따라 기울기가 약간의 차이가 있으나 그 차이는 미미한 것으로 간주되며 거의 일정한 기울기 값을 보인다. 반면에, 기준강도의 변화 즉, σ_{U-F} , σ_F , σ_{F-Y} , σ_Y 와 같이 응력의 세기를 점점 적용하였을 때 가공경화 정도가 비교적 큰 n=5인 경우의 곡선의 기울기와 그 정도가 상대적으로 작은 n=10, 20, 50인 시험편의 기울기 값과 그 거동이 크게 구별이 된다. 가공경화가 심한 n=5의 재료에서는 기준강도의 변화에 따라 기울기 값이 크게 증가해 가는 것을 확인할 수 있으나 가공경화가 심하지 않거나 가공경화재가 아닌 n=10, 20, 50인 재료에서는 기준강도를 변화시켜 적용시켜도 곡선의 기울기의 크기가 변화하지 않고 거의 일정하게 나타났다. n=5 이상의 가공경화재의 경우에는 기준강도를 어떤 값으로 선정하느냐에 따라 곡선의 기울기에 크게 영향을 미치는 것을 알 수 있다.

또한, 폭에 대한 균열길이의 비 a/W=0.1과 0.5의 시험편에서는 소성구속의 정도가 심한 a/W=0.5의 시험편쪽이 같은 가공경화재일지라도 보다 큰 기울기 값을 보이며 가공경화정도에 따라 그 차이가 심하게 나타나는 것을 볼 수 있다. 그림 8은 n=5 일정한 경우 기준강도를 달리했을 때 a/W=0.1과 0.5의 시험편에서 곡선의 기울기가 어떻게 나타나는가를 보여주는 그림이다. 기준강도를 항복강도 σ_Y 로 취했을 때 기울기가 가장 크며 인장강

도 σ_U 를 취했을 때 기울기가 가장 적게 나타나는 것을 볼 수 있다. 이와 같이 기준강도의 선정에 따라 곡선의 거동이 달라짐을 알 수 있다. 항복강도가 같은 재료라 할지라도 가공경화에 따라 J-적분 값이 크게 다르게 된다. 즉 J/σ_Y 의 결과는 n의 영향을 크게 받으나 기준강도를 변형률 경화정도를 고려하여 최적의 기준응력으로 선정함으로써 n의 변화를 어느 정도 수용하게 됨으로서 n의 영향이

없는 것처럼 거동하게 될 것이다. 또한, 가공경화의 정도에 따라 인장강도의 세기가 다르므로 가공경화 정도가 서로 다른 모든 시험편에 똑같은 크기의 인장강도를 사용할 수는 없다.

만일 n값의 변화에 따라 크기가 다른 적절한 응력의 세기를 기준 강도로 사용한다면, 가공경화 정도를 반영하게 됨으로 모든 직선의 기울기는 거의 같은 거동을 하리라 사료된다. 또한, 폭에 대한 균열길이의 비, $a/W=0.1$ 과 0.5의 영향은 일정한 기준응력을 선정했을 때, 균열길이가 큰 시험편이 기울기가 크게 나타남을 볼 수 있다. 결과적으로, 가공경화 정도에 따라, 시험편의 초기 균열길이에 따라, 그리고 기준응력의 선정에 따라 곡선의 기울기가 다르게 나타난다는 것을 알았다. 따라서, 가공경화 정도가 곡선의 기울기에 미치는 영향을 최소화하기 위하여 최적의 기준응력을 취하여 그 거동을 고찰하는 것이 바람직할 것이다.

그림 9는 $a/W=0.1$ 과 0.5의 시험편에서 서로 다른 가공경화지수에 따르는 최적의 기준응력을 결정하고 n에 따라 선정된 최적의 기준응력을 적용했을 때, 곡선의 기울기에 미치는 가공경화 지수 n의 영향을 고찰하기 위한 그림이다. 가공경화 정도가 심한 $n=5$ 의 재료에서는 최적의 기준강도로서 극한강도(인장강도) σ_U 를, $n=10$ 의 재료에서는 σ_{U-F} 를, $n=20$ 에서는 유동응력 σ_F 를, $n=50$ 인 시험편에는 σ_{F-Y} 를 적용한 결과, 곡선들의 구배 거동은 가공경화 지수 n의 영향을 거의 받지 않는 것으로 보였다.

시험편의 초기 균열길이가 다르면 곡선의 거동이 완전히 다르게 나타나지만 그 경향은 거의 비슷하게 보였다. 여기서, 서로 다른 가공경화 지수를 갖는 재료라 할지라도 가공경화 정도에 따라 서로 다른 최적의 기준강도의 선택과 적용으로 균열선단 개구 변위로부터 가공경화의 영향을 거의 받지 않는 일정한 J-적분 값을 계산할 수 있는 근거를 제공하였다고 할 수 있다. 따라서 가공경화 정도의 세기에 따라 다른 기준응력을 취하여 균열선단개구변위와 J-적분과의 상관관계를 규명하는 것이 타당성이 있음을 알았다. 다만, 시험편의 폭에 대한 초기 균열길이의 비를 고려해야 할 것이다.

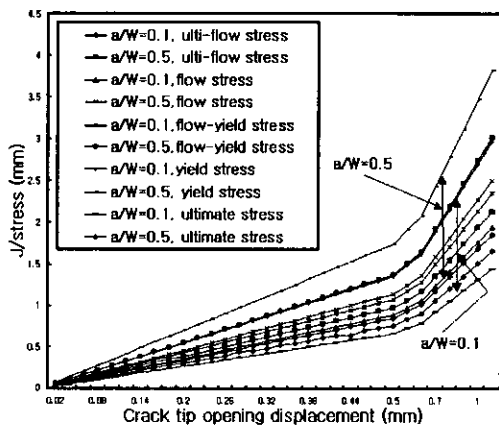


Fig. 8 Variation of CTOD vs. J/stress according to reference of different stress level and strain hardening exponent, $n=5$ in $a/W=0.1$ and 0.5 SE(B) specimens

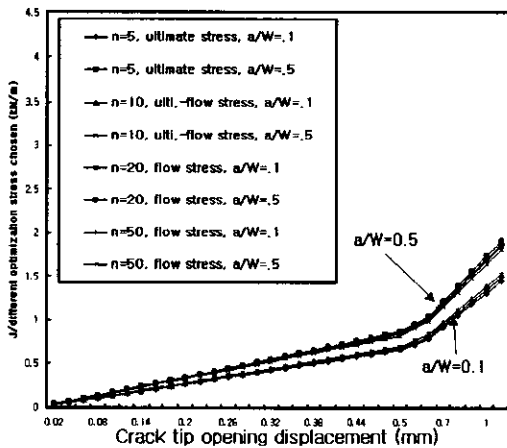


Fig. 9 Comparison of CTOD with J/stress to confirm the reliance of reference of optimal stress level according to strain hardening exponent, n in $a/W=0.1$ and 0.5 for SE(B) specimens

5. 구속 계수(constraint factor), m의 평가

어떤 조건이 만족하는 한 균열성장율을 에워싼 응력-변형률장의 세기를 J값으로 대신할 수 있다고 하는 J-지배 균열성장을 Hutchinson과 Paris(1979)가 제창하였다. 하지만, 물리적으로 극한강도까지 하중을 시험편에 가한 경우, 균열선단 근방에서 재료의 대규모 항복으로 인하여 J-지배 성장이 더 이상 적용될 수 없다.

반면에, 균열이 진전되는 동안 균열개구각은 본질적으로 일정하며 $\delta = \left(\frac{E}{\sigma_0} \right) \left(\frac{d\delta}{da} \right)$ 에 의거한 찢김(tearing) 계수가 균열성장에 대한 재료의 저항척도로서 사용될 수 있다고 Shih(1981 b)등이 주장하였다. 이는 J-지배 성장이 더 이상 적용될 수 없는 영역에서도 δ 에 의하여 파괴 변수를 특징 지을 수 있다는 것을 뜻한다.

이와 같이 대규모 항복 영역에서도 재료의 파괴 저항을 나타내는 균열선단개구변위 δ 를 이용하여 δ 와 J-적분의 두 파괴 변수 상관관계식 (1)에서 m 값이 가공경화 정도, n에 크게 영향을 받지 않으며 SE(B) 시험편의 초기 균열길이의 변화에 부응하는 컨스트레인트 m 값을 평가하는 식을 유도하고자 한다.

그림 10은 폭에 대한 균열 길이의 비, a/W=0.1과 0.5인 SE(B) 시험편에 대해서 기준 응력값을

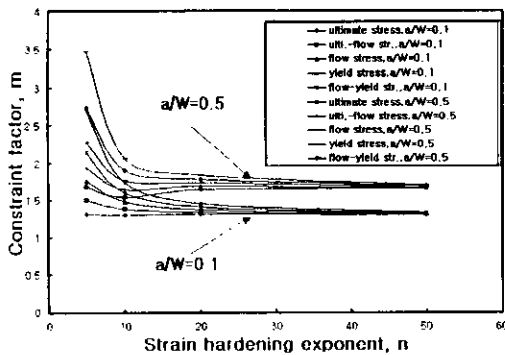


Fig. 10 Constraint factor, m vs. strain hardening exponent, n according to different stresses between a/W = 0.1 and 0.5 for SE(B) specimens

다르게 선정했을 때 가공경화 지수 n 값의 변화에 따라 m에 미치는 영향을 알아보기 위한 그림이다.

초기에 얇은 균열을 생성시킨 시험편의 경우에는, 기준 응력을 σ_Y 로 하였을 때 n=5인 가공경화 정도가 큰 재료에서 2.703 정도의 m값을 나타내나 기준응력을 σ_U 로 하였을 때는 m값이 1.36 정도로 그 차이는 1.343으로 나타났다. 가공경화가 거의 없는 탄성-완전 소성 재료의 경우에는 어떤 기준 응력을 적용해도, 즉, σ_Y 와 σ_U 의 값 등이 거의 같아 m의 값이 비슷하게 나타난다. 이와 같이 n=5일정인 재료에 대해서는 기준응력의 세기에 따라 m 값이 크게 차이가 나지만, 가공경화 정도가 작아 질수록 기준응력의 세기에 따른 m값의 차이는 점점 작아져 가는 것을 알 수가 있다. 한편, 리가멘트의 길이가 비교적 짧은 시험편의 경우 n=5인 때 기준 응력을 σ_Y 로 하면 m의 값이 거의 3.472 정도이며, 기준응력을 σ_U 로 하였을 때는 m값이 1.71 정도로서 그 차이가 1.762임을 알 수 있다. a/W=0.5와 같이 초기 균열길이가 클수록 기준응력의 선정에 따라서 그 차이가 크다는 것을 알 수 있다. 이와 같이 기준강도를 어떻게 선정하느냐에 따라 구속 계수 값에 영향을 미치며 그 경향은 가공경화지수가 클수록 심하다. 또한, 가공경화 정도 n=5와 기준 강도 σ_Y 가 일정한 경우라 할지라도 a/W=0.5의 경우에는 m값이 3.472이며, a/W=0.1의 경우에는 2.703으로 그 차이가 0.769이다. 기준강도를 σ_U 로 선정할 경우에도 1.71과 1.36으로 0.35차이가 난다. 이는 폭에 대한 균열길이의 비가 클수록 m에 미치는 영향이 크다는 것을 뜻한다. 역시 가공경화 지수가 크면 m값이 크게 나타나며 그 경향은 비경화재로 갈수록 기준강도의 영향은 점점 적어지나 a/W에 따라 m값이 차이가 있음을 알 수 있다. a/W=0.5, n=10인 SE(B) 시험편의 경우에는 σ_U 와 σ_{U-F} 의 기준강도를 달리하여 사용한 경우에는 상대적으로 m의 값이 약간 작게 나타내는 경향을 볼 수 있다.

그림 11은 a/W=0.5인 시험편에서 가공경화 정도의 지수 n값이 변할지라도 구속계수(constraint factor), m의 값이 일정한 값을 갖도록 하는 최적의 기준강도를 찾기 위한 그림이다. n=5로서 일정한 가공경화지수에서 기준강도를 σ_Y , σ_{F-Y} , σ_F ,

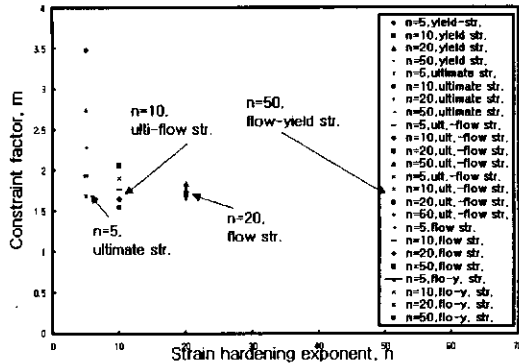


Fig. 11 Comparison of constraint factor, m with strain hardening exponent, n using a different reference of stress level in the ratio of crack length to width, a/W=0.5

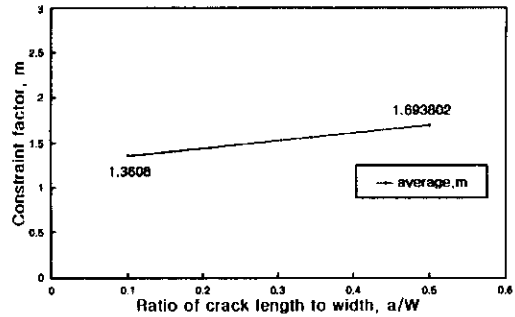


Fig. 13 Ratio of crack length to width, a/W vs. average values of constraint factor, m between a/W=0.1 and 0.5 to estimate optimal moderate constraint factor to be used in eq. (1)

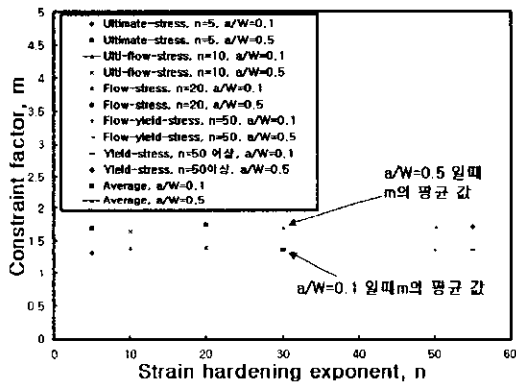


Fig. 12 Strain hardening exponent, n vs. constraint factor, m calculated according to optimally selected reference of different stress level and the ratio of crack length to width, a/W including average value of constraint factor

σ_{U-F} , σ_U 와 같이 선정한 뒤, n 값의 증가에 따른 평가된 m 값의 변화를 보였으며, 일정 기준강도마다 m 값이 크게 차이가 나는 것을 알 수가 있다. 같은 방법으로 n=10, 20, 50에 대해서 기준강도를 적용한 결과를 도시하여 그 거동을 고찰하였다. 그림에서 화살표로 지적하여 볼 수 있듯이 n=5와 같이 가공경화정도가 큰 재료에서는 인장강도 σ_U 를, n=10인 시험편에서는 σ_{U-F} 를, n=20인 재료의 경우에는 유동응력 σ_F 를, n=50인 때는 σ_{F-Y} 를, n이 50 이상인 경우에는 항복강도 σ_Y 를 적용함으로써 가공경화지수의 변화에 대해서도 거의 균

일한 구속 계수 m 값을 갖는 것을 알 수 있다.

그림 12는 재료의 경화정도에 따라 기준강도를 달리하여, 즉 그림 11에서 밝힌 바와 같은 방법으로 선정된 m 값을 a/W=0.1 과 0.5의 시험편에 대해 가공경화정도의 변화에 어떻게 거동하는가를 보기 위한 그림이다. 주어진 초기균열길이에 대해서는 가공경화지수의 변화에 따라 거의 일정한 m 값을 갖으며, 폭에 대한 균열길이의 비에 대한 영향은 리가멘트의 길이가 상대적으로 작은 시험편에서 약 0.33정도 큰 m 값을 갖는 것을 알 수 있다.

그림 13은 가공경화정도에 따른 최적의 기준강도를 적용하여 평가된, 각각의 m 값들과 그 평균값이 폭에 대한 균열길이 비에 어떻게 거동하는가를 알아보고 임의의 a/W 값에 대한 m 값을 산정하기 위한 그림이다. 폭에 대한 균열 길이 비, a/W=0.1 및 0.5의 SE(B) 시험편의 각각에 대해, 변형을 경화 지수 n=5일 때 기준 강도를 극한강도 σ_U , n=10 일 때 σ_{U-F} , n=20 일 때 유동응력 σ_F , n=50 일 때 σ_{F-Y} , n>50 일 때 항복강도 σ_Y 등을 적용하여 m 값을 계산한 후 이들을 평균하여 얻어진 값을 a/W에 따라 그림에 나타냈으며, 이 그림의 곡선으로부터 기울기와 절편을 구하여 다음과 같은 SE(B) 시험편에 대한 m을 평가할 수 있는 일반 방정식을 구성하였다.

$$m_j = 1.27773 + 0.8307(a/W) \quad (4)$$

예로서, a/W=0.6의 경우

$$m_{0.6}=0.8307(0.6)+1.27773 = 1.77615$$

와 같이 m 값을 계산한 뒤, 측정된 균열 선단 개구 변위 δ , 변형을 경화지수 정도에 따라 선정된 기준강도 σ , 평가된 m_j 를 J -적분과 균열선단개구 변위 δ 를 관계짓는 식

$$J=m_j \times \alpha \times \delta \text{에 적용할 수 있다.}$$

이는 탄-소성 또는 연성 재료의 실험에서 균열 선단 근방의 대규모 항복역에서 조차도 실측된 균열 선단개구 변위 δ 로부터 J -적분 값을 구할 수 있다는 것을 뜻한다. 즉, HRR^{20} 응력 변형을 특이성이 지배하는 J -적분 뿐 만이 아니라, J -지배 성장이 더 이상 적용될 수 없는 영역에서도 δ 에 의하여 파괴 변수를 특징 지을 수 있을 것이다. 앞으로의 과제는 실제 재료의 거동으로부터 얻어진 실험결과를 이용하여 균열선단개구 변위 δ 로부터 식(4)와 식(1)을 이용하여 평가된 J -값과 Rice³⁾의 J 적분에 의한 값을 비교함으로써 최적의 기준강도의 선정 및 적용과 constraint factor, m 을 구하는 식 (4)의 신뢰성을 검증해야 할 것이다.

6. 결 론

모든 재료에 대해 일률적으로 일정한 구속 계수 m 값과 기준강도 σ 를 적용하였을 경우 Rice에 의한 J -적분 값과 실험에 의해 측정된 균열선단개구 변위 δ 로부터 변환된 J -적분 값과는 크게 차이가 있다.²⁰ 이에 SE(B) 시험편에 대한 FEA 결과로부터 얻어진 균열선단 개구변위와 J -적분 값을 이용하여, 재료의 파괴 저항을 나타내는 두 파괴 변수인 균열선단개구변위 δ 와 J -적분과의 상관관계식 (1)에서 m 을 평가할 적에 변형을 가공 경화 지수 정도에 따라 기준 강도를 다르게 적용하고, 폭에 대한 균열 길이의 비를 함께 고려하여 적절한 구속계수(constraint factor), m 값을 평가하는 것이 바람직하다는 결론을 얻었다. 따라서 최적의 구속계수 m 을 구하기 위해, 변형을 경화 지수가 $n=5$ 일 때, 기준 강도를 σ_U 로, $n=10$ 일 때 기준강도를 $\sigma_{U-F}=(\sigma_U+\sigma_F)/2$, $n=20$ 일 때 $\sigma_F=(\sigma_U+\sigma_Y)/2$, $n=50$ 일 때 $\sigma_{F-Y}=(\sigma_F+\sigma_Y)/2$, $n>$

50 일 때 σ_Y 와같이 가공경화정도에 따라 서로 다른 기준강도를 적용하여 평가된 거의 일정한, 각각의 m 값들을 평균하고 이들의 폭에 대한 균열길이 비의 영향을 평가하고 임의의 a/W 값이 m 값에 미치는 영향을 고찰하였다. m 을 정량적으로 평가하는 식은 다음과 같다.

$$m_j=1.27773+0.8307(a/W)$$

변형을 경화지수 정도에 따라 선정된 기준강도 α 와 상기의 식에 의해 평가된 m_j 를 J -적분과 균열선단개구 변위 δ 를 관계짓는 식 $J=m_j \times \alpha \times \delta$ 을 이용하고 실험실에서 실측된 균열 선단개구 변위 δ 자료를 대입하면 균열선단 근방의 대규모 항복영역에서도 J -적분 값을 구할 수 있을 것이다. 앞으로의 과제는 실제 재료의 거동으로부터 얻어진 실험결과를 이용하여 균열선단개구 변위 δ 로부터 식(4)와 식(1)을 이용하여 평가된 J -값과 Rice³⁾의 J 적분에 의한 값을 비교함으로써 가공경화 정도에 따라 채용된 기준강도의 적용의 타당성과 구속 계수(constraint factor), m 을 구하는 식의 신뢰성을 검증해야 할 것이다.

참고문헌

- 1) Rice J. R. and Johnson M. A.: Inelastic Behavior of Solids, p.641 McGraw-Hill(1970)
- 2) Dugdale D. S : Journal of Mechanics and Physical Solids, vol. 8, p.100~104(1960)
- 3) Rice J. R. : Transaction ASME, Journal of Applied Mechanics., vol. 35-2, p. 379~386(1968)
- 4) McMeeking R.M. : Journal of Mechanics and Physical Solids, vol. 25-5, p.357~381(1977)
- 5) A.A. Wells : crack propagation Symposium Proceedings, Cranfield College of Aeronautics, 1, p. 210 (1961)
- 6) Shih, C. F., "Relationship Between the J-Integral and the Crack Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks." Journal of Mechanics and Physical Solids, vol. 29, p. 305, 1981
- 7) Hutchinson, J. W., "Singular Behavior at end of a Tensile Crack in a Hardening Material,"

Journal of Mechanics and Physical Solids, vol. 16 p. 13, 1968

- 8) Rice, J. R. and Rosengren, G. F., "Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power Law Hardening Material." Journal of Mechanics and Physical Solids, vol. 16 p. 1~12, 1968
- 9) Gorden, J. R., Neale, B. K., and Wang, Y. Y., "A Comparison of J and CTOD as Elastic-Plastic Fracture Characterizing Parameters," Constraint Effects in Fracture Theory and Applications : Second Volume, ASTM STP 1244, p. 425~444, 1995
- 10) Kirk, M. T. and Doddes, R. H., " J and CTOD Estimation Equations for Shallow Cracks in Single Edge Notch Bend Specimens," University of Illinois Research Report UILV-ENG-91~2013

저 자 소 개



장석기(張石基)

1951년생. 1973년 한국해양대학교 기관학과 졸업. 1988년 전남대학교 대학원 기계공학과 박사학위 취득. 1998년 University of South Carolina 객원교수. 현재 목포해양대학교 기관공학부 교수