

< 논문 >

## 손상역학에 근거한 원자력 재료의 평면크기 영향 분석

장윤석\* · 이태린\* · 최재봉\* · 석창성\* · 김영진†

(2005년 8월 24일 접수, 2006년 2월 21일 심사완료)

### Assessment of In-plane Size Effect of Nuclear Materials Based on Damage Mechanics

Yoon-Suk Chang, Tae-Rin Lee, Jae-Boong Choi, Chang-Sung Seok and Young-Jin Kim

**Key Words :** Damage Model(손상모델), Ductile Fracture(연성파괴), Fracture Resistance Curve(파괴저항곡선), In-plane Size Effect(평면크기 영향), Local Approach(국부접근법)

#### Abstract

The influences of stress triaxiality on ductile fracture have been investigated for various specimens and structures. With respect to a transferability issue, recently, the interests on local approaches reflecting micro-mechanical specifics are increased again due to rapid progress of computational environments. In this paper, the applicability of the local approaches has been examined through a series of finite element analyses incorporating modified GTN and Rousselier models as well as fracture toughness tests. The ductile crack growth of nuclear carbon steels is assessed to verify the transferability among compact tension (CT) specimens with different in-plane size. At first, the basic material constants were calibrated for standard CT specimens and used to predict fracture resistance ( $J$ - $R$ ) curves of larger CT specimens. Then, the in-plane size effects were examined by comparing the numerically estimated  $J$ - $R$  curves with the experimentally determined ones. The assessment results showed that the in-plane size effect should be considered for realistic engineering application and the damage models might be used as useful tool for ductile fracture evaluation.

#### 1. 서론

현재 공학적 분석에 널리 사용되고 있는 파괴역학에서는 일반적으로 표준시편으로부터 측정된 재료 특성과 구조물에 작용하는 균열 진전력을 비교하여 건전성을 평가한다. 전통적인 평가방법은 균열 선단에서의 변형과 파괴 특성이 형상에 독립적이라는 가정을 내포하고 있으며, 정수압 응력(hydrostatic stress)의 영향을 고려하지 않는 경우에만 적용이 가능하다. 그러나 관련연구<sup>(1,2)</sup> 결과는 시편의 형상과 재료물성치 및 하중조건이 균열 거동에 영향을 미침을 보여주고 있으며, 이러한 현상은 거시적 관점에서의 파괴 특성과 미시적 관점에서의 손상 거동이 복잡하게 상호 작용하기 때문

에 파생되는 것으로 알려지고 있다.

하중조건 및 형상의 차이에 기인한 정수압 응력의 변화를 규명하기 위해 많은 연구결과가 제안되어 왔으며, 이는 2-매개변수법(2-parameter approach)과 국부접근법(local approach)으로 대별할 수 있다. 2-매개변수법<sup>(3,4)</sup>은 소규모항복(small scale yielding) 조건에서의 이상화된 응력장과 평가대상 구조물에 대한 실제 응력장의 차이를  $T$ -응력 또는  $Q$ -매개변수와 같은 추가적 변수를 사용하여 정량화 한다.  $K$ - $T$  해석법 및  $J$ - $Q$  해석법으로도 알려져 있는 2-매개변수 평가기법의 적용성은 저자들의 연구<sup>(5)</sup>에 의해서도 입증된 바 있으나, 상당수의 실험과 유한요소해석이 요구되는 것이 단점으로 지적될 수 있다. 이러한 문제점은 공극체적비율(void volume fraction:  $f$ )의 함수인 손상모델을 채택하는 국부접근법<sup>(6,7)</sup>의 적용을 통해 해결할 수 있다.

국부접근법에서는 연성파괴 현상을 미세구조(micro-structure)에서의 손상 거동으로 설명한다. 즉, 황화망간(MnS)이나 탄화물(carbide) 같은 계재

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

\* 성균관대학교 기계공학부

**Table 1** Chemical composition of SA515 Gr.60 and SA516 Gr.70 carbon steels (wt%)

Material	C	Si	Mn	P	S	Ca	Ni	Cr	Mo	V	Nb
SA515 Gr.60 steel	0.17	0.21	0.89	0.015	0.004	0.01	0.02	0.02	0.001	0.003	0.01
SA516 Gr.70 steel	0.21	0.33	1.06	0.019	0.003	0.02	0.01	0.02	0.031	0.016	0.004

물들(inclusions)에 의해 생성된 공극이 합체되어 균열로 성장하게 되므로<sup>(8)</sup>, 이러한 일련의 과정을 손상모델로 구성하고 필요한 매개변수를 결정함으로써 파괴 거동을 모의한다. 국부접근법의 장점은 손상모델의 매개변수가 형상에 무관하고 재료에만 민감하다는 점이다. 비록 재료 특성을 고려한 매개변수 결정에 많은 노력이 필요하기는 하나 전반적인 적용 타당성은 국제 공동연구<sup>(9)</sup> 등을 통해 검증된 바 있으며, 소량의 실험 데이터를 기반으로 수치해석을 수행함으로써 형상이 상이한 시편 또는 구조물의 파괴저항 특성을 결정할 수 있다.

본 논문의 목적은 손상역학을 이용하여 원자력 재료에서의 평면크기 영향(in-plane size effect)을 분석하기 위한 것이다. 먼저 SA515 Gr.60 및 SA516 Gr.70 탄소강을 대상으로 ASTM(American Society for Testing and Materials)에 준한 인장 및 파괴저항(fracture resistance, *J-R*) 시험을 수행하여 기본적인 데이터를 확보하였다. 또한 상응하는 연성파괴 거동 모의를 위해 수정된 GTN(Gurson-Tvergaard-Needleman) 모델과 Rousselier 모델을 채택하였다. 표준 CT(Compact Tension) 시편을 이용하여 국부접근법 적용에 필요한 손상모델 매개변수를 결정하였으며, 이를 기반으로 평면크기가 상이한 CT 시편에 대해 3차원 유한요소해석을 수행하여 파괴저항 특성을 예측하였다. 아울러 실험을 통해 측정하고 국부접근법으로 예측한 결과를 분석하여, 주요 매개변수로부터 평면크기 영향을 반영한 *J-R* 곡선 결정이 가능한 식을 제시하였다.

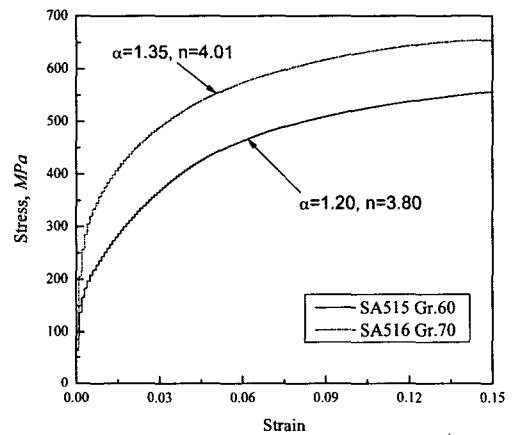
## 2. 재료 특성 시험

### 2.1 인장 실험절차 및 기계적 특성

SA515 Gr.60 및 SA516 Gr.70 탄소강의 기계적 특성 결정을 위해 25톤 용량의 유압 시험기를 사용하여 발전소 운전온도인 316°C에서 인장 실험을 수행하였다. ASTM E8<sup>(10)</sup>과 E21<sup>(11)</sup>의 절차에 따랐으며, 직경 12.7 mm의 표준 환봉시편을 사용하였다. 각각 3번씩 수행한 재료별 실험결과는 유사하였으나, 이 중 가장 낮은 데이터를 유한요소해석 및 손상모델에 적용하였다.

**Table 2** Mechanical properties of SA515 Gr.60 and SA516 Gr.70 carbon steels

Material	Yield Strength (MPa)	Ultimate Tensile Strength (MPa)
SA515 Gr.60 steel	152	455
SA516 Gr.70 steel	324	572



**Fig. 1** Stress-strain curves of SA515 Gr.60 and SA516 Gr.70 carbon steels

Table 1과 Table 2는 각 재료의 화학성분과 항복강도( $\sigma_{YS}$ ) 및 인장강도( $\sigma_U$ )를 나타낸 것으로서, 아래의 경험식<sup>(12)</sup> (1)을 적용하여 구한 탄성계수( $E$ )는 189.2 GPa이었으며 포아송 비( $\nu$ )는 0.3으로 가정하였다.

$$E(Temp.) = 207200 - 57.1 \times Temp. \text{ (}^\circ\text{C, MPa)} \quad (1)$$

한편 Fig. 1은 본 연구에서 사용한 재료별 진응력-변형을 곡선을 식 (2)에 따라 결정한 Ramberg-Osgood(R-O) 상수  $\alpha, n$ 과 함께 도시한 것이다.

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

여기서,  $\sigma_0$ 는 항복강도에 해당하는 기준 응력(reference yield stress)을 의미하며,  $\epsilon_0$ 는  $\sigma_0$ 에 상응

Table 3 Fracture toughness test matrix for CT specimens

Material	Specimen ID	Geometry		
		$a_0$ (mm)	$B$ (mm)	$W$ (mm)
SA515 Gr.60 steel	AIP-1T	27.94	25.4	50.8
	AIP-2T	55.88	25.4	101.6
	AIP-3T	83.82	25.4	152.4
SA516 Gr.70 steel	BIP-1T	27.94	25.4	50.8
	BIP-2T	55.88	25.4	101.6
	BIP-3T	83.82	25.4	152.4
	BIP-4T	111.76	25.4	203.2

하는 기준 변형률(reference strain)이다.

2.2 파괴저항 시편 및 실험절차

CT 시편의 평면크기 변화가 파괴저항 특성에 미치는 영향을 확인하기 위하여 4가지 형태의 시편을 제작하였다. Table 3에 정리한 바와 같이 두께 ( $B$ )는 25.4 mm(1 in)로 동일하나 폭( $W$ )을 50.8 mm(2 in), 101.6 mm(4 in), 152.4 mm(6 in), 203.2 mm(8 in)로 변화시켰다. 이들 각 시편은 크기에 따라 IP-1T, IP-2T, IP-3T, IP-4T로 명명하였으며, 두문자 A 또는 B를 붙여 SA515 Gr.60 및 SA516 Gr.70 탄소강을 구분하였다. CT 시편의 전장( $S$ )을 비롯한 나머지 치수는 ASTM E813<sup>(13)</sup>에 따랐으며, 날카로운 균열 선단을 생성하기 위해 시험편의 무차원 균열길이 ( $a_0/W$ )는 0.55가 되도록 피로 예비균열을 삽입하였다. 또한 모든 시험편에 두께의 20%에 해당하는 측면홈(side-grooves)을 가공하여 균열의 직진성과 평면변형률 조건을 만족할 수 있도록 하였다.

파괴저항 실험은 ASTM E813과 ASTM E1152<sup>(14)</sup>에 의거하여 316°C에서 수행하였다. 단일시편을 이용한 제하 컴플라이언스법(unloading compliance technique)으로  $J$ - $R$ 곡선을 결정하였으며, 다음 식으로 곡선적합하여 매개변수  $C_1$ 과  $C_2$ 를 구하였다.

$$J = C_1(\Delta a)^{C_2} \tag{3}$$

2.3 파괴저항 특성

Fig. 2는 평면크기 변화에 따른 SA515 Gr.60 탄소강의  $J$ - $R$ 곡선을 비교하여 나타낸 것으로서, 실험에 실패한 AIP-4T는 제외하였다. 그림에서 볼 수 있듯이 균열진전량( $\Delta a$ ) 1 mm 이후부터 AIP-2T 및 AIP-3T 시편의  $J$ - $R$ 곡선이 AIP-1T 시편 보다 높아지고, 균열이 5 mm 진전하였을 때 AIP-3T 시편의  $J$ -적분값은 AIP-1T 시편에 비해 약 25% 정도

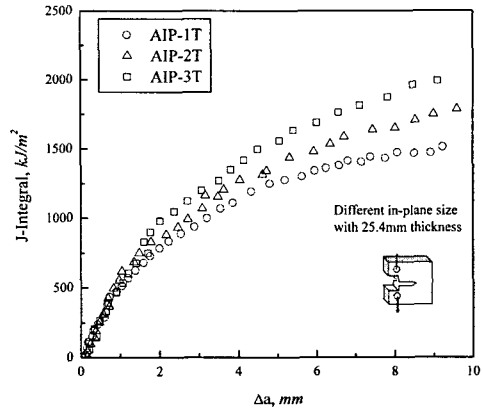


Fig. 2 Experimental  $J$ - $R$  curves obtained from various CT specimens made of SA515 Gr.60 carbon steel

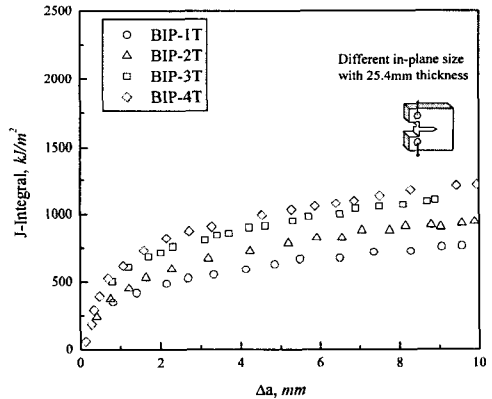


Fig. 3 Experimental  $J$ - $R$  curves obtained from various CT specimens made of SA516 Gr.70 carbon steel

크게 나타났다. 이러한 현상이 발생하는 이유는 평면크기가 증가할 경우 균열 선단에 작용하는 정수압 응력이 작아지고 구속효과(constraint effect)가 감소하기 때문인 것으로 판단된다.

Fig. 3은 평면크기 변화에 따른 SA516 Gr.70 탄소강의 실험결과를 비교한 것으로서, SA515 Gr.60 탄소강에 비해 전반적으로  $J$ - $R$ 곡선의 기울기가 평탄하고  $J$ -적분값이 작음을 알 수 있다. 그러나 앞서 기술한 것과 유사하게 시편의 폭( $B$ )이 증가할수록  $J$ - $R$ 곡선이 높고,  $J$ -적분값의 차이 또한 균열이 진전됨에 따라 점차 증가하는 것으로 나타났다.

3. 파괴저항 특성 예측

3.1 손상모델의 특징

마이크로 역학적인 관점에서 볼 때, 계체물 주변에 공극이 생성되고 성장과 합체를 거쳐 균열이

진전하게 된다.<sup>(15)</sup> 이러한 현상을 모의하기 위해 임계 변형률이나 임계 공극체적비율과 같은 국부 파손기준을 포함하는 다수의 손상모델이 제시되어 왔으며, 대부분의 경우 매개변수의 결정을 위해 실험과 수치해석을 병행하는 방법이 사용된다.<sup>(16)</sup> 본 논문에서는 표준 CT 시편으로부터 얻은 실험 및 유한요소해석 결과를 비교하여 손상 매개변수를 결정하였으며, 이를 위해 현재 가장 널리 사용되고 있는 수정된 GTN 모델과 Rousselier 모델을 채택하였다. 두 모델 모두 공극체적비율을 매개변수로 활용한다는 점에서는 공통점이 있으나 항복 포텐셜(yield potential,  $\Phi$ )에 대한 정의 등이 상이하므로, 이해를 돕기 위해 각각의 특징을 다음과 같이 간략하게 요약하였다.

### 3.1.1 수정된 GTN 모델

초기의 Gurson 모델<sup>(6)</sup>은 von Mises의 소성 이론을 확장하여 금속 내 공극의 생성과 성장을 설명하였으며, 타 연구자들에 의해 항복포텐셜( $\Phi$ )의 일부 다음과 같은 형태로 수정되었다.

$$\Phi = \frac{3 S_{ij} S_{ij}}{2 \sigma_{rs}^2} + 2f \cosh\left(\frac{3 \sigma_m}{2 \sigma_{rs}}\right) - (1 + f^2) = 0 \quad (4)$$

여기서,  $f$ 는 공극체적비율,  $\sigma_m$ 은 정수압응력,  $S_{ij}$ 는 편차응력으로써  $S_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_m \delta_{ij}$  ( $i, j = 1, 2, 3$ )로 표현된다.

한편 Tvergaard<sup>(17,18)</sup>는 손상모델의 효율성 향상을 위해 조정 매개변수  $q_1$ 과  $q_2$ 를 추가한 식 (5)를 제시하였다.

$$\Phi = \frac{3 S_{ij} S_{ij}}{2 \sigma_{rs}^2} + 2q_1 f \cosh\left(\frac{3 q_2 \sigma_m}{2 \sigma_{rs}}\right) - [1 + (q_1 f)^2] = 0 \quad (5)$$

그러나 위 식 또한 공극 합체시의 하중 지지능력과 공극 확대에 따른 균열성장을 실제와 유사하게 묘사하지 못한다는 것이 단점으로 지적되었다. 이와 같은 이유로 Tvergaard와 Needleman<sup>(19)</sup>은 공극의 합체 및 파단 과정을 모의할 수 있도록  $f$  대신 유효 공극체적비율(effective void volume fraction,  $f^*$ )의 사용을 제안하였다.

$$f^* = \begin{cases} f & \text{for } f \leq f_c \\ f_c - \frac{f_u^* - f_c}{f_f - f_c} (f - f_c) & \text{for } f > f_c \end{cases} \quad (6)$$

여기서,  $f_c$ 는 공극의 합체가 일어나는 임계 공극체적비율이고,  $f_u^*(=1/q_1)$ 는 공극에 의해서 더 이상 하

중을 지지하지 못하는 순간의 공극체적비율이며,  $f$ 는 균열이 진전하는 순간의  $f$  값을 의미한다. 식 (6)에서 우변의  $[(f_u^* - f_c)/(f_f - f_c)]$  항은 공극이 성장할 때의 기울기를 나타내며,  $f^* = 0$ 일 때 항복 조건은 von Mises의 소성 이론과 같아지게 된다. 또한  $f_0$ 와  $f_c$ 는 서로 종속적인 인자로서, 이러한 매개변수들의 조합과 관련된 세부사항은 참고문헌<sup>(20)</sup>에 제시되어 있다.

### 3.1.2 Rousselier 모델

Rousselier 모델<sup>(7)</sup>은 열동역학(thermo-dynamical mechanics)에 기초하고 있으며, 구성방정식에 포함된 손상 매개변수가 임계값에 도달할 때 파손이 발생하는 것으로 가정한다. 이 모델에서의 항복기준은 다음과 같이 정수압 응력의 함수로 정의된다

$$\Phi = \frac{\sigma_{eq}}{\rho} + D \cdot \sigma_1 \cdot f \cdot \exp\left(\frac{\sigma_m}{\rho \sigma_1}\right) - R(\epsilon_{eq}^p) = 0 \quad (7)$$

여기서,  $\sigma_1$ 과  $D$ 는 마이크로 역학적 매개변수,  $\sigma_{eq}$ 는 등가 von Mises 응력,  $\sigma_m$ 은 정수압 응력,  $\rho$ 는 재료의 밀도를 의미한다. 또한  $f$ 는  $f_0$ 와 더불어 손상 매개변수의 함수이며,  $R(\epsilon_{eq}^p)$ 는 재료의 가공경화(work-hardening)를 나타낸다. 식 (7)에서  $f=0$ 이면 수정된 GTN 모델과 마찬가지로 von Mises 소성 이론을 만족하게 된다. 공극의 성장과 합체는 우변 두 번째 항으로 표현되며, 하중 지지능력이 상실되는 손상 영역의 크기는 균열진전량으로 간주된다.

Rousselier 모델을 적용하기 위해서는 매개변수  $\sigma_1$ ,  $D$ ,  $f_0$ 의 값이 먼저 결정되어야 한다. 각 매개변수가  $J$ - $R$ 곡선에 미치는 영향은 차이가 있는데, 이중 가장 지배적인 인자는  $\sigma_1$ 으로 알려져 있다. Rousselier의 연구에 의하면 일반적으로  $\sigma_1$ 은 항복강도( $\sigma_{rs}$ )의 2/3에 해당하는 값을 가지며,  $D$ 의 범위는 1.5~2.0 정도라고 한다. 그러나 다른 연구자들은  $\sigma_1$ 이 재료에 따라 훨씬 다양한 값을 가질 수 있는 것으로 보고하고 있다.<sup>(21,22)</sup> 아울러 공극체적비율 결정과 관련하여 Franklin<sup>(23)</sup>은 황과 망간의 화학성분(wt%)으로부터 입자의 공극체적비율( $f_v$ )을 계산하는 공식을 제안한 바 있으며, Li 등<sup>(24)</sup>은 계재물의 형상이 구형일 때  $f_v$ 를 이용하여 다음과 같이  $f_0$ 를 가정하였다.

$$f_0 = f_v = 0.054 \left( S\% - \frac{0.001}{Mn\%} \right) \quad (8)$$

Table 4 Calibrated micro-mechanical parameters

Material	Modified GTN Model					Rousselier Model			
	$f_0$	$f_c$	$f_f$	$q_1^{(25)}$	$q_2^{(25)}$	$\sigma_1$	$D$	$f_0$	$f_f$
SA515 Gr.60 steel	0.0031	0.019	0.20	1.96	0.781	430	2.0	0.0031	0.20
SA516 Gr.70 steel	0.0017	0.019	0.23	1.68	0.856	370	2.0	0.0017	0.23

3.2 손상모델의 적용

3.2.1 마이크로 역학적 매개변수의 결정

전술한 두 가지 손상모델의 적용을 위해 먼저 SA515 Gr.60 및 SA516 Gr.70 탄소강의 해당 매개변수들을 결정하였다. 이 과정에서 상대적으로 영향이 적은 것으로 알려진  $q_1$  및  $q_2$  값은 기존 연구결과<sup>(25)</sup>를 인용함으로써 소요되는 노력을 경감시키고자 하였다. 이와는 달리, 각 재료의 항복조건 결정에 중요한 인자인  $\sigma_1$  및  $D$ 와 공극의 성장 또는 합체에 관여하는  $f_0, f_c, f_f$ 의 경우 표준 CT 시편인 AIP-1T와 BIP-1T를 대상으로 유한요소해석으로 구한 하중-하중선변위( $P-\delta$ ) 선도 및  $J$ - $R$ 곡선과 상응하는 실험결과들을 비교하여 결정하였다.

Fig. 4는 수치해석에 사용된 대표적 3차원 유한요소 모델을 도시한 것이다. 대칭성을 고려하여 전체 형상의 1/4만 모델링 하였으며, 4,905개의 절점과 3,808개의 요소를 사용하였다. 균열 선단의 요소망은 특이요소(singular element) 대신 매우 조밀한 사각형 요소로 구성하였으며, 동일 크기의 작은 요소를 시편 앞부분 16 mm까지 생성시켜 균열진전을 모의하였다. 일반적으로 유한요소해석 결과는 사용된 요소의 크기에 의해서도 좌우될 수 있으나, 본 연구에서 최종적으로 사용한 균열면 수직방향으로 250  $\mu\text{m}$  길이의 요소 전후의 크기 영향은 거의 없는 것으로 나타났다.

한편 손상역학을 적용함에 있어 지금까지 주로 사용되어 왔던 2차원 평면변형률(plane strain) 해석 결과에 비해 3차원 유한요소해석 결과가 실험 데이터와 보다 잘 일치하는 것으로 보고된 바 있다.<sup>(26)</sup> 이는 저자들에 의해서도 직접 확인된 사항이기 때문에 본 논문에서는 Fig. 1의 진응력-변형률 곡선을 사용한 3차원 탄소성 유한요소해석을 수행하였다. 아울러 식 (8)에 따라  $f_0$ 를 구하는 과거의 방법은 황과 인 성분이 매우 적게 포함되어 있는 국산 SA515 Gr.60 및 SA516 Gr.70 탄소강에 적합하지 않으며, 이를 실험을 통해 측정하는 것 또한 상당히 어려운 것으로 알려져 있다. 따라서 본 연구에서는 선행연구<sup>(19)</sup>에서와 같이 유한요소해석을 수행하여 실험결과와 일치하는  $f_0$ 를 시행착오법으로 결정하였다. 그 값은 두 재료에 대해 각각

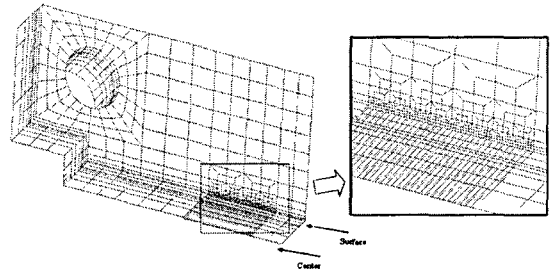


Fig. 4 Typical three-dimensional mesh of CT specimen

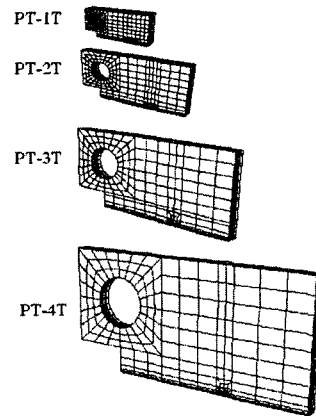


Fig. 5 FE models of CT specimens with different in-plane size

0.0031과 0.0017로써 식 (8)로 계산한 값과 상당한 차이를 보였다. Table 4는 최종적으로 결정된 손상모델의 매개변수 값을 정리한 것이다.

3.2.2 파괴 특성 예측절차 및 결과

Fig. 5는 상이한 평면크기를 갖는 CT 시편의 유한요소 모델을 나타낸 것으로서, 앞서 결정된 매개변수와 3차원 유한요소해석 결과를 기반으로 참고문헌<sup>(7,19)</sup>에 제시된 절차에 준하여 수정된 GTN 모델과 Rousselier 모델을 적용하였다.  $J$ -적분은  $P-\delta$  선도의 아래 면적을 이용하여 하중 증가에 따른  $J$ -적분값을 계산하였으며, 공극의 성장으로 인해 공극체적비율( $f$ )이  $f_f$ 값에 도달한 요소들을 기준으로 균열 진전량을 결정하였다. 아울러 손상모델이 균열둔화(crack blunting) 영역을 명확히 모의하지

못하는 점을 감안하여, ASTM E-813에 제시된 식 (9)에 따라 둔화선(blunting line)을 작도하고 계산된  $J$ -적분과 균열진전량 데이터를 연결하여  $J$ - $R$ 곡선을 완성하였다.  $J_{IC}$ 는 식 (3)으로 곡선적합한  $J$ - $R$ 곡선과 둔화선의 0.2 mm 이동선(offset line)의 교점에 해당하는  $J$ -적분값으로 결정하였다.

$$J = 2\sigma_f \Delta a \tag{9}$$

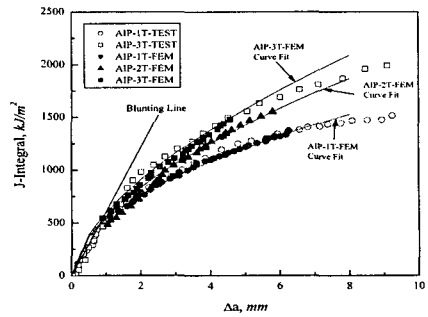
Fig. 6과 Fig. 7은 각각 SA515 Gr.60 및 SA516 Gr.70 탄소강으로 제작된 CT 시편에 대해 실험 또는 예측으로 구한  $J$ - $R$ 곡선을 비교한 것이다. 전반적으로 두 가지 손상모델에 의한 예측결과가 실험 결과에 비해 다소 낮기는 하지만, 잠재적인 실험 오차 또는 데이터의 분산 등을 고려할 때 예측방법의 타당성은 충분한 것으로 판단된다. 예측한 균열진전량이 측정값 보다 다소 작다는 사실은 시편 파단면 관찰을 통해 다시 한번 확인되었으며, 진전 모양은 변형된 요소망의 형상과 거의 일치하였다. 즉, 실험 및 예측의 경우 모두 CT 시편의 자유표면 보다 중심에서 균열이 더 빨리 진전하였는데, 이는 정수압 응력이 중앙 부분에서 더 크게 작용하기 때문이다. 아울러 Pinching 효과<sup>(27)</sup>로 인해 초기 균열 선단 부근의 두께도 감소하였다.

#### 4. 평면크기의 영향 분석

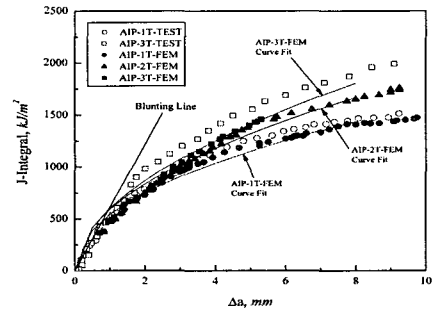
##### 4.1 파괴저항 특성 비교

다양한 CT 시편에서의 평면크기 영향 분석을 위해 실험과 수치해석으로 구한 파괴저항 특성들을 비교하였다.  $J$ - $R$ 곡선은 평면크기가 증가함에 따라 높게 나타났으며, 이는 균열 선단에서의 상대적으로 낮은 정수압 응력과 구속효과 차이에 기인하는 것으로 생각된다. Table 5와 Table 6은 수정된 GTN 모델과 Rousselier 모델을 사용하여 예측한 데이터와 실험결과를 정리한 것으로써  $C_1$ ,  $C_2$  및  $J_{IC}$  값은 비교적 잘 일치하였다.

Fig. 8은  $J_{IC}$  실험 및 예측 결과를 비교한 것으로서, 손상모델들은 SA515 Gr.60 탄소강의 하중 지지능력을 다소 과대평가 하는 반면 SA516 Gr.70 탄소강의 경우 과소평가 하는 경향을 보였다. 이러한 현상은 Rousselier 모델 사용시 보다 명확히 나타났으나, 그럼에도 불구하고 대부분의 예측 편차는 실험결과와 95% 및 5%의 신뢰도구간(tolerance bounds)을 벗어나지 않았다. 따라서 두 재료에 대한 매개변수 결정결과는 타당한 것으로 생각된다.

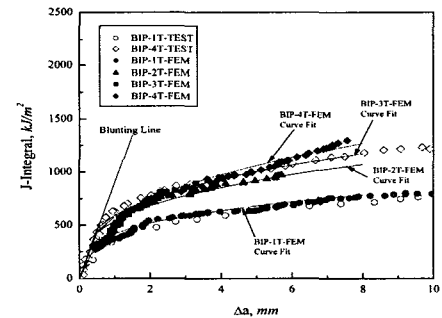


(a) Modified GTN model

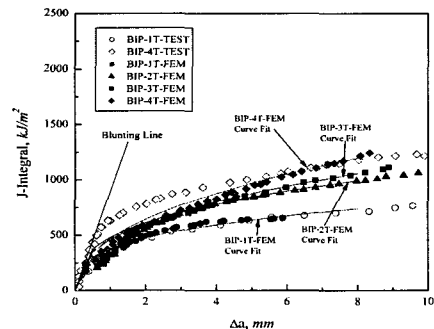


(b) Rousselier Model

Fig. 6 Estimated  $J$ - $R$  curves of various CT specimens for SA515 Gr.60 carbon steel



(a) Modified GTN model



(b) Rousselier Model

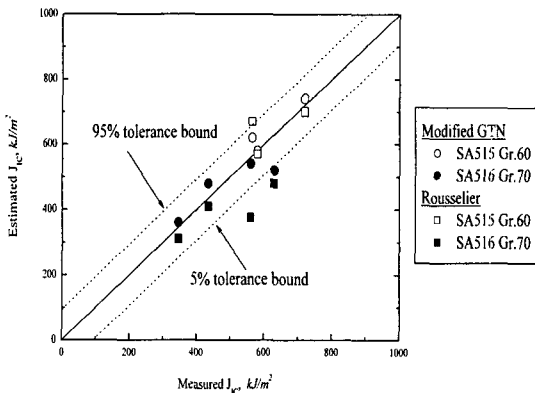
Fig. 7 Estimated  $J$ - $R$  curves of various CT specimens for SA516 Gr.70 carbon steel

**Table 5** Comparison of power law fitting constants of *J-R* curves

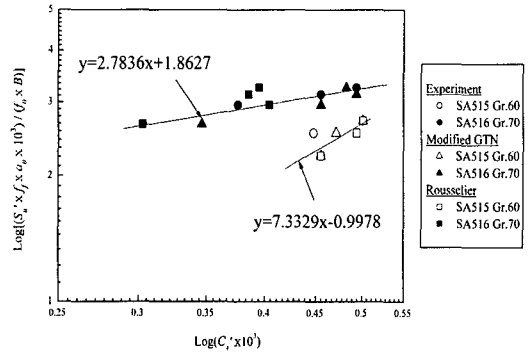
Specimen ID	Experiment		Estimation by Modified GTN Model		Estimation by Rousselier Model	
	$C_1$	$C_2$	$C_1$	$C_2$	$C_1$	$C_2$
AIP-1T	540	0.50	540	0.50	540	0.47
AIP-2T	530	0.56	560	0.58	590	0.50
AIP-3T	600	0.56	600	0.60	600	0.53
BIP-1T	380	0.33	420	0.30	380	0.32
BIP-2T	450	0.33	540	0.33	480	0.35
BIP-3T	540	0.33	590	0.33	460	0.40
BIP-4T	590	0.33	575	0.38	470	0.45

**Table 6** Comparison of  $J_{IC}$  values

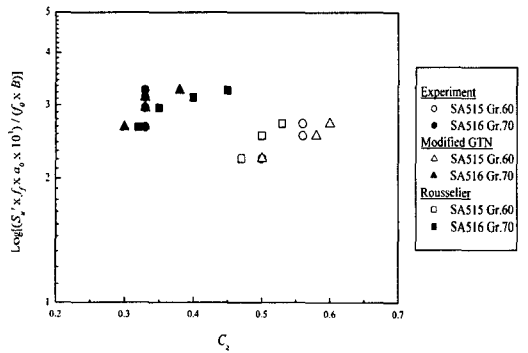
Specimen ID	$J_{IC}$ (kJ/m <sup>2</sup> )		
	Experiment	Estimation by Modified GTN Model	Estimation by Rousselier Model
AIP-1T	580	580	570
AIP-2T	565	620	670
AIP-3T	720	740	700
BIP-1T	345	360	310
BIP-2T	435	480	410
BIP-3T	560	540	375
BIP-4T	630	520	480



**Fig. 8** Comparison of  $J_{IC}$  values



**Fig. 9** Relationship between  $\text{Log}[(S_u' x f_j x a_0 x 10^3) / (f_0 x B)]$  and  $\text{Log}(C_1' x 10^3)$



**Fig. 10** Relationship between  $\text{Log}[(S_u' x f_j x a_0 x 10^3) / (f_0 x B)]$  and  $C_2$

4.2 주요 매개변수들의 상관관계

지금까지 SA515 Gr.60 및 SA516 Gr.70 탄소강으로 제작되고 평면크기가 상이한 CT 시편에서의 연성 파괴 거동 예측을 위한 국부접근법의 적용 가능성을 검토하였다. 이를 통해 마이크로 역학적 매개변수 결정의 복잡함과 상당한 해석 소요시간에도 불구하고, 수정된 GTN 모델과 Rousselier 모델에 근거한 국부접근법의 효용성을 확인할 수 있었다.

한편 재료의 *J-R*곡선은 거시적 관점의 매개변수와 미시적 매개변수의 함수로 표현될 수 있다는 가정하에  $\sigma_{YS}$ ,  $\sigma_U$ ,  $f_0$ ,  $f_j$ 와 같은 주요 매개변수들을 다양하게 조합하여 *J-R*곡선의 상수와 비교하여 보았다. 이로부터 Fig. 9에 나타난 바와 같이  $\text{Log}[(S_u' x f_j x a_0 x 10^3) / (f_0 x B)]$  값과  $\text{Log}(C_1' x 10^3)$  값 사이의 선형대수 관계를 확인할 수 있었으며, 재료별  $C_1$  값을 쉽게 계산할 수 있는 다음 식을 도출하였다.

$$C_1 = 1.368 \times \left[ \frac{(S_u' \times f_f \times a_0 \times 10^3)^{0.136}}{(f_0 \times B)} \right] \times 10^{-3} \times Ek$$

for SA515 Gr.60 Carbon Steel

(10)

$$C_1 = 0.214 \times \left[ \frac{(S_u' \times f_f \times a_0 \times 10^3)^{0.359}}{(f_0 \times B)} \right] \times 10^{-3} \times Ek$$

for SA516 Gr.70 Carbon Steel

여기서,

$$S_u' = \sigma_u / E$$

$$C_1 = C_1 / Ek \quad (k = 1 \text{ mm or } 0.0394 \text{ in.})$$

한편 Fig. 10에서 볼 수 있듯이 주요 매개변수들의 조합과  $C_2$  사이에서도 어느 정도의 상관관계를 찾을 수 있었으나, 대부분 예측 데이터와 관련이 있었다. 따라서 SA515 Gr.60 및 SA516 Gr.70 탄소강의  $C_2$  값으로는 각각 실험 평균치인 0.54와 0.33을 사용하는 것이 바람직할 것으로 생각된다.

#### 4.3 토 의

파괴저항 실험결과는 두께가 동일하지만 평면크기가 상대적으로 큰 CT 시편의 경우 균열 선단에 작용하는 정수압 응력이 낮기 때문에  $J$ - $R$ 곡선이 높아짐을 보여주었다. 구속효과로 알려지고 있는 이러한 현상은 수정된 GTN 모델과 Rousselier 모델을 채택한 국부접근법의 적용을 통해서도 입증되었으며, 두 가지 손상모델을 이용한 예측결과의 차이는 그다지 크지 않았다.

한편 자세한 내용은 생략하였으나 예비해석의 일환으로 2차원 평면변형률 모델 및 측면홈 유무에 따른 영향을 검토한 바 있다. 먼저 균열 선단 정사각형 요소의 크기를  $100 \times 100 \mu\text{m}$ 로 설정한 2차원 유한요소해석 결과는 본 논문에서 제시한 3차원 결과와 비교하여 볼 때 다소 낮은  $J$ - $R$ 곡선을 예측하였다. 또한 예상하였던 바와 같이 측면홈을 고려하지 않은 유한요소해석 결과는 구속조건의 차이로 인해 측면홈을 고려한 경우보다 더 높은  $J$ - $R$ 곡선을 예측하였다. 따라서 3차원 국부접근법을 적용하면 다양한 시편에서의 실제적 파괴저항 특성 예측이 가능할 것으로 생각된다.

마지막으로, 앞서 언급한 바와 같이 국부접근법 적용의 어려움 중 하나는 최적의 매개변수 결정에 상당한 시간이 소요된다는 것이다. 아울러 본 논문에서는 단일 공극의 등방성 손상을 가정하여 해석을 수행하였으나, 실제 마이크로 메커니즘은 더욱 복잡하다.<sup>(28)</sup> 그러나 이러한 제한성에도 불구하고 향후 미시적 측정결과를 활용한 매개변수 결정

또는 대규모 해석을 위한 병렬처리 기법 개발과의 연계 가능성을 고려하면, 배관의 파단전누설(leak-before-break) 평가에의 적용 등을 예로 들 수 있듯이 국부접근법의 공학적 활용 전망은 좋은 것으로 생각된다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 SA515 Gr.60 및 SA516 Gr.70 탄소강으로 제작된 다양한 CT 시편을 대상으로 실험과 유한요소해석을 수행하였으며, 주요 결과를 정리하면 다음과 같다.

(1) 파괴저항 실험을 통해 두께가 동일한 CT 시편의 평면크기가 커질수록  $J$ - $R$ 곡선이 높아짐을 확인하였으며, 표준시편과의 차이는 균열진전에 따라 더욱 증가하였다.

(2) 수정된 GTN 모델 및 Rousselier 모델을 기반으로 3차원 유한요소해석을 수행하여 예측한 파괴저항 특성은 실험결과와 비교적 잘 일치하였다.

(3) 지배적인 거시적 매개변수( $\sigma_u$ ,  $a_0$ ,  $B$ )와 미시적 매개변수( $f_0$ ,  $f_f$ )의 조합을 통해  $J$ - $R$ 곡선의 상수를 쉽게 계산할 수 있는 관계식을 제시하였다.

## 후 기

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

## 참고문헌

- (1) ASTM STP 1244, 1995, "Constraint Effects in Fracture Theory and Applications," *American Society for Testing and Materials*.
- (2) Kim, J.S., Cho, S.M., Kim, Y.J. and Kim Y.J., 2003, "Specimen Thickness and Crack Depth Effects on J Testing and Crack Tip Constraint for Non-Standard Specimen," *Journal of Korean Society of Mechanical Engineers*, Vol. 27, No. 9, pp. 1531~1538.
- (3) Betegon, C. and Hancock, J.W., 1991, "Two Parameter Characterization of Elastic-Plastic Crack Tip Fields," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 58, pp. 104~110.
- (4) O'Dowd, N.P. and Shih, C.F., 1991, "Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter-I: Structure of Fields," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39, No. 8, pp. 989~1015.
- (5) Chang, Y.S., Kim, Y.J. and Stumpfrock, L., 2004, "Development of Cleavage Fracture Toughness Locus Considering Constraint Effects," *KSME International*



- Journal*, Vol. 18, No. 12, pp. 2158~2173.
- (6) Gurson, A.L., 1977, "Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part 1 – Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media," *Journal of Engineering Material and Technology*, Vol. 99, pp. 2~15.
  - (7) Rousselier, G., 1987, "Ductile Fracture Models and Their Potential in Local Approach of Fracture," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 105(1), pp. 97~111.
  - (8) Garrison, W.M. and Moody, N.R., 1987, "Ductile Fracture," *Journal of the Physics and Chemistry of Solids*, Vol. 48, No. 11, pp. 1035~1074.
  - (9) Bernauer, G. and Brocks, W., 2002, "Micro-mechanical Modeling of Ductile Damage and Tearing – Results of a European Numerical Round Robin," *Fatigue and Fracture Engineering Materials and Structures*, Vol. 25, pp. 363~384.
  - (10) ASTM E8-87a., 1987, "Standard Test Methods of Tension Testing of Metallic Materials," Annual book of ASTM standards.
  - (11) ASTM E21-87., 1987, "Standard Test Methods for Elevated Temperature Tension Tests of Metallic Materials," Annual book of ASTM standards.
  - (12) Oldfield, W. et al., 1984, "Fracture Toughness Prediction for Pressure Vessel Steels," ASME MPC-24, pp. 9~26.
  - (13) ASTM E813-89., 1995, "Standard Test Method for  $J_{IC}$ , a Measure of Fracture Toughness," Annual book of ASTM standards.
  - (14) ASTM E1152-95., 1995, "Standard Test Method for Determining Fracture Resistance Curves," Annual book of ASTM standards.
  - (15) Wilsdorf, H.G.F., 1983, "The Ductile Fracture of Metals: a Microstructural Viewpoint," *Materials Science and Engineering*, Vol. 59, pp. 1~19.
  - (16) Needleman, A. and Tvergaard, V., 1984, "An Analysis of Ductile Rupture in Notched Bars," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 32, No. 6, pp. 461~490.
  - (17) Tvergaard, V., 1982, "On Localization in Ductile Materials Containing Spherical Voids," *International Journal of Fracture*, Vol. 18, No. 4, pp. 237~251.
  - (18) Tvergaard, V., 1981, "Influence of Voids on Shear Band Instabilities Under Plane Strain Conditions," *International Journal of Fracture*, Vol. 17, pp. 389~407.
  - (19) Tvergaard, V. and Needleman, A., 1984, "Analysis of the Cup-Cone Fracture in a Round Tensile Bar," *Acta Metallurgica*, Vol. 32, No. 1, pp. 157~169.
  - (20) Zhang, Z., 1996, "A Sensitivity Analysis of Material Parameters for the Gurson Constitutive Model," *Fatigue and Fracture Engineering Materials and Structures*, Vol. 19, pp. 561~570.
  - (21) Devaux, J.C., Motter, G., Balladon, P. and Tanon, A.P., 1987, "Calibration of the Parameters of Ductile Fracture Damage Model on an Austenitic-Ferritic Duplex Welded Joint," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 105, pp. 131~138.
  - (22) Eripret, C. and Rousselier, G., 1994, "First Spinning Cylinder Test Analysis Using a Local Approach to Fracture," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 152, pp. 11~18.
  - (23) Franklin, A.G., 1969, "Comparison Between a Quantitative Microscope and Chemical Methods for Assessment of Non-Metallic Inclusions," *Journal of Iron and Steel Institute*, Vol. 207, pp. 181~186.
  - (24) Li, Z.H., Bilby, B.A. and Howard, I.C., 1994, "A Study of the Internal Parameters of Ductile Damage Theory," *Fatigue and Fracture Engineering Materials and Structures*, Vol. 17, pp. 1075~1087.
  - (25) Gao, X., Faleskog, J., Shih, C.F. and Dodds Jr, R.H., 1998, "Ductile Tearing in Part-Through Cracks: Experiments and Cell-Model Predictions," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 59, No. 6, pp. 761~777.
  - (26) Gullerud, A.S., Gao, X., Dodds, R.H. and Haj-Ali, R., 2000, "Simulation of Ductile Crack Growth Using Computational Cells: Numerical Aspects," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 66, pp. 65~92.
  - (27) Leblond, J.B. and Devaux, J., 1997, "Advances in the Numerical Simulation of Ductile Fracture," *14<sup>th</sup> International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*, Lyon, France, G. 631~641.
  - (28) Rousselier, G., 1987, "Ductile Fracture Models and Their Potential in Local Approach of Fracture," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 105, No. 1, pp. 97~111.