

반타원 표면균열 선단을 따른 참조응력 기반의 J-적분 예측

김진수* · 심도준** · 김윤재*** · 김영진†

(2003년 7월 7일 접수, 2004년 4월 21일 심사완료)

Reference Stress Based J-Integral Estimates Along the Semi-Elliptical Surface Crack Front

Jin-Su Kim, Do-Jun Shim, Yun-Jae Kim and Young-Jin Kim

Key Words : Semi-Elliptical Surface Crack(반타원 표면균열), Enhanced Reference Stress Method(개선된 참조응력법), J-integral(J-적분), J Estimation(J 예측), Crack Driving Force(균열진전력)

Abstract

This paper discusses applicability of the enhanced reference stress method to estimate J-integral along the semi-elliptical surface crack front. It is found that angular variations of normalized J-integral are strongly dependent on the geometry, loading mode and loading magnitude. As application of the reference stress approach to semi-elliptical surface cracks implies proportional increases in the normalized J-integral, the present results pose a question in applicability of the reference stress approach. However, investigation of the error in the estimated J-integral in the present work suggests that the enhanced reference stress approach, recently proposed by authors, provides an effective engineering tool for estimating crack driving force along the semi-elliptical surface crack front.

1. 서 론

일반적으로 구조물에 존재하는 표면균열은 3 차원 반타원 형상으로 이상화하여 안전성을 평가한다. 이 때, 균열선단 각 위치에서 균열 진전력(J -적분 등)이 다르게 나타나므로 정확한 안전성 평가를 위해서는 균열 선단을 따른 J -적분 계산이 필수적이다. 이를 위해 GE/EPRI 방법에서는 균열 선단을 따른 소성역 영향함수(plastic influence function)를 제공^(1,2)하고 있다. 그러나 소성역 영향함수를 계산하기 위해서는 균열 선단 각 위치에서의 방대한 양의 유한요소해석이 필요하며, 따라서 매우 제한적인 경우에만 적용할 수 있다.^(1,2)

J -적분을 계산하는 또 다른 방법은 응력확대계

수와 한계하중을 이용하는 참조응력법(reference stress method)⁽³⁾이다. 이 방법은 균열 선단 위치별 응력확대계수로부터 쉽게 J -적분을 결정할 수 있으나 정확성이 떨어지는 단점을 가지고 있다. 이러한 단점을 보완하기 위해 Chell 등⁽⁴⁾은 V-계수를 도입하였다. 그러나 V-계수가 균열선단에서의 위치와 형상에 따라 변화하기 때문에 GE/EPRI 방법과 유사하게 방대한 양의 해석이 필요하다.

한편 저자들은 참조응력법의 정확성을 향상시킨 개선된 참조 응력법(enhanced reference stress method; ERSM)⁽⁵⁻⁷⁾을 제시한 바 있다. 이 방법은 최적참조하중(optimized reference load)을 사용하여 참조 응력을 새롭게 정의한 것으로 반타원 표면 균열의 최심점에서 정확한 J -적분 예측이 가능하다. 저자들은 이 방법이 균열 최심점 뿐만 아니라 균열 선단 임의의 위치에서 신뢰성 있는 예측이 가능하다는 것을 발견하였다. 그러나 이러한 사실을 일반화하기 위해서는 추가적인 연구가 필요하다. 본 연구에서는 ERSM을 균열선단 임의의 위치로 확대 적용할 수 있도록 다양한 형상에 대한 유한요소해석을 통해 타당성을 입증하였다.

* 회원, 한국원자력안전기술원

** 회원, 성균관대학교 기계공학부

*** 회원, 고려대학교 기계공학부

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

2. 균열선단을 따른 J-적분 예측

참조응력법에서는 다음 식을 이용하여 J-적분을 예측한다.⁽⁸⁾

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

여기서, E 는 탄성계수, J_e 는 J-적분의 탄성성분, σ_y 는 0.2% 향복응력, σ_{ref} 는 다음과 같이 정의되는 참조응력, ε_{ref} 는 $\sigma=\sigma_{ref}$ 에서의 참조 변형률이다.

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

여기서, Q 는 작용하중, Q_L 은 균열 구조물에 대한 소성 한계하중이다.

참조응력법을 이용하여 각 균열 위치별 J-적분을 계산하기 위해서는 J_e 와 σ_{ref} 가 필요하다. σ_{ref} 는 식 (2)와 같이 균열 선단 위치에 무관하므로 J-적분을 계산하기 위해서는 식 (1)에서 균열 선단을 따른 각 위치에서의 J_e 값이 필요하다. 반타원 표면균열의 경우, J_e 는 다양한 연구⁽⁹⁻¹¹⁾를 통해 제시되어 있으며, 따라서 쉽게 J-적분을 예측할 수 있다.

참조응력법의 핵심은 참조응력의 정의방법이므로, 저자들은 참조응력법의 정확성을 향상시키기 위해 참조응력을 재정의하였다. 일반적으로 참조하중은 한계하중해⁽¹²⁾를 이용하여 결정한다. 그러나 이 방법은 일반적으로 J-적분의 정확성이 떨어진다. 저자들은 가장 좋은 예측결과를 보이는 새로운 기준하중인 최적참조하중을 도입하여 참조응력을 새로이 정의하였으며, 이 방법을 ERSM이라 정의하였다. ERSM에서 참조응력은 다음과 같이 정의된다.

$$\sigma_{ref} = \frac{Q}{Q_{OR}} \sigma_y \quad (3)$$

여기서, Q_{OR} 은 최적참조하중이다. 특이한 점은 이 방법이 균열 최심점에서의 J-적분의 정확성을 향상시키지만 공학적인 관점에서 균열선단 임의의 위치에서 신뢰성 있는 J-적분 예측이 가능하다는 것이다.

참조응력 기반의 예측식인 식 (1)에서 오른쪽 항은 균열 선단 위치에 독립적이다. 따라서 식 (1)에 따르면 J/J_e 값은 균열선단을 따라 일정하여야 한다. 본 연구에서는 먼저 이와 같은 가정의 타당성을 검증하기 위해 다양한 균열 형상에 대한 J/J_e 값을 균열 선단을 따라 비교하였다.

또한 공학적 관점에서 정확한 J-적분 예측결과를 나타내는 ERSM 방법의 타당성을 입증하기 위

해 평판과 배관에 존재하는 표면 균열에 대해 균열 선단을 따른 J-적분을 비교하였다.

3. 표면균열에 대한 유한요소해석

평판의 경우(Fig. 1(a))에는 인장 하중이 작용하는 표면 균열에 대한 해석을 수행하였다. 배관의 경우에는 내벽에 존재하는 원주방향 표면균열(Fig. 1(b)))과 축방향 표면균열(Fig. 1(c)))로 나누어 해석을 수행하였다. 원주방향 균열의 경우 내압과 굽힘 모멘트를 작용시켰으며, 축방향 균열의 경우 내압만을 작용시켰다. 축방향 균열의 경우에는 균열 형상을 나타내기 위해 무차원화된 균열 길이 ρ 를 도입하였다.

$$\rho = \frac{c}{\sqrt{R_m t}} \quad (4)$$

균열 형상은 평판과 배관에 대해 Table 1 과 같이 변화시켰다.

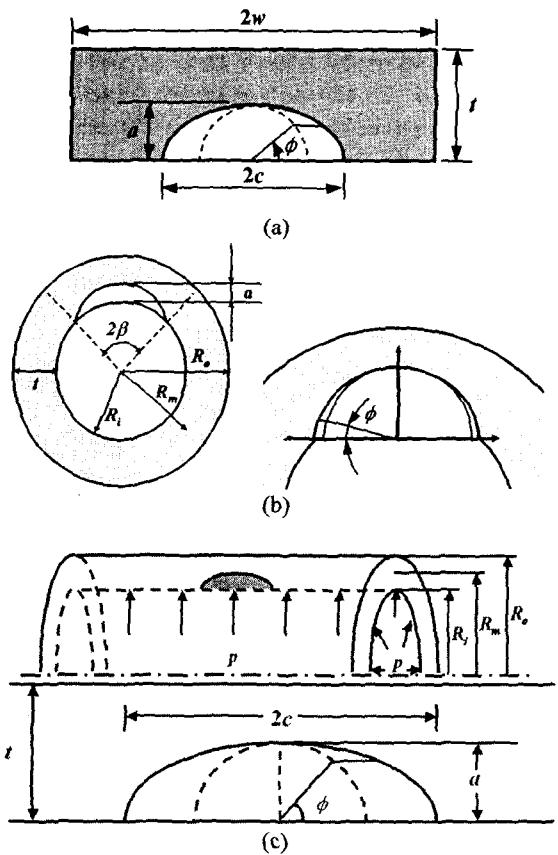


Fig. 1 Geometries and dimensions for the semi-elliptical surface crack: (a) plate, (b) circumferential cracked pipe, and (c) axial cracked pipe

Table 1 Cases considered in the FE analysis

surface cracked plate			Circumferential cracked pipes		Axial cracked pipes			
w/c	a/t	a/c	R _m /t	a/t	β/π	R _m /t	a/t	ρ
4	0.2	0.2	5	0.2	0.1	5	0.2	0.5
		1			0.4			
	0.5	0.2		0.5	0.1		0.5	3
		1			0.4			
8	0.2	0.2	20	0.2	0.1	5	0.5	0.5
					0.4			
20	0.2	0.2		0.5	0.1		0.5	3
					0.4			

탄소성 유한요소해석은 ABAQUS⁽¹⁶⁾을 사용하여 수행하였다. Fig. 2는 해석모델 중 평판에 대한 유한요소망을 나타낸다.

재료물성치는 SA312 TP304($T=50^{\circ}\text{C}$)에 대한 실제 응력-변형률 곡선을 사용하였다. Fig. 3은 유한요소해석에 사용된 응력-변형률 곡선을 나타낸다. 이 때, 탄성계수 $E=204 \text{ GPa}$, 푸아송 비 $\nu=0.3$, 항복 강도 $\sigma_y=269 \text{ MPa}$ 이며, 인장강도 $\sigma_u=558 \text{ MPa}$ 이다. 유한요소해석은 충분 소성 이론(incremental plasticity theory)을 사용하였으며, 소규모 형상 변화 모델을 사용하였다.

J-적분은 유한요소해석결과로부터 영역 적분법(domain integral)을 사용하여 직접 구하였다. J-적분은 최심점($\phi=\pi/2$)뿐만 아니라 표면점($\phi=0$)을 포함하여 균열선단을 따라 몇몇 점에서 계산하였다. 균열선단을 따른 각도 ϕ 는 Fig. 1과 같다. 유한요소망에 대한 검증은 저자들의 다른 논문⁽⁵⁻⁷⁾에서 이미 수행한 바 있다.

4. 균열선단을 따른 J-적분 변화

균열선단을 따른 J-적분 변화를 나타내기 위해 무차원 하중비 L_r 을 다음과 같이 정의하였다.

$$L_r = \frac{Q}{Q_L} \quad (5)$$

식 (5)에서 $L_r=1$ 인 경우는 항복을 나타낸다. J-적분을 나타내기 위해 먼저 탄성 성분, J_e 로 무차원화하였다. 균열 선단 위치에 따른 J/J_e 의 변화가 관심대상이므로 J/J_e 은 다시 균열선단을 따른 최대 J/J_e 값으로 나누어 새로운 무차원 변수 J_r 을 도입하였다.

$$J_r = \frac{(J/J_e)_\phi}{(J/J_e)_{\max}} \quad (6)$$

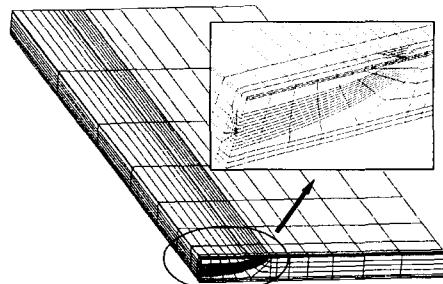


Fig. 2 Typical FE meshes for the semi-elliptical surface cracked plate

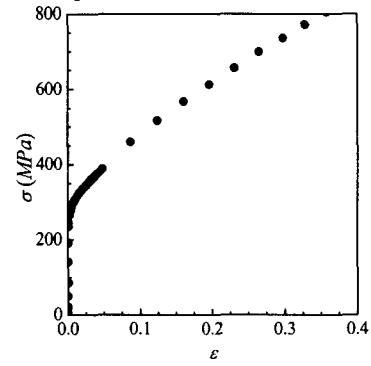


Fig. 3 Stress-strain curve for the Type 304 stainless steel at the temperature $T=50^{\circ}\text{C}$

따라서 J_r 은 1을 넘을 수 없으며, $J_r=1$ 은 해당위치에서 최대 J/J_e 가 발생한다는 것을 의미한다. 탄성의 경우에서는 $J=J_e$ 이므로 각 ϕ 에 관계없이 $J_r=1$ 이다. J_r 은 하중크기에 대한 J/J_e 의 비례정도를 나타낸다. 예를 들어 하중크기에 관계없이 모든 ϕ 에 대해 $J_r=1$ 은 J/J_e 가 균열선단을 따라 일정하다는 것을 나타낸다. 이 때 주의할 점은 J_r 은 최대 J-적분을 의미하지 않으며 단순히 J/J_e 값이 최대임을 의미한다.

4.1 평판에 존재하는 반타원 표면 균열

Fig. 4는 폭 대 균열길이비 $w/c=4$ 인 평판에 대한 유한요소 해석결과를 나타낸다. Q_L 은 Goodall과 Webster⁽¹⁴⁾가 제시한 광범위 한계하중해(global limit load) N_L 을 사용하였다.

$$Q_L = N_L = 2wt\sigma_y \left[\frac{h}{(ac/wt) + \sqrt{(ac/wt)^2 + h}} \right];$$

$$h = \left(1 - \frac{ac}{wt} \right)^2 + 2 \frac{ac}{wt} \left(\frac{a}{t} - \frac{ac}{wt} \right) \quad (7)$$

Fig. 4와 같이 균열선단 위치 ϕ 에 대한 L_r 은 균열형상, 하중크기에 따라 매우 복잡하게 변화한다. 예를 들어 $a/t=0.5, a/c=1$ 인 경우, 최대 J_r 값은 하중에 관계없이 $\phi \sim 0.35\pi$ 에서 발생하지만 $a/t=0.2, a/c$

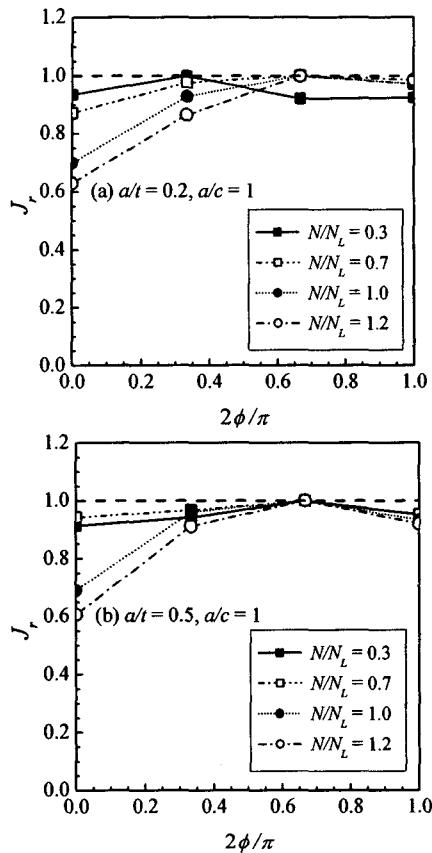


Fig. 4 Variation of J_r with position along the crack front for surface cracked plates in tension with $w/c=4$

$=1$ 인 경우, 작은 L_r 에서는 $\phi \sim 0.16\pi$, 큰 L_r 에서는 $\phi \sim 0.35\pi$ 로 변화한다. 특히 J_r 의 값은 하중크기에 따라 0.6에서 1.0으로 변화한다. Fig. 5는 w/c 변화를 나타낸 것으로 평판 두께의 영향은 그리 중요하지 않다.

4.2 배관에 존재하는 원주방향 표면 균열

Fig. 6은 원주방향 반타원 표면 균열에 대한 해석결과를 나타낸다. 내압이 작용하는 경우, 균열 길이가 충분히 길고 깊은 경우에는 소성붕괴는 축방향 응력에 의해 발생한다. 반면 균열이 짧고 작은 경우에는 원주방향 응력이 소성붕괴를 지배하며 Tresca 항복조건에 의해 다음과 같다.

$$Q_L = p_L = \sigma_y \frac{t}{R_m} \quad (8)$$

소성 한계하중은 두 소성 하중 중 낮은 값을 사용하여야 한다. 본 연구에서는 모든 경우에 대해식 (8)이 낮은 값을 나타내었으며, 이를 한계하중으로 선택하였다. 굽힘 하중에 대한 소성 한계하중⁽¹²⁾은 다음과 같다.

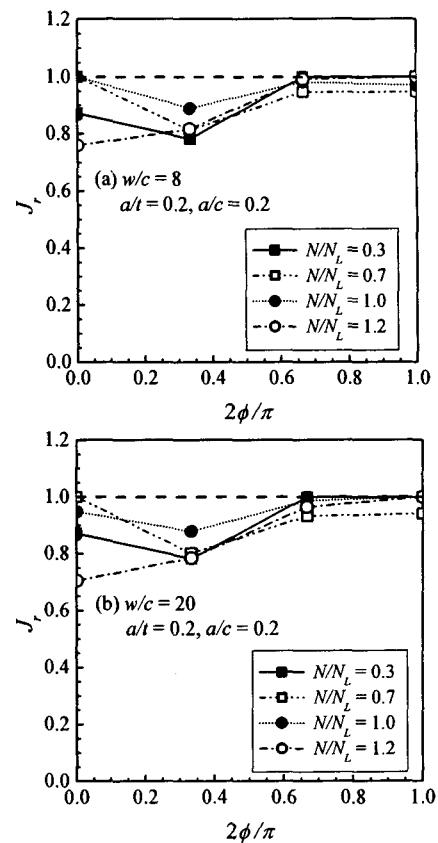


Fig. 5 Effect of w/c on variation of J_r with position along the crack front for surface cracked plates

$$Q_L = M_L = 4R_m^2 t \sigma_y \left(\cos \left[\frac{a\beta}{2t} \right] - \frac{a \sin \beta}{2t} \right) \quad (9)$$

Fig. 6에 나타낸 바와 같이 균열 위치에 따른 J_r 분포는 균열형상(a/t , β/π)에 따라 변화하며, 하중조건(내압, 굽힘하중) 및 배관 형상(R_m/t)에 따라 변화한다. 특히 굽힘 모멘트에 대한 Fig. 6(c)의 경우에는 J_r 의 변화폭이 0.2~1로 매우 크다.

4.3 배관에 존재하는 축방향 표면균열

Fig. 7은 축방향 표면균열에 대한 J_r 의 각 변화를 나타낸다. 축방향 균열에 대한 하한계 한계하중은 다음과 같다.⁽¹³⁾

$$p_L = \sigma_y \left[\frac{a}{R_i \psi} + \left(\frac{R_i}{R_i + a} \right) \ln \left(\frac{R_o}{R_i + a} \right) \right];$$

$$\psi = \left(1 + \frac{1.6lc^2}{R_i a} \right)^{0.5} \quad (10)$$

Fig. 7과 같이 축방향 균열도 원주방향 표면균열과 마찬가지로 하중크기, 균열형상에 따라 J_r 이 변화하며, 균열 방향(원주방향, 축방향) 역시 J_r 변

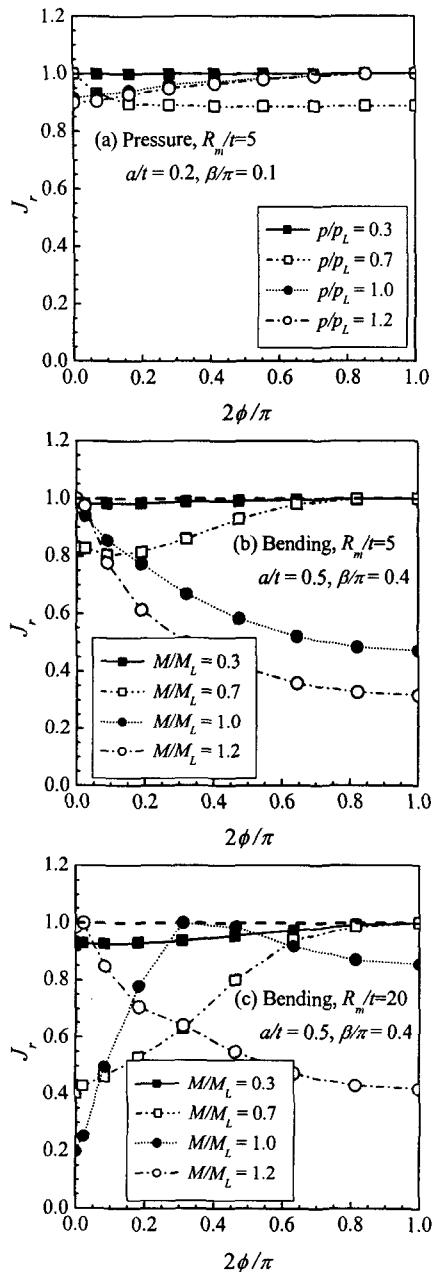


Fig. 6 Variation of J_r with position along the crack front for part circumferential surface cracked pipes

화에 큰 영향을 미친다.

5. ERSM에 기초한 J 예측결과 비교

4장에서는 형상, 하중 형태, 균열 위치, 하중크기 등을 변화시켜 균열 선단을 따른 J/J_e 값의 변화를 파악하였다. J/J_e 는 각 해석인자의 영향을 받

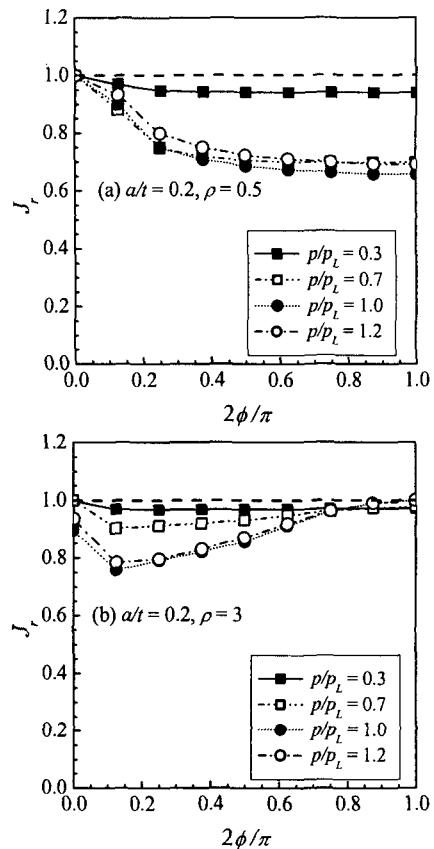


Fig. 7 Variation of J_r with position along the crack front for cylinders with axial surface crack with $R_m/t=5$

으며 균열선단 위치에 따라 각기 다르게 나타난다. 따라서 J/J_e 값이 균열 선단을 따라 변화하지 않는다는 참조 응력법의 기본 가정은 타당하지 않다. 그러나 이러한 가정이 적절하지 않더라도 참조응력법을 개선한 ERSM은 공학적 측면에서 각 균열 위치별 J-적분을 매우 정확히 예측한다.⁽⁵⁻⁷⁾ 5장에서는 이를 검증하기 위해 균열 선단에 따른 J-적분 예측결과를 유한요소해석결과와 비교하였다.

ERSM은 최적참조하중을 기준하중으로 사용하므로 $L_*(식 (5))$ 을 한계하중대신에 최적참조하중, Q_{OR} 로 무차원화하였다.

J -적분의 오차를 나타내기 위해 균열각 ϕ 에 따른 퍼센트 오차 $E_\phi(\%)$ 를 다음과 같이 정의하였다.

$$E_\phi(\%) = \frac{J_\phi^{est} - J_\phi^{FE}}{(J_\phi^{FE})_{max}} \times 100 \quad (11)$$

식 (11)에서 위첨자 est 와 FE 는 각각 ERSM과 유한요소해석결과를 나타낸다. 아래첨자 ϕ 는 해당 위치에서의 균열각을 나타내며, $\phi=\pi/2$ 는 최심점, $\phi=0$ 은 표면점이다. $(J_\phi^{FE})_{max}$ 는 균열선단을 따라 유

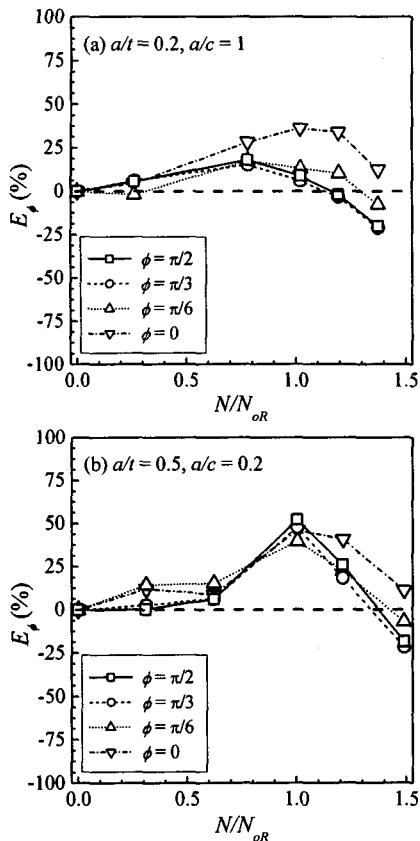


Fig. 8 Variation of the percentage error $E_\phi(\%)$ with the load magnitude for surface cracked plates in tension

한요소해석으로부터 결정된 최대 J -적분을 나타낸다. 따라서 식 (11)은 각 균열 선단에서의 최대 J -적분에 대한 상대적 오차를 나타낸다. 파괴 관점에서는 균열선단을 따른 최대 J -적분이 매우 중요하므로 이러한 상대적 오차는 J -적분의 절대값 비교보다 적절하다고 판단된다.

5.1 평판에 존재하는 반타원 표면 균열

평판의 경우, 최적참조하중은 Goodall 과 Webster⁽¹⁴⁾에 의해 제시된 광범위 한계하중인 식 (7)과 같다.⁽⁵⁾ ERSM에 필요한 각 위치별 탄성 J -적분, J_e 는 유한요소해석을 통해 결정하였다.

Fig. 8은 균열선단을 따른 $E_\phi(\%)$ 변화를 나타낸 것이다. 모든 경우에 대해서 $L_r < 1$ 인 경우 L_r 의 증가에 따라 오차가 증가하며, 최대 오차는 $L_r = 1$ 인 경우에 발생한다. 그러나 $L_r = 1$ 일 때 J 값은 파괴 인성치에 비해 상대적으로 작으며, 실제 파괴는 $L_r > 1$ 인 경우에 발생하는 것이 대부분이므로 이러한 오차는 무시할 만하다. 실제로 $L_r > 1$ 인 경우에는 L_r 의 증가에 따라 오차는 감소한다. 또한

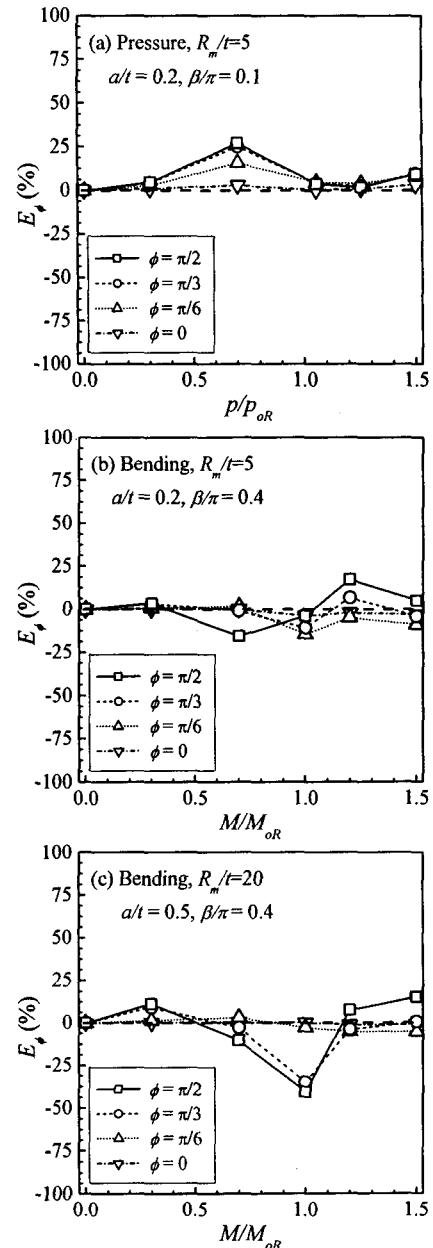


Fig. 9 Variation of the percentage error $E_\phi(\%)$ with the load magnitude for circumferential surface cracked pipes

균열선단을 따른 각 위치에서의 오차 경향은 최심점과 매우 유사하다. 이는 균열선단을 따른 J/J_e 값이 일정하지 않더라도 ERSM 방법은 최심점에서 뿐만 아니라 균열선단 임의의 위치에서의 J -적분 예측이 가능하다는 것을 나타낸다.

5.2 배관에 존재하는 원주방향 표면 균열

내압이 작용하는 경우 원주방향 반타원 표면

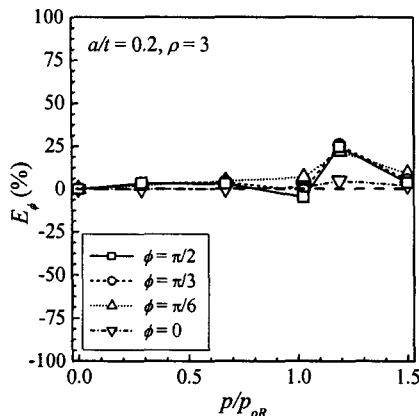


Fig. 10 Variation of the percentage error E_r (%) with the load magnitude for axial surface cracked pipes with $R_m/t=5$

균열에 대한 최적참조하중은 다음과 같다.⁽⁶⁾

$$\begin{aligned} Q_{oR} &= p_{oR} = \gamma \cdot \frac{2\sigma_y t}{R_m} \left(1 - \frac{\beta a/t + 2 \sin^{-1}[a \sin(\beta/2)/t]}{\pi} \right) \\ \gamma &= 1.767(a/t)(\beta/\pi) - 0.156(a/t) - 0.101(\beta/\pi) + 0.627 \end{aligned} \quad (12)$$

굽힘 모멘트가 작용하는 경우, 최적참조하중은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} Q_{oR} &= M_{oR} = \gamma \cdot 4R_m^2 t \sigma_y \left(\cos\left[\frac{a\beta}{2t}\right] - \frac{a \sin \beta}{2t} \right) \\ \gamma &= \theta_1(a/t)^2 + \theta_2(a/t) + 1.04 \\ \theta_1 &= 4.26(\beta/\pi)^2 - 1.35(\beta/\pi) + 0.80 \\ \theta_2 &= -2.30(\beta/\pi)^2 + 1.57(\beta/\pi) - 0.77 \end{aligned} \quad (13)$$

Fig. 9는 원주방향 표면균열에 대한 예측결과와 유한요소해석결과를 비교한 것이다. J_e 는 평판과 마찬가지로 유한요소해석을 통해 결정하였다. 내압과 굽힘 모멘트가 작용하는 경우 모두 두 결과는 잘 일치하며, 배관 두께 변화(R_m/t)에 대해서도 좋은 예측결과를 보여준다.

5.3 배관에 존재하는 축방향 표면균열

Fig. 10은 내압이 작용하는 경우, 축방향 표면균열에 대한 해석결과를 나타낸다. J_e 는 다른 경우와 마찬가지로 유한요소해석을 통해 결정하였으며, 최적참조하중은 저자들에 의해 제시된 다음과 같은 해를 사용하였다.⁽⁷⁾

$$\begin{aligned} p_{oR} &= [A \ln(\rho) + B] \sigma_y \frac{t}{R_m} \\ A &= \left[-1 + 0.847 \tanh\left(0.352 \frac{R_m}{t}\right) \right] \frac{a}{t} + 0.006 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \beta &= \left[-1 + 0.751 \tanh\left(0.256 \frac{R_m}{t}\right) \right] \frac{a}{t} + 2 \\ &- 0.98 \tanh\left(0.312 \frac{R_m}{t}\right) \end{aligned} \quad (14)$$

Fig. 10에 나타낸 바와 같이 예측결과와 유한요소해석결과는 균열선단을 따른 위치와 형상변화에 무관하게 잘 일치한다.

6. 토의

3 차원 반타원 표면균열선단을 따른 탄소성 J -적분 예측은 탄소성 파괴역학에서 중요한 문제이다 그러나 현재 가장 널리 사용되는 변형 소성(deformation plasticity)에 기초한 J -적분 예측 방법은 실제 적용에 있어서는 많은 문제점을 가지고 있다. 첫째, 이 방법은 구조물 및 균열 형상과 하중에 의존하는 소성 영향 함수를 결정하여야 한다. 이 경우, 3 차원 반타원 표면균열에 대해서는 소성 영향 함수를 균열선단 각 위치에서 결정하여야 한다. 따라서 방대한 양의 해석이 필요하며, 매우 제한된 범위에 대해서만 적용할 수 있다.^(1, 2, 16)

참조응력법은 원칙적으로 효율성과 실용성 측면에서 많은 장점을 가지고 있다. 이 방법은 J -적분 예측을 위해 해당 위치에서의 탄성 J -적분과 소성 한계하중이 필요하다. 그러나 표면균열에 대한 한계하중은 명확하지 않으며 현재 다양한 형태의 한계 하중해가 존재한다. 참조응력법의 정확성은 한계하중해에 의존하기 때문에 주어진 균열 구조물에 대해 어느 한계하중해가 적절한지에 대한 많은 연구가 진행되어 왔다.^(17, 18) 이러한 연구가 어느 방법이 적절한지에 대한 결론을 이끌어 낸다 하더라도 참조응력기반의 J -적분은 정확성이 떨어진다.⁽¹⁹⁾ 또한 이 방법을 균열선단을 따라 적용하기 위해서는 J/J_e 비가 균열선단을 따라 일정하여야 한다. 그러나 본 연구에서 나타낸 바와 같이 이러한 가정은 적절하지 않다.

저자들이 제안한 ERSM^(5~7)은 균열 최심점에서의 J -적분의 정확성을 향상시키기 위해 참조응력을 적절히 변형시킨 것이다. 즉, ERSM의 핵심은 최적참조하중을 사용하여 참조응력을 재정의하는 것이다. 따라서 ERSM은 균열 최심점에서의 J -적분을 매우 잘 예측한다. 또한 참조응력법의 기본 가정인 J/J_e 비가 균열선단을 따라 일정하지 않더라도 ERSM은 균열 선단 임의의 위치에서의 J -적분을 정확히 예측한다. 따라서 ERSM은 참조응력법의 장점인 효율성과 실용성을 포함할 뿐만 아니

라 균열 선단을 따른 적용이 가능하며 3 차원 표면균열에 대한 탄소성 파괴역학해석에 있어서 매우 실용적이고 강력한 방법이다.

7. 결 론

본 연구에서는 개선된 참조응력법(ERSM)을 균열선단을 따라 확대 적용하기 위해 평판 및 배관에 대한 다양한 해석을 수행하였다. ERSM의 타당성을 체계적으로 평가하기 위해 2 가지 단계로 나누어 연구를 수행하였다. 먼저 균열형상, 하중 모드, 하중 크기 등을 변화시켜 J/J_e 비의 균열선단에 따른 변화를 파악하였다. 다음 단계에서는 균열선단 각 위치에서 ERSM 결과와 유한요소해석 결과를 비교하였다.

균열선단을 따른 J/J_e 의 변화는 형상, 하중 모드, 하중 크기에 대한 강한 의존성을 나타내었다. 반타원 표면균열에 대해 참조응력법을 적용하기 위해서는 균열선단을 따른 J/J_e 비의 변화가 없어야 하므로 참조응력법을 적용하기 어렵다. 그러나 참조응력법을 개선시킨 ERSM은 공학적 관점에서 믿을만한 J -적분 예측결과를 나타낸다. 따라서 저자들에 의해 제안된 ERSM은 반타원 표면균열의 균열 진전력을 예측하는데 효과적인 공학적 방법을 제공한다고 할 수 있다.

후 기

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

참고문헌

- (1) Yagawa, G., Kitajima, Y. and Ueda, H., 1993, "Three-Dimensional Fully Plastic Solutions for Semi-Elliptical Surface Cracks," *International Journal of Pressure Vessels & Piping*, Vol. 53, pp. 457~510.
- (2) McClung, R.C., Chell, G.G., Lee, Y.D., Russel, D.A. and Orient, G.E., 1999, *Development of a Practical Methodology for Elastic-Plastic and Fully Plastic Fatigue Crack Growth*, NASA Report NASA/CR-1999-209428.
- (3) Ainsworth, R.A., 1984, "The Assessment of Defects in Structures of Strain Hardening Materials," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 19, pp. 633~642.
- (4) Chell G.G., 1989, *Application of the CEGB failure assessment procedure, R6, to surface flaws*, CEGB Report, RD/L/3415/R88.
- (5) Kim, Y.J., Shim, D.J., Choi, J.B. and Kim, Y.J., 2002, "Elastic-Plastic Analyses for Surface Cracked Plates under Combined Bending and Tension," *Journal of Strain Analysis*, Vol. 37, 33-46.
- (6) Kim, J.S., Kim, Y.J. and Kim, Y.J., 2002, "Fracture Behavior Estimation for Circumferential Surface Cracked Pipes(I)-J-Integral Estimation Solution," *Transactions of the KSME*, A, Vol. 26, No. 1, pp. 131~138.
- (7) Kim, J.S., Kim, Y.J. and Kim, Y.J., 2002, "Engineering J-Integral Estimation for Internal Axial Surface Cracks in Cylinders(II)-Optimised Reference Stress Based Estimation-," *Transactions of the KSME*, A, Vol. 26, No. 11, pp. 2245~2252.
- (8) *R6: Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects*, 2000, Revision 4
- (9) Raju, I.S. and Newman, Jr. J.C., 1979, "Stress Intensity Factors for a Wide Range of Semi-Elliptical Surface Cracks in Finite-Thickness Plates," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 11, pp. 817~829.
- (10) Raju, I.S. and Newman, Jr. J.C., 1982, "Stress Intensity Factors for Internal and External Surface Cracks in Cylindrical Vessels," *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 104, pp. 293~298.
- (11) Fett, T. and Munz, D., 1997, *Stress Intensity Factors and Weight Functions*, Computational Mechanics Publications.
- (12) Miller, A.G., 1988, "Review of Limit Loads of Structures Containing Defects," *International Journal of Pressure Vessels & Piping*, Vol. 32, pp. 191~327
- (13) *ABAQUS Version 6.3 User's manual*, 2002, Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc.
- (14) Schulze, H. D., Togler, G. and Bodmann, E., 1980, "Fracture Mechanics Analysis on the Initiation and Propagation of Circumferential and Longitudinal Defects in Straight Pipes and Pipe Bends," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 58, pp. 19~31.
- (15) Carter, A. J., 1992, *A Library of Limit Loads for FRACTURE-TWO*, Nuclear Electric Report TD/SID/REP/0191.
- (16) Zahoor, A., 1991, *Ductile Fracture Handbook*, Novetech Corp.
- (17) Chell G.G., 1989, *Application of the CEGB Failure Assessment Procedure, R6, to Surface Flaws*, CEGB Report, RD/L/3415/R88.
- (18) Miller, A.G., 1988, *J Estimation for Surface Defects; Further Results*, CEGB Memorandum TPRD/B/SM/SF95/M88.
- (19) Miller, A.G. and Ainsworth, R.A., 1989, "Consistency of Numerical Results for Power-Law Hardening Materials and the Accuracy of the Reference Stress Approximation for J ," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 32, pp. 237~247.