

# 시편크기의 영향을 고려한 J-A<sub>2</sub> 방법에 의한 파괴인성 평가

이정윤\*, 김영종\*\*, 김용환\*\*\*, 김재훈\*\*\*

## Evaluation of Fracture Toughness by J-A<sub>2</sub> Method Considering Size Effect

J. Y. Lee\* ,Y. J. Kim\*\*, Y. H. Kim\*\*\*, and J. H. Kim\*\*\*

### ABSTRACT

The size effect on fracture toughness was investigated by introducing J-A<sub>2</sub> theory. For this application, small size specimens were chosen to establish J-A<sub>2</sub> assessment curve with FEM analysis. Two-dimensional FEM analysis was conducted with plane strain model using ABAQUS by domain integral method to calculate both crack tip stress and fracture toughness which were used to establish J-A<sub>2</sub> curve. The assessment curve predicted the fracture toughness of large specimens very well when compared to the test values. The results showed good prediction for deep crack specimen, though there were acceptable deviations in shallow cracked specimens, presumably caused by constraint effect. When the curve applied to reactor vessel in order to predict end of life fracture toughness with assumption of on-power pressure test condition, it provided the reasonable pressure compared to the existing design value. Better predictions would be possible if more test data were available.

**Key Words** : Size effect(크기효과), Fracture toughness(파괴인성), Cleavage fracture(벽개파괴), Constraint effect(구속효과), J-A<sub>2</sub> theory (J-A<sub>2</sub> 이론)

### 1. 서론

현대사회에서는 산업구조가 복잡 다양화하면서 그 시설 또한 대형화 추세에 있어 한번만의 사고에 의해서도 대량의 재산과 인명의 손실이 따르고 있다. 이를 방지하고자 파괴역학적인 개념을 도입하여 현재 설계방법에 적용하고 있다. 이를 위해 재료의 물성치를 파악하는 것은 재료를 이용한 공학적인 설계·적용에 필수적이다. 이러한 재료의 물성치와 관련하여 특히 J적분을 이용한 탄소성 영역과 완전소성 영역에서 크랙선단의 특성을 나타내는

변수에 대한 연구가 많이 진행되어 왔다<sup>(1)</sup>. 파괴역학을 이용한 구조물의 설계에는 가상 크랙을 고려하여 사용압력과 온도에서 구조적인 건전성을 확보하도록 설계하는 것인데 원자로의 설계가 그 대표적이다. 현재 원자로 내부 구조물에는 감시 시편함을 설치하는 구조물이 있어 초기에 시편을 넣은 후 정기적으로 인출하여 실험하는 방법을 사용하여 물성치의 변화를 추종 감시하고 있으나 원자로 내부 구조가 복잡하고 협소하여 넣을 수 있는 시편의 수량이 제한적이다. 그러나 시편의 크기가 소형인 경우 보다 많은 시편을 넣을 수 있고 또한 시편의 소

\* 한국전력기술(주) 원자로설계개발단

\*\* 한국과학기술원

\*\*\* 충남대학교 기계설계공학과

형화에 따라 운반의 간편성, 취급의 용이성, 그리고 그 적용 폭이 넓어지므로 매우 경제적이고 효과적으로 보다 많은 유용한 재료의 물성 자료를 제공하게 될 것이다.

그러나 시편의 소형화는 재료내부에 구속효과(constraint effect)를 발생하여 실제 대형구조물의 응력강도계수나 J-적분 값과는 차이를 보인다. 이로 인해 시편 크기는 무한정 줄일 수 없으며 규격에서 적절한 크기 이상을 요구한다. 따라서 시편 크기와 파괴인성간의 적절한 관계를 규명함으로써 이런 문제점을 효과적으로 극복할 수 있다. 시편 크기에 대한 소형화는 완전 소성 및 탄소성 영역에서 소성역의 크기, 그리고 시편의 구속효과와 밀접한 관계가 있다. 평면변형을 조건을 만족시키기 위한 파괴인성시험에서 시편크기의 조건식은 ASTM E399<sup>(2)</sup> 규격에서 아래 식 (1)과 같이 규정하여 제한하고 있으며 이는 평면변형 조건에서 소성역 크기를 보수적으로 설정한 것이다.

$$a, b, B \geq 2.5 \left( \frac{K_q}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (1)$$

여기서,  $a$ 는 크랙길이,  $b (= W - a)$ 는 리거먼트 길이,  $W$ 와  $B$ 는 각각 시편의 폭과 두께를 의미하며,  $K_q$ 는 적용된 응력확대계수,  $\sigma_{ys}$ 는 재료의 항복응력이다. 규격에서 요구하는 시편규격은 크랙 선단에서 발생하는 응력장이 평면변형 상태가 되도록 하기 위한 것이다. 이는 재료의 특성을 고려하지 않고 모든 재료에 대해 적용하기 위한 것이므로 다양한 많은 재료에 이를 모두 적용하는 것은 재료에 따라 매우 보수적일 수 있다.

선형파괴역학으로부터 Mode I 크랙선단( $\theta = 0$ )에서 응력장의 계산식을 이용하여 소성역의 크기를 구하면 평면변형의 경우 다음 식으로 나타낸다.

$$r_p = \frac{1}{3\pi} \left( \frac{K_q}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (2)$$

여기서  $r_p$ 는 소성역의 크기이다. 식(2)와 ASTM E399의 식(1)에서 계수를 비교하면 ASTM E399의 식이 약 23.5배가 더 크다. 따라서 시편의 크기가 과다하게 보수적으로 결정된 ASTM E399 규격에 의한 시편 크기의 결정은 적용 재료에 따라 시편의 과다한 크기로 직결된다.

크랙선단에서의 해석적인 모델에 의한 탄소성 해석의 연구는 파라미터 J적분에 의한 것에 부가

적으로 2차 변수를 추가하는 J-CTOD<sup>(1)</sup>, J-Q<sup>(3)</sup> 및 J-A<sub>2</sub><sup>(4)</sup> 등이 있다. 2차 파라미터를 추가하는 방법 중에서 J-A<sub>2</sub>이론은 시편의 평면변형을 가정한 해석적인 방법으로서, 시편의 크기에 영향을 받지 않으면서 작은 시편으로 측정된 재료의 물성치인 J-A<sub>2</sub> 파괴평가선도를 Chao<sup>(4)</sup>가 제안하고 이 방법으로 시편 크기의 영향과 ASTM E399<sup>(2)</sup> 규격의 보수성을 검토하고 시편 크기, 크랙 깊이에 따른 파괴인성의 변화를 고찰하였다.<sup>(5)</sup>

본 연구에서는 원자로 압력용기 재료의 실험 결과를 토대로 현재 Chao<sup>(4,5)</sup>이 개발한 J-A<sub>2</sub> 파괴평가선도를 동일재료의 크기가 다른 시편에 적용하여 그 유용성을 비교 검증한다. 또한 유한요소 해석을 통하여 A<sub>2</sub>값을 구하여 J-A<sub>2</sub> 파괴평가선도를 작성하였다. 파괴인성과 크랙선단 후방에서의 응력을 구하기 위해 ABAQUS를 이용하여 2차원 시편 모델에 대한 크랙 해석을 수행하였다. 해석은 시편의 크기가 다른 Smith<sup>(6)</sup>과 ORNL(Oak Ridge National Laboratory)<sup>(7)</sup>의 데이터를 이용하였으며, Smith의 소형시편 자료로 J-A<sub>2</sub>곡선을 만든 후 이를 토대로 ORNL의 실험자료에 대해 적용하여 ORNL의 파괴인성 값과 비교하여 J-A<sub>2</sub> 파괴평가선도의 유용성을 밝히고, 수명말기의 원자로를 적절하게 가정하여 단순모델을 작성하고 J-A<sub>2</sub> 파괴평가선도에 의해 그 결과 및 안전성을 고찰하였다.

## 2. J-A<sub>2</sub> 이론의 이론적 배경

Hutchinson<sup>(8)</sup>, Rice and Rosengren<sup>(9)</sup>(HRR)은 비선형 재료의 크랙선단에서 J값으로 응력장을 나타내었다. 이 때 비선형 재료의 응력-변형을 관계는 다음의 Ramberg-Osgood의 식<sup>(4)</sup>을 따른다고 가정하였다. 즉,

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (3)$$

여기서  $\sigma_0$ 는 유효기준항복응력,  $\epsilon_0 = \sigma_0/E$ ,  $\alpha$ 는 무차원상수,  $n$ 은 가공경화지수이다.

크랙 선단에서 아주 가까운 거리인 소성역 안에서 탄성변형이 소성변형에 비해 아주 작으므로 무시될 수 있다. 크랙선단에서 응력과 변형율의 분포는 다음 식으로 표현된다.

$$\sigma_{ij} = \sigma_o \left( \frac{EJ}{\alpha \sigma_o^2 I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta) \quad (4)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_o}{E} \left( \frac{EJ}{\alpha \sigma_o^2 I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta) \quad (5)$$

여기서  $J$ 는 파괴인성치,  $r$ 은 크랙선단으로부터의 거리,  $I_n$ 은 적분상수를 의미하며,  $\tilde{\sigma}_{ij}$ ,  $\tilde{\varepsilon}_{ij}$ 는 각각  $n$ 과  $\theta$ 의 함수로 무차원값을 가진다.

Hutchinson<sup>(8)</sup>, Rice and Rosengren<sup>(9)</sup>은 소성역 내에서의 응력은 평면응력 상태보다 평면변형상태에서 높게 나타나는 것을 입증하였다. 이는 실험에 의해 경험적으로만 알려진 시편 크기의 영향을 이론적으로 설명될 수 있게 한 것이다.

HRR해에 의해 식(4)와 (5)가 크랙선단에서 응력장을 표현할 수 있다면 단일  $J$  파라미터가 응력상태를 표현할 수 있다는 것을 의미한다. 그러나 크랙선단에서 대변형과 크랙둔화에 영향을 받는 선단의 영역에서는 대변형을 고려하지 않은 HRR에 의한 응력상태는 실제와 맞지 않는다. 이를 그림으로 나타내면 Fig. 1과 같다.<sup>(4)</sup> Fig. 1에서 실제 응력장은  $r \rightarrow 0$ 의 영역인 크랙선단에서 일치하지 않음을 보여주고 있다. 이 영역에서는 크랙이 응력에 의해 둔화(blunting) 되는 대변형 영역이기 때문이다. 크랙선단에서는 소성변형에 의한 3축 응력의 완화 현상이 발생되어 소규모항복에서 보다 작은 주응력이 발생하게 된다. 그러므로 압력 용기강의 크랙선단에서는 Fig. 1과 같은 비선형으로 오차가 커지므로 이 영역에서  $J$  이외의 다른 변수가 필요하게 된다.

일반적으로  $J$ 나 CTOD 이외의 추가항을 결정하는 방법중의 하나로 최근 이론적인 점근선 해석(asymptotic analysis) 방법이 Yang<sup>(10,11)</sup>에 의해 제시되었다. 이는 Ramberg-Osgood 재료의 크랙선단에서 고차의 항을 포함시킨 것으로서 평면응력 또는 평면변형상태의 Mode I과 Mode II에서 적용이 가능하다. 점근선 해석에 의한 크랙 선단에서의 응력장 분포는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \overline{\sigma}_{ij} &= \sum_{\beta=1}^{\infty} \overline{A}_{\beta} \times \overline{r}^{s_{\beta}} \tilde{\sigma}_{ij}^{(\beta)}(\theta) \\ &= \overline{A}_1 \times \overline{r}^{s_1} \tilde{\sigma}_{ij}^{(1)}(\theta) + \overline{A}_2 \times \overline{r}^{s_2} \tilde{\sigma}_{ij}^{(2)}(\theta) \\ &\quad + \overline{A}_3 \times \overline{r}^{s_3} \tilde{\sigma}_{ij}^{(3)}(\theta) + \dots \end{aligned} \quad (6)$$

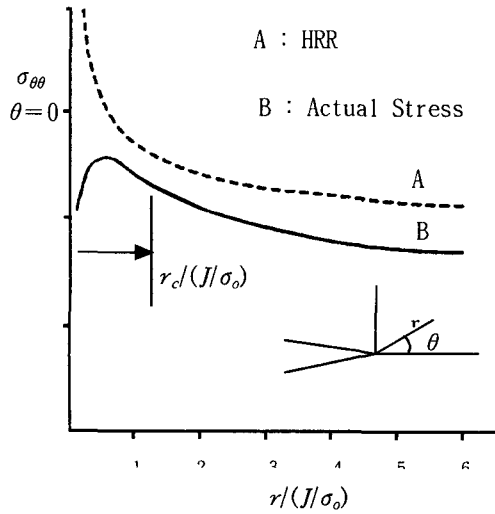


Fig. 1 Opening stress distribution near a crack tip<sup>(4)</sup>

여기서  $\overline{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij}/\sigma_o$ ,  $\overline{r} = r/L$ ,  $L$ 은 크랙의 특성 길이,  $\overline{A}_{\beta}$ 는 진폭,  $\beta$ 는 양의 정수,  $s_{\beta}$ 는 응력 지수,  $\tilde{\sigma}_{ij}^{(\beta)}(\theta)$ 는 무차원화 된  $\beta$ 번째 응력성분이다. 여기서  $i, j=1, 2, 3$ 은 크랙 원점에서 실린더 좌표계의  $r, \theta, z$ 와 같다. Yang<sup>(10,11)</sup>은 Mode I의 평면변형 상태에서 식 (6)의 수열에서 3번째까지의 항만이 크랙선단에서의 응력장  $1 < r/(J/\sigma_o) < 5$ 의 범위에서 유효하게 표현할 수 있다고 보고하였다. 응력에 대한 3개항의 해는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{\theta\theta}}{\sigma_o} &= \left( \frac{J}{\alpha \varepsilon_o \sigma_o I_n L} \right)^{1/(n+1)} \left[ \left( \frac{r}{L} \right)^{s_1} \tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(1)}(\theta) + \right. \\ &\quad \left. A_2 \left( \frac{r}{L} \right)^{s_2} \tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(2)}(\theta) + A_2^2 \left( \frac{r}{L} \right)^{s_3} \tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(3)}(\theta) \right] \quad (7) \end{aligned}$$

여기서  $A_2 = \frac{\overline{A}_2}{\overline{A}_1} = \frac{\overline{A}_2}{(\alpha \varepsilon_o \sigma_o I_n L/J)^{s_1}}$ ,  $n$ 은 가공경화지수,  $(\sigma_o, \varepsilon_o)$ 는 기준응력과 변형율이다. 식 (7)의 첫째 항은 HRR해이고, 나머지 2개항은 고차원 항이다. 여기서  $I_n$ 은 적분상수이고  $\alpha$ ,  $n$ 은 Ramberg-Osgood에서 사용되는 재료상수이다.  $J$ 는 부하의 수준을 나타내며,  $A_2$ 는 부하의 수준( $J$ )의 함수이고 재료상수( $\alpha, \sigma_o, \varepsilon_o, n$ )와 재료의 크기, 부

하의 형태 등과 관계한다.

보통의 실험에서 경험적으로 첫째 항은 양이고, 둘째 항과 셋째 항은 음으로 나타나는데 이는 진폭인  $A_2$ 가 음의 형태로 나타나고,  $\widetilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(2)}$ 는 양이며  $\widetilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(3)}$ 는 음이다.(Table 2 참조) 그러므로 전체 응력값이 Fig. 1과 같이 HRR응력보다 값이 작게 나타나고  $A_2$ 는 HRR응력으로부터 응력의 차이를 나타내고 있다.

$A_2$ 가 0으로 나타나는 시편은 HRR에 의한 응력값으로 임계응력을 표현할 수 있다. 이러한 시편은 단일변수, 즉 CTOD나 J등으로 파괴를 나타낼 수 있을 것이다. 일반적으로  $A_2$ 는 재료의 3축응력에 의한 구속효과를 나타내는 양적인 표현으로  $A_2$ 의 절대값이 작으면 구속이 크고 그 값이 크면 구속이 작은 것으로 알려져 있다.<sup>(4)</sup>

크랙선단으로부터 적당한 거리에서 벽개파괴가 시작되는 임계거리를  $r_c$ 라고 하면 이곳에서 임계응력  $\sigma_c$ 가 발생한다고 볼 수 있다. 따라서 식(7)로부터 J와  $A_2$ 의 두 개의 변수가 생기게 된다. 임계거리  $r_c$ 는 벽개파괴가 발생하는 경우 특정 구간인  $1 < r/(J/\sigma_0) < 5$ 의 구간에서 임계응력  $\sigma_c$ 가 발생되어 벽개파괴가 발생한다고 보고하였다.<sup>(12)</sup> 따라서 크랙선단의 임계응력은  $\theta=0$  이라고 놓으면 다음과 같다.

$$\frac{\sigma_c}{\sigma_0} = \left( \frac{J_c}{\alpha \epsilon_0 \sigma_0 I_n L} \right)^{1/(n+1)} \left[ \left( \frac{r_c}{L} \right)^{s_1} \widetilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(1)}(0) + A_2 \left( \frac{r_c}{L} \right)^{s_2} \widetilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(2)}(0) + A_2^2 \left( \frac{r_c}{L} \right)^{s_3} \widetilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(3)}(0) \right] \quad (8)$$

식(8)의  $A_2$ 는 유한요소해석으로 크랙 선단의 한 점에서 크랙면의 수직응력, 즉 크랙개구 응력을 구함으로써 식 (7)로부터 구할 수 있다.

Chao<sup>(4)</sup>는 J- $A_2$  2변수 방법을 적용하는 절차를 제시하였다. 그 방법은 다음과 같다.

- 1) 적용대상 재료의 J- $A_2$  재료파괴곡선을 그린다. 재료의 실험 결과로부터  $J_c$ 에 해당하는 부하 값 ( $P_c$ )을 사용하여 크랙에 수직인 방향의 응력 ( $\sigma_{\theta\theta}$ )을 크랙선단의 적당한 지점 ( $1 < r/(J/\sigma_0) < 5$ )에서 값을 구한다. 이는 상용 코드를 사용하여 구하거나 수치 해석적인 방법

으로 구할 수 있다. 이때의  $\sigma_{\theta\theta}(0)$ 는  $\theta = 0$ 인 곳에서의 값이다.

$\sigma_{\theta\theta}, J_c, r$ 과  $E, \nu, \sigma_0, n, \alpha, I_n, \widetilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(i)}$ , 그리고  $s_1, s_2, s_3$ , 및  $\epsilon_0, L$ 을 식(7)에 대입하고  $A_2$ 를 구한다. 2개의  $A_2$ 와  $J_c$ 을 ( $J_{c1}, A_{21}$ ), ( $J_{c2}, A_{22}$ )으로 식 (8)에 넣으면  $\sigma_c = \text{계수} \times \sigma_0$ , 그리고  $r_c$ 의 값이 나오면 이를 다시 (8)식에 넣고 J와  $A_2$  관계식을 설정한다. 이 설정된 관계식으로 J와  $A_2$  평면에 나타나는 곡선이 이 재료의 파단곡선 (failure curve)이다.

- 2) 같은 재료의 실제 크랙에 대해 임의의 J값에 해당하는  $A_2$ 값을 여러개 구하여 이를 J와  $A_2$ 평면에서 점을 찍고 선을 만든다. 이것이 크랙진 전력곡선(crack driving force curve)이다.
- 3) 절차 1)에 의해 구한 파단곡선과 그리고 절차 2)에 의해 구한 크랙진 전력곡선이 만나는 점에 상응하는 J 값이 이 재료의  $J_{1c}$  값이 된다.

유한요소해석으로부터  $a/W=0.1, 0.5$ 인 각각의 시편에 대해 구하여 식(7)에 대입하여  $r, -A_2$ 를 구한다.  $a/W=0.1, 0.5$ 에서 구한  $r, -A_2$ 를 각각 식(8)에 대입하면 2개의 방정식이 되는데 이 방정식을 풀면  $r_c, \sigma_c$ 를 구할 수 있다. 이를 다시 식(8)에 대입하면 J- $A_2$  곡선을 그릴 수 있다.

Table 1 Stress exponents of higher order terms, Mode I, plane strain<sup>(4)</sup>

n	$s_1 = -1/(n+1)$ (HRR value)	$s_2$	$s_3$
3	-0.2500	-0.01284	0.2243
4	-0.2000	0.03282	0.2656
5	-0.1666	0.05456	0.2758
10	-0.0909	0.06977	0.2304
13	-0.0714	0.06468	0.2008

위의 절차에 따른 재료와 특정 크랙의 관계에서 구한 파괴인성치는 평면변형을 갖는다는 가정에 구한 것으로 J- $A_2$ 는 재료의 고유치라고 말할 수 있다. 위 절차를 위한 값은 Table 1과 Table 2<sup>(4)</sup>의 값을 이용한다. Fig. 2는 전형적인 J- $A_2$  파

파괴평가선도를 나타낸 것이다. 크랙 진전곡선과 교차하는 점에 해당하는 파괴인성값이 재료의  $J_c$ 가 된다.

Table 2 Higher order term of opening stress values  $\tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(\beta)}$  at  $\theta=0$ , Mode I, plane strain<sup>(4)</sup>

n	$\beta=1$ (HRR values)	$\beta=2$	$\beta=3$
3	1.9407	0.2834	-1.2764
4	2.1042	0.3092	-2.1506
5	2.2171	0.3184	-3.2240
10	2.4969	0.3130	-6.4128
13	2.5775	0.3036	-7.2798

Table 3 Mechanical properties and material constants for J-A<sub>2</sub> analysis<sup>(5)</sup>

Properties	Notation	Value
Young's modulus	E	207 GPa
Poisson's ratio	$\nu$	0.30
Yield stress	$\sigma_0$	452 MPa
Ramber-Osgood constant	n	6.30
	$\alpha$	2.71
Integration constant	$I_n$	4.85
Higher order opening stress (dimensionless)	$\tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(1)}$	2.2898
	$\tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(2)}$	0.317
	$\tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(3)}$	-4.0519
Stress exponent of higher order term	$s_1$	-0.137
	$s_2$	0.05851
	$s_3$	0.264
Strain	$\epsilon_0$	$2.185 \times 10^{-3}$
Characteristic length of crack	L	1 mm (Arbitrary)

### 3. J-A<sub>2</sub> 선도에 의한 파괴인성 평가

J-A<sub>2</sub> 파괴평가선도에 이용된 재료는 원자로 압력 용기용 A533-B 이다. 이 재료의 기계적 성질과 Table 1, Table 2로부터 구한 재료상수들은 Table

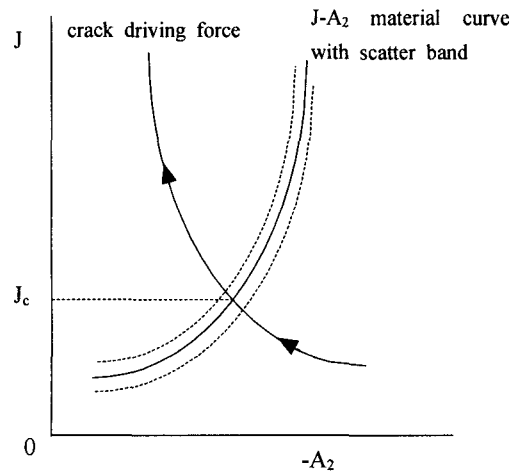


Fig. 2 Failure assessment diagram based on J and A<sub>2</sub>

3과 같다. Table 3의 기계적 성질과 재료상수들을 이용하여 전술한 절차에 따라 J값과 A<sub>2</sub>를 구한다. 이 때 J-A<sub>2</sub> 파괴평가선도를 구하기 위하여 Table 4에 수록한 실험 자료는 Chao의 연구<sup>(5)</sup>에서 인용하였다. 이 J-A<sub>2</sub> 파괴평가선도를 이용하여 또 다른 동일 재료에 대해 실험한 ORNL 자료의 파괴인성치를 예측하였다. ORNL에서 사용된 실험 자료는 Table 5에 수록하였다. 여기서 B=W이고 Span의 길이 L은 Smith의 경우 4W이고 ORNL의 경우 6W이다.

#### 3.1 J-A<sub>2</sub> 파괴평가선도 작성

Fig. 3은 3점 굽힘 시험편을 나타낸 것이다. 크랙이 있는 부위의 반대 면에 하중을 주고 두 점에서를 형상으로 지지하고 있다. 여기서 L은 시험편의 유효거리가 된다. 크랙의 깊이는 a/W= 0.1과 0.5로 하였다. a/W=0.1 시험편은 구속효과가 매우 클 것이므로 본 해석결과와 비교하여 구속효과의 영향을 확인할 수 있으며, a/W=0.5 시험편은 평면변형 조건으로 평면변형을 가정한 J-A<sub>2</sub> 평가선도에 의한 파괴인성 예측의 정확도를 확인할 수 있다. J-A<sub>2</sub> 파괴평가선도를 작성하기 위해 Fig. 3의 시험편에 대해 유한요소해석모델을 작성하였다.

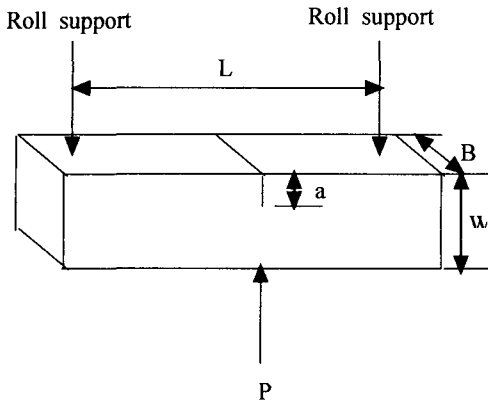


Fig. 3 Point bending specimen

J-A<sub>2</sub> 파괴평가선도의 가정이 평면변형을 전제로 한 것이기 때문에 PATRAN을 사용하여 2차원 평면변형모델로 작성하였다. 2차원 모델은 8 절점 사각요소(CPE8)를 사용하여 크랙선단에 요소와 절점이 편중되도록 하여 삼각형 형태의 사각모델이 되도록 하였다. 이 경우 크랙선단의 한 요소의 절점은 3개가 한 위치에 존재하게 된다. 이것은 크랙이 개구될 때 변형되는 모습과 변형량을 수치적으로 나타낼 수 있다. 시편의 대칭성을 고려하여 시편의 절반을 모델 하였다. Table 6은 해석 대상 시편의 규격과 그 해석 결과를 보여준다. 해석 모델의 경계조건은 힘을 가하는 부위의 요소는 탄성요소로 구성하였다.<sup>(1)</sup> 변위의 경계조건은 여러 개의 절점에 변위의 구속을 주었고 크랙 선단에서 절점의 변위에 대한 구속도 고려하였다. Fig.4는 해석 모델을 보여주고 있다. 재료 물성치는 Table 3의 Ramberg-Osgood 지수 등의 자료를 해석에 사용하였다. 본 해석에서는 domain integral로 해석하였으므로 Ramberg-Osgood 지수를 바로 ABAQUS 입력에 사용한다. 크랙 선단의 모델 크기는 크랙 개구변위를 충분히 나타낼 수 있도록 미세한 크기로 모델을 하였고 이로부터 먼 곳으로 가면서 요소의 크기를 점점 확대하였다. ABAQUS 해석은 평면변형에 대한 2차원으로 해석하였다. Fig. 4의 a)는 10% 깊이의 크랙 시편으로 요소 수는 252개, 절점수는 833개이고, b)는 50% 깊이의 크랙으로 요소와 절점의 수는 각각 730개 및 2319개이다.

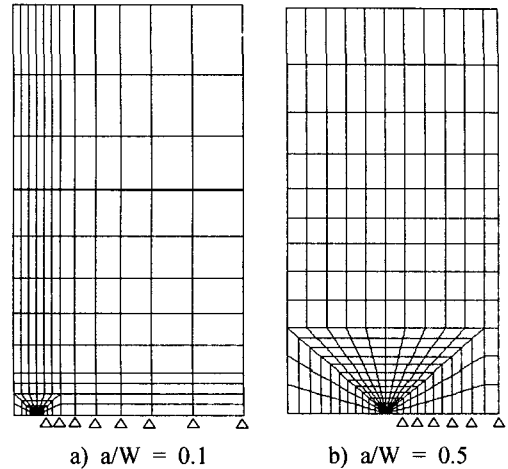


Fig. 4 FE models of 3 point bending specimen

### 3.2 수치해석 결과

3점 굽힘 시편의 해석은 Smith<sup>(6)</sup>의 시편에 대하여 먼저 수행하였다. 수행 결과 Table 6에서 보이는 것처럼 J값이 실험 결과와는 상당한 차이를 보이고 있다. 그 원인은 시편의 소형화에 따른 시편 크기의 영향으로 재료의 실제 파괴인성이 평면변형 조건을 만족하지 못하기 때문이다. 즉 재료의 파괴인성이 시편의 크기가 작을수록 실제 더욱 크게 나타난다.<sup>(4)</sup> 따라서 이 상태에서 크랙개구 방향의 응력을 구한다.

이를 위해  $1 < r/(J/\sigma_0) < 5$ 의 범위에서 r값을 선정할 수 있도록  $r/(J/\sigma_0) = 2$ 로 임의 선정하여 크랙의 진전방향인 크랙선단 후방의 위치인 r을 정하고 이 위치에서 크랙면에 수직인 y축방향의 응력을 선정하였다. 이때 적용하중은 10%와 50%의 크랙깊이를 갖는 Smith시편의 실험에서 설정한 임계하중을 사용하여 해석하였다. 각각의 크랙깊이에 대하여 해석한 결과 J값과 r점에서의 크랙선단 수직응력을 각각 구하여 이를 식 (7),(8)에 입력하여 A<sub>2</sub>를 구하였다. 이 계산에는 임계응력  $\sigma_c$ 와 그 임계거리  $r_c$  값도 구하는 과정이 포함되어 있다. 임계거리  $r_c$ 는 재료의 크랙선단 후방의 임의 점에서 크랙발생 가능한 위치이며 이 재료의 물성치로 간주하여 이를 그대로 같은 재료의 ORNL

Table 4 Specimen dimensions, failure loads and  $J_c$  by Smith et. al.<sup>(6)</sup>

a/W	Spec. No.	Temperature (°C)	Span (mm)	W (mm)	a (mm)	a/W	Failure load (kN)	$J_c$ (kN/m)
0.1	4	-40	81.3	20.3	1.60	0.079	87.6	2115
	16	-40	81.3	20.3	2.56	0.126	69.4	706
	18	-40	81.3	20.3	2.36	0.116	87.6	2178
	14	-40	81.3	20.3	2.18	0.107	67.8	534
	39	-40	81.3	20.3	2.18	0.107	70.9	673
	24	-40	81.3	20.3	1.73	0.085	85.9	2025
	5	-40	81.3	20.3	1.98	0.098	81.8	1878
	Average	-	81.3	20.3	2.08	0.103	78.7	1444
0.5	8	-40	81.3	20.3	9.58	0.472	20.9	108
	9	-40	81.3	20.3	9.65	0.475	21.4	158
	11	-40	81.3	20.3	8.89	0.438	23.6	116
	12	-40	81.3	20.3	8.61	0.424	25.8	174
	15	-40	81.3	20.3	9.3	0.457	26.7	407
	25	-40	81.3	20.3	10.08	0.496	20.5	172
	23	-40	81.3	20.3	10.34	0.508	18.7	133
	Average	-	81.3	20.3	9.49	0.467	22.5	181

Table 5 Specimen dimensions, failure loads and  $J_c$  by ORNL<sup>(7)</sup>

a/W	Spec. No.	Temperature (°C)	Span (mm)	W (mm)	a (mm)	a/W	Failure load (kN)	$J_c$ (kN/m)
0.1	26	-40	610	102	11.0	0.11	740.1	169
	37	-39	610	102	10.8	0.11	745.9	142
	38	-39	610	102	10.8	0.11	755.3	115
	Average	-	610	102	10.9	0.11	747.1	127
0.5	25	-39	610	102	52.0	0.51	238.4	91
	31	-40	610	102	51.5	0.51	205.5	57
	36	-38	610	102	51.6	0.51	176.1	44
	Average	-	610	102	51.7	0.51	206.7	64

(해석대상 구조물)시편에 적용하였다. 2절에서 기술한 절차 1)에 따라 계산하여 설정한  $J-A_2$  관계스에 의한 재료의  $J-A_2$  곡선이 Fig. 5에 나타나 있다. 적용대상 구조물인 ORNL 시편의  $J$ 값과 임계거리( $r_c$ )에서 크랙선단의 수직응력을 구하기 위해 ORNL의 시편에 대해 유한요소해석을 수행하였다. 그 결과 Table 6에서 보여주고 있는 것처럼 크랙

깊이가 작은 시편의 계산 값은 실험 값과 오차가 크다. 이는 유한요소 해석시 평면변형으로 가정하였기 때문이다. 적용대상 구조물의 유한요소해석 결과  $J$ 값과 임계거리에서의 응력을 구한 뒤 이를 사용하여  $A_2$ 값을 계산하였다. 이때  $J$  값과  $A_2$ 의 값은 임의로 적용하는 부하에 대하여  $J-A_2$  평면에 점으로 궤적을 그릴 수 있다.  $J-A_2$  이론에 의하면

Table 6 Specimens and FEM results

Conditions	Smith		ORNL	
	10 % Crack	50 % Crack	10 % Crack	50 % Crack
L (mm)	81.3		610	
B=W(mm)	20.3		102	
a (mm)	2.08	9.49	10.87	51.7
P <sub>c</sub> (kN)	78.7	22.5	747.1	206.7
J <sub>c</sub> (test,kN/m)	1444	181	142	64
J <sub>c</sub> (FEM,kN/m)	543	81	126	65
Crack opening stress (N/mm <sup>2</sup> )	724	1451	1281	1367
A <sub>2</sub>	-0.43	-0.168	-0.354	-0.194
r <sub>c</sub>	0.396			

Table 7 Prediction of ORNL specimen fracture toughness (\*unit: kN/m)

Specimen	Load (kN)	Opening stress (MPa)	J <sup>*</sup>	-A <sub>2</sub>	Cal. J <sub>c</sub> <sup>*</sup>	ORNL Test J <sub>c</sub> <sup>*</sup>
10 % Crack	1	353.55	1250	96	0.300	130
	2	373.55	1281	117	0.354	
	3	393.55	1318	144	0.354	
50 % Crack	1	100.00	1343	60	0.202	65
	2	103.55	1367	66	0.194	
	3	110.00	1412	80	0.185	

형에 의한 예측 값 보다 실험 값이 크게 나타났 다. Table 7에서 10%깊이의 결함에서 예측한 참고 문헌 (7)의 값이 130kN/m인데 비해 Table 6에서 나타난 계산에 의한 예측치 126kN/m과 다소 차이를 보여주고 있다. 이는 Fig. 2에서 보여주는 산발 범위(scatter band)로 설명될 수 있으며 만족할 만한 오차수준을 보이고 있다. 이는 소형 시편의 해석 결과로부터 J-A<sub>2</sub> 평가선도를 작성하여 해석적인 방법으로 대형시편인 ORNL 시편에 적용한 결과 그 유용성을 잘 보여준다고 할 수 있다. 즉, 미세 깊이의 표면 크랙이 실제 구조물에 발생되어도 J-A<sub>2</sub> 평가선도에 의한 예측은 실제 구조물의 강도에 비해 평면변형을 가정하므로 강도 값이 낮게 나타나므로 보수적인 값을 산출하게 된다.

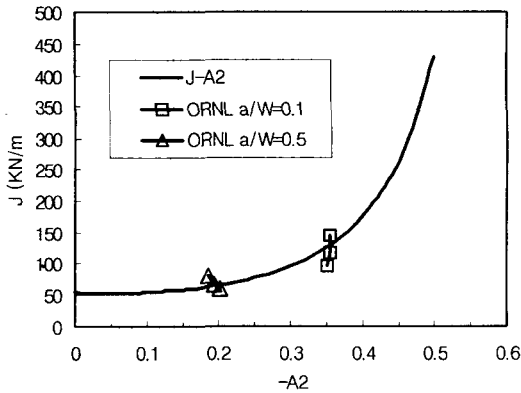


Fig. 5 J-A<sub>2</sub> failure evaluation for A533-B

이 만나는 점이 임계파괴인성치가 되며 이 만나는 점을 넘어서면 재료는 파단하게 된다.

Table 7은 유한요소해석으로부터 3 종류의 하중을 변화시켜 구성된 선을 10%, 50% 크랙 깊이에 대하여 구한 결과이다. Table 7의 계산 결과를 파괴평가선도에서 만나도록 나타낸 결과는 Fig. 5와 같다. Table 7에서 실험 결과와 비교할 때 응력 상태가 평면변형이 지배적인 a/W=0.5인 경우 예측 값이 정확하였으며 a/W=0.1인 시편에 대해서도 10%이내의 오차로 잘 맞는 것을 알 수 있다. 이 오차는 시편 크기가 작기 때문에 나타나는 구속효과에 의한 것으로 보이며 예상됐던 것처럼 평면변

#### 4. J-A<sub>2</sub> 방법의 원자로 구조물에 대한 응용

원자로는 핵연료 다발을 내부에 배치하여 냉각제로 하여금 열원인 핵연료로부터 열을 냉각제로 전달하는 현상이 내부에서 진행되며 이들의 압력 경계를 유지하는 역할을 수행한다. 원자로용 재료는 핵연료에서 발생하는 중성자에 조사되며 조사량에 따라 취화 정도가 심해진다. 따라서 수명말기에 취화정도가 가장 심해지므로 이때 취화 정도에 따라 수명기간이 연장될 수가 있다. 수명말기에 취화정도에 따라 재료의 연성-취성 전이 곡선이 달라지는데 재료에 따라 100 °C 전후까지도 상승하게 되어 상온 이상의 온도에서도 매우 큰 취성을 나타낼 수 있다. 따라서 이 경우 수명말기에 특정온도구역에서 원자로 용기는 벽개파괴를



일으킨다고 가정할 수 있으므로 하부천이구역에 대해 적용할 수 있는 J-A<sub>2</sub> 방법을 상온에서도 적용할 수가 있을 것이다.

본 해석에서 원자로는 수명말기에 도달하여 상온 이상에서 취성을 나타낸다고 가정한다. 이 상태에서 수압시험에 의해 용기벽에 응력이 발생하고 (a/W)=1/4 크랙을 갖는 원자로벽의 내외부에서 온도가 일정하게 유지된다면 원자로 압력이 상승한다고 모사되는 가상현상을 분석한다.

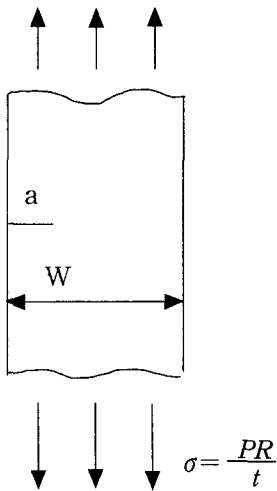


Fig. 6 Schematics of reactor vessel wall for analysis

크랙은 용기 원통부의 축방향으로 (a/W)=1/4 길이로 원통에 무한길이 형태로 존재한다. 이들의 가정은 다음과 같이 요약된다.

- 1) 수명말기의 원자로로서 하부 천이구역이 상온 이상을 유지한다.
- 2) 원자로는 무한 길이의 원통으로, 평면변형 상태로 가정한다.
- 3) 원자로 벽에 있는 크랙은 (a/W)= 1/4 길이로 원통에 존재한다.
- 4) 원자로 벽 내외부의 온도는 일정하며 온도의 효과는 무시한다.

이와 같은 가정으로 크랙이 있는 원자로 벽의 유한요소 해석 모델을 작성하였다. Fig. 6은 해석에 이용된 원자로용 구조이다. 즉 원자로 내부의 압력 P에 의해 축방향 응력이 발생하게 되고 이것이 한 면에서 a(25%)의 일정한 깊이를 가진 크랙에 직접적인 영향을 준다.

축방향 응력은 실제 구조물에서 원주응력에 비하여 절반 값에 해당하므로 이를 선정한 것은 원주 방향으로 발생하는 응력이 보다 파괴에 지배적임을 감안한 것이다. Fig.7은 계산에 사용된 요소망으로 미세(fine)한 경우와 거친(coarse) 경우에 대해 각각 작성한 것으로 원자로 벽에 축방향으로 존재하는 가상크랙에 대해 2차원 해석모델을 나타낸 것이다. Fig.7의 a)는 미세한 요소망 해석모델로서 요소수는 730개이고 절점의 수는 2319개이며, b)는 거친 요소망 해석모델로서 요소 수는 403개, 절점수는 1302개이다. 이들 두 모델은 모두 (a/W)=1/4 깊이의 크랙을 가지고 있는 것으로 모델을 작성하였다. 각 모델에 대하여 계산을 수행하여 J-A<sub>2</sub> 좌표 상에서 원자로의 예상 파단 압력을 Fig. 8과 같이 산출하였다. Fig. 8에서 보여주는 것처럼 부하를 증가시키면서 계산한 J-A<sub>2</sub> 값을 J-A<sub>2</sub> 평면에서 Fig. 5에서 결정된 재료 물성치에 해당하는 J-A<sub>2</sub> 곡선과 교차하는 점에서 결정된 파괴인성치(82.5~83.5 KN/m)를 이용하여 원자로 용기의 가상크랙에 대한 계산결과는 Table 8과 같다. 이는 J-A<sub>2</sub>방법에 의한 임계파괴인성의 계산 결과로부터 원자로의 최대 허용압력을 산출한 것이다. 통상 경수로의 운전압력을 15.5 MPa로 보면 수압시험 압력은 10% 증가한 17.1 MPa이다. J-A<sub>2</sub> 계산 결과인 82.5~83.5 KN/m에 해당하는 응력을 Fig. 6의 막응력 식에 대입하면 Table 8의 한계압력이 산출된다.

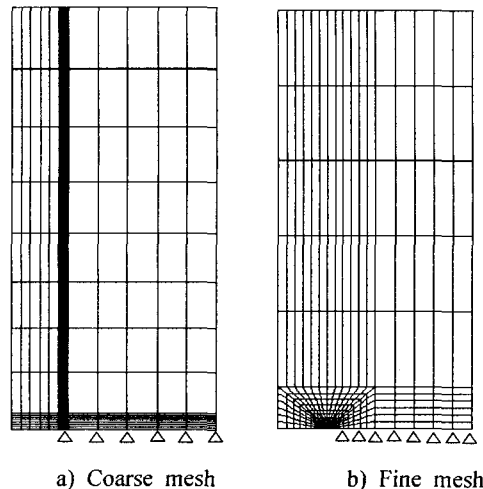


Fig. 7 FE mesh of reactor vessel wall for J-A<sub>2</sub> prediction, a/W=0.25

Table 8 J-A<sub>2</sub> Prediction of reactor vessel pressure limit at the end of life assuming (a/W)=1/4 crack inner side wall (\* unit:KN/m)

	$\sigma_{\theta\theta}$ (MPa)	$J^*$	-A <sub>2</sub>	$J_c^*$	Limit pressure (MPa)	Test pressure (MPa)
Coarse mesh	120	23.9	0.3	82.5	19.5	17.1
	160	46.14	0.27			
	200	82.5	0.26			
	250	165.7	0.28			
Fine mesh	120	22.97	0.33	83.5	19.4	17.1
	160	43.84	0.29			
	200	77.35	0.27			
	250	152.8	0.27			

결과에서 미세한 요소망과 거친 요소망의 차이는 미미하게 나타났다. 계산된 결과는 가동중인 원전의 최대 허용 압력 즉, 운전 수압시험의 수치와 비교할 때 10% 이상의 여유를 보여준다고 할 수 있다. FEM 해석은 Table 3의 자료를 그대로 사용하였다. 온도에 의한 영향을 고려할 때 재료의 가공경화지수인 n과 항복응력에 영향을 줄 것이다. 즉 항복응력은 온도가 상승할수록 낮아지는 경향을 보이거나 수명말기를 고려할 때 방사선 조사에 의한 재료의 취화로 인하여 재료의 항복강도는 보다 높아지는 경향을 보이므로 실제 이 두 가지의 상반된 경향을 예측하기 위한 정확한 수식이 현재 연구되어 있지 않다. 그러므로 수명말기에서 재료의 항복강도와 가공경화 지수는 실제 원자로 내부에서 조사시키거나 연구용 원자로에서 조사하여 실험을 통하여 구하여야 한다. 본 해석에서는 실험자료의 부족으로 재료에 상반된 경향을 보이는 운전온도의 상승에 따른 온도의 영향은 무시하였다. 이들을 고려하면 보다 정확한 값이 계산될 것이다.

### 5. 결론

본 논문에서는 재료의 파괴인성에 대한 시편크기의 영향을 분석하고, 재료의 물성치로 규정짓는 파괴인성치에 대한 J나 CTOD 이외의 2차 매개변수를 결정짓는 방법 중에 재료의 연성 취성전이 온도 구역에서 벽계파괴를 일으키는 압력용기장

의 실험자료를 근거로 J-A<sub>2</sub> 이론의 해석적인 방법을 통하여 고찰하였다. 얻어진 결과는 다음과 같다.

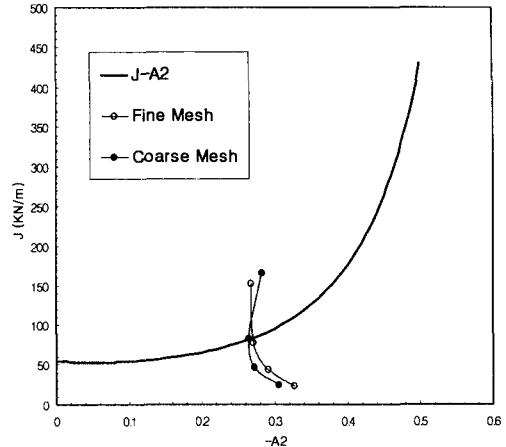


Fig. 8 J-A<sub>2</sub> failure evaluation for reactor vessel

(1) 파괴인성 시험에서 요구하는 시편크기의 규격은 보편적인 적용성을 두고 설정된 것이므로 원자로에 적용하기 위해 그 적용성을 개별적으로 원자로 재료에 적용할 수 있도록 한다면 현재의 시편크기 보다 더 작은 시편을 사용할 수 있을 것이다.

(2) J-A<sub>2</sub> 방법 및 유한요소해석 결과에서 시편의 크기와 크랙깊이에 따라 파괴인성치가 각각 다른 값을 보여 주었다. 소형시편의 자료로부터 J-A<sub>2</sub> 평가선도를 작성하여 대형시편에 적용하여 예측한 결과와 대형시편에서 실험으로 구한 파괴인성과는 만족할 만큼 일치하였고 평면변형을 가정한 J-A<sub>2</sub> 평가선도가 시편 크기를 극복할 수 있는 가능성과 유용성을 보였다.

(3) J-A<sub>2</sub> 방법은 평면변형에 해당하는 응력상태를 유지하는 시편에 대해 비교적 잘 일치하였고 재료의 구속효과가 심한 크랙 깊이가 작은 시편의 경우 오차가 발생한다. 그러나 J-A<sub>2</sub> 방법에 의해 산출한 결과는 적용시 보수적인 값을 가진다.

(4) J-A<sub>2</sub> 평가선도를 적용하여 해석을 통하여 원자로 벽에 발생하는 응력을 압력으로 모사하여 25% 균열이 존재하는 상태에서 원자로가 유지할 수 있는 압력을 보수적으로 산출한 결과 원자로의 운전중 수압시험 압력과 비교시 10% 정도 높

은 값을 보였다. 이는 현재의 원자료가 운전 수압 시험조건에 대해 보수적으로 설계되어 있음을 의미한다. 그러나 고려할 수 있는 모든 운전조건에 대한 실제적인 결함평가를 위해서는 보다 상세한 3차원적인 적용방법의 절차화에 대한 연구가 추가적으로 필요하다.

## 후 기

본 논문의 수행과정에서 도와주신 한전기술연구원원의 양준석 연구원에게 사의를 표합니다.

## 참고문헌

- Anderson, T.L., "Fracture Mechanics, Fundamentals and Application," CRC Press, 1995.
- ASTM E399, "Standard Test Method for Plane Strain Fracture Toughness of Metallic Materials," American Society for Testings and Materials, 1990.
- Williams, M.L., "On the Stress Distribution at the Base of Stationary Crack," Trans. ASME, J. of Applied Mechanics, Vol.24, pp. 109-114, 1957.
- Chao, Y.J. and Ji, W., "Cleavage Fracture Quantified by J and A<sub>2</sub>," ASTM STP 1244, pp.3-20, 1995.
- Chao Y.J. and Lam, P.S., "Effects of Crack Depth, Specimen Size, and Out-of Plane Stress on the Fracture Toughness of Reactor Pressure Vessel," Trans. ASME, J. of Pressure Vessel Technology, Vol. 118, pp. 415-423, 1996.
- Smith, J.A. and Rolfe, S.T., "The Effect of Crack Depth (a) and Crack Depth to Width Ratio (a/W) on the Fracture Toughness of A533-B Steels," Trans. ASME, J. of Pressure Vessel Technology, Vol. 116, pp. 115-121, 1994.
- Theiss, T.J., Shum, D.K. and Rolfe, S.T., "Experimental and Analytical Investigation of the Shallow Flaw Effects in Reactor Pressure Vessels," NUREG/CR-5886, ORNL/ TM-12115, Oak Ridge National Laboratory, 1992.
- Hutchinson, J.W., "Singular Behavior at the End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material," J. of Mechanics and Physics of Solids, Vol.16, No.1, pp. 13-31, 1968.
- Rice, J.R. and Rosengren, G.F., "Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power Law Hardening Material," J. of the Mechanics and Physics of Solids, Vol.16, No.1, pp. 1-12, 1968.
- Yang, S., Chao, Y.J. and Sutton, M.A., "Higher Order Asymptotic Crack Tip Fields in a Strain Hardening Materials," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 45, No.1, pp. 1-20, 1993.
- Yang, S., Chao, Y.J. and Sutton, M.A., "Complete Theoretical Analysis for High Order Asymptotic Terms and the HRR Zone at a Crack Tip for Mode I and Mode II Loading of a Hardening Material," Acta Mechanica, Vol. 98, pp. 79-98, 1993.
- Ritchie, R.O., Server, W.L. and Wullaert, R.A., "Critical Fracture Stress and Fracture Strain Modes for Prediction of Lower and Upper Shelf Toughness in Nuclear Pressure Vessel Steels," Metall. Trans. A, Vol. 10A, pp. 1557, 1997.