

# 참조응력법에 입각한 표면균열배관의 파괴역학 해석 -참조하중의 영향 분석-

심도준\* · 손범구\* · 김윤재\*\* · 김영진†

(2003년 5월 15일 접수, 2004년 3월 19일 심사완료)

## Effect of Reference Loads on Fracture Mechanics Analysis of Surface Cracked Pipe Based on Reference Stress Method

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

**Key Words :** Reference Stress Method(참조응력법), Surface Cracked Pipe(표면균열배관),  $J$ -integral( $J$ -적분),  $C^*$ -integral ( $C^*$ -적분)

### Abstract

To investigate relevance of the definition of the reference stress to estimate  $J$  and  $C^*$  for surface crack problems, this paper compares FE  $J$  and  $C^*$  results for surface cracked pipes with those estimated according to the reference stress approach using various definitions of the reference stress. Pipes with part circumferential inner surface crack and finite internal axial crack are considered, subject to internal pressure and global bending. The crack depth and aspect ratio are systematically varied. The reference stress is defined in four different ways using (i) the local limit load, (ii) the global limit load, (iii) the global limit load determined from the FE limit analysis, and (iv) the optimised reference load. It is found that the reference stress based on the local limit load gives overall excessively conservative estimates of  $J$  and  $C^*$ . Use of the global limit load clearly reduces the conservatism, compared to that of the local limit load, although it can provide sometimes non-conservative estimates of  $J$  and  $C^*$ . The use of the FE global limit load gives overall non-conservative estimates of  $J$  and  $C^*$ . The reference stress based on the optimised reference load gives overall accurate estimates of  $J$  and  $C^*$ , compared to other definitions of the reference stress. Based on the present finding, general guidance on the choice of the reference stress for surface crack problems is given.

### 1. 서 론

표면균열이 존재하는 배관에 대한 건전성평가를 수행하기 위해서는 비선형 파괴역학 매개변수인  $J$ -적분 또는  $C^*$ -적분의 정확한 예측이 필수적이다.  $J$ -적분 또는  $C^*$ -적분을 예측하기 위한 방법으로 참조응력법(reference stress method)<sup>(1)</sup>이 사용되고 있으며, 이 방법은 R6,<sup>(2)</sup> API 579,<sup>(3)</sup> SINTAP<sup>(4)</sup> 등과 같은 다양한 사용적합성(fitness-for-purpose) 코

드에서 채택되어 사용되고 있다. 참조응력법에서는 참조응력을 정의하기 위한 참조하중을 결정하는 것이 매우 중요하다. 현재는 구조물의 한계하중을 참조하중으로 사용하고 있으나, 각 코드마다 다양한 한계하중을 제시하고 있어, 참조응력을 정의하기 위한 정확한 지침이 없는 실정이다.

예를 들어, 표면균열에 대해서는 국부적인 항복을 기준으로 하는 국부한계하중(local limit load)과 배관 실단면의 항복을 기준으로 하는 광범위한 한계하중(global limit load)이 정의될 수 있다.<sup>(2)</sup> 따라서, 어느 한계하중을 참조하중으로 사용할 것인지에 대한 문제가 제기된 바 있으며, 현재까지는 광범위한 한계하중을 사용하는 것이 더 정확한 결과를 나타내는 것으로 알려져 있다.<sup>(5-7)</sup> 하지만 기존 광범위한 한계하중식들은 정확한 한계하중식이 아니고 하

† 책임저자, 회원, 성균관대학교 기계공학부

E-mail : yjkim50@skku.edu

TEL : (031)290-5274 FAX : (031)290-5276

\* 회원, 성균관대학교 기계공학부

\*\* 회원, 고려대학교 기계공학과

한계 한계하중을 기준으로 제안된 식이므로 앞서 서술한 결론이 일반적인 결론이라고 보기는 어렵다. 따라서, 저자들은 탄성완전소성 재료의 표면균열배관에 대하여 3차원 유한요소해석을 수행하여 이에 대한 정확한 한계하중식을 제시한 바 있다.<sup>(8,9)</sup> 또한, 저자들은 기존 참조응력법을 수정하여 개선된 참조응력법(Enhanced Reference Stress Method; ERSM)을 제시한 바 있다.<sup>(10,11)</sup> 이 방법에서는 한계하중에 저자들이 제안한 특정 계수를 곱하여 정의된 최적참조하중(optimised reference load)을 사용하여 참조응력을 정의하였다. Lei 등<sup>(12)</sup>도 유사한 방법을 표면균열이 존재하고 복합하중이 작용하는 평판에 적용한 바 있다.

따라서 본 논문에서는 앞서 언급된 4가지 한계하중(국부한계하중, 광범위한계하중, 유한요소 한계하중, 최적참조하중)에 기초한 참조응력을 이용하여 표면균열이 존재하는 배관에 대한  $J$ -적분과  $C^*$ -적분을 예측하였다. 또한 이에 대한 탄소성 및 탄성 크리프 유한요소해석을 각각 수행하여 그 결과를 예측된 결과와 비교함으로써 어느 한계하중이 가장 정확하게  $J$ -적분과  $C^*$ -적분을 예측하는지를 분석하였다.

## 2. 표면균열배관에 대한 참조응력

참조응력법에서는  $J$ -적분값을 다음과 같은 식을 이용하여 계산한다.<sup>(1,2)</sup>

$$\frac{J}{J_e} = \frac{E\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} + \frac{1}{2} \left( \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_y} \right)^2 \frac{\sigma_{ref}}{E\varepsilon_{ref}} \quad (1)$$

여기서,  $E$ 는 탄성계수,  $\sigma_y$ 는 재료의 항복강도,  $\sigma_{ref}$ 는 참조응력으로 다음과 같이 정의된다.

$$\sigma_{ref} = \frac{Q}{Q_{ref}} \sigma_y \quad (2)$$

여기서,  $Q$ 는 일반화된 하중,  $Q_{ref}$ 는 구조물에 대한 일반화된 참조하중이다. 식 (1)에서  $\varepsilon_{ref}$ 는 진응력-진변형률 곡선상의 참조응력에서 정의되는 변형률이며,  $J_e$ 는  $J$ -적분의 탄성 성분으로 다음과 같다.

$$J_e = \frac{K^2}{E'} \quad (3)$$

여기서,  $K$ 는 선형탄성파괴역학 매개변수인 응력확대계수이며, 평면 변형률(plane strain) 상태에 대해서는  $E'=E/(1-\nu^2)$ 이며 평면 응력(plane stress) 상태에 대해서는  $E'=E$ 이다.

한편, 정상상태 크리프(steady state creep) 조건에

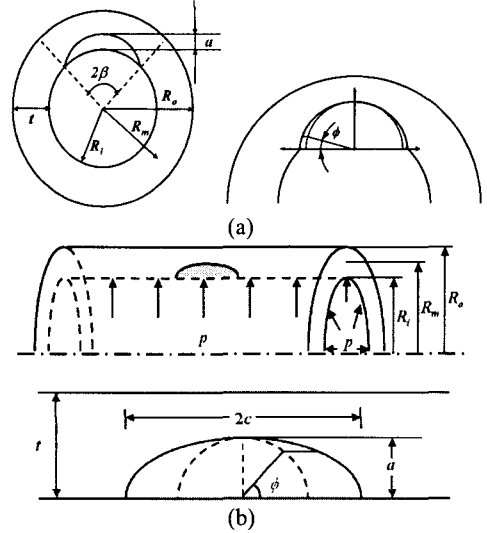


Fig. 1 Geometries and dimensions for (a) a cylinder with a part circumferential inner surface crack, and (b) a cylinder with an axial inner surface crack

대한  $C^*$ -적분은 다음과 같이 계산된다.<sup>(13)</sup>

$$C^* = J_e \cdot \frac{E\dot{\varepsilon}_c}{\sigma_{ref}} \quad (4)$$

여기서,  $\dot{\varepsilon}_c$ 는 실제 크리프 변형률 데이터상의 참조응력에서 결정된 크리프 변형률 속도이다.

본 논문에서 식 (2)의  $\sigma_{ref}$ 를 정의하기 위해 4가지  $Q_{ref}$ 를 사용하였다. 본 장에서는 원주방향 표면균열배관에 굽힘하중 또는 내압이 작용하는 경우, 축방향 표면균열배관에 내압이 작용하는 경우에 대한 4가지의  $\sigma_{ref}$ 를 정리하였다.

### 2.1 원주방향 표면균열배관에 굽힘하중이 작용하는 경우

원주방향 표면균열배관(Fig. 1(a))에 굽힘하중  $M$ 이 작용하는 경우에 대한 국부한계하중에 기초한 참조응력은 다음과 같다.<sup>(14)</sup>

$$\frac{M}{\sigma_{ref}^L} = \pi R_m^2 t \left[ \frac{(1-a/t)}{1-(a/t)/M_o} \right] \quad (5)$$

$$M_o = \left( 1 + 0.26 \left( \frac{\beta}{\pi} \right) + 47 \left( \frac{\beta}{\pi} \right)^2 - 59 \left( \frac{\beta}{\pi} \right)^3 \right)$$

평형응력장으로부터 도출된 광범위한계하중에 기초한 참조응력은 다음과 같다.<sup>(2,3,14)</sup>

$$\frac{M}{\sigma_{ref}^G} = 4R_m^2 t \left[ \cos \left( \frac{\beta}{2} \cdot \frac{a}{t} \right) - \frac{a}{2t} \sin \beta \right] \quad (6)$$

저자들이 유한요소해석을 이용하여 도출한 광범위한계하중에 기초한 참조응력은 다음과 같다.<sup>(9)</sup>

$$\frac{M}{\sigma_{ref}^{FE}} = 4R_m^2 t \left[ 1 + B_1 \left( \frac{a}{t} \right) + B_2 \left( \frac{a}{t} \right)^2 \right] \quad (7)$$

$$B_1 = 0.0741 - 0.1693 \left( \frac{\beta}{\pi} \right)$$

$$B_2 = -0.0863 - 1.0127 \left( \frac{\beta}{\pi} \right)$$

저자들이 제안한 최적참조하중에 기초한 참조응력은 다음과 같다.<sup>(10)</sup>

$$\frac{M}{\sigma_{ref}^{OR}} = 4R_m^2 t \left[ \cos \left( \frac{\beta}{2} \cdot \frac{a}{t} \right) - \frac{a}{2t} \sin \beta \right] \gamma \quad (8)$$

$$\gamma = \theta_1 \left( \frac{a}{t} \right)^2 + \theta_2 \left( \frac{a}{t} \right) + 1.04$$

$$\theta_1 = 4.26 \left( \frac{\beta}{\pi} \right)^2 - 1.35 \left( \frac{\beta}{\pi} \right) + 0.80$$

$$\theta_2 = -2.30 \left( \frac{\beta}{\pi} \right)^2 + 1.57 \left( \frac{\beta}{\pi} \right) - 0.77$$

2.2 원주방향 표면균열배관에 내압이 작용하는 경우

원주방향 표면균열배관(Fig. 1(a))에 내압  $p$ 가 작용하는 경우, 균열이 깊고 긴 경우를 제외하고는 배관의 소성붕괴는 원주방향응력에 의해 발생한다.<sup>(9)</sup> 본 논문에서 고려한 경우는 모두 원주방향응력에 의해 소성붕괴가 발생하는 경우이므로, 이에 대한 국부한계하중은 존재하지 않는다.

광범위한계하중에 기초한 참조응력은 다음과 같다.<sup>(2)</sup>

$$\frac{p}{\sigma_{ref}^G} = \ln \left\{ \frac{(R_m/t) + 1/2}{(R_m/t) - 1/2 + a/t} \right\} + \left\{ \frac{1/2}{(R_m/t) - 1/2 + a/t} \right\} \quad (9)$$

식 (9)는 상대적으로 두꺼운 배관에 내압이 작용하고 원주 전체에 내부균열이 존재하는 경우에 대한 Tresca 항복기준에 기초한 식으로 부분 표면 균열에 대해서는 보수적인 결과를 제공한다. Fig. 3에 나타난 바와 같이 식 (9)의 결과는 균열이 없는 배관에 대한 Tresca 한계하중을 이용하여 도출한 참조응력과 유사한 결과를 나타낸다.

$$\frac{p}{\sigma_{ref}^G} = \frac{t}{R_m} \quad (10)$$

저자들이 유한요소해석을 이용하여 도출한 광범위한계하중에 기초한 참조응력은 다음과 같다.<sup>(8)</sup>

$$\frac{p}{\sigma_{ref}^{FE}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{t}{R_m} \quad (11)$$

식 (11)은 식 (10)에 Mises 계수인  $2/\sqrt{3}$ 을 곱한 것과 같은 결과이다.

저자들이 제안한 최적참조하중에 기초한 참조응력은 다음과 같다.<sup>(10)</sup>

$$\frac{p}{\sigma_{ref}^{OR}} = 2 \frac{t}{R_m} \gamma \left\{ 1 - \frac{\beta \left( \frac{a}{t} \right) + 2 \sin^{-1} \left[ \left( \frac{a}{t} \right) \frac{\sin \beta}{2} \right]}{\pi} \right\} \quad (12)$$

$$\gamma = 1.767 \left( \frac{a}{t} \right) \left( \frac{\beta}{\pi} \right) - 0.156 \left( \frac{a}{t} \right) - 0.101 \left( \frac{\beta}{\pi} \right) + 0.627$$

2.3 축방향 표면균열배관에 내압이 작용하는 경우  
축방향 표면균열배관(Fig. 1(b))에서 축방향 균열 길이(c)는 다음과 같이 무차원화된다.

$$\rho = \frac{c}{\sqrt{R_m t}} \quad (13)$$

축방향 표면균열배관에 내압  $p$ 가 작용하는 경우에 대한 국부한계하중에 기초한 참조응력은 다음과 같다.<sup>(2)</sup>

$$\frac{p}{\sigma_{ref}^L} = \frac{1}{(s' + c)} \left[ s' \ln \left( \frac{R_o}{R_i} \right) + c \left( \frac{R_i}{R_i + a} \right) \ln \left( \frac{R_o}{R_i + a} \right) \right] \quad (14)$$

$$s' = \frac{ac(1 - a/t)}{\psi R_i \left[ \ln \left( \frac{R_o}{R_i} \right) - \left( \frac{R_i}{R_i + a} \right) \ln \left( \frac{R_o}{R_i + a} \right) \right] - a}$$

$$\psi = \left( 1 + \frac{1.61c^2}{R_i a} \right)^{0.5}$$

광범위한계하중에 기초한 참조응력은 다음과 같다.<sup>(2)</sup>

$$\frac{p}{\sigma_{ref}^G} = \frac{a}{R_i \psi} + \left( \frac{R_i}{R_i + a} \right) \ln \left( \frac{R_o}{R_i + a} \right) \quad (15)$$

저자들이 유한요소해석을 이용하여 도출한 광범위한계하중에 기초한 참조응력은 다음과 같다.<sup>(8)</sup>

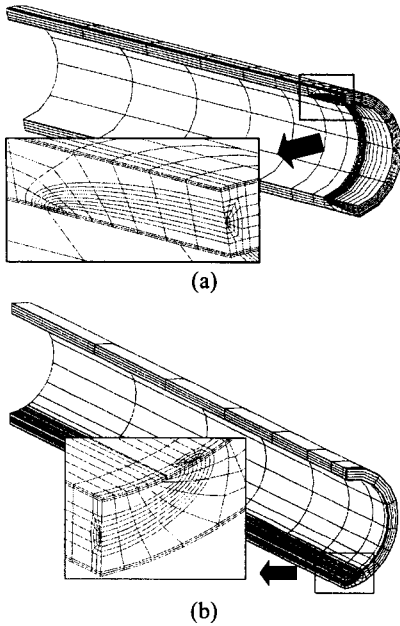


Fig. 2 Typical FE meshes for the (a) cylinder with part circumferential surface crack, and (b) cylinder with axial surface crack

$$\frac{p}{\sigma_{ref}^{FE}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{t}{R_m} \left[ 1 + C_1 \left( \frac{a}{t} \right) + C_2 \left( \frac{a}{t} \right)^2 \right] \quad (16)$$

$$C_1 = 0.0462 - 0.0589\rho - 0.013\rho^2$$

$$C_2 = 0.0395 - 0.3413\rho + 0.0652\rho^2$$

저자들이 제안한 최적참조하중에 기초한 참조 응력은 다음과 같다.<sup>(11)</sup>

$$\frac{p}{\sigma_{ref}^{OR}} = \frac{t}{R_m} [A \ln(\rho) + B] \quad (17)$$

$$A = \left[ -1 + 0.847 \tanh \left( 0.352 \frac{R_m}{t} \right) \right] \frac{a}{t} + 0.006$$

$$B = \left[ -1 + 0.751 \tanh \left( 0.256 \frac{R_m}{t} \right) \right] \frac{a}{t} + 2 - 0.98 \tanh \left( 0.312 \frac{R_m}{t} \right)$$

### 3. 유한요소해석 결과와 비교

#### 3.1 해석모델

본 논문에서는 Fig. 1에 도시한 바와 같이 원주 방향 및 축방향 표면균열이 존재하는 배관을 고려하였다. 원주방향 균열에 대해서는 굽힘하중 또는 내압이 작용하는 경우를 고려하였으며, 축방향 균열에 대해서는 내압이 작용하는 경우만을 고려하

Table 1 Case numbers for elastic-creep FE calculations of the cylinder with a part circumferential inner surface crack under global bending

Case	$R_m/t$	$a/t$	$\beta/\pi$	$n$
1	20	0.2	0.1	5
2		0.2	0.4	
3		0.3	0.3	
4		0.5	0.1	
5		0.2	0.1	
6		0.2	0.4	10
7		0.3	0.3	
8		0.5	0.1	

Table 2 Case numbers for elastic-creep FE calculations of the cylinder with a part circumferential inner surface crack under internal pressure

Case	$R_m/t$	$a/t$	$\beta/\pi$	$n$
1	20	0.2	0.1	5
2		0.3	0.3	
3		0.5	0.4	
4		0.2	0.1	10
5		0.3	0.3	
6		0.5	0.4	

Table 3 Case numbers for elastic-creep FE calculations of the cylinder with an axial inner surface crack under internal pressure

Case	$R_m/t$	$a/t$	$\rho$	$n$
1	20	0.2	0.5	5
2			1	
3			0.5	
4		1	10	
5		0.2		
6		1		
7		0.5	0.5	1
8			1	

였다. 무차원 형상변수인  $a/t$ ,  $\beta/\pi$ ,  $\rho$ 를 체계적으로 고려하여 유한요소해석을 수행하였으며, 상대적으로 영향이 작은  $R_m/t$ 는 20으로 고정하였다.

유한요소해석에는 범용 프로그램인 ABAQUS<sup>(15)</sup>를 사용하였다. Fig. 2는 해석에 사용된 대표적인 유한요소모델을 나타낸 것이다. 해석 모델의 대칭성을 고려하여 전체의 1/4만을 모델링하였으며, 20절점 등계수 사각주요소(20-nodes isoparametric brick reduced integration element)를 사용하였다. 내압이 작용하는 경우에는 배관의 내면과 균열면에 압력을 가하였으며, 배관의 끝단에 내압에 의해 발생하는 등가인장응력을 가하였다. 굽힘하중이 작용하는 경우에는 배관의 끝단에서 굽힘하중을 가하였다.

#### 3.2 탄성 크리프 유한요소해석

유한요소모델을 이용하여 탄성 크리프 해석을 수행하였다. 해석에 사용된 재료는 다음과 같은 벽

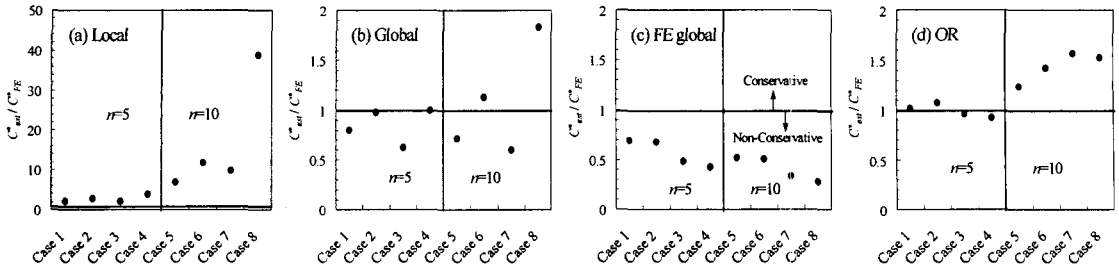


Fig. 3 Comparison of the FE  $C^*$  results with those estimated according to the reference stress approach using various reference stress solutions for the cylinder with a part circumferential inner surface crack under global bending

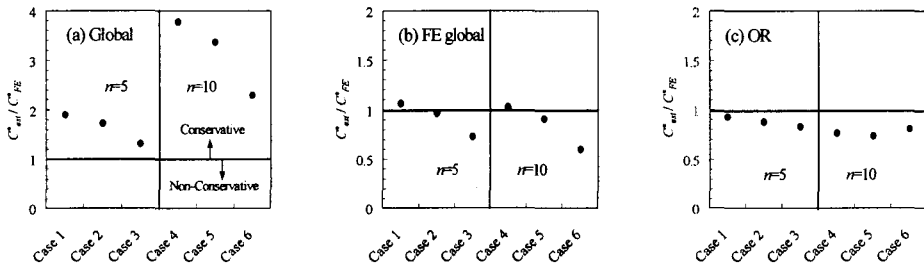


Fig. 4 Comparison of the FE  $C^*$  results with those estimated according to the reference stress approach using various reference stress solutions for the cylinder with a part circumferential inner surface crack under internal pressure

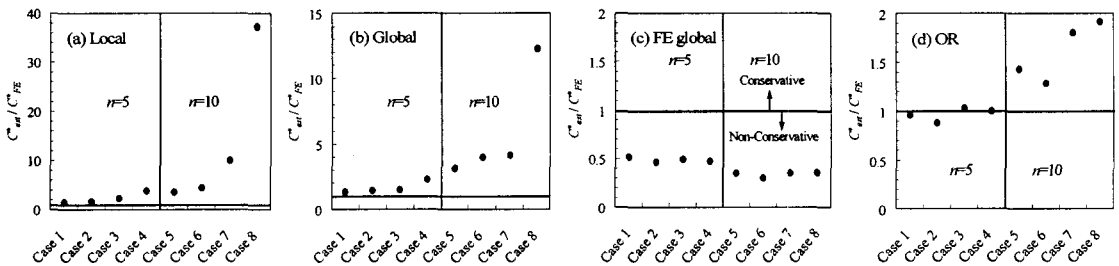


Fig. 5 Comparison of the FE  $C^*$  results with those estimated according to the reference stress approach using various reference stress solutions for the cylinder with an axial inner surface crack under internal pressure

급수 크리프 법칙을 따른다고 가정하였다.

$$\dot{\epsilon}_c = A\sigma^n \quad ; \quad A = 1 \times 10^{-16} \quad (18)$$

여기서,  $\dot{\epsilon}_c$ 는 크리프 변형률 속도이고  $\sigma$ 는 작용 응력이다. 한편, 본 논문에서는 두 가지 크리프 지수,  $n = 5, 10$ 을 고려하였다. Table 1-3은 본 논문에서 수행한 탄성 크리프 유한요소해석에 대한 각 경우를 정리한 것이다.

해석에서는 기계적 탄성하중을 시간  $t=0$ 인 시점에서 유한요소모델에 작용시킨 후 하중을 일정하게 유지하면서 시간에 따른 크리프 해석을 수행하

였다. 해석결과로부터 시간에 따른  $C$ -적분값을 계산하였다. 초기 크리프 거동의 경우, 크리프 변형률이 균열 구조물을 통해 재분배되는 동안 과도상태 크리프 조건이 발생하며, ABAQUS<sup>(15)</sup>의  $C$ -적분값은 심한 경로 의존성을 나타낸다. 그러나, 크리프 변형의 재분배가 완료되면 정상상태 크리프 조건이 발생하며, 이 때의 ABAQUS<sup>(15)</sup>의  $C$ -적분값은 일정한 값을 유지하고 경로 독립성을 나타내며,  $C^*$ -적분으로 표현된다. 한편, 본 논문에서는  $C^*$ -적분값이 가장 크게 나타나는 균열 최심점( $\phi = \pi/2$ )에서의  $C^*$ -적분값을 사용하였다.

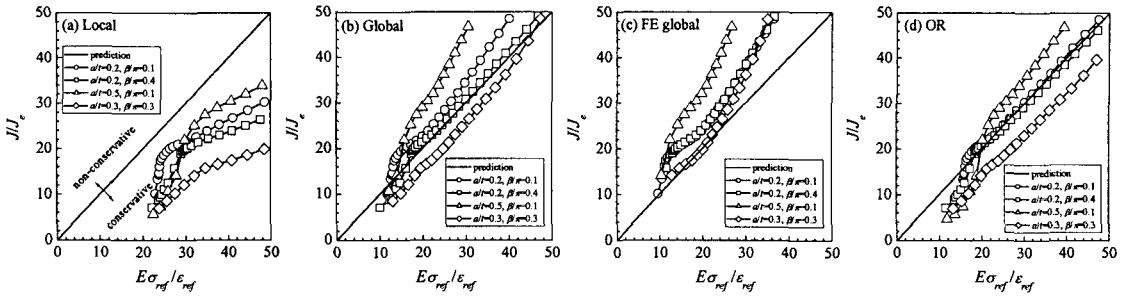


Fig. 6 Comparison of the FE  $J$  results with those estimated according to the reference stress approach using various reference stress solutions for the cylinder with a part circumferential inner surface crack under global bending

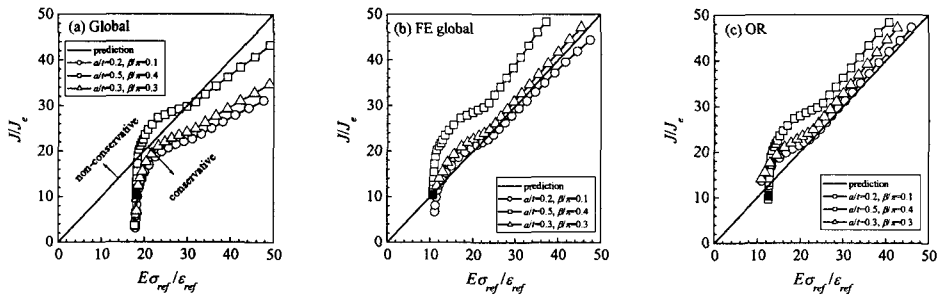


Fig. 7 Comparison of the FE  $J$  results with those estimated according to the reference stress approach using various reference stress solutions for the cylinder with a part circumferential inner surface crack under internal pressure

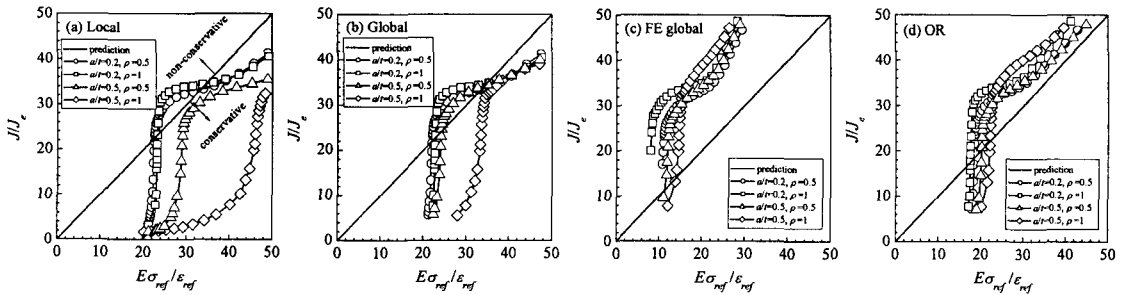


Fig. 8 Comparison of the FE  $J$  results with those estimated according to the reference stress approach using various reference stress solutions for the cylinder with an axial inner surface crack under internal pressure

3.3 정상상태 크리프에 대한  $C^*$ -적분 결과

Fig. 3은 원주방향 균열에 굽힘하중이 작용하는 경우에 대한 결과로서, 해석으로부터 구한  $C^*$  값을 식 (4)와 다양한 참조응력식(식 (5)~(8))을 이용하여 계산값과 비교한 것이다. 또한, Fig. 4와 Fig. 5는 원주방향 균열과 축방향 균열에 내압이 작용하는 경우에 대한 결과를 각각 나타낸 것이다.

Fig. 3~5에 나타난 바와 같이 국부한계하중에 기초한 참조응력의 결과는 매우 보수적으로  $C^*$  값을 예측하였으며,  $n$  값이 증가할수록 보수성이 증가하였다. 광범위한계하중에 기초한 참조응력의 결과는 국부한계하중에 기초한 참조응력의 결과에

비해 보수성이 줄었으나, 원주방향 균열에 굽힘하중이 작용하는 경우에는 비보수적인 결과를 나타내었다. 유한요소해석을 이용하여 도출한 광범위한계하중에 기초한 참조응력의 결과는 광범위한계하중에 기초한 참조응력의 결과보다  $C^*$  값을 보다 정확하게 예측하였으나 전반적으로 비보수적인 결과를 나타내었다. 최적참조하중에 기초한 참조응력의 결과는 다른 참조응력을 사용한 결과보다 정확하게  $C^*$  값을 예측하였다.

3.4 탄소성 유한요소해석

유한요소모델을 이용하여 탄소성 해석을 수행하

였다. 해석에 사용된 재료는 S275강으로서, 건물 및 교량 등 일반적인 구조물에 사용되는 재료이다. S275강의 탄성계수  $E=204GPa$ , 포아송비  $\nu=0.3$ , 항복응력  $\sigma_y=269MPa$ , 인장강도  $\sigma_u=558MPa$ 이다. 해석을 위해서는 실험으로부터 얻은 진응력-진변형률 선도의 데이터를 직접 입력하였다. 해석결과로부터 하중에 따른  $J$  값을 계산하였으며,  $C^*$ 와 동일하게 균열의 최심점( $\phi=\pi/2$ )에서의 값을 사용하였다.

### 3.5 완전소성에 대한 $J$ -적분 결과

균열이 존재하는 구조물에 하중이 가해지면, 초기에는 소규모 항복이 발생하고 하중이 증가할수록 소성역이 증가하여 최종적으로는 완전소성상태가 된다. 저중인성(low-to-mid toughness)재료에 대해서는 소성역이 존재하는 경우에 대한  $J$  값을 정확하게 예측하는 것이 중요하다. 하지만, 본 논문에서 고려한 S275강과 같이 재료가 고인성이고 구조물에 큰 하중(또는 변형률)이 가해지는 경우에는 완전소성상태에 대한  $J$  값을 정확하게 예측하는 것이 중요하다. 이와 같은 경우에는 정확한 참조응력을 사용해야 한다. 완전소성상태에 대해서는 식 (1)이 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{J}{J_e} \approx \frac{E\epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} \quad (19)$$

Fig. 6은 원주방향 균열에 굽힘하중이 작용하는 경우에 대한 결과로서, 해석으로부터 구한  $J$  값을 식 (19)와 다양한 참조응력식(식 (5)-(8))을 이용하여 계산값과 비교한 것이다. Fig. 6에서 해석으로부터 구한  $J$  값은 식 (3)을 이용하여 무차원화하였고, 작용하중  $M$ 과 식 (5)-(8)을 이용하여  $\sigma_{ref}$ 를 계산하였으며 진응력-진변형률 선도로부터  $\sigma_{ref}$ 에서의  $\epsilon_{ref}$ 를 계산하여 식 (19)의 오른쪽 항을 계산하였다. 한편, 식 (19)에 의한 예측선도는 선형적으로 나타난다. 완전소성상태에서의  $J$  값을 비교하기 위해 변형률이 큰 범위에서의 결과를 나타내었다. Fig. 7과 Fig. 8은 원주방향 균열과 축방향 균열에 내압이 작용하는 경우의 결과를 각각 나타낸 것이다.

Fig. 6-8에 나타난 바와 같이 국부한계하중에 기초한 참조응력의 결과는 매우 보수적으로  $J$  값을 예측하였다. 광범위한계하중에 기초한 참조응력의 결과는 국부한계하중에 기초한 참조응력의 결과에 비해 보수성이 줄었으나, 원주방향 균열에 굽힘하중이 작용하는 경우에는 비보수적인 결과를 나타내었다. 유한요소해석을 이용하여 도출한 광범위

한계하중에 기초한 참조응력의 결과는 광범위한계하중에 기초한 참조응력의 결과보다  $J$  값을 보다 정확하게 예측하였으나 전반적으로 비보수적인 결과를 나타내었다. 최적참조하중에 기초한 참조응력의 결과는 다른 참조응력을 사용한 결과보다 정확하게  $J$  값을 예측하였다. 이와 같은 결과는 3.3절에서의 결과와 동일이다.

## 4. 결 론

본 논문에서는 표면균열배관에 대한  $J$  및  $C^*$ 를 예측하기 위한 참조응력의 영향을 분석하였다. 이를 위해 유한요소해석으로부터 구한 표면균열배관에 대한  $J$  및  $C^*$  값을 4가지 한계하중(국부한계하중, 광범위한계하중, 유한요소 한계하중, 최적참조하중)에 기초한 참조응력을 이용하여 계산한 결과와 비교하였다. 본 논문을 통해 얻은 결론은 다음과 같다.

(1) 국부한계하중에 기초한 참조응력의 결과는 매우 보수적으로  $J$  및  $C^*$  값을 예측하였다.

(2) 광범위한계하중에 기초한 참조응력의 결과는 국부한계하중에 기초한 참조응력의 결과에 비해 보수성이 줄었으나, 경우에 따라서는 비보수적인 결과를 나타내었다.

(3) 유한요소해석을 이용하여 도출한 광범위한계하중에 기초한 참조응력의 결과는  $J$  및  $C^*$  값을 전반적으로 비보수적으로 예측하였다.

(4) 최적참조하중에 기초한 참조응력의 결과는 다른 참조응력을 사용한 결과보다 정확하게  $J$  및  $C^*$  값을 예측하였다.

이와 같은 결론으로부터 광범위한계하중을 이용한 결과가 가장 정확하다는 현재까지의 결론이 사실이 아니라는 것을 입증하였다. 또한, 정확한 한계하중에 의한 예측결과가 더 정확할 것이라는 결론도 사실이 아닌 것으로 나타났다.  $J$  또는  $C^*$  값을 정확하게 예측하기 위해서는 최적참조하중<sup>(7,10-12)</sup>이 필요한 것으로 판단된다.

## 후 기

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

## 참고문헌

- (1) Ainsworth, R.A., 1984, "The Assessment of Defects

- in Structures of Strain Hardening Materials," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 19, pp. 633~642.
- (2) 2001, "R6: Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects," Revision 4, British Energy Generation Ltd.
- (3) 2000, "API 579: Recommended Practice for Fitness-for-Service," First Edition, American Petroleum Institute.
- (4) 1999, SINTAP Final Procedure, Brite Euram Project, BE95-1426.
- (5) Miller, A.G., 1988, "J Estimation for Surface Defects; Further Results," CEGB Memorandum TPRD/B/SM/SF95/M88, Central Electrical Generating Board.
- (6) Kim, Y.J., 2000, "Reference Stress Based J Estimation for Surface Crack Assessments: Global Versus Local Limit Loads," British Energy Report, E/REP/GEN/0010/00, British Energy Generation Ltd.
- (7) Lei, Y. and Budden, P.J., 2002, "J and Limit Load Analysis of Semi-Elliptical Surface Cracks in Plates Under Tension," Proc. ECF 14 - Fracture Mechanics beyond 2000, EMAS Publishing, pp. 341~348.
- (8) Shim, D.J., Huh, N.S., Kim, Y.J. and Kim, Y.J., 2003, "Plastic Limit Pressure for Cracked Pipes Using Finite Element Limit Analyses," *Transaction of the KSME (A)*, Vol. 27, No. 1, pp. 26~33.
- (9) Shim, D.J., Kim, Y.J., Kim, Y.J., Hwang, S.S. and Kim, J.S., 2003, "Plastic Limit Load Solutions for Circumferential Surface Cracked Cylinders Under Combined Loading," *Transaction of the KSME (A)*, Vol. 27, No. 9, pp. 1469~1476.
- (10) Kim, Y.J., Kim, J.S., Lee, Y.Z. and Kim, Y.J., 2002, "Non-Linear Fracture Mechanics Analyses of Part Circumferential Surface Cracked Pipes," *International Journal of Fracture*, Vol. 116(4), pp. 347~375.
- (11) Kim, Y.J., Kim, J.S., Park, Y.J. and Kim, Y.J., 2004, "Elastic-Plastic Fracture Mechanics Method for Finite Internal Axial Surface Cracks in Pipes," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 71, pp. 925~944.
- (12) Lei, Y., 2001, "J-Integral and Limit Load Analysis of a Semi-Elliptical Surface Crack in a Plate under Combined Tensile and Bending Load, Part II- Bending Load," Report E/REP/ATEC/0024/GEN/01, British Energy Generation Ltd.
- (13) Webster, G.A. and Ainsworth, R.A., 1994, "High Temperature Component Life Assessment," Chapman & Hall.
- (14) Miller, A.G., 1988, "Review of Limit Loads of Structures Containing Defects," *International Journal of Pressure Vessels & Piping*, Vol. 32, pp. 191~327.
- (15) 2001, "ABAQUS Version 6.2-1. User's manual," Hibbit, Karlson & Sorensen, Inc.