

인장과 굽힘을 받는 배관의 원주방향 관통균열 개구면적 평가

김상철[†] · 김만원^{*}

세명대학교 보건안전공학과 · ^{*}(주)지엔이씨
(2008. 8. 12. 접수 / 2008. 10. 14. 채택)

Crack Opening Area Assessment of Circumferential Through Wall Crack in a Pipe Subjected to Tension and Bending

Sang-Cheol Kim[†] · Maan-Won Kim^{*}

Department of Occupational Health and Safety Engineering, Semyung University
^{*}GNEC Inc.

(Received August 12, 2008 / Accepted October 14, 2008)

Abstract : It is important to calculate the exact crack opening area in the cracked pipe subjected to axial force and bending moment. Among many solutions for obtaining the crack opening displacement, Paris-Tada's expression, which is derived from energy method, is open used in fracture analysis for piping crack problems because of its simplicity. But Paris-Tada's equation has conservativeness when radius over thickness ratio(R/t) is ten or less, for it is based on the stress intensity factor solution having a compliance function derived from a simple shell theory. In this paper we derived a new expression using a different stress intensity factor solution which is able to consider the variation of compliance through wall thickness in a cracked pipe. Conservativeness of both equations was examined and compared to finite element analysis results. Conservativeness of the new equation is decreased when $R/t > 10$ and increased slightly when $R/t < 10$ compared with Paris-Tada's. But Both equations were highly conservative when $R/t < 10$ compared with finite element analysis results.

Key Words : crack opening area, through wall crack, stress intensity factor, tensile and bending compliance, finite element analysis

1. 서론

고온 고압의 환경에서 운영되는 배관의 경우 배관이 손상되어 누설이 발생하면 심한 경우 배관이 양단으로 파단되어 주변의 구조물에 심각한 손상을 입힐 수 있다. 고온 고압의 내용물이 독성이 강한 화학물질이나 방사성 물질, 또는 폭발성이나 발화성이 큰 물질이면 주변에 끼치는 인적 물적 손상은 더욱 커질 수 있다. 이러한 배관의 경우 대부분 일정 변형량에 견딜 수 있는 연성 재료를 배관 소재로 사용하며, 특히 원자력 배관의 경우는 일정한 누설이 발생하여도 배관이 파단에 이르기 전에 배관에 안전한 조치를 취할 수 있도록 설계한다. 즉, 배관에 누설이 발생할 정도로 관통균열이 생겨도 이 균열이 배관의 양단 파단에 이르기 전까지는

안정적으로 성장하며, 그사이에 안전조치를 취할 시간을 가질 수 있도록 손상을 허용하는 설계를 적용한다. 이것을 파단전누설(leak-before-break; LBB) 개념이라고 부른다. 이와 같이 누설배관이 안전조치를 취할 여유를 가지도록 설계할 수 있는 배경은 배관의 균열이 일정 기간 동안 안정적으로 성장한다는 것을 정확하게 계산하여 보증할 수 있어야 하고, 배관 소재가 균열과 외부에서 작용한 하중에 대하여 재료 내부에 충분한 에너지를 저장할 수 있도록 인성(toughness)이 높은 재료이어야 한다는 것에 기초한다.

이와 같이 배관에 누설이 발생하는 것을 가정할 때 손상 허용 개념의 안전성 평가나 설계에 있어 균열의 거동을 정확하게 계산하는 것이 중요하다. 균열의 거동을 나타내는 여러 가지 개념의 파라미터가 있으나 재료의 탄성거동과 소성거동의 영역에 모두 사용될 수 있으며 실제의 물리적 현상에 기초

[†] To whom correspondence should be addressed.
sckim@semyung.ac.kr

한 값이 균열개구면적(crack opening area; COA)이다. 따라서 누설이 있는 배관의 안전성 평가에서 COA와 균열길이의 관계 또는 COA와 누설량의 관계를 함수로 표현하여 공학적인 관점에서 편리하게 사용하고자 하는데 COA가 사용되어왔다. 이러한 연구는 실제 구조물의 안전을 사전에 확보할 수 있다는 측면에서 현실적이므로 많은 분량의 연구 결과가 발표되었다. 특히 LBB 관점에서 관심있는 파손의 형태는 배관의 양단 파단이며, 양단 파단은 원주방향으로 성장한 균열에 의하여 발생한다. 배관에서 원주방향의 균열에 대한 해는 해석해(analytical solution)나 수치해석적 방법(numerical analysis)으로 얻어진 해가 많이 발표되었다. 한편, 균열의 특성을 나타내는 파괴역학(fracture mechanics) 매개변수 중 응력강도계수(stress intensity factor; SIF)가 있다. 배관의 원주방향 균열에 대한 SIF 해는 배관과 균열의 기하학적 형상과 배관에 작용하는 하중의 종류에 따라 많은 해가 주어져 있다¹⁻³⁾.

본 논문에서는 SIF와 균열부의 재료 내부에너지 변화량과의 관계를 사용하여 COA를 계산하였다. 이 방법은 대수적으로 관계식을 유도하기 편리하며 수치해석적인 알고리즘이나 계산 용량이 많이 소모되지 않는 장점이 있다. 누설 배관의 건전성을 평가하기 위한 LBB 개념에서 이 방법을 사용한 예로 Paris-Tada의 식 (4)이 있다. Paris-Tada의 식은 셸 이론(shell theory)에 근거하여 얻어진 SIF 해를 사용하여 변형률에너지와 COA의 관계로부터 유도되었다. 이 식은 현재 LBB를 적용한 구조물의 건전성 평가에서 잘 알려진 해로 사용되고 있다. 그러나 이 식을 사용하면 $R/t = 10$ (R은 배관의 평균반경, t는 배관의 벽두께)에서도 균열길이가 약간 크게 계산되며 $R/t < 10$ 인 경우 과추정의 정도가 증가하는 것으로 알려져 있다⁵⁾.

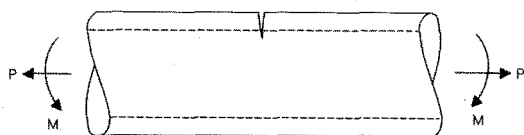
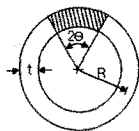


Fig. 1. Schematic representation of pipe with circumferential through wall crack subjected to bending and tension.

따라서 본 연구에서는 Paris-Tada 식에서 사용된 것보다 더 넓은 범위의 R/t에 대하여 유효한 SIF 해를 사용하여 관계식을 유도하고, R/t의 비에 따른 균열길이 계산 결과를 비교하여 두 식이 가지는 보수성의 차이를 확인하였다. 또한 유도된 식을 실배관 문제에 적용하고 유한요소해석(finite element analysis; FEA) 결과와 비교하여 유도된 식에 미치는 배관 형상의 영향을 살펴보았다.

2. 원주방향 관통균열 배관의 COA 예측식

2.1. Paris-Tada 식 (4)

인장과 굽힘을 받고 있는 원주방향 관통균열을 가진 배관을 Fig. 1에 나타내었다. Paris-Tada의 방법에서는 에너지방법(Castigliano의 정리)에 기초하여 탄성 COA를 계산하고 소성역 보정을 통하여 탄소성 COA를 구한다. 선형탄성조건에서의 COA, A_{ce} 는 다음식과 같다:

$$A_{ce} = \frac{\pi R_m^2}{E} [\sigma_B I_B(\theta) + \sigma_T I_T(\theta)] \quad (1)$$

여기서 $I_B(\theta)$ 와 $I_T(\theta)$ 는 각각 참고문헌 4에서 정의된 굽힘 및 인장 컴플라이언스(compliance) 함수이다. $\sigma_B = M/(\pi R_m^2 t)$ 는 배관의 평균반경(Rm)에서의 공칭굽힘응력, $\sigma_T = P/(\pi R_m t)$ 는 균열이 없는 배관 단면에서 분포하는 축방향 공칭인장응력이며, θ 는 균열각의 반을 나타내고 t는 배관의 두께, P는 축인장력, M은 굽힘응력을 나타낸다. 식 (1)을 더욱 단순화하면 다음 식으로 표현된다.

$$A_{ce} = \frac{\pi R_m^2}{E} I_T(\theta) \left[\frac{3 + \cos\theta}{4} \sigma_B + \sigma_T \right] \quad (2)$$

위 식에서 인장에 의한 균열개구변위(crack opening displacement; COD) 값은 배관이 인장하중 및 균열에 의해 생성된 편심과는 무관하게 회전이 자유롭다는 가정이 포함된 것이다. 탄소성파괴역학 해석을 위한 탄소성 조건에서 식 (2)는 다음과 같이 소성역 보정을 고려한 식으로 표현된다.

$$A_{ce} = \frac{\pi R_m^2}{E} I_T(\theta_e) \left[\frac{3 + \cos\theta_e}{4} \sigma_B + \sigma_T \right] \quad (3)$$

여기서 θ_e 는 유효균열각(effective crack angle)의 반이며 다음과 같다.

$$\theta_e = \theta + \frac{1}{\beta_1 \pi R_m} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (4)$$

식 (4)에서 σ_y 는 항복응력이며, β_1 은 평면응력(plane stress)인 경우 2이고 평면변형(plane strain)인 경우 6으로 주어지는 계수이다.

2.2. 새로운 COA 예측식

서론에서 언급한 바와 같이 Paris-Tada 식은 쉘 이론에 근거한 SIF 해로부터 얻어졌다. Paris-Tada의 식은 $R/t = 10$ 에서 약간의 보수성을 가지며 R/t 값이 10보다 작아질수록 보수성의 크기가 증가한다⁵⁾. 한편, 배관에 존재하는 원주방향 관통균열에 관한 Zahoor^{1,6)}의 SIF 해는 $R/t = 5 \sim 20$ 까지의 범위에 대하여 적용할 수 있다. 따라서 본 논문에서는 Zahoor의 SIF 해를 사용하여 COA를 예측할 수 있는 식을 유도하였다. 인장과 굽힘 SIF는 각각 다음 식 (5) 및 (6)과 같다.

$$K_t = \sigma_t \sqrt{\pi R \theta} F_t \left(\frac{R}{t}, \frac{\theta}{\pi} \right) \quad (5)$$

$$K_b = \sigma_b \sqrt{\pi R \theta} F_b \left(\frac{R}{t}, \frac{\theta}{\pi} \right) \quad (6)$$

여기서 $\sigma_t = P/(2\pi R t)$, $\sigma_b = M/(\pi R^2 t)$ 이다. R 은 평균 반경, t 는 두께, θ 는 균열각의 반(half crack angle)을 나타낸다. P 와 M 은 각각 축하중과 굽힘모멘트이다. 따라서 균열길이의 반 $a = R\theta$ 가 된다. 식 (5)와 (6)에서 영향함수는 다음과 같다.

$$F_t(\theta) = 1 + A \left[5.3303 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{1.5} + 18.773 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{4.24} \right] \quad (7a)$$

$$F_b(\theta) = 1 + A \left[4.5967 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{1.5} + 2.6422 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{4.24} \right] \quad (7b)$$

여기서 A 는 배관의 기하학적 형상에만 의존적인 양으로 다음 식과 같다.

$$A = \left\{ 0.125 \left(\frac{R}{t} \right) - 0.25 \right\}^{0.25} \quad \text{for } 5 \leq \frac{R}{t} \leq 10 \quad (8)$$

$$A = \left\{ 0.4 \left(\frac{R}{t} \right) - 3.0 \right\}^{0.25} \quad \text{for } 10 \leq \frac{R}{t} \leq 20$$

식 (8)은 반경 대 두께의 비로 표현된 두께 방향

에 따라 변하는 양이다. Zahoor의 SIF 해에서는 영향함수 식 (7)에 A 가 포함되어 있어 배관 두께의 영향을 고려해 줄 수 있음을 알 수 있다. 반면에 Paris-Tada의 SIF 해에서 영향함수는 두께의 영향을 고려할 수 없으며 쉘 이론에 근거하였으므로 $R/t \geq 10$ 인 경우에 적합하다.

인장과 굽힘에 의한 총 SIF는 다음과 같다.

$$K_{total} = K_t + K_b \quad (9)$$

인장 및 굽힘에 의한 균열개구면적(COA)을 각각 A_t 와 A_b 로 나타내면 다음 식과 같다.

$$A_t = \frac{\sigma_t}{E} (\pi R^2) I_t(\theta) \quad (10)$$

$$A_b = \frac{\sigma_b}{E} (\pi R^2) I_b(\theta)$$

먼저 인장에 의한 균열개구면적 A_t 를 살펴보자. Castigliano의 이론에 의하여 A_t 는 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$A_t = \frac{1}{t} \frac{\partial U_t}{\partial \sigma_t} = 2 \int_0^\theta \frac{\partial}{\partial \sigma_t} \left(\frac{K_t^2}{E} \right) R d\theta \quad (11)$$

U_t 는 배관에서 총 변형률에너지이다.

$$G = \frac{1}{Rt} \frac{\partial U_t}{\partial \theta} = \frac{K_t^2}{E} \quad (12)$$

식 (5)의 K_t 를 식 (11)에 대입하고 정리하면 다음과 같이 된다.

$$A_t = 2 \int_0^\theta \frac{\partial}{\partial \sigma_t} \left(\frac{K_t^2}{E} \right) R d\theta \quad (13)$$

$$= \frac{\sigma_t}{E} (\pi R^2) I_t(\theta)$$

여기서

$$I_t(\theta) = 4 \int_0^\theta \theta \{ F_t(\theta) \}^2 d\theta \quad (14a)$$

$$= 4 \int_0^\theta \theta \left\{ 1 + A \left[5.3303 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{1.5} + 18.773 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{4.24} \right] \right\}^2 d\theta$$

$$= 2\theta^2 \left[1 + A \left\{ 6.0918 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{1.5} + 12.034 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{4.24} \right\} + A^2 \left\{ 11.3648 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^3 + 67.2568 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{5.48} + 51.7136 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{5.74} \right\} \right] \quad (14b)$$

굽힘에 의한 균열개구면적 A_b 는 균열이 없다고 가정할 때 응력의 분포가 균열을 따라 일정하지 않기 때문에 직접 에너지법을 적용하여 구하기가 용이하지 않다. 따라서 Paris-Tada의 방법⁵⁾에서와 같이 인장에 의한 영향함수와와의 관계로부터 계산할 수 있다.

$$F_b = \left(\cos \frac{\theta}{2} \right)^2 F_t(\theta) \quad (15)$$

$$I_b(\theta) = \frac{1 + (\cos \frac{\theta}{2})^2}{2} I_t(\theta) = \frac{3 + \cos \theta}{4} I_t(\theta) \quad (16)$$

인장과 굽힘에 의한 전체 균열개구면적 A_{total} 은 식 (10), (13)과 (16)으로부터 다음과 같이 구해진다.

$$\begin{aligned} A_{total} &= A_t + A_b \quad (17) \\ &\approx \frac{\sigma_t}{E} (\pi R^2) I_t(\theta) \left[1 + \frac{\sigma_b}{\sigma_t} \left(\frac{3 + \cos \theta}{4} \right) \right] \\ \text{or} \\ &\approx \frac{\sigma_b}{E} (\pi R^2) I_t(\theta) \left[\frac{\sigma_t}{\sigma_b} + \left(\frac{3 + \cos \theta}{4} \right) \right] \end{aligned}$$

이 식은 식 (2)와 같은 형태로 나타낸 식이지만 인장컴플라이언스 함수 $I_t(\theta)$ 가 서로 다르다. 소성 역보정이 필요한 경우 식 (4)의 유효균열각을 사용할 수 있다.

$$\theta_{eff} = \theta + \frac{K_{total}^2}{2\pi R \sigma_Y^2} \quad (18)$$

2.3. 가상누설균열길이, COD, COA의 관계

COD, COA 및 균열길이의 관계는 다음과 같이 표현된다.

$$2c = \frac{4}{\pi} \frac{A_{ce}}{COD} \quad (19)$$

여기서 $2c$ 는 균열길이를 나타내며 $c = R_m \cdot \theta$ 의 관계가 있다. A_{ce} 는 식 (1)~(3) 및 (17)의 균열개구면

적을 나타낸다. 식 (19)를 A_{ce} 에 대하여 정리한 후, 식 (17)의 A_{total} 을 대입하면 COD와 누설균열길이 관계식이 얻어진다.

$$COD = \frac{2R^2}{cE} I_t(\theta) \left[\sigma_t + \sigma_b \frac{3 + \cos(\theta)}{4} \right] \quad (20)$$

가상누설균열길이는 식 (17)의 균열개구면적 식으로부터 다음 식 (21)과 같이 계산될 수 있다. A_{total} 을 A_{ce} 로 표현하면,

$$A_{ce} - \frac{\pi R^2}{E} I_t(\theta) \left[\sigma_t + \sigma_b \frac{3 + \cos(\theta)}{4} \right] = 0 \quad (21)$$

3. 배관 치수의 영향 해석 및 고찰

3.1. 인장 컴플라이언스 함수

균열개구면적 계산식을 위하여 2.2절에서는 두께방향으로 영향함수를 가지는 SIF 해를 사용하여 인장 및 굽힘 컴플라이언스 함수식을 유도하였다. 여기서는 본 논문에서 유도된 인장 컴플라이언스 함수 식 (14)를 Paris-Tada의 식과 비교하였다. Paris-Tada 식에서 유도된 인장컴플라이언스 함수는 다음과 같다⁴⁾.

$$\begin{aligned} I_T(\theta) &= 2\theta^2 \left[1 + \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^2 \left\{ 8.6 - 13.3 \left(\frac{\theta}{\pi} \right) + 24 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^2 \right\} + \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^3 \left\{ 22.5 - 75 \left(\frac{\theta}{\pi} \right) + 205.7 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^2 - 247.5 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^3 \right\} + 242 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^4 \right] \quad (22) \end{aligned}$$

Paris-Tada의 식은 셸 이론에서 유도된 식으로 인장 컴플라이언스 식에서 두께의 영향을 고려할 수

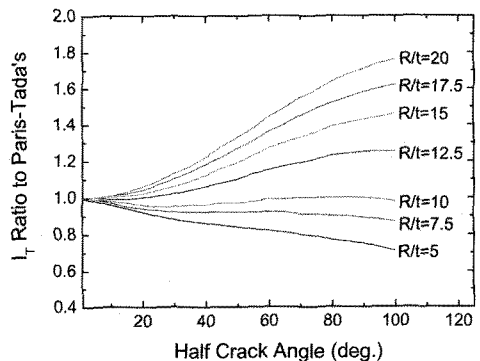


Fig. 2. Tensile compliance ratio to Paris-Tada's.

없으며 대략적으로 본 논문의 $R/t \approx 10$ 에 해당한다고 볼 수 있다. 따라서 두 식의 값을 비교하고 본 논문에서 유도된 식의 배관 평균반경 대 두께 비(R/t)의 영향을 알아보기 위하여, 본 논문에서 유도된 인장 컴플라이언스를 Paris-Tada의 값으로 나눈 후 R/t 를 변화시켜가며 인장컴플라이언스 값의 비를 살펴 보았다. Fig. 2는 $R/t=5, 7.5, 10, 12.5, 15, 17.5, 20$ 일 때의 균열 각도에 따른 인장 컴플라이언스 값의 비를 나타낸 것이다.

Fig. 2에서 $R/t=10$ 일 때 본 논문에서 유도된 인장 컴플라이언스가 Paris-Tada의 값과 거의 일치하며 $\theta=25 \sim 30^\circ$ 에서 최대 5% 낮게 나타났다. Paris-Tada 식과의 차이는 균열각이 증가할수록 크게 나타났으며, $R/t=5$ 에서는 최대 29% 낮게, $R/t=20$ 에서는 최대 76% 높게 나타났다. 따라서 본 논문에서 유도된 인장컴플라이언스 식은 $R/t=10$ 에서 적절하게 구해졌음을 알 수 있고, 셸이론에 의해 구해진 해와 달리 R/t 가 변할 때 배관형상의 영향이 고려되며 균열길이가 증가할수록 그 영향이 커짐을 알 수 있다.

3.2. 균열개구면위

두께방향의 인장 및 굽힘 컴플라이언스 변화가 COD에 미치는 영향을 알아보기 위하여 본 논문에서 유도된 식 (20)의 COD 값과 Paris-Tada의 결과 및 FEM 해석결과를 비교하였다. COD의 경우 Paris-Tada의 식과 본 논문에서 유도된 식은 식 (20)과 같이 동일한 형태로 표현된다. COD 계산을 위하여 직관에 원주방향 관통균열을 가정하고, 물성치로 탄성계수 $E=189.153 \text{ GPa}$, 푸아송비 $\nu=0.3$, 항복응력 $\sigma_y=185.95 \text{ MPa}$ 를 사용하였다. FEM 해석을 위하여 재료의 진응력-진변형률곡선은 다음 식과 같이 Ramberg-Osgood 적합식을 따른다고 가정하였다.

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (23)$$

여기서 ε_0 는 항복응력 $\sigma_0(=\sigma_y)$ 에서의 변형률이다. FEM 해석에서 $\alpha=12.4, n=2.53$ 을 사용하였다.

R/t 의 영향에 따른 COD 값의 변화를 구하기 위해 $R/t=5, 10, 20$ 에 대하여 유한요소해석을 수행하였다. 유한요소해석의 목적은 두 식의 COD에 대한 보수성을 확인하는 것이므로 균열 길이 $2\theta=60^\circ$ 의 한 가지 경우에 대해서만 유한요소해석을 수행하였다. 유한요소모델은 대칭 조건을 고려하여 직관

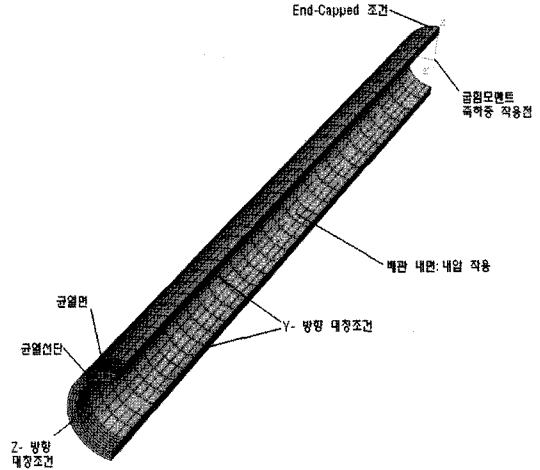


Fig. 3. Boundary conditions and applied loads.

의 1/4만 모델링하였다. 두께 방향의 요소는 $R/t=5$ 인 경우 4개, $R/t=10$ 인 경우 3개, $R/t=20$ 인 경우 2개로 나누었다. 유한요소해석에 사용된 인장력과 굽힘모멘트는 각각 $P=4448.22 \text{ N}$, $M=11298.48 \text{ N}\cdot\text{m}$ 이다. 배관의 내면에는 내압 6.895 MPa 를 작용시켰으며, 배관 끝단의 단면에는 내압에 의한 blow-off 하중, 인장력, 굽힘모멘트를 작용시켰다. 배관 끝단의 단면에 하중을 작용시키기 위하여 단면의 변위를 coupling 한 참조절점(reference point)을 만들고 이 절점에 하중을 가하였다. COD에 대한 각 식과 유한요소결과를 비교하기 위하여 내압이 균열면을 벌리는 효과는 고려하지 않았다. Fig. 3은 유한요소모델 형상과 사용된 경계조건 및 하중조건을 나타낸 것이다.

각 계산 결과를 유한요소해석 결과와 비교하여 Fig. 4에 나타내었다. 그림에서 New로 나타낸 곡선이 본 논문에서 유도된 식에 의한 결과이다. Paris-Tada의 결과와 비교할 때 COD 값은 $R/t < 10$ 일 때는 더 작게, $R/t > 10$ 일 때는 더 크게 나타남을 알 수 있다. 이러한 차이는 $R/t=5$ 일 때 보다 $R/t=20$ 일 때 훨씬 크게 나타났다. $R/t=5$ 일 때 보수성은 Paris-Tada 식보다 본 논문에서 유도된 식이 약간 더 크지만 유한요소해석 결과와는 더 잘 일치함을 알 수 있다. $R/t=20$ 일 때 두 식의 COD는 모두 유한요소해석 결과보다 작게 계산되므로 누설되는 양이 작을 것이다. 기준 누설량을 10 gpm 이라고 하면, 10 gpm 의 누설시 균열 길이는 유한요소해석에 의한 길이보다 크게 나타날 것이다. 따라서 $R/t=20$ 에서 균열 평가시 보수성은 Paris-Tada의 식이 가장 큼을 알 수 있다.

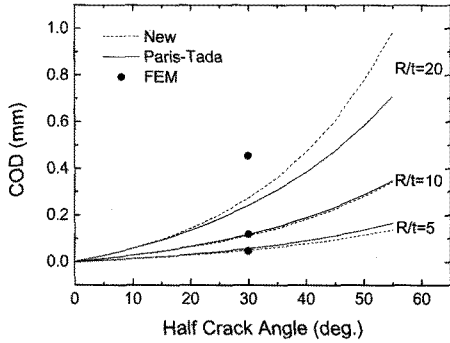


Fig. 4. Comparison of COD results.

4. 결론

본 연구에서는 배관의 반경 대 두께 비가 5~20 까지 고려할 수 있는 응력강도계수 해로부터 균열 개구면적 계산식을 유도하고, 쉘이론에 근거하여 계산된 Paris-Tada의 계산식 및 유한요소해석 결과와 비교하였다.

1) $R/t = 10$ 인 경우, 두 식과 유한요소해석 결과가 모두 잘 일치하였다.

2) $R/t > 10$ 인 경우, 유한요소해석 결과에 비하여 두 식 모두 보수적이었으며 두 식 중 Paris-Tada 식이 더 보수적이었다. 본 논문에서 유도된 식의 인장컴플라이언스 값은 Paris-Tada의 식에 비하여 $R/t = 20$ 에서 최대 76%까지 높게 나타났다.

3) $R/t < 10$ 인 경우, 본 논문에서 유도된 식이 유한요소해석 결과와 가까웠으며 Paris-Tada 식보다 약간 더 보수적이었다. 본 논문에서 유도된 식의 인장컴플라이언스 값은 Paris-Tada의 식에 비하여 최대 29% 더 낮게 나타났다.

참고문헌

- 1) A. Zahoor, Ductile Fracture Handbook. Volume 1, Circumferential Throughwall Cracks, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, 1989.
- 2) J. L. Sanders, Jr., "Circumferential Through Crack in a Cylindrical Shell under Combined Bending and Tension", SAME J. of Applied Mechanics, Vol. 50, p. 221, 1983.
- 3) V. Kumar, M. D. German, W. W. Wilkening, W. R. Andrews, H. G. deLorenzi, and D. F. Mowbray, "Advanced in Elastic-plastic Fracture Analysis", EPRI NP-3607, EPRI, Palo Alto, CA, 1984. 8.
- 4) P. Paris and H. Tada, "The Application of Fracture Proof Design Methods Using Tearing Instability Theory to Nuclear Piping Postulating Circumferential Through Wall Cracks", NUREG/CR-3464, September 1983.
- 5) H. Tada, "The Effects of Shell Corrections on SIFs and the Crack Opening Area of a Circumferential and a Longitudinal Through Crack in a Pipe", in NUREG/CR-3464, p. 71, 1983.
- 6) A. Zahoor, "Closed Form Expressions for Fracture Mechanics Analysis of Cracked Pipes", ASME J. of PVT, Vol. 107, pp. 203~205, 1985.