

원자력 배관의 공학적 파단전누설 해석을 위한 균열열림변위 계산

허남수* · 김윤재** · 장윤석*** · 최재봉† · 양준석****

(2004년 5월 31일 접수, 2004년 8월 6일 심사완료)

Crack Opening Displacement Estimation for Engineering Leak-Before-Break Analyses of Pressurized Nuclear Piping

Nam-Su Huh, Yun-Jae Kim, Yoon-Suk Chang, Jae-Boong Choi and Jun-Seok Yang

Key Words : Circumferential Through-Wall Crack(원주방향 관통균열), Crack Opening Displacement (균열 열림변위), GE/EPRI Approach(GE/EPRI법), Leak-Before-Break(파단전누설), Reference Stress Approach(참조응력법)

Abstract

This study presents methods to estimate elastic-plastic crack opening displacement (COD) for circumferential through-wall cracked pipes for the Leak-Before-Break (LBB) analysis of pressurized piping. Proposed methods are based not only on the GE/EPRI approach but also on the reference stress approach. For each approach, two different estimation schemes are given, one for the case when full stress-strain data are available, and the other for the case when only yield and ultimate tensile strengths are available. For the GE/EPRI approach, a robust way of determining the Ramberg-Osgood (R-O) parameters is proposed, not only for the case when detailed information on full stress-strain data is available but also for the case when only yield and ultimate tensile strengths are available. The COD estimates according to the GE/EPRI approach, using the R-O parameters determined from the proposed R-O fitting procedures, generally compare well with the published pipe test data. For the reference stress approach, the COD estimates according to the method based on both full stress-strain data and limited tensile properties are in good agreement with pipe test data. In conclusion, experimental validation given in the present study provides sufficient confidence in the use of the proposed method to practical LBB analyses even though when information on material's tensile properties is limited.

1. 서론

원주방향 관통균열(circumferential through-wall crack) 배관에 대한 탄소성 파괴역학 해석은 파단 전누설(Leak-Before-Break; LBB) 해석시의 중요성으로 인해 지난 20여년간 배관 파괴역학 분야의 주요 관심 사항으로 인식되어 왔다.⁽¹⁻⁴⁾

원자력 배관 설계시 LBB 개념을 적용하면 배관 파단구속장치(Pipe Whip Restraint; PWR) 등과 같은

보조 구조물을 제거할 수 있어 많은 비용이 절감되며, 가동중검사 부위 축소 등의 이점도 있다. 또한 배관과 PWR과 같은 보조 구조물 사이의 이상 접촉 등의 구조적 문제점도 해결할 수 있다.

원자력 배관의 LBB 해석을 위한 기본 요소는 운전 하중 하에서 감지가 가능한 누설균열길이를 계산하고 그 균열이 LBB 적용이 가능한 안전여유도를 가지고 있음을 파괴역학 평가를 통해 입증하는 것이다. 이를 위해 탄소성 파괴역학 매개변수인 균열열림변위(Crack Opening Displacement; COD)와 J-적분이 사용된다. 그러므로 신뢰성있는 LBB 해석을 위해서는 J-적분과 COD를 정확하게 계산하는 것이 필수적이다.⁽¹⁻⁴⁾

J-적분과 COD를 구하는 공학적 계산식 가운데 가장 널리 사용되고 있는 방법은 GE/EPRI법^(5,6)과 참조응력법(reference stress method)^(7,8)이다. 그러나

* 회원, MPA Institute, University of Stuttgart

** 회원, 고려대학교 기계공학과

*** 회원, 성균관대학교 기계공학부

† 책임저자, 회원, 성균관대학교 기계공학부

E-mail: boong33@skku.edu

TEL: (031)290-7458 FAX: (031)290-5276

**** 회원, 한국전력연구원

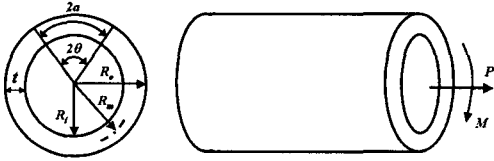


Fig. 1 Circumferential through-wall cracked pipes under axial tension and under bending

GE/EPRI법의 경우는 해석시 입력조건으로 사용되는 Ramberg-Osgood(R-O) 상수가 응력-변형률 곡선의 곡선 적합 구간 및 방법에 민감하기 때문에 계산 결과도 크게 영향을 받는다. 반면에 참조응력법은 응력-변형률 곡선에 대한 이상화를 수행하지 않고 실제 응력-변형률 곡선을 사용하기 때문에 사용이 편리하고 해석 결과가 비교적 안정적이다. 저자들도 최근 참조응력법 개념을 기반으로 J-적분과 COD를 구할 수 있는 새로운 방법을 제시하고, 실험실 실험 결과 및 유한요소해석을 이용하여 타당성을 입증한 바 있다.^(9,10)

그러나 전술한 두가지 방법 모두 해석대상의 전체 응력-변형률 곡선이 있을 경우에만 적용가능하며 항복강도와 인장강도 등의 제한된 인장물성치만이 있는 경우에는 적용할 수 없다. 원자력발전소의 가동년수가 오래된 경우에는 LBB 해석에 필요한 인장물성치가 없거나 일부 기본적인 데이터만 있는 경우가 많기 때문에 LBB 개념을 모든 경우에 대해 적용하기 위해서는 제한된 인장물성치만이 존재하는 경우에도 배관의 J-적분과 COD 해석을 정확하게 수행할 수 있는 해석 기법의 개발이 필요하다.

따라서 본 논문의 목적은 전체 응력-변형률 곡선이 있는 경우 뿐만 아니라 항복강도와 인장강도 등의 제한된 인장물성치만이 있는 경우에도 COD를 계산할 수 있는 공학적 계산식을 GE/EPRI법과 참조응력법을 기반으로 제시하고, 실험실 실험 결과와 비교하여 타당성을 검증하는 것이다.

2. GE/EPRI법을 기반으로 한 COD 계산식

Fig. 1과 같은 LBB 해석시 고려되는 원주방향 관통균열이 존재하는 배관의 COD를 GE/EPRI법으로 구하기 위해서는 재료의 응력-변형률 곡선을 다음과 같은 R-O 관계식으로 곡선 적합을 수행하여 α와 n을 구해야 한다.

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_o} = \frac{\sigma}{\sigma_o} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_o} \right)^n \quad (1)$$

여기서, σ_o는 기준 응력으로서 일반적으로 재료의 항복강도(0.2% yield strength, σ_o=σ_{0.2})를 사용한다. ε_o는 기준 변형률이며, 일반적으로 Eε_o=σ_{0.2}이다.

또한 E는 탄성계수이다.

그리고 전체 COD(δ)는 탄성 성분과 소성 성분을 더하여 구하며 인장 하중이 작용하는 경우 다음과 같이 표현된다.

$$\delta(a, P) = \delta_e(a_e, P) + \delta_p(a, P) \quad (2)$$

여기서, δ_e는 COD의 탄성 성분이며, δ_p는 COD의 소성 성분을 의미한다. P는 작용 하중이며, a는 실제 균열길이의 1/2이다. 또한 a_e는 소성역의 영향을 보정하기 위한 유효균열길이로 다음과 같이 정의된다.

$$a_e = a + \frac{1}{\beta\pi} \left(\frac{n-1}{n+1} \right) \left\{ \frac{K(a)}{\sigma_o} \right\}^2 \left\{ 1 + \left(\frac{P}{P_o} \right)^2 \right\}^{-1} \quad (3)$$

여기서, K는 선형탄성파괴역학 매개변수인 응력확대계수(stress intensity factor)이며, 평면변형률 조건에서 β=6이며, 평면응력 조건에서 β=2이다. 그리고 P_o는 다음과 같이 정의되는 기준 하중이다.

$$P_o = 2R_m t \sigma_o \left\{ \pi - \theta - 2\sin^{-1} \left(\frac{1}{2} \sin \theta \right) \right\} \quad (4)$$

여기서, 배관 형상에 대한 각각의 정의는 Fig. 1에 나타내었다.

인장하중이 작용하는 경우 GE/EPRI법을 이용한 원주방향 관통균열 배관의 전체 COD는 다음과 같이 구한다.⁽⁵⁾

$$\delta = \frac{2Pa_e}{\pi R_m t E} \cdot V_T \left(\frac{a_e}{b}, \frac{R_m}{t} \right) + \alpha \epsilon_o a \cdot h_T \left(\frac{a}{b}, n, \frac{R_m}{t} \right) \cdot \left(\frac{P}{P_o} \right)^n \quad (5)$$

여기서, b(=πR_m)는 배관 원주의 1/2이다. 또한 V_T와 h_T는 무차원 함수로 유한요소해석을 이용하여 정의되었으며, 배관 및 균열의 형상, 그리고 가공경화지수(n)에 따라 표로 제시되어있다.^(5,6)

굽힘 모멘트가 작용하는 경우의 COD도 인장 하중의 경우와 동일하게 다음과 같이 구한다.

$$\delta = \frac{4Ma_e}{\pi R_m^2 t E} \cdot V_B \left(\frac{a_e}{b}, \frac{R_m}{t} \right) + \alpha \epsilon_o a \cdot h_B \left(\frac{a}{b}, n, \frac{R_m}{t} \right) \cdot \left(\frac{M}{M_o} \right)^n \quad (6)$$

여기서, V_B와 h_B는 굽힘 모멘트가 작용하는 경우에 대한 무차원 함수로 배관 및 균열의 형상, 그리고 가공경화지수에 따라 표로 제시되어있다.^(5,6) 또한 기준 모멘트 M_o는 다음과 같이 정의된다.

$$M_o = 4\sigma_o R_m^2 t \left\{ \cos \left(\frac{\theta}{2} \right) - \frac{1}{2} \sin \theta \right\} \quad (7)$$

전술한 바와 같이 GE/EPRI법으로 COD를 구하는 경우, 먼저 인장물성치를 식 (1)의 R-O 관계로 이상화하여야 하며, 이로 인해 COD 계산결과도 R-O 이상화 결과에 영향을 받는다. 즉, GE/EPRI법에서 해석 결과에 영향을 미치는 가장 중요한 입력 자료는 R-O 상수(α , n)이다. 그러나 재료 종류 등에 관계없이 정확한 J -적분 혹은 COD값을 구할 수 있는 최적의 R-O 곡선 적합 방법은 아직껏 제시되지 못하고 있으며 해석 대상과 평가자에 따라 다양한 방법이 사용되고 있는 실정이다.

예로 식 (1)의 기준 응력인 σ_0 의 경우도 재료의 0.2% 항복강도나 다른 값이 사용될 수 있다. 뿐만 아니라 R-O 곡선 적합을 진응력-진변형률(true stress-true strain) 곡선에 대해서 수행할 수도 있으며, 공칭응력-공칭변형률(engineering stress-engineering strain) 곡선에 대해서 수행할 수도 있다. R-O 상수에 영향을 미치는 다른 인자는 곡선 적합 구간으로 전체 응력-변형률 곡선을 이용하는 경우도 있으며, 또는 5% 변형률까지의 응력-변형률 곡선⁽¹¹⁾이나 0.1% 변형률부터 $0.8\epsilon_u$ 까지의 구간을 이용하여 곡선 적합을 수행할 수도 있다.⁽¹²⁾ 이와 같은 곡선 적합 방법의 차이로 인해 R-O 상수값은 크게 달라지며, 결과적으로 COD값도 큰 차이를 보이게 된다.

일반적으로 균열 배관에 대한 정확한 탄소성 파괴역학 해석을 수행하기 위해서는 작은 변형률 영역에서 정확한 R-O 곡선 적합이 수행되어야 한다.⁽¹³⁾ 이와 같은 이유로 최근에는 균열 배관에 대한 건전성 평가 시 5% 변형률까지의 진응력-진변형률 곡선을 이용하여 R-O 곡선 적합을 수행할 것을 권고하고 있다. 그러나 일반적으로 재료는 작은 변형률 범위에서 낮은 가공경화율을 보이며 큰 변형률 범위에서 높은 가공경화율을 보인다. 따라서 진응력-진변형률 곡선을 사용하여 R-O 곡선 적합을 수행하면 작은 변형률 범위에서 실제 가공경화 현상을 과대 평가하는 문제가 있다. 따라서 진응력-진변형률 곡선이 아닌 공칭응력-공칭변형률 곡선을 사용하면 보다 안정적으로 R-O 곡선 적합을 수행할 수 있으며, 이는 ETM (Engineering Treatment Model)법⁽¹⁴⁾ 등의 평가법에도 적용되고 있다.

이와 같은 이유로 본 논문에서 COD를 정확하게 계산하기 위해 새롭게 제시하는 R-O 곡선 적합 방법은 다음과 같다. 먼저 식 (1)의 α 는 $\sigma = \sigma_0$ 인 경우에 대해 0.2% 항복강도($\sigma_{0.2}$)를 대입하여 다음과 같이 구한다.

$$\alpha = \frac{0.002E}{\sigma_{0.2}} \quad (8)$$

또한 n (다른 경우와의 구분을 위해 이 경우의 n 을 n_1 이라 정의한다)은 식 (1)의 R-O 관계식에 인

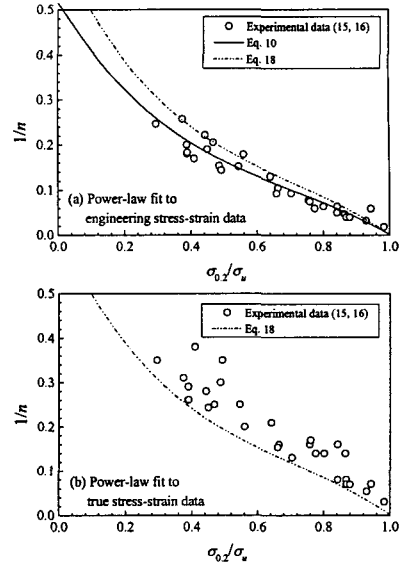


Fig. 2 Relations of $\sigma_{0.2}/\sigma_u$ and n for various hardening materials: (a) n from power-law fit to engineering stress-strain data and (b) n from power-law fit to true stress-strain data

장강도(σ_u)와 인장변형률(ϵ_u)을 대입하여 다음과 같이 구한다.

$$n_1 = \frac{\ln\left\{\frac{(E\epsilon_u - \sigma_u)}{0.002E}\right\}}{\ln(\sigma_u/\sigma_{0.2})} \quad (9)$$

즉, 식 (9)는 0.2% 항복강도와 인장강도 사이의 공칭응력-공칭변형률 곡선을 멱승법(power-law method)으로 곡선 적합한 것이다. 식 (8)과 식 (9)를 사용한 R-O 곡선 적합 방법의 장점은 대상 재료에 대해 1가지의 R-O 상수만이 결정된다는 것이다.

식 (8)과 식 (9)에 제시된 R-O 곡선 적합 방법은 전체 응력-변형률 곡선이 있을 경우에만 사용 가능하다. 만약 전체 응력-변형률 곡선이 아닌 항복강도와 인장강도만이 있는 경우라면, 식 (8)에서는 입력 자료로 $\sigma_{0.2}$ 만이 사용되므로 이 경우에도 α 는 쉽게 구할 수 있으며 n 값을 구하는 방법만 제시되면 된다. 전술한 바와 정확한 J -적분 및 COD 계산을 위해서는 공칭응력-공칭변형률 곡선을 사용하여 n 값을 구해야 한다. Fig. 2(a)는 공칭응력-공칭변형률 곡선에 대해 멱승법으로 구한 $1/n$ 값을 $\sigma_{0.2}/\sigma_u$ 의 함수로 나타낸 것이다.^(15,16) 보수적인 COD 계산을 위해서는 작용 하중하에서 COD 값이 실제보다 작게 예측되어야 한다. 이를 위해서는 n 과 $\sigma_{0.2}/\sigma_u$ 의 관계가 실험 데이터의 하한계(lower bound) 곡선이 되어야 한다. 그러나 이는 지나치게 보수적인 COD 계산 결과를 제시할 수 있

으며, 따라서 본 논문에서는 다음과 같은 회귀곡선을 제시한다. 다른 경우와의 구분을 위해 이 경우의 n 을 n_2 라 정의한다.

$$\frac{1}{n_2} = 0.515 - 1.210 \left(\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \right) + 1.325 \left(\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \right)^2 - 0.628 \left(\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \right)^3 \quad (10)$$

Fig. 2(a)에 나타난 바와 같이 식 (10)은 실험에서 구한 결과의 평균값을 나타낸다.

따라서, 전체 응력-변형률 곡선이 있는 경우에는 식 (8)과 식 (9)를 이용하여 R-O 상수를 결정하고, 항복강도와 인장강도만이 있는 경우에는 식 (8)과 식 (10)을 이용하여 R-O 상수를 결정한다. 그리고 COD는 인장하중인 경우에는 식 (5)를 이용하여 구하고, 굽힘 모멘트인 경우에는 식 (6)을 이용하여 구한다.

3. 참조응력법을 기반으로 한 COD 계산식

탄소성 파괴역학 매개변수를 구하기 위한 참조응력법은 R6 평가법⁽⁸⁾을 비롯한 많은 평가법에 적용되고 있다. R6 평가법도 원주방향 관통균열 배관의 COD 계산식을 포함하고 있다. 현재의 R6 평가법에서는 참조응력 결정시 식 (4)와 식 (7)의 배관 소성한계하중(plastic limit load)을 이용한다. 최근 저자들은 기존의 참조응력법보다 더 정확하게 COD를 구할 수 있도록 하기 위해 원주방향 관통균열 배관의 참조응력을 재정의하여 새로운 COD 계산식을 제시한 바 있다.⁽⁹⁾ 인장하중이나 굽힘 모멘트가 작용하는 원주방향 관통균열 배관의 COD 계산식은 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{\delta}{\delta_e} = \begin{cases} \frac{E\varepsilon_{ref} + \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{0.2}} \right)^2 \frac{\sigma_{ref}}{E\varepsilon_{ref}}}{\left(\frac{\delta}{\delta_e} \right)_y \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{0.2}} \right)^{n_3-1}} & \text{for } 0 \leq \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{0.2}} \right) < 1 \\ \left(\frac{\delta}{\delta_e} \right)_y \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{0.2}} \right)^{n_3-1} & \text{for } 1 \leq \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{0.2}} \right) \end{cases} \quad (11)$$

여기서, δ_e 는 COD의 탄성 성분을 의미한다. 또한 참조응력(σ_{ref})은 다음과 같이 정의된다.

$$\sigma_{ref} = \frac{P}{P_o^*} \sigma_{0.2} = \frac{M}{M_o^*} \sigma_{0.2} \quad (12)$$

여기서, ε_{ref} 은 참조응력 σ_{ref} 에서 정의되는 참조변형률로 진응력-진변형률 곡선에서 구한다. 또한 참조응력을 구하기 위한 기준 하중인 P_o^* 와 M_o^* 는 다음과 같이 정의된다.

$$P_o^* = \gamma(\theta)P_o \quad ; \quad M_o^* = \gamma(\theta)M_o \\ \gamma = 0.82 + 0.75 \left(\frac{\theta}{\pi} \right) + 0.42 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^2 \quad \text{for } \theta/\pi \leq 0.5 \quad (13)$$

여기서, P_o 와 M_o 는 식 (4)와 식 (7)에 정의되어 있다. 식 (11)에서 $(\delta/\delta_e)_y$ 는 $\sigma_{ref} = \sigma_{0.2}$ 에서 δ/δ_e 값을 의미한다. 또한 가공경화지수 n_3 는 다음과 같이 구한다.

$$n_3 = \frac{\ln\{(\varepsilon_{u,t} - \sigma_{u,t}/E)/0.002\}}{\ln(\sigma_{u,t}/\sigma_{0.2})} \quad (14)$$

여기서, $\sigma_{u,t}$ 와 $\varepsilon_{u,t}$ 는 진인장강도와 진인장변형률로 다음과 같이 정의된다.

$$\sigma_{u,t} = (1 + \varepsilon_u)\sigma_u \quad ; \quad \varepsilon_{u,t} = \ln(1 + \varepsilon_u) \quad (15)$$

GE/EPRI법은 가공경화지수를 공칭응력-공칭변형률 곡선에서 구하지만 참조응력 개념 기반의 COD 계산식에서는 식 (14)와 식 (15)에 나타난 바와 같이 진응력-진변형률 곡선을 이용하여 구한다. 두 방법에서 서로 다른 인장물성치를 사용하는 이유는 다음과 같다. GE/EPRI법의 경우는 실제 인장물성치가 직접 입력조건으로 사용되지 않으며, 결과에 영향을 미치는 주요 인자는 이상화된 R-O 상수와 그에 따른 소성영향함수(h)이다. 또한 작은 변형률 범위에서 정확한 곡선 적합과 정확한 J -적분 및 COD값을 제시하는 것은 공칭응력-공칭변형률을 사용한 경우이다. 반면 참조응력 개념 기반의 계산식에서는 식 (11)에 나타난 바와 같이 인장물성치가 직접 입력조건으로 사용된다. 작은 변형률 범위에서는 공칭 인장물성치와 진 인장물성치가 거의 같지만 큰 변형률 영역에서는 큰 차이를 보이게 된다. 특히 보수적인 LBB 해석을 위해서는 COD가 작게 계산되어야 하므로 진응력-진변형률 곡선이 사용되어야 한다. 이상과 같이 식 (11)~식 (15)를 이용하면 전체 응력-변형률 곡선이 있을 때 참조응력 개념을 이용하여 COD를 구할 수 있다.

항복강도와 인장강도 등의 제한된 인장물성치만이 있는 경우에 적용가능한 참조응력 개념 기반의 COD 계산식은 다음과 같다.

$$\frac{\delta}{\delta_e} = \begin{cases} 1 + 1.25 \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{0.2}} \right)^2 & \text{for } 0 \leq \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{0.2}} \right) < 1 \\ 2.25 \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{0.2}} \right)^{n_4-1} & \text{for } 1 \leq \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{0.2}} \right) \end{cases} \quad (16)$$

여기서, 식 (16)의 첫번째 식에서 상수 1.25는 실험적인 값이다. 탄성-완전소성재료에 대한 이론적인 값은 0.5이지만, 유한요소해석 및 많은 실험 결과로부터 약 1~3정도인 것으로 알려져 있다. 본 논문에서는 유한요소해석 및 실험 비교를 통해 하한값에 가까운 1.25를 원주방향 관통균열 배관에 대해 제시한다. 가공경화지수 n_4 는 진응력-진변형률 데이터를 이용하여 다음과 같이 정의된다.⁽¹⁷⁾

Table 1 Summary of pipe test data

Loading	Test I.D.	Material	$D_o(=2R_o)$ (mm)	t (mm)	R_m/t	θ/π	Temp. (°C)	Source
Bending	GE/1/B	TP304	114.3	8.636	6.12	0.25	20	Ref. (19)
	GE/3/B	TP304	114.3	8.636	6.12	0.5	20	Ref. (19)
	JAERI/TT/01	TP304	165.2	10.8	7.15	0.167	20	Ref. (19)
	JAERI/TT/102	TP304	320	18.2	8.29	0.5	20	Ref. (19)
	NRC/4111/1	A333 Gr.6	114.3	8.89	5.93	0.37	288	Ref. (19)
	1.2-7	A106 Gr.B	168	14	5.5	0.36	288	Ref. (18)
	4.3-1	STS 49	763.52	38.18	9.5	0.166	300	Ref. (18)
	3.3-1	STS 410	166	14.5	5.22	0.166	300	Ref. (18)
Tension	GE/1/T	TP304	114.3	8.636	6.12	0.125	20	Ref. (19)
	GE/3/90/T	TP304	114.3	8.636	6.12	0.25	20	Ref. (19)
Pressure	4121-1	TP304	168.1	12.9	6.02	0.386	288	Ref. (18)

Table 2 Summary of the material tensile data

Test I.D.	E (GPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_u (MPa)	GE/EPRI			Reference Stress	
				α	n_1	n_2	n_3	n_4
For all GE tests	206.9	312.4	659	1.32	7.09	5.81	4.72	4.97
JAERI/TT/01	195.1	239.3	431.6	1.63	6.91	6.93	5.71	5.94
JAERI/TT/102	195.1	271	452.4	1.44	7.95	7.65	6.41	6.57
NRC/4111/1	179.3	197.9	494.4	1.81	5.10	4.93	4.11	4.20
1.2-7	192.2	320	621	1.20	6.76	6.35	5.30	5.45
4.3-1	192.2	244	578	1.58	5.19	5.18	4.27	4.42
3.3-1	192.2	221	493	1.74	5.38	5.49	4.49	4.69
1.1.1.26	157.5	254	532	1.24	6.89	5.85	4.83	5.00
4121-1	179.3	139	450	2.58	4.50	4.01	3.38	3.39

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_{0.2}} = \left(\frac{1}{0.002n_4} \right)^{\frac{1}{n_4}} \exp\left(-\frac{1}{n_4} \right) \quad (17)$$

그러나 식 (17)을 이용하여 n_4 를 구하려면 반복 계산이 필요하므로 이는 사용이 어렵다. 따라서 식 (17)을 3차식으로 회귀(regression)하면 다음과 같다.

$$\frac{1}{n_4} = 0.629 - 1.536 \left(\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \right) + 1.723 \left(\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \right)^2 - 0.814 \left(\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \right)^3 \quad (18)$$

Fig. 2(b)는 진응력-진변형률 곡선에 대한 멱승법으로 구한 $1/n$ 값을 식 (18)과 비교하여 나타낸 것이다. 공칭응력-공칭변형률 곡선에서 구한 $1/n$ 값과의 비교결과도 역시 Fig. 2(a)에 나타내었다. 그림에 나타난 바와 같이 식 (18)은 진응력-진변형률 곡선에서 구한 $1/n$ 값의 하한계 곡선이며, 공칭응력-공칭변형률 곡선에서 구한 $1/n$ 값의 상한계 곡선에 가깝다. 여기서 GE/EPRI법의 경우와 같이 실험에서 구한 $1/n$ 값의 평균값을 사용하지 않은 이유는 이미 식 (16)의 첫번째 식에서 보수성을 고려했기 때문이다. 4장에서 알 수 있는 바와 같이

대부분의 재료에 대해 식 (18)로 구한 n 값은 진응력-진변형률 곡선으로 구한 n 값과 거의 일치한다. 따라서 항복강도와 인장강도만이 있는 경우에는 식 (16)~식 (18)을 이용하여 COD를 구할 수 있다.

4. 실패관 실험 결과를 이용한 타당성 검증

4.1 실패관 실험 데이터

본 논문에서 새롭게 제시한 COD 계산식의 타당성을 검증하기 위해 실패관 실험으로 구한 COD 결과와 계산식으로 예측한 결과를 비교하였다. 실패관 실험은 원주방향 관통균열이 존재하는 배관에 대해 수행되었으며, 하중 조건으로는 굽힘 모멘트, 인장 하중, 그리고 압력이 작용하는 경우가 고려되었다. 실패관 실험 데이터는 미국 바텔(Battelle) 연구소에서 수행한 결과⁽¹⁸⁾와 Kishida와 Zahoor의 결과⁽¹⁹⁾를 사용하였다. 모두 12개의 실험 결과를 비교하였으며, 실험 조건과 각각의 재료물 성치를 Table 1과 Table 2에 정리하여 나타내었다.

4.2 COD 계산방법

본 논문에서 GE/EPRI법과 참조응력 개념을 기반으로 제시한 4가지 COD 계산식의 결과를 실험 결

과와 비교하였다. GE/EPRI법의 경우, 전체 응력-변형률 곡선을 아는 경우에는 공칭응력-공칭변형률 곡선을 사용하여 식 (8)과 식 (9)로부터 α 와 $n(n_1)$ 을 결정하였다. 이와 같이 구한 결과는 Table 2에 정리하여 나타내었다. 그리고 COD는 식 (5)와 식 (6)으로 계산하였다. 항복강도와 인장강도만을 아는 경우에는 식 (8)과 식 (10)을 이용하여 R-O 상수(α 와 n_2)를 결정하였다.

참조응력 개념 기반의 계산식의 경우, 전체 응력-변형률 곡선이 있는 경우에는 식 (11)~식 (15)를 이용하여 COD를 계산하였으며, 가공경화지수(n_3)는 Table 2에 정리하여 나타내었다. 항복강도와 인장강도만을 아는 경우에는 식 (16)과 식 (18)을 이용하여 COD를 계산하였으며, 가공경화지수(n_4)는 Table 2에 정리하여 나타내었다. Table 2에 나타난 바와 같이 n_3 과 n_4 는 거의 비슷한 것으로 나타났다.

탄성 COD는 Zahoor⁽⁶⁾이 제시한 해를 이용하여 계산하였다.

4.3 비교결과

Fig. 3~Fig. 14는 실패관 실험 결과와 본 논문에서 제시한 4가지 공학적 계산식으로 구한 COD값을 하중의 함수로 비교하여 나타낸 것이다. 그림에서 "RS (full)"은 전체 응력-변형률 곡선을 아는 경우에 대한 참조응력 개념 기반의 COD 계산식 결과를 의미하며, "EPRI (full)"은 전체 응력-변형률 곡선을 아는 경우에 대한 GE/EPRI법 기반의 COD 계산식 결과를 의미한다. 또한 "RS (limited)"는 항복강도와 인장강도만을 아는 경우에 대한 참조응력 개념 기반의 COD 계산식 결과를 의미하며, "EPRI (limited)"는 항복강도와 인장강도만을 아는 경우에 대한 GE/EPRI법 기반의 COD 계산식 결과를 의미한다.

그림에 나타난 바와 같이 대부분의 경우에 있어서 본 논문에서 새롭게 제시한 4가지 COD 계산식은 보수적인 결과를 제시하였다. 특히 전체 응력-변형률 곡선을 아는 경우에 대한 두 가지 식은 모두 실험결과와 비교하여 COD값이 정확하였다. JAERI/TT/01의 경우 참조응력 개념 기반의 식으로 구한 결과는 약간 비보수적인 것으로 나타났으나 GE/EPRI법 기반의 계산식으로 구한 결과는 매우 정확하였다. 3.3-1과 1.1.1.26의 경우, GE/EPRI법 기반의 계산식으로 구한 결과는 하중이 큰 영역에서 매우 보수적이었으나 참조응력 개념 기반의 식으로 구한 결과는 매우 정확하였다. GE/1/T의 경우는 4가지 계산식 모두 큰 하중 영역에서 매우 보수적이었다. 이상에서 전체 응력-변형률 곡선을 아는 경우에 대한 참조응력 개념 기반의 계산식은 전체 응력-변형률 곡선을 아는 경우에 대한 GE/EPRI법 기반의 계산식보다 정확하였다. 그리고 GE/EPRI법의 경우는 항복강도와 인장강도만을 아는 경우에 대한 계산식이 전체 응력-변형률 곡선을 아는 경우에 대한 계산식보다 보수적이었다. 참

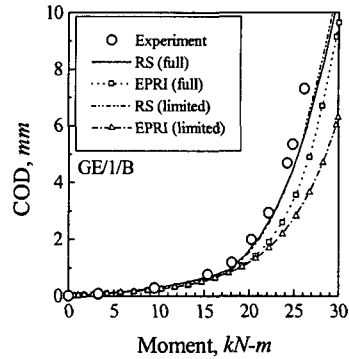


Fig. 3 Comparison of the COD estimates with pipe test data, GE/1/B (See Table 1)

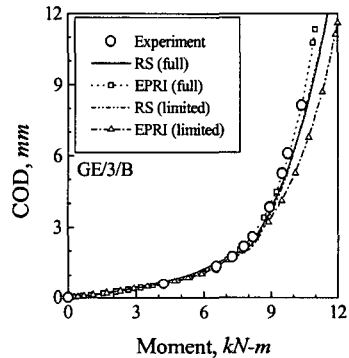


Fig. 4 Comparison of the COD estimates with pipe test data, GE/3/B (See Table 1)

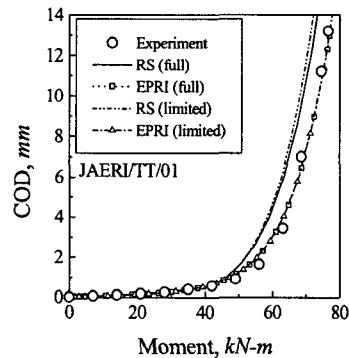


Fig. 5 Comparison of the COD estimates with pipe test data, JAERI/TT/01 (See Table 1)

조응력법의 경우는 항복강도와 인장강도만을 아는 경우에 대한 계산식으로 구한 결과는 전체 응력-변형률 곡선을 아는 경우에 대한 계산식과 비슷하거나 약간 보수적이었다. NRC/4111/1의 경우는 항복강도와 인장강도만을 아는 경우가 전체 응력-변형률 곡선을 아는 경우보다 비보수적이었다. Fig. 3~Fig. 14의 결과에서 본 논문에서 새롭게 제시한 4가지의 COD 계산식은 안정적이고 정확한 결과를 제시하는 것으로 나타났다. 따라서 향후에는 전체 응력-변형률 곡선을

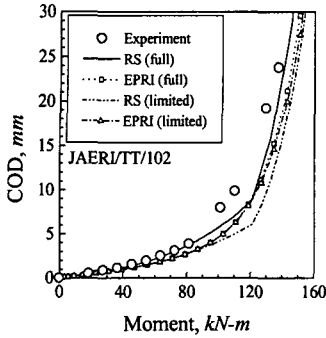


Fig. 6 Comparison of the COD estimates with pipe test data, JAERI/TT/102 (See Table 1)

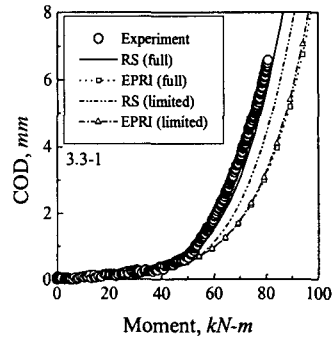


Fig. 10 Comparison of the COD estimates with pipe test data, 3.3-1 (See Table 1)

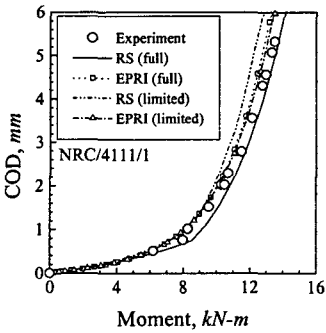


Fig. 7 Comparison of the COD estimates with pipe test data, NRC/4111/1 (See Table 1)

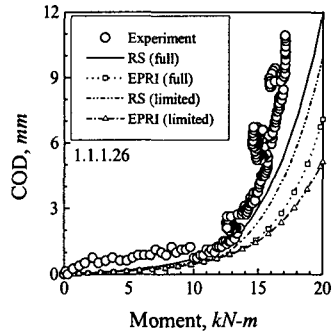


Fig. 11 Comparison of the COD estimates with pipe test data, 1.1.1.26 (See Table 1)

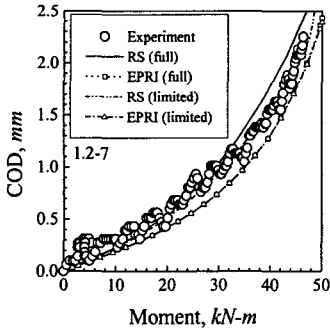


Fig. 8 Comparison of the COD estimates with pipe test data, 1.2-7 (See Table 1)

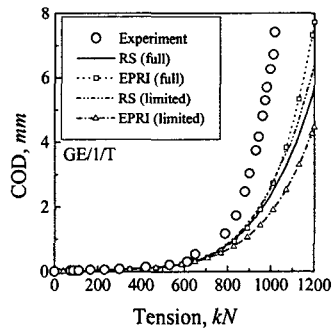


Fig. 12 Comparison of the COD estimates with pipe test data, GE/1/T (See Table 1)

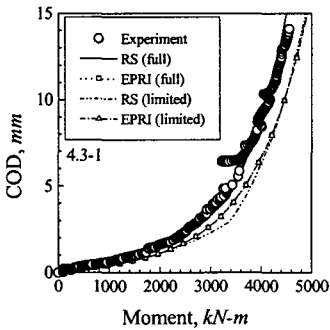


Fig. 9 Comparison of the COD estimates with pipe test data, 4.3-1 (See Table 1)

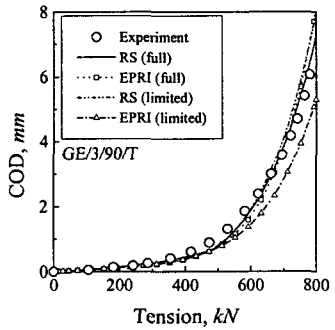


Fig. 13 Comparison of the COD estimates with pipe test data, GE/3/90/T (See Table 1)

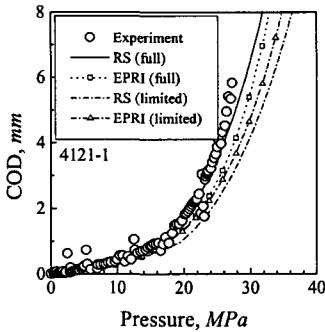


Fig. 14 Comparison of the COD estimates with pipe test data, 4121-1 (See Table 1)

아는 경우뿐만 아니라 제한된 인장물성치만이 있는 경우에도 LBB 해석에 필요한 COD를 정확하고 보수적으로 예측할 수 있다.

최근에는 LBB 해석시 적용되는 개별 해석 기법이나 입력자료의 정확성을 향상시키기 위한 연구가 활발히 진행되고 있는데 본 논문의 결과는 원자력발전소 배관에 대한 LBB 안전 여유도의 정확성을 향상시키는데 기여할 수 있다.

5. 결론

본 논문에서는 원자력발전소 배관의 LBB 해석시 필요한 원주방향 관통균열 배관의 COD를 예측할 수 있는 공학적 계산식을 GE/EPRI법과 참조응력법을 기반으로 새롭게 제시하였다. 또한 제시된 COD 계산식의 타당성을 검증하기 위해 실패관 실험 결과와 비교하였으며 이를 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) GE/EPRI법을 기반으로 COD를 정확하게 예측할 수 있는 R-O 상수 결정법을 제시하였다. R-O 상수 결정법은 전체 응력-변형률 곡선이 있는 경우와 항복강도와 인장강도만이 있는 경우에 대해서 제시되었다. 두 가지 방법으로 구한 COD 결과는 모두 실패관 실험 결과와 비교하여 잘 일치하였다.

(2) 참조응력법을 기반으로 COD를 정확하게 예측할 수 있는 공학적 계산식을 전체 응력-변형률 곡선이 있는 경우와 항복강도와 인장강도만이 있는 경우에 대해서 제시하였다. 제시된 계산식으로 구한 COD는 실패관 실험 결과와 잘 일치하였다.

(3) 실패관 실험 결과와의 비교를 통해 본 논문에서 제시된 계산식의 타당성이 잘 입증되었으며, 항복강도와 인장강도만을 알고 있는 경우에도 적용할 수 있으므로 향후 실제 원자력발전소 배관의 LBB 해석 시에 유용하게 적용될 수 있을 것으로 생각된다.

후기

본 논문은 산업자원부의 지원에 의하여 기초전력연구원(과제관리번호: R-2003-B-278-0-00) 주관으로 수행된 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사 드립니다.

참고문헌

- (1) Wilkowski, G., Ahmad, J., Barnes, C., Broek, D., Kramer, G., Landow, M., Marschall, C., Maxey, W., Nakagaki, M., Scott, P., Pappaspyropoulos, V., Pasupathi, V. and Popelar, C., 1985, "Degraded Piping Program Phase-II," NUREG/CR-4082, USNRC.
- (2) Wilkowski, G., Ahmad, J., Brust, F., Ghadiali, N., Krishnaswamy, P., Landow, M., Marschall, C., Scott, P. and Vieth, P., 1991, "Short Cracks in Piping and Piping Welds," NUREG/CR-4599, USNRC.
- (3) Wilkowski, G., Schmidt, R., Scott, P., Olson, R., Marschall, C., Kramer, G. and Paul, D., 1997, "International Piping Integrity Research Group (IPIRG) Program-Program Final Report," NUREG/CR-6233, USNRC.
- (4) Hopper, A., Wilkowski, G., Scott, P., Olson, R., Rudland, D., Kilinski, T., Mohan, R., Ghadiali, N. and Paul, D., 1997, "The Second International Piping Integrity Research Group (IPIRG-2) Program-Final Report," NUREG/CR-6452, USNRC.
- (5) Kumar, V. and German, M.D., 1988, "Elastic-Plastic Fracture Analysis of Through-Wall and Surface Flaws in Cylinders," EPRI Report, NP-5596.
- (6) Zahoor, A., 1991, "Ductile Fracture Handbook," Novetech Corp.
- (7) Ainsworth, R.A., 1984, "The Assessment of Defects in Structures of Strain Hardening Materials," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 19, pp. 633~642.
- (8) "R6: Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, Revision 4," British Energy Generation Ltd., 2001.
- (9) Kim, Y.J., Huh, N.S. and Kim, Y.J., 2001, "New Engineering Estimation Method of J -Integral and COD for Circumferential Through-Wall Cracked Pipes," *Transactions of the KSME(A)*, Vol. 25, No. 3, pp. 548~553.
- (10) Huh, N.S., Kim, Y.J. and Kim, Y.J., 2001, "Application of Enhanced Reference Stress Method to Nuclear Piping LBB Analysis: Finite Element Validation," *Transactions of the KSME(A)*, Vol. 25, No. 4, pp. 741~747.
- (11) Norris, D.M. and Chexal, B., 1987, "PICEP: Pipe Crack Evaluation Program," EPRI NP 3596-SR.
- (12) Scott, P., Olson, R., Marschall, C., Rudland, D., Francini, R., Wolterman, R., Hopper, A. and Wilkowski, G., 1996, "Pipe System Experiments with Circumferential Cracks in Straight-Pipe Locations," NUREG/CR-6389, USNRC.
- (13) Huh, N.S., Kim, Y.J., Kim, Y.J., Choi, Y.H. and Yang, J.S., 2003, "On Relevant Ramberg-Osgood Fit

- to Engineering Non-Linear Fracture Mechanics Analysis," *Transactions of the KSME(A)*, Vol. 27, No. 9, pp. 1571~1578.
- (14) Schwalbe, K.H., Zerbst, U., Kim, Y.J., Brocks, W., Cornec, A., Heerens, J. and Amstutz, H., 1998, "EFAM-ETM 97-The ETM Method for Assessing the Significance of Crack-like Defects in Engineering Structures, Comprising the Versions ETM 97/1 and ETM 97/2," GKSS Report GKSS 98/E/6.
- (15) Kim, Y.J., 1998, "Note on Y/T vs. n for SINTAP Procedure: Continuous and Dis-continuous Hardening," Document generated within Brite-Euram Project 1426-Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry-SINTAP.
- (16) Bannister, A.C., Ruiz Ocejo, J. and Gutierrez-Solana F., 2000, "Implications of the Yield Stress/Tensile Stress Ratio to the SINTAP Failure Assessment Diagrams for Homogeneous Materials," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 67, pp. 547~562.
- (17) Kirk, M.T. and Dodds, R.H. Jr., 1993, " J and CTOD Estimation Equations for Shallow Cracks in Single Edge Notch Bend Specimens," *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 21, No. 4, pp. 228~238.
- (18) 1997, "Pipe Fracture Encyclopedia, Vol. 3-Pipe Fracture Test Data," Battelle.
- (19) Kishida, K. and Zahoor, A., 1988, "Crack Opening Area Calculations for Circumferential Through-Wall Pipe Cracks," EPRI NP-5959-SR.