〈학술논문〉 DOI:10.3795/KSME-A.2010.34.6.725

굽힘하중을 받는 배관의 파단전누설거동 및 균열개구변위

남 기 우*†
* 부경대학교 신소재공학부

Leak-Before-Break Behavior and Crack Opening Displacement in Piping Under Bending Load

Ki Woo Nam*
* Dept. of Materials Science and Engineering, Pukyong Nat'l Univ.

(Received December 21, 2009 ; Revised March 26, 2010 ; Accepted March 26, 2010)

Key Words: LBB Behavior(파단전누설거동), Bending Load(굽힘하중), Crack Opening Displacement (균열개구변위), Pipe(배관), Crack Penetration(균열관통)

초록: 부정정계 배관의 두께 관통 후 파단전누설 거동과 균열개구변위는 정정계 배관과 비교하여 연구하였다. 부정정 배관은 균열 발생으로 인한 최대 강도의 감소가 비교적 적었다. 부정정 배관계의 파단전누설 거동은 정정계 배관보다 더 안전 하였다. 균열개구변위는 미관통균열을 가지는 배관에서 균열관통 후 평가하기 위하여 제안된 소성힌지를 사용하여 평가하였다.

Abstract: The leak-before-break behavior and the crack opening displacement were investigated of statically indeterminate piping system and statically determinate piping system after a crack penetration. The reduction in the ultimate strength caused by a crack was relatively small in the statically indeterminate piping system. The leak-before-break in the statically indeterminate piping system had a larger safety margin than that in the statically determinate piping system. The crack opening displacement after crack penetration in a pipe with a nonpenetrating crack was evaluated by using a plastic rotation angle.

1. 서 론

원자력플랜트, 고압용기 및 LNG 탱크 등은 매우 높은 안정성이 요구되고 있다. 그 안정성을 보증하고, 중대사고를 방지하기 위한 유용한 개념이 다중방호설계이다. 이 다중방호설계의 개념을 적용한 것이 파단전누설 설계법으로 활발한 연구가 실시되고 있다.[1~3]

그런데, 실제의 플랜트 배관은 지지부가 존재하고 있기 때문에 부정정이 되는 경우가 많다. 이러한 관점에서 정정 및 부정정 배관의 소성붕괴거동 및 파단전누설 특성에 관한 해석적 연구를 실시하여, 부정정 배관은 정정에 비교하여 파단 전누설에 대한 안정성이 매우 높다는 것을 밝혔다.[4-6] 그러나 실험에 의한 검증은 실시되지 않았다.

더욱이, 파단전누설 평가에서 균열개구변위의 평가가 매우 중요하기 때문에, 원주방향의 완전관통균열을 가지는 배관의 균열개구변위 평가법이 확립되어 있다. 그런데, 파단전누설 설계법은 완전관통균열이 존재한다는 가정보다 미관통 균열이 존재하고, 부하과정에서 관통하여 내용물이 누설하는 경우를 고려하는 것이 타당하다. 그러나 그와 같은 경우에 대한 균열개구변위 평가법은 아직 검토되어 있지 않다.

따라서 본 논문에서는 원주방향균열을 가지는 정정 및 부정정 배관의 파단전누설 거동 및 소성붕괴특성과 부하과정에서 관통한 원주방향균열의 균열개구변위를 계산과 실험으로 평가한 결과를 기술하였다.여기에 1.1절의 내용을 입력한다.

† Corresponding Author, namkw@pknu.ac.kr

2. 이 론

2.1 배관의 정미응력기준

원주방향균열을 가지는 배관의 소성붕괴 모멘트 (Mc)는 정미응력기준에 의하여 평가된다. 깊이(a), 반각(Θ)의 균열을 가지는 배관의 소성붕괴

모멘트 Mc는 다음과 같다.

$\beta \leq \pi - \Theta$인 경우

$$M_C = 2\sigma_f R^2 t(2\sin\beta - x\sin\Theta) \quad (1)$$

$$\beta = \frac{1}{2}(\pi - x\Theta)$$

$\beta > \pi - \Theta$인 경우

$$M_C = 2\sigma_f R^2 t[2(1-x)\sin\beta + x\sin\Theta] \quad (2)$$

$$\beta = \pi + \frac{1}{1-x}\left(\frac{x\Theta - \pi}{2}\right)$$

여기서 R은 배관의 평균반경, t는 배관의 두께, x는 배관두께(t)를 이용하여 무차원화한 초기균열의 깊이(a/t), β는 굽힘하중을 받는 배관의 중립축각도, σ_f는 유동응력으로 $\frac{\sigma_{UTS}+\sigma_Y}{2}$이다.

한편, Hasegawa들은 미관통균열을 갖는 배관의 균열관통모멘트 M_L과 파괴모멘트 M_B를 다음 식처럼 유도하였다.[7]

균열관통모멘트 M_L는 $\beta_L \leq \pi - \Theta$인 경우에는

$$M_L = 2\sigma_{ef} R^2 t(1-x)\sin\Theta + 2\sigma_P R^2 t(2\sin\beta_L - \sin\Theta) \quad (3)$$

$$\beta_L = \frac{\theta(1-x)\sigma_{ef}}{2\sigma_P} + \frac{\pi-\theta}{2} - \frac{\pi RP_r}{4t\sigma_P}$$

$\beta_L > \pi - \Theta$인 경우에는

$$M_L = 2R^2 t[(1-x)\sigma_f + \sigma_P]\sin\beta_L \quad (4)$$

$$\beta_L = \frac{\pi}{(1-x)\sigma_{ef} + \sigma_P}\left[(1-x)\sigma_{ef} - \frac{RP_r}{2t}\right]$$

σ_{ef}는 공칭 파괴 응력이다.

파괴모멘트 M_B는

$$M_B = 2\sigma_b R^2 t(2\sin\beta_B - \sin\Theta) \quad (5)$$

$\beta_B = \frac{\pi-\Theta}{2} - \frac{\pi RP_r}{4t\sigma_P}$이다. 여기서

$$\sigma_P = \sigma_{UTS} - x(\sigma_{UTS} - \sigma_Y)$$

$$\sigma_b = \frac{1}{(0.9)^2}(\sigma_{UTS} - \sigma_f)(1-x)^2 + \sigma_f$$

로 주어진다. 그리고 P_r은 내압 또는 자중에 의한 응력성분이다.

2.2 균열개구변위(COD)의 평가방법

Tada-Paris는 선형파괴역학에 의한 원주방향 완전관통균열의 균열개구변위 평가방법을 제안하였다.[8] Tada-Paris에 의하여 원주방향에 관통균열을 가지는 배관이 굽힘하중을 받을 때의 균열개구면적 S_B는 다음과 같다.

$$S_B = \frac{\sigma_B}{E}(\pi R^2) I_B(\Theta) \quad (6)$$

여기서, σ_B는 굽힘응력, E는 종탄성계수이다. 또 $I_B(\Theta)$는 다음과 같은 무차원함수이다.

$$I_B(\Theta) = 2\Theta^2\{1 + (\frac{\Theta}{\pi})^{\frac{3}{2}}[8.2 - 12.7(\frac{\Theta}{\pi}) + 19.3(\frac{\Theta}{\pi})^2] + (\frac{\Theta}{\pi})^3[20.4 - 68(\frac{\Theta}{\pi}) + 165.2(\frac{\Theta}{\pi})^2 - 187.2(\frac{\Theta}{\pi})^3 + 146.7(\frac{\Theta}{\pi})^4]\} \quad (7)$$

$$(0 < \Theta < 100^o)$$

굽힘응력 σ_B가 높아, 균열선단 소성역의 영향을 고려하는 경우에는 위의 식 Θ에 대신에 다음과 같은 Θ_{ef}를 사용한다.

$$\Theta_{ef} = \Theta + \frac{K^2}{2\pi R\sigma_Y^2} \quad (8)$$

여기서, K는 응력확대계수이다.

Ando 등은 원주방향균열이 관통한 경우의 균열개구변위 평가법을 다음과 같은 2개의 가정을 제시하면서 제안하였다.[9] (1) Fig. 1과 같이 배관의 소성변형은 균열부에서 발생하고, 그 때의 소성 회전각을 Φ_P, 균열 관통후의 Φ_P의 증분을 $\Delta\Phi_P$으로 한다. (2) 균열부는 중립축을 회전중심으로 하여 개구하는 것으로 한다. 이상과 같은 가정에 의하여, 부하과정에서 개구한 균열의 균열개구변위 및 개구면적은 아래의 식에서 얻어진다.

$$COD, \delta = 2R(1+\cos\beta)\cdot\sin(\frac{\Delta\Phi_P}{2}) \quad (9)$$

$$COA,\ S = \frac{\pi c\delta}{2} \quad (10)$$

여기서, c는 균열길이의 절반으로서 $c = \Theta R$로 구해진다.

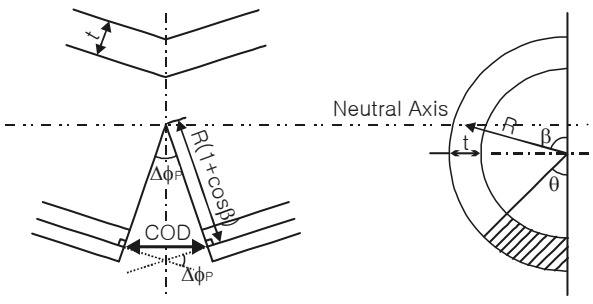


Fig. 1 A model to evaluate COD in pipe under a bending moment

3. 시험편 및 실험방법

본 연구에 사용한 재료는 STS370탄소강으로, 시험편의 형상 및 실험결과를 Table 1에 나타낸다. Fig. 2는 정정 및 부정정 배관의 실험조건을 나타낸다. 깊이(a), 반각(Θ)의 미관통균열은 방전가공과 기계가공에 의하여 제작하였다. 균열부의 배관단면을 Fig. 2(c)에 나타낸다. 모든 실험은 부하스팬 150 ㎜, 크로스헤드속도 2 ~ 5 ㎜/min의 변위제어하에서 실시했다. 또 균열관통 후에는 클립게이지를 사용하여 균열개구변위를 측정하였다.

Table 1 Specimen geometry and test results

No	R(mm)	t(mm)	a(mm)	2Θ(o)	a/t	(P_B/P_L)
Statically Determinate Piping System						
SD-1	22.9	5.2	2.60	90	0.50	0.89
SD-2	22.9	5.2	3.12	90	0.60	0.85
SD-3	22.9	5.2	4.42	90	0.85	1.06
SD-4	22.9	5.2	3.12	120	0.60	0.68
SD-5	22.9	5.2	3.12	60	0.60	1.01
SD-6	22.9	5.2	3.12	30	0.6	1.30
SD-7	22.9	5.2	3.12	45	0.6	1.10
SD-8	22.9	5.2	3.12	150	0.6	0.59
Statically Indeterminate Piping System						
SI-1	22.9	5.2	2.60	90	0.50	1.02
SI-2	22.9	5.2	3.12	90	0.60	1.08
SI-3	22.9	5.2	4.42	90	0.85	1.16
SI-4	22.9	5.2	3.12	120	0.60	1.05

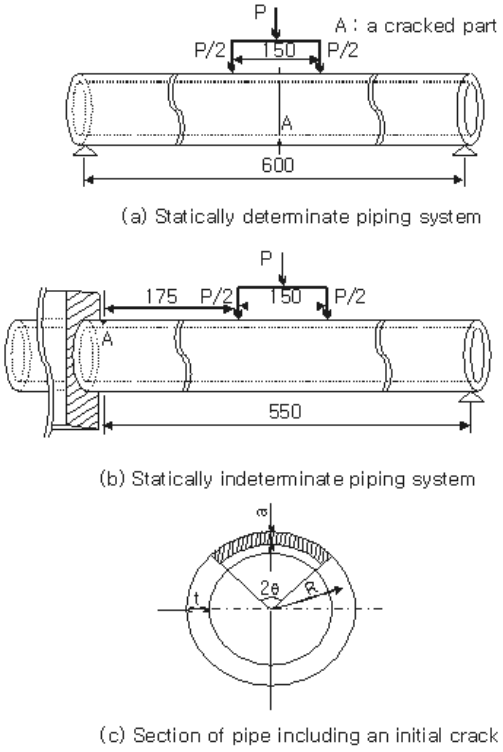


Fig. 2 4-point bending test specimen of pipe

4. 실험결과 및 고찰

4.1 소성붕괴 및 파단전누설 거동

정정 배관과 부정정 배관에서 얻어진 하중-변위 곡선을 Fig. 3(a), (b)에 나타낸다. 그림에서는 균열관통 위치를 화살표로 표시하였다. 이러한 하중-변위곡선에서 (1) 정정 배관의 소성붕괴하중에 비하여 부정정 배관의 소성붕괴하중은 70 ~ 100 % 높은 값을 나타내고 있다. (2) 정정 배관은 계산값보다 약간 높은 소성붕괴하중을 나타내고 있다. 그러나 부정정 배관은 $SI-3$를 제외하고 계산치 보다 약간 낮은 소성붕괴하중을 나타내고 있다. (3) 정정 배관은 균열관통시에 하중의 저하가 많지만, 부정정 배관은 하중의 저하가 많지 않다. (4) 정정 배관의 파단전누설 성립과 불성립은 Hasegawa등의 식으로 쉽게 평가할 수 있다. 이것으로 평가한 결과는 SD-1, SD-2, SD-4는 파단전누설이 성립하지 않았지만, SD-3와 SD-5는 파단전누설이 성립하였고, 실험결과와 좋은 일치를 보였다. 그러나, 부정정 배관은 SD-1 ~ SD-4와 동일한 균열형상이지만, 전부 파단전누설이 성립하였다.

이와 같이 위의 (1), (3) 및 (4)는 Ando 등이 제안한[9]「극한해석+탄소성파괴역학」수법에서 얻어진 결과와 같지만, (2)는 검토할 필요가 있다. Fig. 3의 실험결과를 정리하여 정정 배관과 부정정배관의 파단전누설 거동을 비교한 것이 Fig. 4이다. 미관통균열을 갖는 배관이 정적하중을 받는 경우의 파단전누설 거동은 초기균열의 깊이와 각도의 함수이다. 일반적으로 초기균열이 깊고, 각도가 작을 수록 파단전누설이 성립하기 쉽다. 본 연구에서는 하중-변위곡선에서 얻어진 붕괴시 하중과 균열관통시 하중비 (P_B/P_L)를 비교·검토하였다. 정적 하중하의 파단전누설 거동 정의에 의하여 (P_B/P_L)가 1이상의 경우에는 파단전누설이 성립하게 된다. Fig. 4에 의하여 정정 배관은 (P_B/P_L)가 0.68의 경우(SD-4)에도 동일치수의 초기균열을 가지고 있는 부정정 배관(SI-4)에서는 (P_B/P_L)가 1.05 정도로 파단전누설이 성

립함을 알 수 있다. 이상에서 부정정 배관은 정정에 비하여 파단전누설이 성립하기 쉽다고 할 수 있다.

4.2 균열개구변위의 평가

완전관통균열을 가지는 배관의 균열개구변위는 선형파괴역학에 기초한 Tada-Paris의 평가법으로 얻어진다. 단, Tada-Paris의 식에서 얻어지는 것은 균열개구면적(Crack Opening Area)이고, 균열형상을 타원형으로 가정함으로서 균열개구변위는 쉽게 평가할 수 있다. 정정 배관에서는 부하과정에서 관통한 균열의 탄성균열개구변위를 제하법으로 실측하고, 얻어진 값을 Tada-Paris의 평가식에 의한 탄성 균열개구변위와 비교한 결과를 Fig. 5에 나타낸다. Fig. 5에서 몇 개의 실험치를 제외하고, 잘 일치함을 알 수 있다. 이상에서, 부하과정에서 관통한 균열의 탄성균열개구변위는 Tada-Paris의 식으로 평가할 수 있었다.

한편, 균열선단의 소성역 영향을 고려한 식 (8)을 이용하여 전체의 균열개구변위(탄성역+소성역)을 평가하여, 실험치와 비교한 결과를 Fig. 6에 나타낸다. Fig. 6은 Tada-Paris식에 의하여 평가가 쉬운 정정배관에 대한 결과이다. 대부분의 실험결과는 Tada-Paris식에 의한 계산치 보다 작다. 그 원인은 다음과 같이 생각된다. (1) Tada-Paris의 식은 선형파괴역학에 기인하고 있다. 그러나, 본 연구에서는 부하과정중에 균열이 배관두께를 관

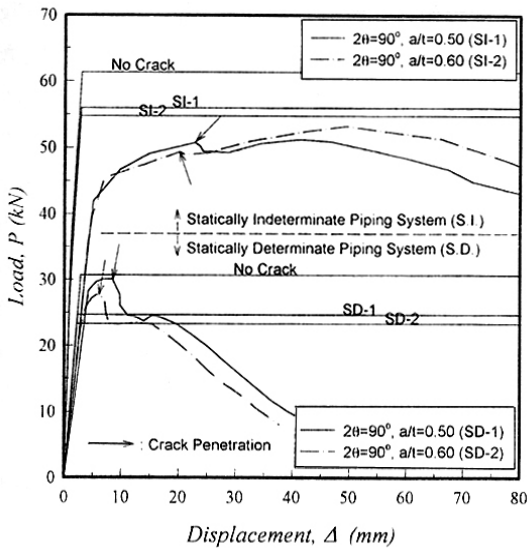


Fig. 3(a) Load-displacement curve(SD-1, SD-2, SI-1, SI-2)

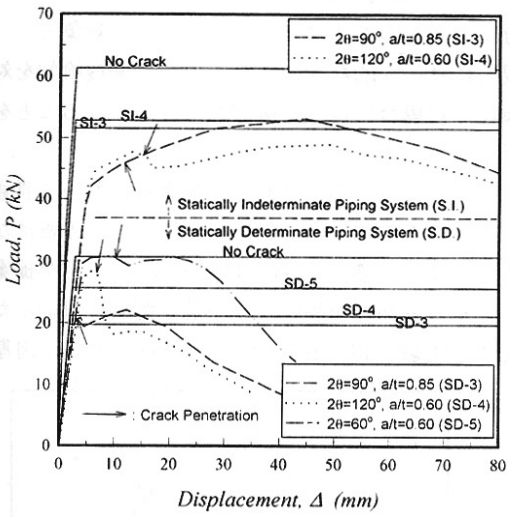


Fig. 3(b) Load-displacement curve(SD-3, SD-4, SD-5, SI-3, SI-4)

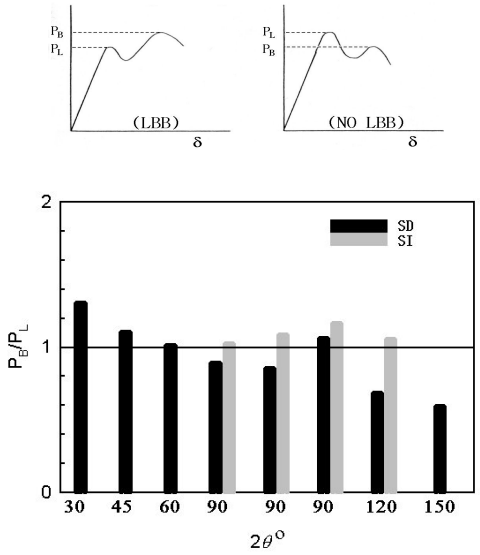


Fig. 4 Results of LBB behavior

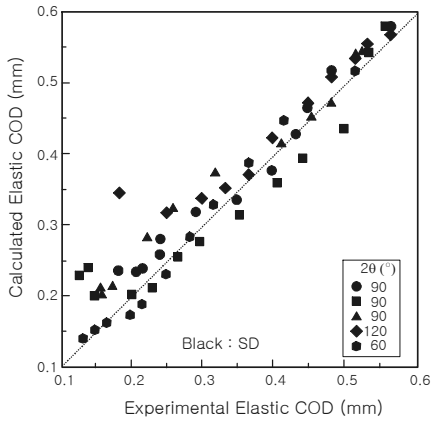


Fig. 5 Comparison between calculated and experimental elastic COD(Tada-Paris method)

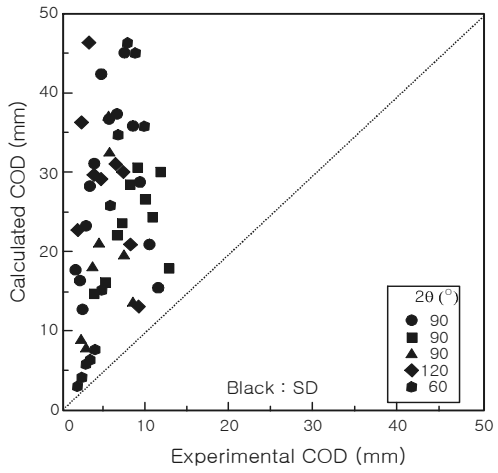


Fig. 6 Comparison between calculated and experimental full COD(Tada-Paris method)

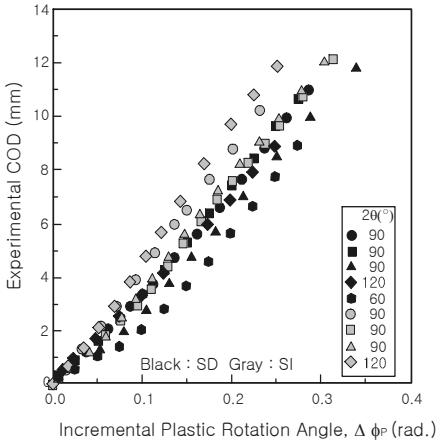


Fig. 7 Correlation between experimental full COD and incremental plastic rotation angle

통한 경우, 응력은 이미 항복점 이상이므로 식 (8)의 보정값은 적용범위를 넘는다. (2) 원자력 배관과 같은 연성재료는 소성역에서 충분한 가공경화를 일으킨다. 그 때문에, 식 (8)의 항복응력을 사용하여 평가한 계산치는 실험치보다 크게 평가된다. 이상에서 미관통균열이 관통하는 경우에는 Tada-Paris식으로 평가된 균열개구변위는 실제의 값보다 크게 되는 것을 알 수 있다. 이것은 제트반력을 대상으로 하는 경우에는 보수적인 평가가 되지만, 누설검지를 대상으로 하는 경우에는 비보수적인 평가가 되는 것을 의미한다.

이상의 결과에서, 부하과정에서 관통한 균열의 균열개구변위를 정확히 평가하는 식이 필요하게 된다. 따라서 식 (9)를 제안하고, 타당성을 정정 및 부정정 배관에서 검토하였다. 우선, 실험에서 얻

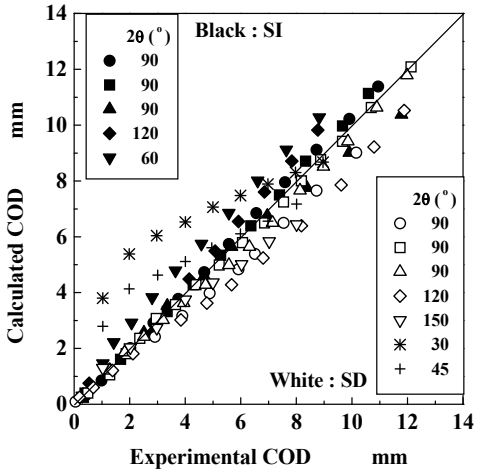
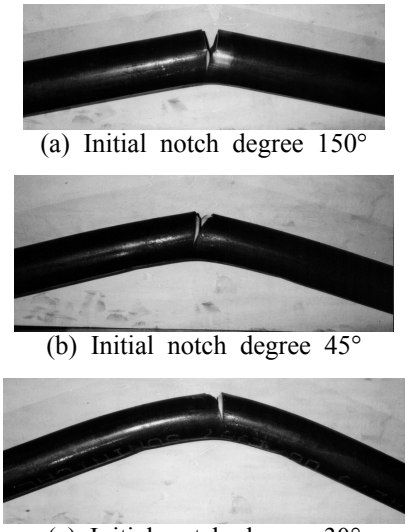


Fig. 8 Comparison between calculated and experimental full COD



(a) Initial notch degree 150°

(b) Initial notch degree 45°

(c) Initial notch degree 30°

Fig. 9 Fracture appearance of pipe specimen

어진 전체의 균열개구변위와 균열이 두께를 관통한 후 발생한 소성회전각의 증분치 $\Delta\Phi_P$와의 관계를 Fig. 7에 나타낸다. Fig. 7에서 정정 및 부정정에 관계없이, 전체의 균열개구변위값은 소성회전각의 증분에 비례하고 있다는 것을 알 수 있다. 그러나, 상세히 보면, 초기 균열각도가 클 때, 조금 큰 비례계수를 표시하고 있다는 것을 알 수 있다. Fig. 7의 $\Delta\Phi_P$를 식 (9)에 대입하여 얻어진 전체 균열개구변위를 실험치와 비교하여 Fig. 8에 나타내었다. 식 (9)에서 얻어진 전체 균열개구변위값은 실험치와 매우 좋은 일치를 나타내고 있다. 그러나 초기 균열각도가 작을 때에는 계산치가 크게 된다. 이것은 Fig. 9에 나타내듯이 초기

균열각도가 클 때에는 균열부만 소성변형하여 관통하지만, 초기 균열각도가 작을 때에는 전단면이 소성변형한 후 균열부가 관통하고 있기 때문이다. 이상에 의하여 초기 균열각도가 작은 경우를 제외하고는 전체 균열개구변위 평가 모델은 정정 및 부정정한 배관에 관계없이 부하과정에서 관통한 균열의 균열개구변위를 평가할 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 중앙에 원주방향균열을 가지는 정정배관과 고정단에 원주방향균열을 가지는 부정정한 배관의 파단전누설 거동 및 부하과정에서 관통한 균열의 균열개구변위를 평가한 결과, 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 부정정 배관은 정정 배관보다 균열관통후의 강도 저하가 작았으며, 파단전누설이 성립하지 않는 정정 배관에도 부정정 배관에서는 성립하였다.

(2) 미관통균열이 부하과정에서 관통한 경우의 균열개구변위값을 Tada-Paris식으로 평가하면 과대평가되었다. 그러나, 소성회전각을 고려한 균열개구변위 평가모델에서는 초기 균열각도가 작은 경우를 제외하고는 실험치와 좋은 일치를 나타내었다.

참고문헌

(1) Ahn, S. H., Nam, K. W. Yoo, Y. S., Ando, K., Ji, S. H., Ishiwata, K. and Hasegawa, K., 2002, "Fracture Behavior of Straight Pipe and Elbow with Local Wall Thinning," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 211, pp. 91～103.

(2) Anh, S. H. and Nam, K. W., 2005, “Effect of Wall Thinning on the Failure of Pipes Subjected to Bending Load”, *Transactions of the KSME(A)*, Vol. 29, No. 4, pp. 601～606.

(3) Ahn, S. H., Nam, K. W., Takahashi, K., Ando, K., 2006, “Comparison of Experimental and Finite Element Analytical Results for the Strength and the Deformation of Pipes with Local Wall Thinning Subjected to Bending Moment”, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 236, pp. 140～155.

(4) Liu, S. P.,Hidaka, A., Kojima, T. and Ando, K., 1996, "Ultimate Strength and Plastic Collapse Behavior of Statically Indeterminate Beams with Crack," *JSME*. Vol. 62, No. 595, pp. 90～97.

(5) Liu, S. P. and Ando, K., 1996, "Ultimate Strength and Plastic Collapse Behavior of Statically Indeterminate Pipes with Crack and Compliances," *JSME*. Vol. 62, No. 597, pp. 48～55.

(6) Liu, S. P. and Ando, K., 1996, "Leak Before Break and Plastic Collapse Behavior of Statically Indeterminate Pipe System with Circumferential Crack" , *JHPI*, Vol. 34, No. 6, pp. 2～10.

(7) Hasegawa, K., Sakata, S., Simizu, T., Shida, S., 1983. Prediction of Fracture Tolerances for Stainless Steel Pipes with Circumferential Cracks. *ASME Int. J. Press. Ves. Piping*, Vol. 95, pp. 65～78.

(8) Paris, P. C. and Tada, H., 1983, *NUREG/CR-3464*.

(9) Ahn, S. H., Ando, K., Ishiwata, M. and Hasegawa, K., 1998, "Plastic Collapse Behavior of Pipes with Local Wall Thinning Subjected to Bending Load and Allowable Limit," *JHPI*. Vol. 36, No. 4, pp. 225～233.