

정확한 비선형 파괴역학 해석을 위한 Ramberg-Osgood 상수 결정법

허남수* · 김윤재** · 김영진† · 최영환*** · 양준석****

(2003년 2월 25일 접수, 2003년 6월 17일 심사완료)

On Relevant Ramberg-Osgood Fit to Engineering Non-Linear Fracture Mechanics Analysis

Nam-Su Huh, Yun-Jae Kim, Young-Jin Kim, Young-Hwan Choi and Jun-Seok Yang

Key Words : Crack Opening Displacement(균열열림변위), Leak-Before-Break(파단전누설), J -Integral(J -적분), Circumferential Through-Wall Crack(원주방향 관통균열)

Abstract

This paper proposes a robust method for the Ramberg-Osgood (R-O) fit to accurately estimate elastic-plastic J from engineering fracture mechanics analysis based on deformation plasticity. The proposal is based on engineering stress-strain data to determine the R-O parameters, instead of true stress-strain data. Moreover, for practical applications, the method is given not only for the case when full stress-strain data are available but also for the case when only yield and tensile strengths are available. Reliability of the proposed method for the R-O fit is validated against detailed 3-D Finite Element (FE) analyses for circumferential through-wall cracked pipes under global bending using five different materials, three stainless steels and two ferritic steels. Taking the FE J results based on incremental plasticity using actual stress-strain data as reference, the FE J results based on deformation plasticity using various R-O fits are compared with reference J values. Comparisons show that the proposed R-O fit provides more accurate J values for all cases, compared to existing methods for the R-O fit. Advantages of the proposed R-O fit in practical applications are discussed, together with its accuracy.

1. 서 론

GE/EPRI법^(1,2)과 같은 변형소성이론(deformation plasticity)에 기반한 공학적 계산식으로 균열 구조물에 대한 탄소성 파괴역학(Elastic-Plastic Fracture Mechanics; EPFM) 매개변수인 J -적분을 구하는 경우에는 입력조건으로 구조물 및 균열의 형상, 그리고 인장 물성치에 대한 Ramberg-Osgood (R-O)⁽⁴⁾ 상수가 사용된다. 따라서 J -적분 계산을 위해서는 먼저 해석 대상의 응력-변형률 곡선을 R-O 관계식으로 이상화하여야 한다. 그러나 R-O 상수는 응력-변형률 곡선의 곡선 적합(curve fitting) 구간 및 방법에 따라 변하며 이로 인해 J -적분 계산결과도

크게 변한다는 문제가 있다.^(5,6)

또한 곡선 적합 구간에 따른 J -적분 계산 결과의 경향도 해석 대상과 재료 종류에 따라 서로 다르게 나타나 모든 경우에 대해 가장 정확한 곡선 적합 방법을 제시하는 것은 불가능하였다.⁽⁶⁾ 이로 인해 재료 종류 등에 관계없이 정확한 EPFM 매개변수를 구할 수 있는 최적의 R-O 곡선 적합 방법은 아직껏 제시되지 못하고 있으며 해석 대상과 평가자에 따라 다양한 방법이 사용되고 있는 실정이다.

따라서 본 논문의 목적은 모든 경우에 대해 탄소성 J -적분을 정확하게 예측할 수 있는 새로운 R-O 곡선 적합 방법을 제시하는 것이다. 이를 위해 먼저 실제 응력-변형률 데이터를 이용하여 증분소성이론(incremental plasticity)으로 구한 유한요소(finite element) J -적분값을 R-O 상수를 이용하여 변형소성이론으로 구한 유한요소 J -적분값과 비교하여 R-O 상수가 J -적분값에 미치는 영향을 검토하였다. 그리고 검토 결과를 기반으로 J -적분값을 정확하게 구할 수 있는 새로운 R-O 곡선 적합 방

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

** 성균관대학교 기계공학부

*** 한국원자력안전기술원

**** 한국전력공사 전력연구원

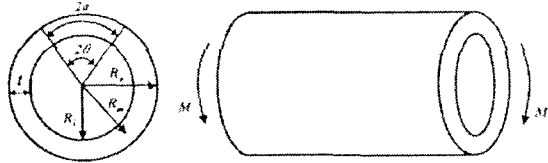


Fig. 1 Circumferential through-wall cracked pipes under bending

법을 제시하였다.

본 논문에서 J -적분 계산을 위해 고려된 해석 대상은 원자력 배관의 파단전누설(Leak-Before-Break; LBB) 해석시 중요한 굽힘 모멘트가 작용하는 원주방향 관통균열 배관이다.

2. R-O 상수가 J -적분에 미치는 영향

2.1 R-O 상수를 이용한 비선형 파괴역학 해석법 GE/EPRI법과 같은 변형소성이론에 입각한 공학적 계산식으로 J -적분을 계산하기 위해서는 재료의 응력-변형률 곡선을 다음과 같은 R-O 관계식으로 곡선 적합을 수행하여 α 와 n 을 구해야 한다.

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

여기서, α 는 기준 응력으로서 일반적으로 재료의 항복강도(0.2% yield strength, $\sigma_o = \sigma_{0.2}$)를 사용한다. ϵ_o 는 기준 변형률이며, 일반적으로 $E\epsilon_o = \sigma_{0.2}$ 이다. 또한 E 는 탄성계수이다.

식 (1)을 이용하여 R-O 상수가 결정되면, GE/EPRI법을 이용하여 J -적분을 계산하며 Fig. 1과 같은 굽힘 모멘트가 작용하는 원주방향 관통균열 배관의 경우는 다음과 같이 구한다.

$$J = J_c(a_c) + J_p \quad (2)$$

여기서, J -적분의 탄성 성분(J_c)과 소성역에 의한 영향을 보정하기 위한 유효균열길이(effective crack length, a_c)는 다음과 같이 정의된다.

$$J_c(a_c) = \frac{K(a_c)^2}{E'} \quad (3)$$

$$a_c = a + \frac{1}{\beta\pi} \left(\frac{n-1}{n+1} \right) \left\{ \frac{K(a)}{\sigma_o} \right\}^2 \left[1 + \left(\frac{M}{M_L} \right)^2 \right]^{-1} \quad (4)$$

식 (3)과 식 (4)에서 K 는 선형탄성파괴역학 매개 변수인 응력확대계수(stress intensity factor)이며, 평면변형률 조건에서 $E' = E/(1-\nu^2)$, $\beta=6$ 이며, 평면응력 조건에서 $E' = E$, $\beta=2$ 이다. 그리고 M 은 작용 모멘트이며 M_L 은 다음과 같이 정의되는 기준

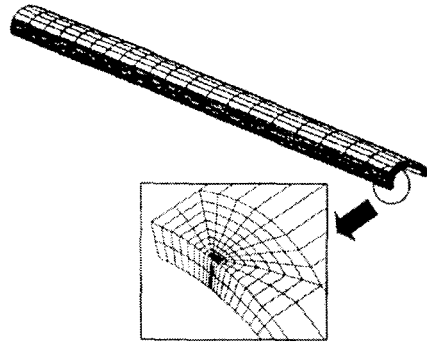


Fig. 2 A 3-D FE mesh for the circumferential through-wall cracked pipe

모멘트이다.

$$M_L = 4\sigma_o R_m^2 \left\{ \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) - \frac{1}{2}\sin\theta \right\} \quad (5)$$

또한 식 (2)의 J -적분의 소성 성분(J_p)은 다음과 같이 구한다.

$$J_p = \alpha\sigma_o\epsilon_o R_m \theta \left(1 - \frac{\theta}{\pi} \right) \cdot h_1 \cdot \left(\frac{M}{M_L} \right)^{n+1} \quad (6)$$

여기서, h_1 은 유한요소해를 바탕으로 정의된 소성 영향 함수(plastic influence function)로 배관과 균열의 기하학적 형상(R_m/t , θ/π) 및 가공경화지수(n)에 따라 주어진다.⁽¹⁻³⁾

2.2 탄소성 유한요소해석

2.1절에 기술한 바와 같은 변형소성이론에 입각한 공학적 J -적분 계산식의 문제는 식 (6)에 나타난 바와 같이 계산결과가 R-O 상수에 크게 영향을 받는다는 것이다. 즉 응력-변형률 곡선에 대한 곡선 적합 방법에 따라 서로 다른 R-O 상수와 J -적분이 계산된다.

본 논문에서는 먼저 응력-변형률 곡선에 대한 R-O 상수가 J -적분에 미치는 영향을 평가하기 위해 Fig. 1에 나타난 원주방향 관통균열 배관에 대한 3차원 탄소성 유한요소해석을 수행하였다.

Fig. 2는 해석에 사용된 대표적인 3차원 유한요소모델을 나타낸 것이다. 해석 모델의 대칭성을 고려하여 전체의 1/4만을 모델링하였다. 해석에는 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 프로그램⁽⁷⁾을 사용하였으며, 20절점 등계수 사각주요소(20-nodes isoparametric brick reduced integration element)를 사용하였다. 배관 모델에 사용된 요소의 수는 936개이며, 소규모 변형률 해석(small strain analysis)을 적용하였다. 배관의 R_m/t 값은 5와 10의 두가지 경우를 고려하였으며, 관통균열의

Table 1 Summary of tensile properties used in the present FE analysis, and relevant R-O parameters

	E (GPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_u (MPa)	Conventional method						Proposed method			
				Fit A		Fit B		Fit C		Fit D		Fit E	
				α	n	α	n	α	n	α	n	α	n
SA312 TP316 (20°C)	206	234.5	547.7	10.23	2.96	3.39	4.72	4.77	3.82	1.76	6.74	1.76	7.41
Medium Ferritic Steel (20°C)	206	542.4	706.3	2.98	7.39	2.09	12.25	2.83	7.82	0.76	16.08	0.76	17.32
SA312 TP304 (50°C)	204	268.9	562.5	7.33	3.52	5.97	4.30	4.22	4.72	1.52	7.27	1.52	8.22
SA312 TP316 (296°C)	190	165.5	460.7	8.42	2.92	5.76	4.11	6.26	3.46	2.30	4.86	2.30	6.44
Carbon Steel (20°C)	206	285.4	417.5	7.37	5.21	5.58	7.56	7.02	5.40	1.44	12.66	1.44	13.23

길이는 배관 원주의 12.5%($\theta\pi=0.125$)와 40%($\theta\pi=0.4$)의 2가지 경우로 가정하였다. 하중 조건은 순수 굽힘 모멘트만을 고려하였다.

유한요소해석으로 J -적분을 계산할 때에는 2가지 방법을 적용하였다. 첫번째 방법에서는 실제 응력-변형률 데이터를 입력 조건으로 증분소성이론에 입각하여 J -적분값을 계산하였으며, 두번째 방법에서는 응력-변형률 곡선에 대한 곡선 적합으로 구한 R-O 상수를 입력 조건으로 변형소성이론에 입각하여 J -적분값을 계산하였다. 비교 시에는 증분소성이론으로 구한 결과가 기준값으로 사용되었다.

재료물성치는 2가지를 고려하였다. 첫번째 재료는 연속적인 가공경화거동(continuous hardening)을 보이는 SA312 TP316 스테인리스강이며, 두번째 재료는 불연속적인 가공경화거동(discontinuous hardening) 거동을 보이는 탄소강(medium ferritic steel)이다. 두 경우 모두 20°C에서 수행된 실험결과를 사용하였다. Fig. 3(a)와 Fig. 3(b)에 각각의 재료에 대한 실제 응력-변형률 곡선을 나타내었으며, Table 1에 재료물성치를 정리하여 나타내었다.

증분소성이론에 입각하여 유한요소해석을 수행하는 경우에는 전술한 바와 같이 Fig. 3(a)와 3(b)에 나타낸 실제 응력-변형률 데이터를 직접 입력 조건으로 사용하였다. 변형소성이론에 입각한 해석시 입력조건으로 사용되는 R-O 상수는 계산 결과에 미치는 영향을 평가하기 위해서 진응력-진변형률(true stress-strain) 곡선의 적합 구간을 3가지로 구분하였다. 첫번째 경우는 전체 응력-변형률 곡선을 이용하여 곡선 적합을 수행하였으며(Fit A), 두번째 경우는 5% 변형률까지의 응력-변형률 곡선을 이용하여 곡선 적합을 수행하였다(Fit B).⁽⁸⁾ 세번째 경우는 0.1% 변형률부터 $0.8\epsilon_u$ 까지의 구간을 이용하여 곡선 적합을 수행하였다(Fit C).⁽⁹⁾ 곡선 적합에는 미국 바텔(Battelle) 연구소에서 개발한 ROFIT 프로그램⁽¹⁰⁾을 사용하였다. Fig. 3(a)와

3(b)에 곡선 적합 결과와 실제 응력-변형률 곡선을 비교하여 나타내었으며, 곡선 적합으로 구한 R-O 상수도 Table 1에 함께 나타내었다. Table 1에 나타난 바와 같이 R-O 상수는 곡선 적합 구간에 따라 크게 변하며, 변형소성이론에 입각한 유한요소해석시에는 Table 1에 나타낸 R-O 상수를 입력 조건으로 사용하였다.

2.3 R-O 상수가 J -적분값에 미치는 영향

Fig. 4는 $R_p/t=10$ 이고 $\theta\pi$ 가 각각 0.125와 0.4인 경우에 대해 증분소성이론으로 구한 J -적분값과 3가지의 R-O 상수를 이용하여 변형소성이론으로 구한 J -적분값을 비교하여 나타낸 것이다. Fig. 4에 나타난 바와 같이 계산된 J -적분값은 R-O 상수에 민감하였으며, 특히 TP316 스테인리스강이 탄소강에 비해 그 영향이 컸다. 보수적인 평가를 위해서는 작용하중에서 J -적분값은 크게 예측되어야 하므로 변형소성이론에 입각한 해석 결과는 모두 보수적인 결과를 주었으나, 정확성은 곡선 적합 구간에 민감하였다. Fig. 4(a)와 4(c)의 TP316의 경우, "Fit A"와 "Fit C"로 구한 결과는 증분소성이론으로 구한 J -적분값과 각각 최대 230%와 80%의 차이를 나타냈으나 "Fit B"는 최대 40%의 차이를 보여 가장 정확하였다. Fig. 4(b)와 4(d)의 탄소강의 경우도 "Fit A"와 "Fit C"는 최대 50%의 차이를 나타냈으나 "Fit B"는 최대 차이가 40% 정도였다.

Fig. 4에서 "Fit B"의 결과가 가장 정확한 이유는 다음과 같으며, 이로부터 정확한 J -적분값을 얻을 수 있는 R-O 곡선 적합 방법을 알 수 있다. Fig. 3(c)와 3(d)는 Fig. 3(a)와 3(b)를 5% 변형률 범위까지만 나타낸 것이다. Fig. 3(c)와 3(d)의 결과와 Fig. 4의 결과를 비교하면 작은 변형률 범위에서 가장 정확하게 곡선 적합이 수행된 R-O 상수를 이용하면 정확한 J -적분값을 구할 수 있음을 알 수 있다. 그러나 재료 특성에 따라 작은 변형률 범위에서

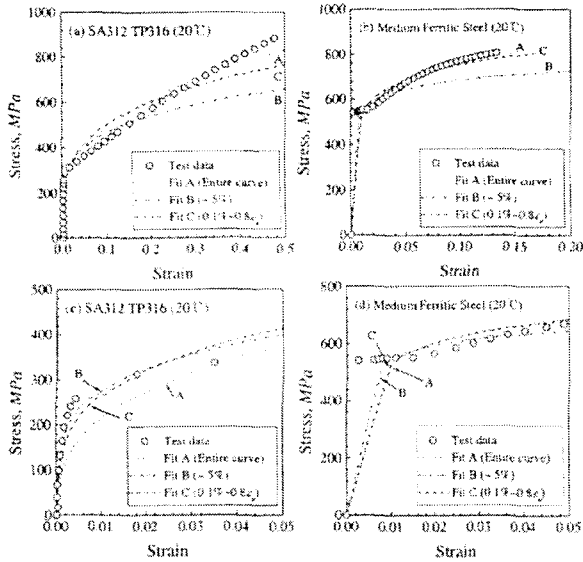


Fig. 3 True stress-strain data with its R-O fits for two materials, the TP316 stainless steel and the mild steel at room temperature: (a) and (b) are shown in entire strain range, whereas (c) and (d) are up to 5% strain

정확한 곡선 적합 결과를 제시하는 적합 구간은 달라진다.⁽⁶⁾ 또한 만약 전체 응력-변형률 데이터가 없다면 R-O 곡선 적합을 수행할 수 없다는 문제도 있다. 따라서 정확하게 EPFM 매개변수를 구할 수 있는 새로운 R-O 곡선 적합 방법이 필요하다.

3. 새로운 R-O 곡선 적합 방법 제시

3.1 전체 응력-변형률 데이터가 있는 경우

2장에서 기술한 바와 같이 변형소성이론에 입각하여 구한 J -적분값의 정확성은 작은 변형률 영역(일반적으로 5% 이내)에서의 R-O 곡선 적합 결과에 의존한다. 따라서 작은 변형률 영역에서 정확하게 R-O 곡선 적합이 수행되어야 한다.

또한 현재 일반적으로 적용되고 있는 R-O 곡선 적합 방법에서는 진응력-진변형률 곡선을 사용한다. 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 Fig. 3에 나타난 바와 같이 작은 변형률 범위에서 실제 가공경화 현상을 과대 평가하는 문제가 있다. 따라서 진응력-진변형률 선도가 아닌 공칭 응력-공칭변형률(engineering stress-strain) 선도를 사용하면 보다 안정적으로 R-O 곡선 적합을 수행할 수 있으며, 이는 ETM(Engineering Treatment Model) 법⁽¹¹⁾ 등의 평가법에도 적용되고 있다.

이에 따라 본 논문에서 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 대

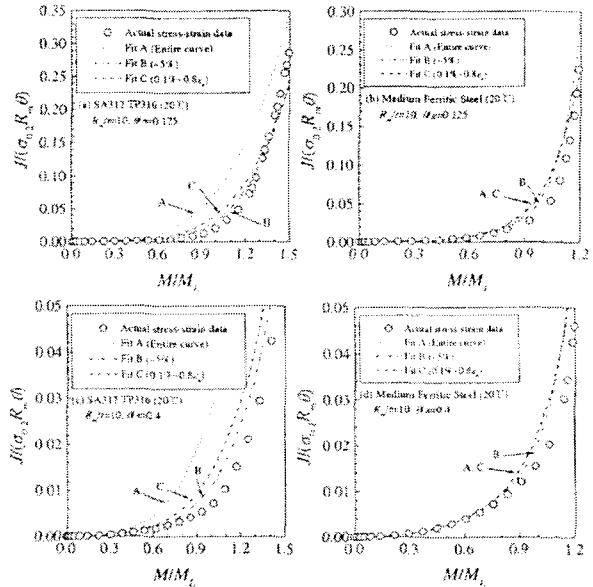


Fig. 4 Comparison of FE J values based on incremental plasticity using actual stress-strain data with those based on deformation plasticity using three different R-O fits

입하여 다음과 같이 구한다.

$$\alpha = \frac{0.002E}{\sigma_{0.2}} \quad (7)$$

또한 n 은 식 (1)의 R-O 관계식에 인장강도(σ_u)와 인장변형률(ϵ_u)을 대입하여 다음과 같이 구한다.

$$n = \frac{\ln\left(\frac{E\epsilon_u - \sigma_u}{0.002E}\right)}{\ln(\sigma_u/\sigma_{0.2})} \quad (8)$$

즉, 식 (8)은 0.2% 항복강도와 인장강도 사이의 응력-변형률 곡선을 멱승법(power-law method)으로 곡선 적합한 것이다.

식 (7)과 식 (8)을 사용한 R-O 곡선 적합 방법의 장점은 대상 재료에 대해 1가지의 R-O 상수만이 결정된다는 것이다. 이와 같이 구한 R-O 상수(Fit D)도 Table 1에 함께 나타내었으며, Fig. 5에 곡선 적합 결과와 실제 응력-변형률 곡선을 비교하여 나타내었다. Fig. 5와 Fig. 3의 결과를 비교하면 본 논문에서 새롭게 제시한 방법(Fit D)이 작은 변형률 영역에서 R-O 곡선 적합 결과가 더 정확하였다. 이와 같이 구한 R-O 상수를 입력 조건으로 구한 J -적분값을 중분소성이론에 입각하여 구한 결과와 비교하여 Fig. 6에 나타내었다. Fig. 6과 Fig. 4의 결과를 비교하면 새롭게 제시된 R-O 곡선 적합 방법을 이용한 결과는 TP316의 경우 최대 차이가 5%, 탄소강의 경우 10% 이내로 나타나 기존의 R-O 곡선 적합 방법을 이용한 결과보다 정확

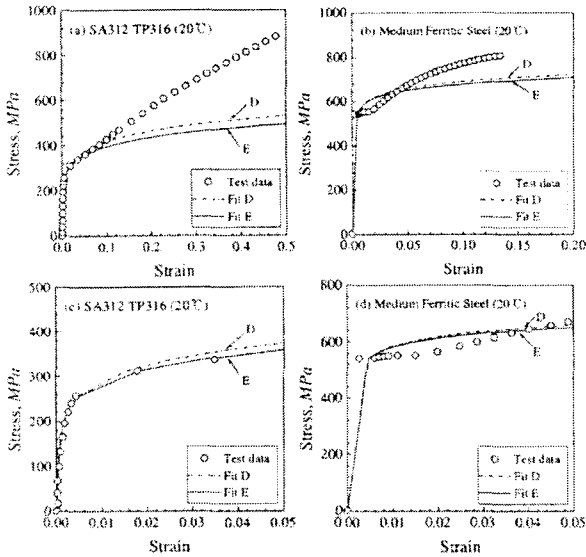


Fig. 5 True stress-strain data with the R-O fits according to the proposed method for two materials, the TP316 stainless steel and the mild steel at room temperature: (a) and (b) are shown in entire strain range, whereas (c) and (d) are up to 5% strain

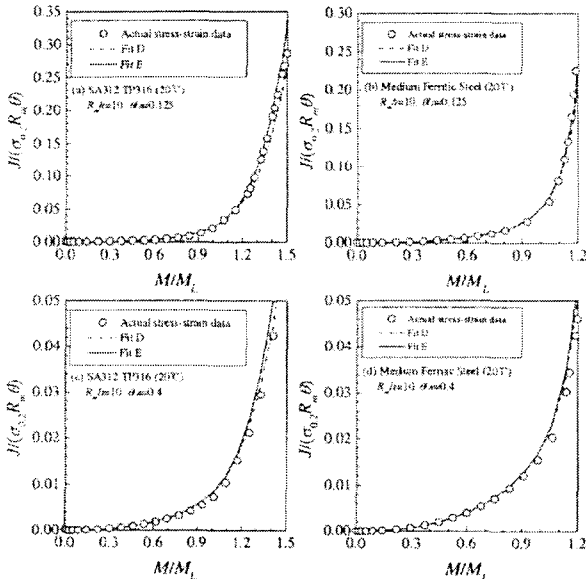


Fig. 6 Comparison of FE J values based on incremental plasticity using actual stress-strain data with those based on deformation plasticity using the proposed R-O fits

하였다.

3.2 항복강도와 인장강도만 있는 경우

식 (7)과 식 (8)에 새롭게 제시한 R-O 곡선 적합 방법은 전체 응력-변형률 데이터가 있을 경우에만 사용가능하다. 그러나 실제 평가시에는 전체 응력-변형률 곡선이 없는 경우가 많으며, 항복강도와 인장강도 등의 제한된 데이터만 있을 수 있다.

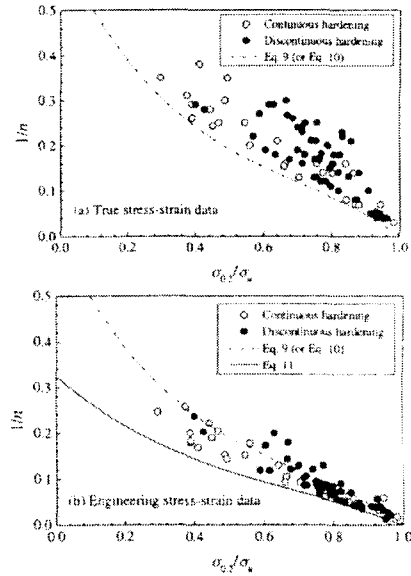


Fig. 7 Relations of $\sigma_{0.2}/\sigma_u$ and n for various hardening materials: (a) n from true stress-strain data and (b) n from engineering stress-strain data

따라서 항복강도와 인장강도만 있을 경우에도 정확하게 R-O 상수를 구할 수 있는 방법이 필요하다. 식 (7)에서는 입력 자료로 $\sigma_{0.2}$ 만이 사용되므로 이 경우에도 α 은 쉽게 구할 수 있으며 n 값을 구하는 방법만 제시되면 된다.

Kirk 등⁽¹²⁾은 항복강도와 인장강도의 비를 이용하여 n 값을 구하기 위해 다음과 같은 식을 제시하였다.

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_{0.2}} = \left(\frac{1}{0.002n} \right)^{\frac{1}{n}} \exp\left(-\frac{1}{n}\right) \quad (9)$$

그러나 식 (9)를 이용하여 n 을 구하려면 반복계산이 필요하므로 이는 사용이 어렵다. 따라서 식 (9)를 3차식으로 회귀(regression)한 다음의 식이 일반적으로 사용된다.⁽¹³⁾

$$\frac{1}{n} = 0.629 - 1.536 \left(\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \right) + 1.723 \left(\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \right)^2 - 0.814 \left(\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \right)^3 \quad (10)$$

Fig. 7(a)는 다양한 재료의 진응력-진변형률 선도에 대한 곡선 적합으로 구한 $1/n$ 값⁽¹⁴⁾을 식 (9) 또는 식 (10)으로 구한 결과와 비교한 것이다. 이로부터 식 (9)와 식 (10)은 진응력-진변형률 데이터로부터 구한 $1/n$ 값의 하한계가 되도록 유도된 식임을 알 수 있다. 그러나 진술한 바와 같이 정확한 J -적분값을 구하기 위해서는 공칭응력-공칭변형률 선도에 n 값을 구하는 것이 바람직하다. Fig. 7(b)는 식 (9)와 식 (10)으로 구한 결과를 공칭응력-공칭변형률 선도에 대한 곡선 적합으로 구한 값과 비교한 것이다. 이 경우에 식 (9)와 식 (10)은

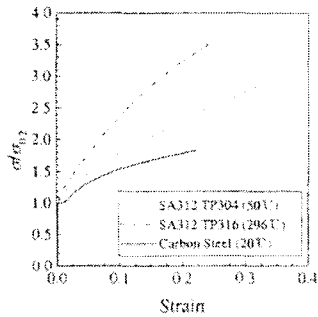


Fig. 8 True stress-strain data for three materials, the TP304 stainless steel at 50°C, the TP316 stainless steel at 296°C and the carbon steel at room temperature

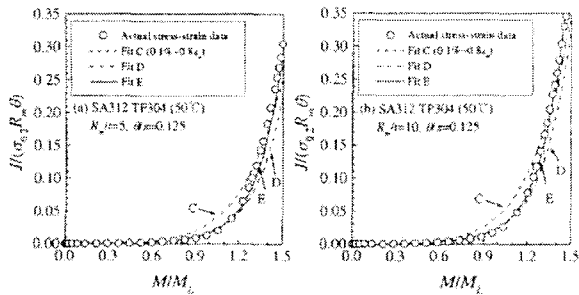


Fig. 9 Comparison of FE J values based on incremental plasticity using actual stress-strain data with those based on deformation plasticity using R-O fits, for the TP304 stainless steel at 50°C

평균값을 제시하는 것으로 나타났다. 따라서 공칭 응력-공칭변형을 데이터로부터 구한 $1/n$ 값의 하한계 곡선이 다음과 같이 제시된 바 있다.⁽¹³⁾

$$\frac{1}{n} = 0.324 - 0.666 \left(\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \right) + 0.660 \left(\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \right)^2 - 0.318 \left(\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \right)^3 \quad (11)$$

식 (11)로 구한 $1/n$ 값은 Fig. 7(b)에 나타낸 바와 같이 공칭응력-공칭변형률로 구한 $1/n$ 값의 하한계이다. 이상으로부터 만약 재료의 항복강도와 인장강도만이 있을 경우에는 α 는 식 (7)로 구하고 n 은 식 (11)을 이용하여 구한다. 식 (7)과 식 (11)로 구한 R-O 상수 결과(Fit E)도 Table 1과 Fig. 5에 함께 나타내었다.

Fig. 3과 Fig. 5를 비교하면 이 방법도 기존의 3가지 방법에 비해 작은 변형률 영역에서 정확한 R-O 곡선 적합 결과를 나타냈으며, Fig. 6의 J -적분 계산 결과도 최대 차이가 15% 이내로 “Fit D”와 마찬가지로 기존 방법보다 정확하였다.

4. 유한요소해석을 이용한 타당성 검증

4.1 재료물성치 및 해석 방법

3장에서는 새롭게 제시된 R-O 곡선 적합 방법의 타당성을 2가지 재료에 대해 검증하였다. 그러나

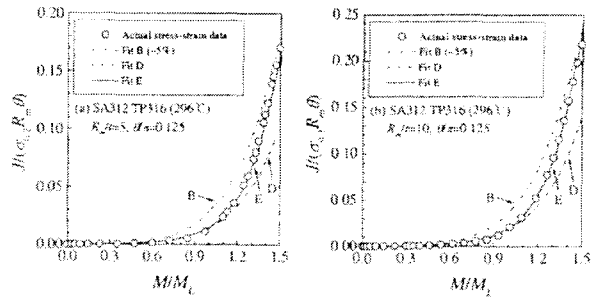


Fig. 10 Comparison of FE J values based on incremental plasticity using actual stress-strain data with those based on deformation plasticity using R-O fits, for the TP316 stainless steel at 296°C

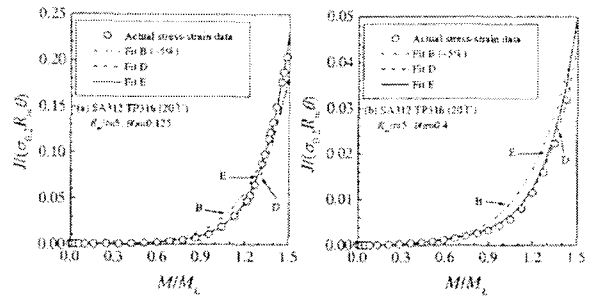


Fig. 11 Comparison of FE J values based on incremental plasticity using actual stress-strain data with those based on deformation plasticity using R-O fits, for the TP316 stainless steel at room temperature

재료물성치의 변화에 따른 정확성을 검증하기 위해서는 보다 다양한 경우에 대한 검증 해석이 필요하다고 판단된다. 따라서 본 논문에서는 서로 다른 가공경화기동을 보이는 3가지의 재료에 대한 해석을 추가적으로 수행하여 제시된 R-O 곡선 적합 방법의 타당성을 검증하였다. 해석에 사용된 재료는 SA312 TP304, SA312 TP316 스테인리스강과 탄소강(carbon steel)이다. TP304의 경우는 50°C에서 수행된 실험 결과를 사용하였으며, TP316의 경우는 296°C에서 수행된 실험결과를 사용하였다. 또한 탄소강의 경우는 20°C에서 수행된 실험결과이다. 스테인리스강은 연속적인 가공경화기동을 보이는 재료이며, 탄소강은 불연속적인 가공경화기동을 보이는 재료이다. Fig. 8에 실제 응력-변형률 곡선을 나타내었으며, Table 1에 주요 인장물성치를 정리하여 나타내었다. 또한 기존의 3가지 R-O 곡선 적합 방법과 본 논문에서 새롭게 제시한 2가지 R-O 곡선 적합 방법으로 구한 R-O 상수도 Table 1에 함께 나타내었다. 이와 같은 3가지 재료물성치에 대해 실제 응력-변형률 데이터를 사용하여 증분소성이론으로 구한 J -적분값을 5가지 R-O 상수를 입력 조건으로 하여 변형소성이론으로 구한 J -적분값과 비교하였다.

4.2 해석결과

Fig. 9-Fig. 13은 해석결과를 나타낸 것이다. 기존의

Table 2 Summary of maximum differences for each case

	Maximum difference (%)			
	Fit B	Fit C	Fit D	Fit E
SA312 TP304 (50°C)	-	110	20	10
SA312 TP316 (296°C)	75	-	50	10
SA312 TP316 (20°C)	60	-	17	15
Carbon Steel (20°C)	105	-	40	40
Medium Ferritic Steel (20°C)	60	-	20	20

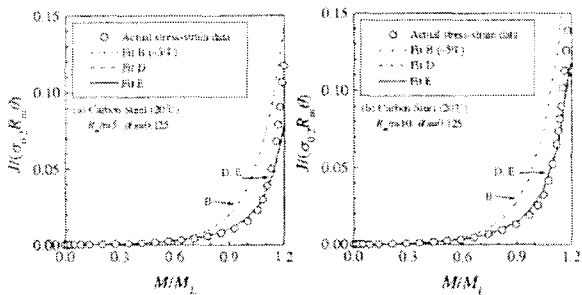


Fig. 12 Comparison of FE J values based on incremental plasticity using actual stress-strain data with those based on deformation plasticity using R-O fits, for the carbon steel at room temperature

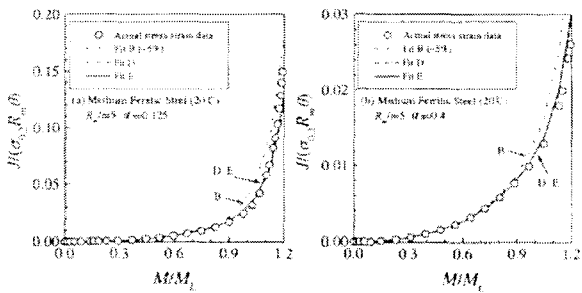


Fig. 13 Comparison of FE J values based on incremental plasticity using actual stress-strain data with those based on deformation plasticity using R-O fits, for the mild steel at room temperature

3가지 R-O 상수(Fit A, B, C)를 이용한 결과 가운데에서는 가장 정확한 1가지만을 본 논문에서 새롭게 제시한 2가지 경우(Fit D, E)와 비교하여 나타내었다. 전술한 바와 같이 기존의 3가지 방법 가운데에서는 TP304 스테인리스강을 제외하면 5% 변형률까지 곡선 적합한 "Fit B"가 가장 정확하였다. Table 2는 Fig. 9-Fig. 13에 나타난 결과에 대해 최대 차이값을 각 재료별로 정리하여 나타낸 것이다.

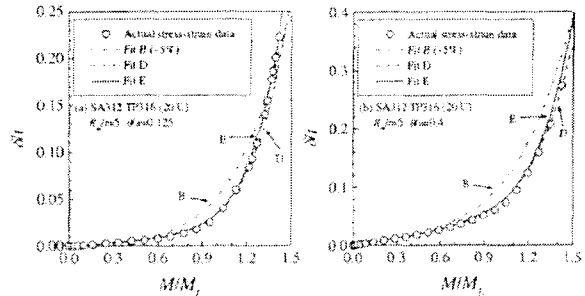


Fig. 14 Comparison of FE COD values based on incremental plasticity using actual stress-strain data with those based on deformation plasticity using R-O fits, for the TP316 stainless steel at room temperature

Table 2와 각 그림에 나타난 바와 같이 본 논문에서 새롭게 제시한 2가지 R-O 곡선 적합 방법은 균열길이나 재료 종류에 관계없이 기존의 방법보다 J -적분값이 정확하였다. 전체 응력-변형률 곡선이 있을 경우에 적용 가능한 "Fit D"는 TP316 (296°C)의 경우만 제외하고 다른 모든 경우에 있어서 매우 정확하였다. 반면 항복강도와 인장강도만 알고 있을 경우에 적용 가능한 "Fit E"는 모든 경우에 있어서 J -적분값이 정확하였다.

본 논문에서 고려된 원주방향 관통균열 배관의 경우는 LBB 해석시 J -적분값과 함께 균열열림변위(Crack Opening Displacement; COD(δ))도 예측되어야 한다. 본 논문에서는 새롭게 제시된 R-O 곡선 적합 방법을 J -적분에 대해서만 검증하였으나 이는 COD 계산시에도 동일하게 적용가능하다. Fig. 14는 TP316(20°C)의 경우에 대해 증분소성이론으로 구한 COD값을 변형소성이론으로 구한 결과와 비교한 것이다. Fig. 14에 나타난 바와 같이 COD의 경우도 J -적분의 경우(Fig. 11)와 마찬가지로 "Fit B"는 최대 차이가 55% 정도였으나 "Fit D"와 "Fit E"는 각각 10%와 12% 이내로 나타나 본 논문에서 새롭게 제시한 R-O 곡선 적합 방법은 정확한 예측 결과를 제시하는 것으로 나타났다.

5. 결론

본 논문에서는 변형소성이론에 입각한 공학적 계산식으로 정확하게 J -적분값을 계산할 수 있는 R-O 곡선 적합 방법을 새롭게 제시하였다. 또한 제시된 R-O 곡선 적합 방법의 타당성을 검증하기 위해서 굽힘 모멘트가 작용하는 원주방향 관통균열 배관에 대한 3차원 유한요소해석 결과와 비교하였으며 이를 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 변형소성이론에 입각한 공학적 계산식으로 정확하게 J -적분값을 구할 수 있는 R-O 상수 결정법을 새롭게 제시하였다. 새롭게 제시된 R-O 상수 결정법은 작은 변형률 영역에서의 정확한 곡선 적

합을 위해 공칭응력-공칭변형률 데이터를 이용하여 R-O 상수를 구하며, 전체 응력-변형률 곡선이 있는 경우 뿐만 아니라 항복강도와 인장강도만이 있는 경우에도 적용가능하다.

(2) 3차원 유한요소해석을 이용한 타당성 검증 결과, 본 논문에서 새롭게 제시한 방법으로 구한 R-O 상수를 이용한 결과가 모든 경우에 있어서 기존 방법보다 정확한 J -적분값을 나타내었다.

(3) 본 논문에서 제시한 방법에서는 재료에 따라 1가지의 R-O 상수만이 얻어지므로 안정적인 J -적분 계산이 가능하며, 항복강도와 인장강도만을 알고 있는 경우에도 적용할 수 있으므로 향후 전체 응력-변형률 곡선이 없는 가동중원전 배관의 LBB 해석시에 유용하게 적용될 수 있을 것으로 생각된다.

후 기

본 논문은 한국과학재단 산하 성균관대학교 산 업설비 안전성평가 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) Huh, N.S., Park, Y.J., Kim, Y.J. and Kim, Y.J., 2003, "New Engineering J and COD Estimation Methods for Axial Through-Wall Cracked Pipes," *Transactions of the KSME(A)*, Vol. 27, No. 2, pp. 239-246.
- (3) Rahman, S., Brust, F., Ghadiali, N. and Wilkowski, G., 1998, "Crack-Opening-Area Analyses for Circumferential Through-Wall Cracks in Pipes-Part I: Analytical Models," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 75, pp. 357-373.
- (4) Ramberg, W. and Osgood, W.R., 1943, "Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters," NACA-TN-902, NACA.
- (5) Rahman, S., Brust, F., Ghadiali, N. and Wilkowski, G., 1998, "Crack-Opening-Area Analyses for Circumferential Through-Wall Cracks in Pipes-Part II: Model Validations," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 75, pp. 375-396.
- (6) 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.
- (7) "ABAQUS Ver. 5.8 - User's Manual," Hibbitt, Karlson & Sorensen, Inc., 1999.
- (8) Norris, D.M. and Chexal, B., 1987, "PICEP: Pipe Crack Evaluation Program," EPRI NP 3596-SR.
- (9) Scott, P., Olson, R., Marshall, 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.
- (10) "Pipe Fracture Encyclopedia, Vol. 1-Computer Program to Calculate Ramberg-Osgood Parameters for a Stress-Strain Curve," Battelle, 1997.
- (11) 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.
- (12) 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.
- (13) 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.
- (14) Bannister, A.C., Ruiz Ocejó, 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.