

실린더에 존재하는 축방향 표면균열에 대한 공학적 J -적분식 (I)

- 변형소성에 기초한 방법 -

김진수* · 김윤재** · 박영재* · 김영진†

(2002년 1월 23일 접수, 2002년 4월 15일 심사완료)

Engineering J -Integral Estimation for Internal Axial Surface Cracks in Cylinders (I)

-Deformation Plasticity Based Estimation-

Jin-Su Kim, Yun-Jae Kim, Young-Jae Park and Young-Jin Kim

Key Words : Axial Surface Crack (축방향 표면 균열), J Estimation (J 예측), Finite Element Analysis (유한요소해석), Deformation Plasticity(변형 소성), Ramberg-Osgood.

Abstract

This paper provides an engineering J estimation equation for cylinders with finite internal axial surface cracks under internal pressure. The proposed equation is the J estimation equation based on deformation plasticity using Ramberg-Osgood (R-O) materials. Based on detailed 3-D FE results using deformation plasticity, plastic influence functions for fully plastic J components are tabulated for practically interesting ranges of the mean radius-to-thickness ratio, the crack depth-to-length ratio, the crack depth-to-thickness ratio, the strain hardening index for the R-O material, and the location along the semi-elliptical crack front. Based on tabulated plastic influence functions, the J estimation equation along the crack front is proposed and validated for R-O materials. Good agreements between the FE results and the proposed J estimation provide confidence in the use of the proposed method to elastic-plastic fracture mechanics of pressurized piping.

1. 서론

산업설비 구조물의 대부분은 실린더(cylinder) 형상으로 구성되어 있다. 이러한 구조물은 고온, 고압의 운전조건으로 인해 탄소성 변형이 발생할 수 있으므로 비선형 거동을 고려한 탄소성 파괴역학(Elastic-Plastic Fracture Mechanics)의 적용이 필수적이다. 이 경우, 균열 구조물의 정확한 건전성 평가를 위해서는 탄소성 파괴역학 매개변수인 J -적분의 정확한 계산이 필요하다. J -적분 예측을 위해 가장 널리 사용되는 방법은 변형 소성(deformation plasticity) 이론에 기초한 GE/EPRI 방법^(1,2)이다. GE/EPRI 방법

은 J -적분을 계산하기 위해 소성영 영향함수(plastic influence function)을 사용한다. 소성영 영향 함수는 3 차원 유한요소해석으로부터 얻어지며, 균열형상 및 변형률 경화 지수(strain hardening exponent)의 영향을 받는다. 따라서 GE/EPRI 방법은 다양한 형상 및 재료물성에 대한 3 차원 탄소성 유한요소해석이 필요하다. 원주방향 표면균열의 경우, Kumar 등⁽¹⁾이 변형 소성에 기초한 J -적분 예측식을 처음 제시하였으며, 현재 다양한 3 차원 유한요소해석을 통해 예측식이 정립되어 있다.⁽²⁻⁵⁾ 그러나 원주방향 표면 균열과 달리 축방향 표면균열에 대한 파괴역학 해석법에 대한 연구는 상대적으로 미비한 실정이다. 단성 파라미터인 응력확대계수 (stress intensity factor)의 경우, 충분히 정확한 해가 제시되어 있으나,^(3,6,7) 탄소성 파라미터인 J -적분 예측식의 경우⁽²⁾에는 공학적 판단에 기초하고 있으며, 따라서 신뢰성이 매우 낮다.

이 논문에서는 실린더에 존재하는 축방향 표면

* 성균관대학교 기계공학부

** 회원, 성균관대학교 기계공학부

† 책임저자, 회원, 성균관대학교 기계공학부

E-mail : yjkim@yurim.skku.ac.kr

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

균열에 대한 J-적분 예측식을 GE/EPRI 방법에 근거하여 제시하였다. 이를 위해 먼저 다양한 3차원 유한요소해석을 통해 소성역 영향 함수를 결정하였으며, 제시된 J-적분 예측식은 3차원 유한요소 해석결과와 비교하여 타당성을 입증하였다.

2. 유한요소해석

본 연구에서는 Fig. 1 과 같이 내압 p 을 받는 배관에 존재하는 축방향 반타원 균열에 대한 3차원 유한요소해석을 수행하였다. 균열 형상 변화가 J-적분에 미치는 영향을 고려하여 균열깊이 대 배관 두께 비(a/t)를 0.1, 0.4, 0.75 로 변화시켰으며, 식 (1)로 정의되는 무차원 균열길이(ρ)를 0.5, 1, 2, 3 으로 변화시켰다.

$$\rho = \frac{c}{\sqrt{R_m t}} \quad (1)$$

배관의 평균반경 대 배관두께 비(R_m/t)는 배관의 실제 크기를 고려하여 두가지 경우(5, 20)에 대한 해석을 수행하였다.

유한요소해석에 사용된 재료는 다음 Ramberg-Osgood(R-O) 관계식을 만족한다고 가정하였다.

$$\frac{\epsilon}{(\sigma_y/E)} = \frac{\sigma}{\sigma_y} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^n \quad (2)$$

여기서 α 와 n 은 각각 재료상수와 재료 가공경화 지수이다. 본 연구에서는 α 와 σ_y 는 각각 1.0 그리고 400 MPa 을 사용하였으며, n 은 1(탄성), 3, 7, 10 으로 변화시켰다. 따라서 본 연구에서는 총 96 가

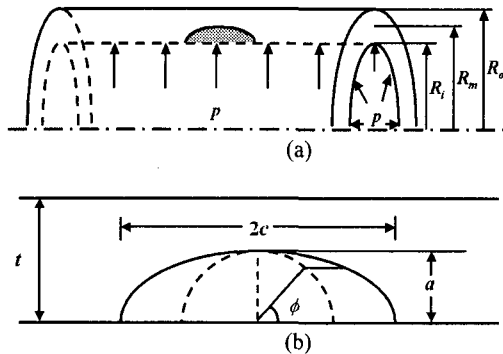


Fig. 1 Schematic illustration for a cylinder with a finite internal axial surface crack, under internal pressure p : (a) cylinder geometry and (b) crack geometry

지 균열형상에 대한 유한요소해석을 수행하였다.

유한요소해석은 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS⁽⁸⁾를 사용하였다. 유한요소모델은 Fig. 2 와 같이 대칭성을 고려하여 1/4 만을 모델링하였으며 20 절점 등사각주요소(20-node isoparametric quadratic brick element; C3D20R)를 사용하여 1,800 개의 요소(element)와 8,817 개의 절점(node)으로 구성하였다. 내압 작용시, 배관 끝단에 압력에 해당하는 인장하중을 가하였으며, 균열면 압력 효과를 고려하였다.

J-적분은 ABAQUS 에서 제공하는 영역적분법을 이용하여 유한요소해석결과로부터 계산하였다. 계산된 J-적분은 경로 독립성이 잘 유지되었으며, 2~5 번째 경로에 대한 평균값으로부터 결정하였다

3. 영향함수 계산

3.1 탄성 형상함수 F

탄성 유한요소해석결과($n=1$ 인 경우)로부터 얻은 각 균열위치(ϕ)별 J-적분(J_e)으로부터 응력확대계수 K 는 다음과 같이 결정된다.

$$K = \sqrt{E' J_e(\phi)} = \frac{p R_m}{t} \sqrt{\pi a} F \left(\frac{R_m}{t}, \frac{a}{t}, \rho, \phi \right) \quad (3)$$

여기서 평면응력(plane stress) 조건시 $E' = E$, 평면 변형률(plane strain) 조건시 $E' = E/(1-\nu^2)$ 이다. 식 (3)에서 F 는 응력확대계수에 대한 형상함수이며, Table 1 에 유한요소해석으로부터 얻은 F 를 나타

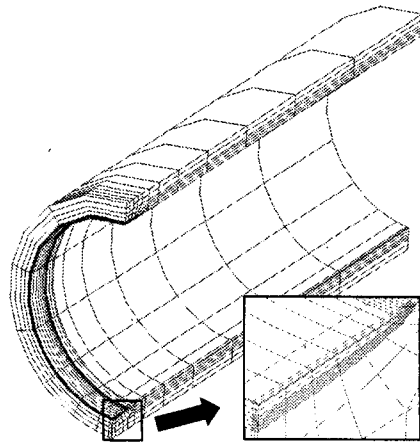


Fig. 2 Typical finite element meshes for cylinders with finite internal axial surface axial cracks: $R_m/t=5$, $a/t=0.1$ and $\rho=0.5$

내었다.

유한요소해석결과와 타당성을 입증하기 위해 유한요소해석으로부터 얻은 F 를 기존해⁽⁶⁾와 비교하였다. 내삽(interpolation)으로 인한 오차를 피하기 위해 기존해⁽⁶⁾에 존재하는 특정한 형상을 비교하였으며, 해석결과는 균열각을 따라 나타내었다. Fig. 3 에 나타낸 바와 같이 $\phi=22.5^\circ$ 인 경우를 제외하고 유한요소해석결과는 기존해⁽⁶⁾와 잘 일치하였다. 유한요소해석결과와 전체경향이 안정적으로 변화하므로 이와 같은 오차($\phi=22.5^\circ$)는 기존해의 수치적인 오차로 판단된다.

3.2 소성 영향함수 h_1

R-O 재료의 경우, J -적분의 소성성분 J_p 는 균열 각 위치 ϕ 에 대해 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$J_p(\phi) = \alpha \frac{\sigma_y^2}{E} (t-a) h_1 \left(\frac{R_m}{t}, \frac{a}{t}, \rho, \phi; n \right) \left(\frac{p}{p_L} \right)^{n+1} \quad (4)$$

여기서 $h_1(\phi, n)$ 는 가공경화지수 n 인 재료에 대해 균열각 ϕ 에서의 소성 영향 함수이다. 식 (4)에서 p_L 은 내압하에서 축방향 표면균열이 존재하는 실

린더에 대한 소성 한계하중(limit load)을 나타낸다. 본 연구에서는 3 차원 유한요소해석에 기초한 해⁽⁹⁾를 사용하여 한계하중을 정의하였다.

$$p_L = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_y \frac{t}{R_m} \left[1 + A_1 \left(\frac{a}{t} \right) + A_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] \quad (5)$$

$$A_1 = 0.0462 - 0.0569\rho - 0.013\rho^2$$

$$A_2 = 0.0395 - 0.3413\rho + 0.0652\rho^2$$

Fig. 4 는 $\rho=0.5, 1, 2, 3$ 인 경우에 대해 3 차원 유한요소해석으로부터 얻은 한계하중을 식 (6)과 비교한 것으로 4% 이내로 잘 일치한다. 3 차원 유한요소해석은 광범위 항복(global yielding)에 기초하여 수행하였다. 본 연구에 사용된 한계하중해에 대한

Table 1 Values of the shape factor F as a function of the crack angle ϕ

R_m/t	ρ	a/t	ϕ				
			0°	22°	45°	73°	90°
5	0.5	0.1	0.573	0.873	1.125	1.279	1.309
		0.4	0.826	0.927	1.097	1.174	1.175
		0.75	1.023	0.968	0.996	0.980	0.904
	1	0.1	0.571	0.885	1.150	1.311	1.344
		0.4	0.747	0.996	1.275	1.448	1.475
		0.75	1.111	1.214	1.401	1.484	1.476
	2	0.1	0.582	0.891	1.157	1.331	1.365
		0.4	0.667	1.016	1.396	1.694	1.752
		0.75	1.082	1.425	1.853	2.178	2.228
3	0.1	0.588	0.888	1.161	1.339	1.372	
	0.4	0.637	1.001	1.435	1.806	1.881	
	0.75	1.008	1.463	2.068	2.607	2.705	
20	0.5	0.1	0.472	0.749	1.012	1.169	1.198
		0.4	0.668	0.900	1.174	1.350	1.376
		0.75	1.014	1.123	1.302	1.344	1.325
	1	0.1	0.475	0.746	1.018	1.185	1.216
		0.4	0.599	0.922	1.289	1.576	1.629
		0.75	1.017	1.361	1.780	1.975	1.983
	2	0.1	0.476	0.744	1.021	1.194	1.226
		0.4	0.560	0.904	1.353	1.756	1.837
		0.75	0.946	1.474	2.262	2.836	2.918
	3	0.1	0.478	0.746	1.023	1.198	1.229
		0.4	0.543	0.888	1.373	1.831	1.928
		0.75	0.888	1.450	2.465	3.374	3.532

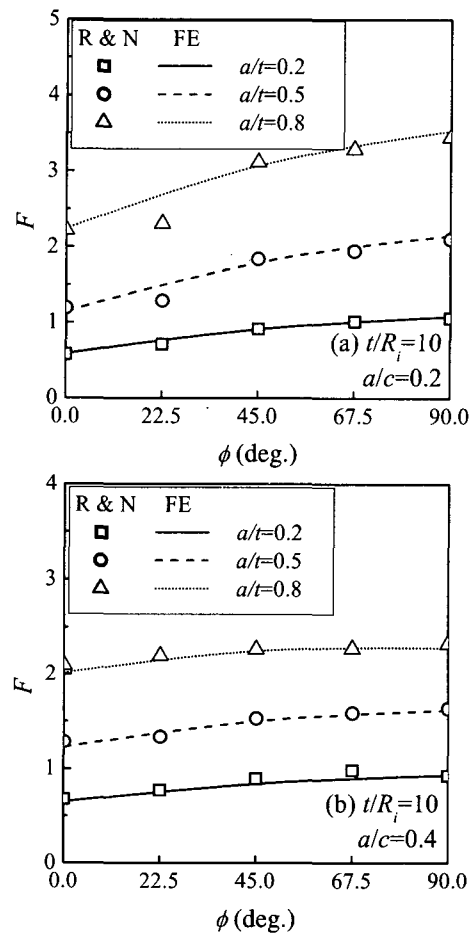


Fig. 3 Comparison of the present FE solutions for the shape factor in stress intensity factor solutions with published solutions by Raju and Newman, Ref. (6), denoted as "R&N"

보다 자세한 내용과 다른 한계하중해와의 비교는 참고문헌 (9)에 기술되어 있다.

본 연구에서는 소성영향함수 $h_I(\phi, n)$ 는 다음과 같이 결정하였다. 먼저 유한요소해석결과로부터 얻은 J-적분으로부터 탄성 성분을 제거하여 J-적분의 소성성분 J_p 를 다음과 같이 결정한다.

$$J_p^{FE} = J^{FE} - J_e \quad (6)$$

계산된 J_p 와 식 (4)를 이용하여 $h_I(\phi, n)$ 을 결정한다. 유한요소해석으로부터 얻은 $h_I(\phi, n)$ 은 Fig. 5와 같이 하중 크기에 민감하게 변화하며 충분히 큰 하중에 대해서만 일정하게 유지된다. 본 연구에서는 이 값을 사용하여 $h_I(\phi, n)$ 을 결정하였다. Table 2-4는 유한요소해석으로부터 얻은 $h_I(\phi, n)$

값을 나타낸 것이다.

4. 공학적 J-적분 예측식 및 검증

4.1 J-적분 예측식

3장에서 기술하였던 소성영향 함수로부터 변형소성에 기초한 J-적분을 예측할 수 있다. 균열 각 ϕ 에 대한 J-적분식은 다음과 같이 나타낼 수 있다

$$J(\phi) = \frac{[K(a_{eff}, \phi)]^2}{E} + \alpha \frac{\sigma_y^2}{E} (t-a) h_I(\phi, n) \left(\frac{p}{p_L} \right)^{n+1} \quad (7)$$

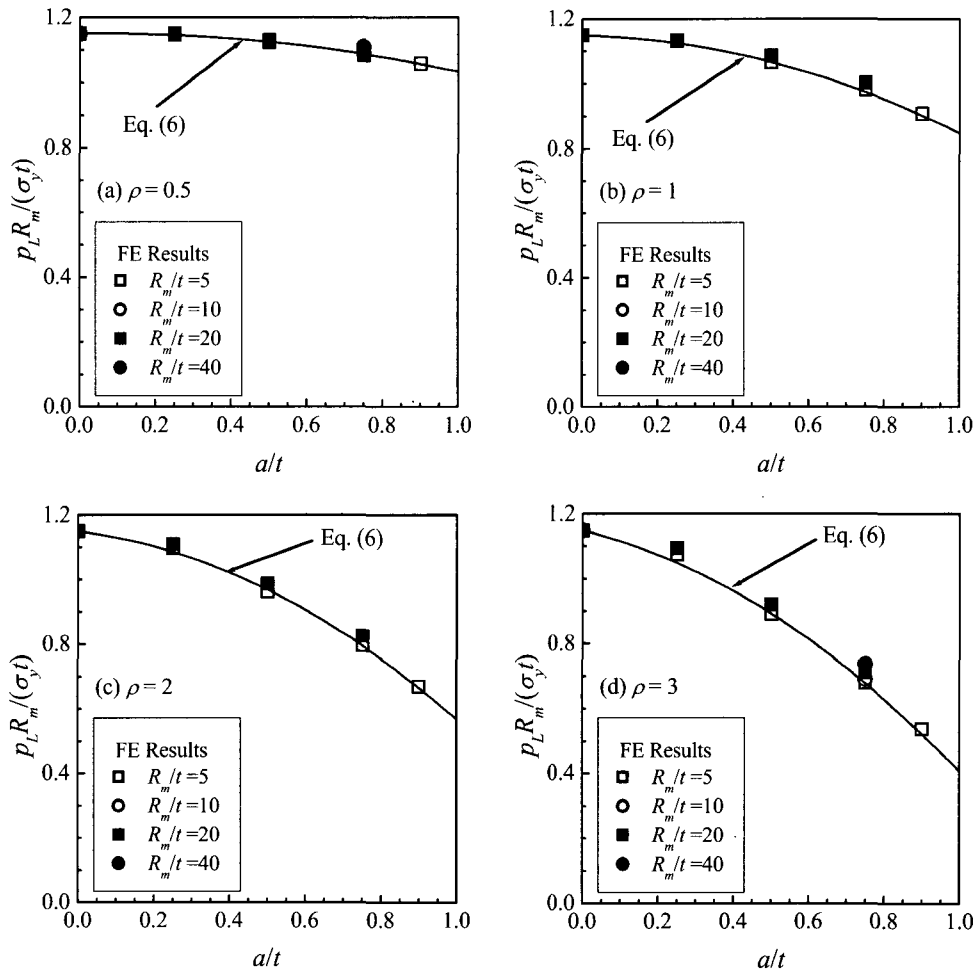


Fig. 4 Comparison of the FE limit pressure solutions for cylinders with finite internal axial surface cracks under internal pressure with the FE solutions in Ref. (9): (a) $\rho=0.5$, (b) $\rho=1.0$, (c) $\rho=2.0$ and (d) $\rho=3.0$

여기서 유효균열길이 a_{eff} 는 다음과 같이 정의된다.

$$a_{eff} = a + \varphi r_y \tag{8}$$

$$\varphi = \frac{1}{1 + (\rho / \rho_L)^2} \quad r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{n-1}{n+1} \right) \left(\frac{K}{\sigma_y} \right)^2$$

식 (7)에서 $h_I(\phi, n)$ 은 Table 2~4 에 주어진 데이터를 보간하여 구한다. Table 2~4 에서 가공경화지수 n 이 1~10 으로 변화함에 따라 $h_I(\phi, n)$ 은 0.1~50 으로 변화한다.

4.2 검증

제안된 GE/EPRI 방식의 J -적분 예측식의 타당성을 검증하기 위해 다양한 균열 형상에 대해 3 차원 유한요소해석을 수행하였다. 먼저 R-O 재료

물성치인 α 와 n 은 각각 (i) $\alpha=4.22, n=4.72$ (ii) $\alpha=6.26, n=3.46$ 으로 변화시켰다. 이러한 값은 Type 316, Type 304 스테인리스 강에 대한 전형적인 재료물성치이다. 또한 균열 형상 및 실린더 형상 변화에 따른 영향을 보기 위해 $\rho, a/t, R_m/t$ 를 다양하게 변화시켰다.

Fig. 6 은 $R_m/t=5$ 인 경우, 식 (7)에 따른 J -적분 예측결과를 유한요소해석결과와 비교한 것이다. Fig. 6 에서 J -적분은 항복응력 σ_y 와 균열길이 c 로 무차원하였으며 하중은 한계하중 p_L 로 무차원화하였다. 해석결과는 균열면을 따라 최심점 ($\phi=90^\circ$), 중간점 ($\phi=45^\circ$), 표면점 ($\phi=0^\circ$)에서 비교하였다. 식 (7)에서 $h_I(\phi, n)$ 은 Table 2~4 에 제시된 값을 α 와 n 에 대하여 2 차식으로 내삽하여 계산하였다. 모든 경우에 대해 계산된 J -적분값은 유한요소해석결과와 잘 일치하였다.

Fig. 7 은 $R_m/t=20$ 인 실린더에 대한 해석결과를 나타낸 것이다. Fig. 7 에서는 α, n 뿐만 아니라 a/t 에 대한 소성영향함수를 내삽하여 사용하였다. 유한요소해석결과와 예측결과는 $R_m/t=5$ 인 경우보다 약간 더 큰 차이를 나타내지만, 이러한 차이는 내

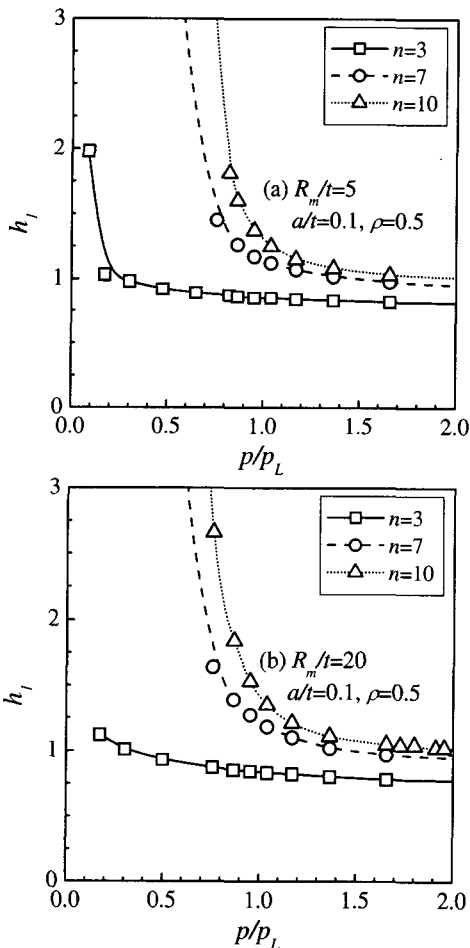


Fig. 5 Variation of the FE results for h_I with the load magnitude for two cases: (a) $R_m/t=5, a/t=0.1$ and $\rho=0.5$, and (b) $R_m/t=20, a/t=0.1$ and $\rho=0.5$

Table 2 Values of the plastic influence h_I -functions for the plastic J -integral ($n=3$) as a function of the crack angle ϕ

R_m/t	ρ	a/t	ϕ				
			0°	22°	45°	73°	90°
5	0.5	0.1	0.186	0.366	0.591	0.748	0.788
		0.4	2.293	3.086	4.086	4.411	4.373
		0.75	13.93	15.18	14.96	13.85	13.28
	1	0.1	0.172	0.362	0.628	0.795	0.838
		0.4	2.019	3.336	5.341	6.718	6.939
		0.75	13.39	17.44	21.08	23.46	23.49
	2	0.1	0.152	0.347	0.615	0.802	0.848
		0.4	1.376	2.844	5.521	8.307	8.907
		0.75	7.935	13.54	20.48	28.19	30.13
3	0.1	0.145	0.323	0.593	0.779	0.823	
	0.4	0.973	2.161	4.808	8.189	8.989	
	0.75	4.291	8.708	15.54	25.16	28.16	
20	0.5	0.1	0.123	0.265	0.504	0.688	0.727
		0.4	2.035	3.422	5.617	7.162	7.371
		0.75	17.07	23.15	28.22	25.51	24.83
	1	0.1	0.120	0.258	0.500	0.706	0.749
		0.4	1.595	3.310	6.464	9.758	10.41
		0.75	14.16	25.19	39.72	38.28	38.17
	2	0.1	0.113	0.246	0.482	0.695	0.740
		0.4	1.039	2.420	5.868	10.69	11.80
		0.75	7.698	17.57	37.14	41.60	43.31
3	0.1	0.105	0.236	0.460	0.668	0.711	
	0.4	0.726	1.784	4.831	9.840	11.13	
	0.75	4.299	11.21	27.98	35.99	38.84	

Table 3 Values of the plastic influence h_I -functions for the plastic J -integral ($n=7$) as a function of the crack angle ϕ

R_m/t	ρ	a/t	ϕ				
			0°	22°	45°	73°	90°
5	0.5	0.1	0.227	0.431	0.698	0.875	0.926
		0.4	3.657	4.605	5.901	6.077	6.040
		0.75	18.93	22.46	20.46	21.18	21.08
	1	0.1	0.192	0.384	0.760	0.965	1.035
		0.4	3.729	5.443	8.261	9.566	9.786
		0.75	17.80	22.20	24.74	32.80	34.14
	2	0.1	0.158	0.344	0.732	0.980	1.057
		0.4	2.598	4.667	8.609	11.46	12.00
		0.75	10.70	13.83	17.73	33.95	40.57
	3	0.1	0.142	0.304	0.682	0.926	1.001
		0.4	1.560	3.165	6.922	10.53	11.52
		0.75	4.998	7.219	9.430	28.25	33.62
20	0.5	0.1	0.165	0.287	0.562	0.860	0.923
		0.4	3.925	5.882	9.549	11.19	10.99
		0.75	25.19	34.86	38.47	36.62	36.76
	1	0.1	0.135	0.276	0.546	0.893	0.966
		0.4	3.409	6.132	11.77	15.54	15.84
		0.75	19.39	33.00	42.84	46.76	48.54
	2	0.1	0.112	0.251	0.505	0.852	0.925
		0.4	1.85	4.18	10.25	16.71	17.66
		0.75	7.986	17.71	26.04	38.07	41.56
	3	0.1	0.100	0.226	0.460	0.785	0.854
		0.4	1.123	2.556	7.543	14.35	15.63
		0.75	3.328	9.394	14.23	24.42	26.83

Table 4 Values of the plastic influence h_I -functions for the plastic J -integral ($n=10$) as a function of the crack angle ϕ

R_m/t	ρ	a/t	ϕ				
			0°	22°	45°	73°	90°
5	0.5	0.1	0.251	0.482	0.763	0.931	1.041
		0.4	4.883	4.883	6.448	7.143	7.091
		0.75	21.40	25.96	23.63	24.37	25.52
	1	0.1	0.201	0.477	0.837	1.043	1.218
		0.4	5.157	6.574	9.891	10.62	11.26
		0.75	19.23	22.60	27.34	35.77	36.43
	2	0.1	0.129	0.361	0.781	1.075	1.194
		0.4	3.456	5.552	9.796	12.26	13.01
		0.75	13.15	13.33	17.26	33.37	38.08
	3	0.1	0.119	0.307	0.705	0.989	1.190
		0.4	1.902	3.537	6.941	9.918	11.52
		0.75	5.304	6.597	6.337	20.72	31.85
20	0.5	0.1	0.184	0.308	0.600	0.932	1.005
		0.4	5.126	7.574	12.05	13.67	13.71
		0.75	29.28	40.65	43.53	43.61	43.76
	1	0.1	0.148	0.302	0.603	0.993	1.079
		0.4	4.517	7.898	14.52	17.69	17.34
		0.75	20.11	33.92	41.35	48.45	50.43
	2	0.1	0.119	0.268	0.553	0.951	1.037
		0.4	2.369	5.266	12.50	17.77	18.61
		0.75	6.811	15.48	19.94	33.46	33.25
	3	0.1	0.102	0.235	0.492	0.855	0.935
		0.4	1.265	3.005	8.597	14.28	15.34
		0.75	2.388	6.130	8.667	18.28	15.68

삽 과정에서 발생할 수 있는 오차로 판단된다. 내압에 따른 오차범위를 고려하면 예측된 J-적분값은 모든 경우에 대해서 유한요소해석결과와 잘 일치하였다. 따라서 본 연구를 통해 제시된 J-적분식은 타당하다고 할 수 있다. 본 연구에서는 내압이 작용하는 경우에 대한 해석만을 수행하였다. 그러나 축방향 균열의 경우에는 모멘트가 J-적분에 큰 영향을 미치지 않으므로 본 연구에서 제시한 식은 실린더에 가해지는 일반적인 하중형태인 내압과 모멘트가 동시에 가해지는 경우에 확대 적용할 수 있다.

본 연구에서 제시된 J-적분 예측식은 $R_m/t=5, 20$ 인 경우에만 적용할 수 있다. R_m/t 의 영향을 고려한 J-적분 예측식을 제시하기 위해서는 각 R_m/t 에 따른 방대한 양의 유한요소해석이 필요하며 변형소성에 기초한 방법으로는 현실적으로 계산하기 매우 어렵다. 참고로 $R_m/t=10$ 인 경우에는 참고문헌 (2)에 따라 J-적분을 예측할 수 있다. 또한 본 연구에서 사용한 GE/EPRI 방식의 J-적분 예측식은 근본적인 문제점을 갖고 있다. 이 방법은 식 (2)와 같이 R-O 곡선으로 이상화된 응력-변형률 재료에 대해 기초하고 있다. 그러나 R-O 이상화

방법은 일반적인 재료에 대한 인장 데이터를 제대로 모사하지 못한다고 알려져 있다.^(10,11) 또한 이 방법은 복합 하중과 같이 복잡한 문제에 적용하기가 매우 어렵다. 이러한 문제들을 해결하기 위해서 Part II에서는 참조응력(reference stress) 개념⁽¹²⁾을 도입한 새로운 J-적분 예측식을 제시할 예정이다.

5. 결론

이 연구에서는 실린더에 존재하는 축방향 표면 균열에 대한 공학적 J-적분 예측식을 제시하였다. 예측식은 변형소성이론에 기초한 GE/EPRI 방법에 근거하여 제시하였으며, $R_m/t=5, 20$ 인 경우($1 < n < 10, 0.1 < a/t < 0.75, 0.5 < \rho < 3$)에 대한 예측이 가능하다. 제시된 식은 임의의 균열형상과 재료물성을 가지는 재료에 대한 유한 요소해석결과와 비교하여 타당성을 입증하였다.

후 기

본 논문은 한국과학재단 산하 성균관대학교 산

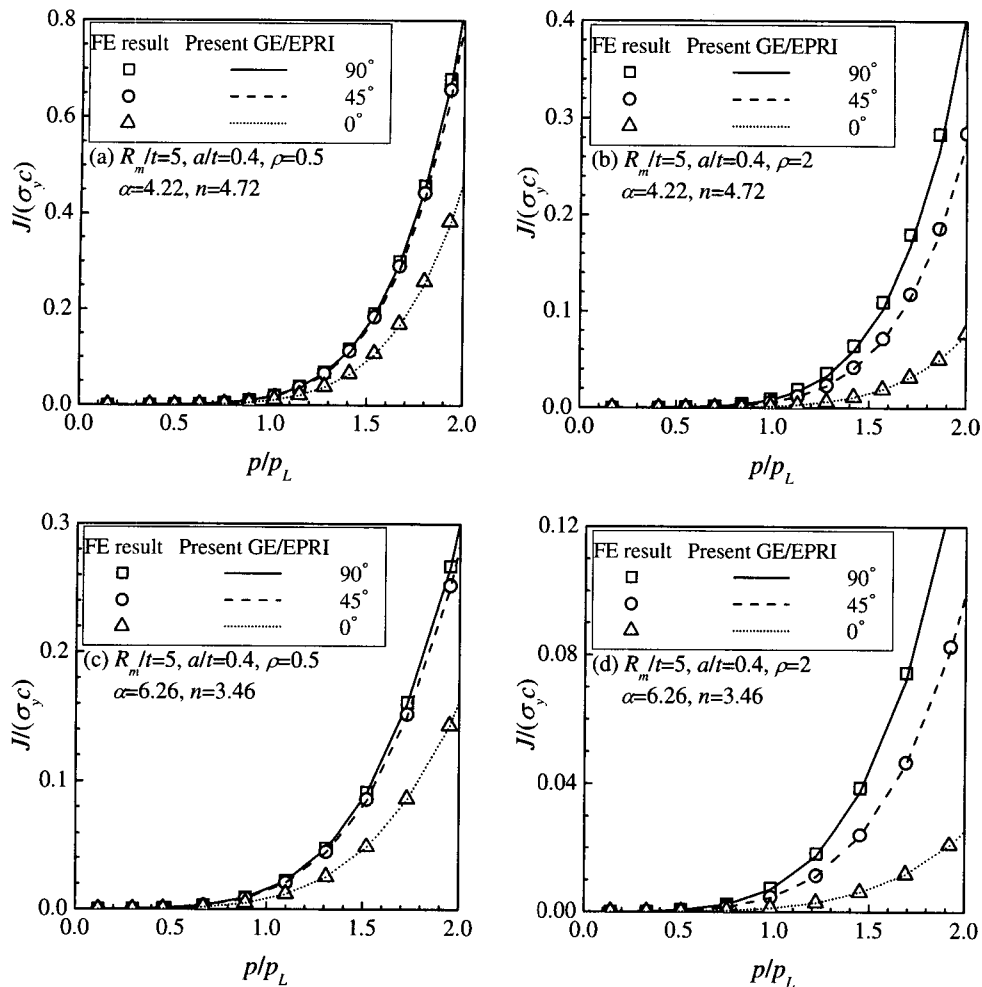


Fig. 6 Comparison of FE J results for cylinders with finite internal axial surface cracks under internal pressure with the GE/EPRI estimations at three different locations along the crack front, $\phi=90^\circ$ (deepest), $\phi=45^\circ$ (mid) and $\phi=0^\circ$ (surface). The crack dimension and R-O parameters used in FE calculations are given and the cylinder geometry is fixed to $R_m/t=5$

업설비 안전성 평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Kumar, V. and German, M.D., 1988, *Elastic-Plastic Fracture Analysis of Through-Wall and Surface Flaws in Cylinders*, EPRI Report, NP-5596.
- (2) Zahoor, A., 1991, *Ductile Fracture Handbook*, Vol. 2 Chapter 6 Axial Through-Wall Crack, Novetech Corp.
- (3) Bergman, M., 1995, "Stress Intensity Factors for Circumferential Surface Cracks in Pipes," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 18, pp. 1155~1172.
- (4) Kim, J.S., Kim, Y.J., and Kim, Y.J., 2002, "Fracture Behavior Estimation for Circumferential Surface Cracked Pipe (I): J -Integral Estimation Solution," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 26, No. 1, pp. 139~146.
- (5) Kim, J.S., Kim, Y.J., and Kim, Y.J., 2002, "Fracture Behavior Estimation for Circumferential Surface Cracked Pipe (II): Finite Element Validation," *Transaction of the KSME, A*, Vol. 26, No. 1, pp. 147~152.
- (6) Raju, I.S. and Newman, J.C., 1983, "Stress-Intensity Factors for Internal and External Surface Cracks in Cylindrical Vessels," *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 104, pp. 293~298.
- (7) *Appendix C, API Recommended Practice 579*, 2000,

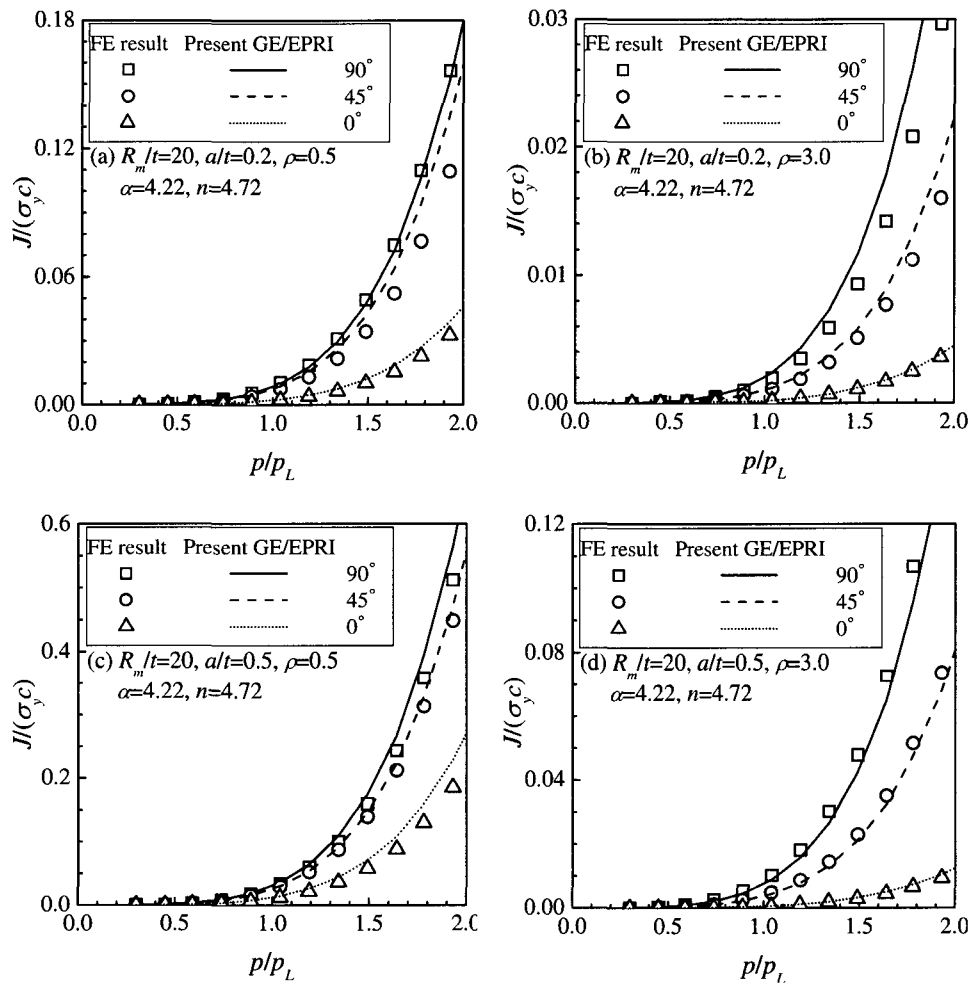


Fig. 7 Comparison of FE J results for cylinders with finite internal axial surface cracks under internal pressure with the GE/EPRI estimations at three different locations along the crack front, $\phi=90^\circ$ (deepest), $\phi=45^\circ$ (mid) and $\phi=0$ (surface). The crack dimension and R-O parameters used in FE calculations are given and the cylinder geometry is fixed to $R_m/t=20$

American Petroleum Institute.
 (8) *ABAQUS Version 5.8 User's Manual*, 1999, Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc, RI.
 (9) Kim, Y.J., Shim, D.J., Huh, N.S. and Kim, Y.J., 2001, "Plastic Limit Pressure for Cracked Cylinders Using Finite Element Limit Analyses," Submitted for Publication to International Journal of Pressure Vessels and Piping.
 (10) Rahman, S., Brust, F., Ghadiali, N., Choi, Y.H., Krishnaswamy, P., Moberg, F., Brickstad, B., Wilkowski, G., 1995, "Refinement and Evaluation of Crack Opening Area Analyses for Circumferential

Trough-Wall Cracks in Pipes, NUREG Report NUREG/CR-6300, Battelle, OH.
 (11) Kim, Y.J., Huh, N.S., and Kim, Y.J., 2001, "Enhanced Reference Stress Based J and COD Estimation Method for LBB Analysis and Comparison with GE/EPRI Method," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 24, pp. 243~254.
 (12) Ainsworth, R.A., "The Assessment of Defects in Structures of Strain Hardening Materials," 1984, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 19, pp. 633~642.