

< 논문 >

크리프 균열 성장 실험을 위한 소성 변위 결정법

허남수* · 김윤재† · 윤기봉**

(2006년 2월 3일 접수, 2006년 7월 10일 심사완료)

Plastic Displacement Estimates in Creep Crack Growth Testing

Nam-Su Huh, Yun-Jae Kim and Kee-Bong Yoon

Key Words : Creep Crack Growth Testing(크리프 균열 성장 실험), Displacement Partitioning(변위 분리), J -Integral(J -적분), Plastic Displacement Rate(소성 변위율)

Abstract

The ASTM test standard recommends the use of the compact tension specimen for creep crack growth rates measurement. In the creep crack growth rate test, the displacement rate due to creep is obtained by subtracting the contribution of elastic and plastic components from the total load line displacement rate based on displacement partitioning method for determining C^* -integral, which involves Ramberg-Osgood (R-O) fitting procedures. This paper investigates the effect of the R-O fitting procedures on plastic displacement rate estimates in creep crack growth testing, via detailed two-dimensional and three-dimensional finite element analyses of the standard compact tension specimen. Four different R-O fitting procedures are considered; (i) fitting the entire true stress-strain data up to the ultimate tensile strength, (ii) fitting the true stress-strain data from 0.1% strain to 0.8 of the true ultimate strain, (iii) fitting the true stress-strain data only up to 5% strain, and (iv) fitting the engineering stress-strain data. It is found that the last two procedures provide reasonably accurate plastic displacement rates and thus should be recommended in creep crack growth testing. Moreover, several advantages of fitting the engineering stress-strain data over fitting the true stress-strain data only up to 5% strain are discussed.

1. 서 론

광범위 크리프 조건(extensive creep conditions)에서 균열 주위의 국부 변형률과 응력장을 특성화하기 위해서 시간 의존적 파괴역학(time-dependent fracture mechanics) 매개변수인 C^* -적분이 사용된다. 탄소성 파괴역학 매개변수인 J -적분이 탄소성 재료의 균열 선단 특성을 특성화하는 것과 같이 C^* -적분은 점성 재료(viscous material)의 시간 의존적 균열 성장율(crack growth rate)을 특성화한다.

광범위 크리프 조건에서 멱급수(power law) 법칙을 따라 크리프 변형을 일으키는 재료의 C^* -적분을 구하기 위한 방법은 ASTM 표준 실험법⁽¹⁾에 제시되어있다. 표준 실험법에 따라 C^* -적분을 계산하기 위해서는 먼저 실험에서 측정된 전체 하중선 변위율(load line displacement rate, 이하 변위율)

에서 크리프에 의한 크리프 변위율을 결정해야하며, 이는 전체 변위율에서 탄성에 의한 변위율과 소성에 의한 변위율을 차감하여 구한다.⁽¹⁻⁴⁾ 표준 실험법에 입각하여 변위율의 소성 성분을 구하기 위해서는 재료의 가공경화지수와 GE/EPRI법에 입각한 J -적분의 소성 성분을 결정해야 한다.^(1,2) 이를 위해서는 먼저 재료의 응력-변형률 곡선을 Ramberg-Osgood (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.⁽⁵⁻⁷⁾ 따라서 크리프 및 소성 변위율과 C^* -적분 결과도 영향을 받을 수 있으며, C^* -적분 혹은 C^* -적분으로 표현되는 크리프 균열 성장율^(2,8,9)도 영향을 받을 수 있다.

뿐만 아니라 R-O 상수에 따른 J -적분의 변화는 최근 크리프 균열 진전 평가를 위해 제시된 시간 의존적 파손평가도(Time-Dependent Failure Assessment Diagram, TDFAD)법^(10,11)에도 큰 영향을 미칠 수 있는데, 그 이유는 TDFAD법에서 크리프 균열 진전 저항성은 균열 진전량의 함수인 시간 의존적 J -적분으로 표현되기 때문이다.

* 회원, MPA Stuttgart, University of Stuttgart, Germany

† 책임저자, 회원, 고려대학교 기계공학과

E-mail: kimy0308@korea.ac.kr

TEL: (02) 3290-3372 FAX: (02) 926-9290

** 회원, 중앙대학교 기계공학부

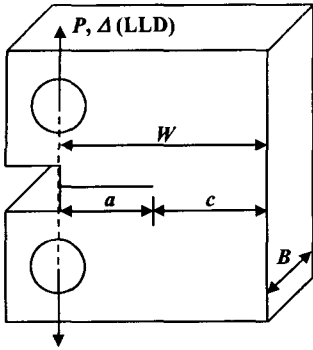


Fig. 1 Schematic illustration for C(T) specimen with relevant variables

Fookes와 Smith⁽¹²⁾는 크리프 균열 성장 실험에서 소성 변위율을 직접 결정하기 위한 여러 방법을 제시한 바 있다. 그 가운데 소성 변위 또는 소성 변위율을 가장 쉽게 구할 수 있는 방법은 GE/EPRI법을 이용하여 소성 변위를 결정하는 것이다. 따라서 표준 실험법에 따라 소성 변위율을 결정하는 경우나 직접 소성 변위를 구하는 경우 모두 계산 결과는 R-O 곡선 적합 결과에 크게 의존하게 된다.

따라서 본 논문에서는 R-O 곡선 적합 방법의 크리프 균열 성장 실험의 소성 변위율 결정에 미치는 영향을 검토하였다. 이를 위해 다양한 R-O 곡선 적합 방법을 이용하여 R-O 상수를 결정하고, 표준 C(T)(compact tension) 시편에 대한 2차원 및 3차원 유한요소해석을 수행하여 크리프 균열 성장 실험에 적합한 R-O 곡선 적합 방법을 제시하였다.

2. 크리프 균열 성장 실험을 위한 소성 변위 결정법

2.1 ASTM 표준 실험법

ASTM 표준 실험법에서는 크리프 균열 성장을 측정하기 위해 표준 C(T) 시편을 사용하도록 추천하고 있다.^(1,2) Fig. 1은 표준 C(T) 시편의 형상을 도식적으로 나타낸 것으로, 균열 길이와 시편의 폭은 각각 a 와 W 로 나타냈으며, 시편의 두께는 B 로 표현하였다.

크리프 균열 성장 실험에서 전체 하중선 변위 ($\dot{\Delta}$)는 변위의 탄성 성분($\dot{\Delta}_e$), 소성 성분($\dot{\Delta}_p$), 그리고 크리프 성분($\dot{\Delta}_c$)을 이용하여 다음과 같이 나뉜다.

$$\dot{\Delta} = \dot{\Delta}_e + \dot{\Delta}_p + \dot{\Delta}_c \quad (1)$$

식 (1)과 같은 방법으로 변위율은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\dot{\Delta} = \dot{\Delta}_e + \dot{\Delta}_p + \dot{\Delta}_c \quad (2)$$

따라서 크리프에 의한 변위율은 전체 변위율에서 탄성 성분과 소성 성분을 차감하여 구할 수 있다. ASTM 표준 실험법⁽¹⁾에서는 이를 위해 다음과 같은 식을 이용하여 변위율의 크리프 성분을 결정하도록 추천하고 있다.

$$\dot{\Delta}_c = \dot{\Delta} - \frac{\dot{a}B}{P} \left[\frac{2K^2}{E} + (n+1)J_p \right] \quad (3)$$

여기서, \dot{a} 은 균열 성장율이며, P 와 K 는 각각 작용 하중과 탄성 응력확대계수(elastic stress intensity factor)를 의미한다. 또한 E 는 탄성 계수이며, n 은 다음과 같이 표현되는 응력-변형률 곡선에 대한 R-O 곡선 적합의 가공경화지수를 의미한다.

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (4)$$

식 (4)에서 σ_0 는 기준 응력으로 일반적으로 0.2% 항복 응력($\sigma_0 = \sigma_{0.2}$)이 사용된다. 또한 ϵ_0 는 σ_0 에 해당하는 기준 변형률($E\epsilon_0 = \sigma_0$)이다. α 와 n 은 R-O 상수이다. 식 (3)에서 우측 두번째 항은 탄성 변위율에 해당하며, 세번째 항은 소성 변위율에 해당한다. 식 (3)에서 소성 변위율 결정에 사용되는 J -적분의 소성 성분(J_p)은 GE/EPRI법^(1,13)을 이용하여 다음과 같이 구한다.

$$J_p = \alpha \sigma_0 \epsilon_0 c h_1 \left(\frac{a}{W} \right)^n \left(\frac{P}{P_0} \right)^{n+1} \quad (5)$$

여기서, $c(W-a)$ 는 잔여 리가먼트의 길이이다. 소성영향함수 h_1 은 유한요소해석을 통해 결정되며, a/W 와 n 의 함수로 주어진다.^(1,13) 평면 변형률(plane strain) 조건의 C(T) 시편인 경우, 식 (5)의 기준 하중 P_0 는 다음과 같다.^(1,13)

$$P_0 = 1.455c\sigma_0 \left[\sqrt{(2a/c)^2 + 2(2a/c) + 2} - (2a/c + 1) \right] \quad (6)$$

평면 응력(plane stress) 상태인 경우 P_0 는 다음과 같이 표현된다.

$$P_0 = 1.071c\sigma_0 \left[\sqrt{(2a/c)^2 + 2(2a/c) + 2} - (2a/c + 1) \right] \quad (7)$$

크리프 변위율을 결정하는 다른 방법은 식 (3)을 사용하지 않고 탄성 변위율과 소성 변위율을 직접 계산해 전체 변위율에서 빼는 것이다. 이때 탄성 변위율은 C(T) 시편의 탄성 컴플라이언스 함수를 이용하여 쉽게 계산할 수 있으며,⁽¹⁴⁾ 소성 변위는 GE/EPRI법⁽¹³⁾을 이용하여 다음과 같이 구할

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
STS 316 (500°C)	160	142	448	7.72	2.81	2.46	6.06	6.30	3.09	2.25	4.68	2.25	5.91
STS 316 (700°C)	140	105	273	4.15	3.68	2.71	4.84	3.96	3.76	2.67	5.02	2.67	6.79

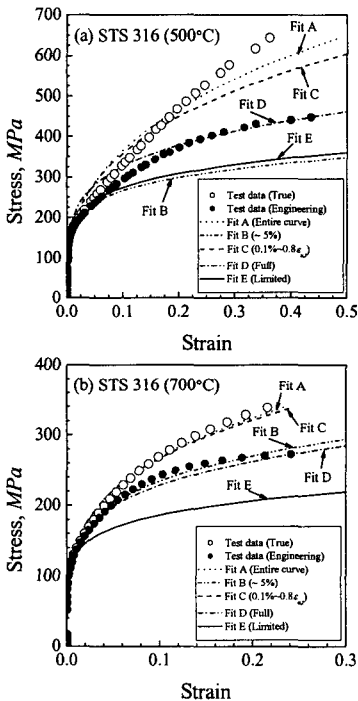


Fig. 2 True stress-strain data with its R-O fits for two materials, STS 316 stainless steel at 500°C and STS 316 stainless steel at 700°C

수 있다.

$$\Delta_p = \alpha \varepsilon_o a h_3 \left(\frac{a}{W} \right)^n \left(\frac{P}{P_o} \right)^n \quad (8)$$

여기서, 소성영향함수 h_3 도 유한요소해석을 통해 결정되며 a/W 와 n 의 함수로 주어진다.⁽¹³⁾

2.2 R-O 상수가 크리프 변위에 미치는 영향

식 (3)~식 (8)에 나타난 바와 같이 크리프 균열 성장 실험에서 소성 변위(율)와 크리프 변위(율)를 결정하기 위해서는 먼저 재료의 응력-변형을 곡선을 R-O 관계식으로 이상화하여야 한다. 이때 J -적분의 소성 성분과 소성 변위(율)는 R-O 상수인 α 와 n 에 의존하며, 따라서 최종 계산된 크리프 변위도 R-O 상수의 영향을 받는다. R-O 곡선 적합을

수행하기 위해서 여러 방법이 제시되어 왔으나 J -적분 등을 정확하게 구할 수 있는 최적의 R-O 곡선 적합 방법은 아직껏 제시되지 못하고 있으며 해석 대상과 평가자에 따라 다양한 방법이 사용되고 있는 실정이다. 따라서 변위율과 소성 J -적분을 정확하게 구할 수 있는 R-O 곡선 적합을 제시하는 것은 크리프 균열 성장 실험에서 매우 중요하다. 본 논문에서는 R-O 곡선 적합 방법이 GE/EPRI법에 입각한 소성 변위와 소성 J -적분 결정에 미치는 영향을 평가하기 위해 2차원 및 3차원 탄소성 유한요소해석을 표준 C(T) 시편에 대해 수행하였다.

3. 탄소성 유한요소해석

3.1 재료물성치 및 R-O 곡선 적합

본 논문에서 사용된 재료는 STS 316 스테인리스강이며, 가공경화거동의 영향을 고려하기 위해 각각 500°C와 700°C에서 수행된 실험 결과를 사용하였다. Fig. 2에 각각에 대한 실제 응력-변형을 곡선을 나타내었으며, Table 1에 주요 인장특성을 정리하였다. 일반적으로 R-O 곡선 적합은 진응력-진변형을 곡선을 이용하여 세 가지 방법으로 수행된다. 첫번째 경우는 전체 진응력-진변형을 곡선을 이용하여 곡선 적합을 수행하였으며(Fit A), 두번째 경우는 5% 변형률까지의 진응력-진변형을 곡선을 이용하여 곡선 적합을 수행하였다(Fit B),⁽¹⁵⁾ 세번째 경우는 0.1% 진변형률부터 0.8 $\varepsilon_{u,t}$ 까지의 구간을 이용하여 곡선 적합을 수행하였다(Fit C).⁽¹⁶⁾ 여기서, $\varepsilon_{u,t}$ 는 진인장변형률(true ultimate strain)을 의미한다. Fig. 2에 세가지 R-O 곡선 적합 방법으로 구한 결과와 실제 진응력-진변형을 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 변하였다. 500°C에서 실험한 경우, α 는 2.46에서 7.72까지 변하였으며, n 은 2.8에서 6.1까지 변하였다. 700°C에서 실험한 경우, α 는 2.7에서 4.2까지 변하였으며, n 은 3.7에서 4.8까지 변하였다. 이와 같은 R-O 상수값의 변화는 크리프 균열 성장 실험의 소성 변위와 소성 J -적분값에 영향을 미치며, 결과적으로 크리프 변위율과 C^* -적분값도 영향을 받게 된다

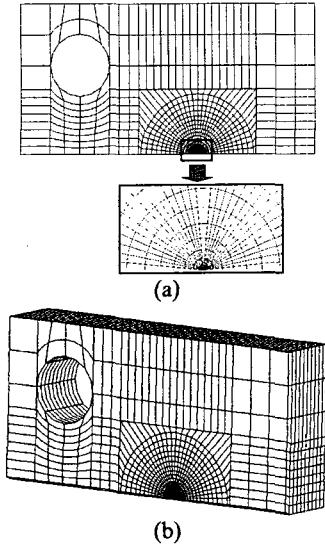


Fig. 3 Typical FE meshes employed in the present study: (a) 2-D and (b) 3-D

비선형 파괴역학 해석을 위한 R-O 곡선 적합과 관련하여 중요한 점은 작은 변형률 영역에서 정확하게 R-O 곡선 적합이 수행되어야 한다는 것이다.⁽⁵⁻⁷⁾ 이와 같은 이유로 최근에는 균열 구조물에 대한 비선형 파괴역학 해석시 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. 이와 같은 문제를 해결하기 위해 최근에는 저자들은 새로운 R-O 곡선 적합 방법을 제시한 바 있다.⁽¹⁷⁾ 새롭게 제시된 방법의 중요한 특징은 R-O 곡선 적합시 진응력-진변형률 곡선이 아닌 공칭응력-공칭변형률 곡선을 사용한다는 것이다. 저자들이 새롭게 제시한 R-O 곡선 적합 방법은 다음과 같다. 먼저 식 (4)의 α 는 $\sigma = \sigma_0$ 인 경우에 대해 0.2% 항복강도를 대입하여 다음과 같이 구한다.

$$\alpha = \frac{0.002E}{\sigma_0} \tag{9}$$

또한 n 은 식 (4)의 R-O 관계식에 인장강도(σ_u)와 인장변형률(ϵ_u)을 대입하여 다음과 같이 구한다.

$$n = \frac{\ln\left\{\frac{(E\epsilon_u - \sigma_u)}{0.002E}\right\}}{\ln(\sigma_u/\sigma_0)} \tag{10}$$

즉, 식 (10)은 0.2% 항복강도와 인장강도 사이의

공칭응력-공칭변형률 곡선을 역승법으로 곡선 적합한 것이다. 저자들이 제시한 방법(Fit D)으로 구한 R-O 상수도 Table 1에 정리하였다. Fit D로 구한 결과는 Fit B로 구한 결과와 비슷하며, 이는 저자들이 제시한 방법도 작은 변형률 영역에서 응력-변형률 곡선을 정확하게 모사함을 보여준다. 저자들이 제시한 방법의 장점은 토른부에서 보다 자세하게 기술하였다.

3.2 유한요소해석

R-O 곡선 적합 방법이 크리프 균열 성장 실험의 소성 변위율에 미치는 영향을 평가하기 위해 표준 C(T) 시편에 대한 2차원 및 3차원 탄소성 유한요소해석을 수행하였다. 균열 길이의 영향을 평가하기 위해 $a/W=0.5$ 와 0.7 의 두 가지 경우를 고려하였다. 표준 1T-C(T) 시편이 사용되었으며, 시편의 폭과 두께는 각각 $W=50mm$, $B=25mm$ 이다. 2차원 해석 시에는 평면 응력 조건과 평면 변형률 조건을 고려하였으며, 3차원 해석시에는 표준 실험법에 따라 20%의 측면 홈(side groove, 각 면에 10%)을 고려하였다.⁽¹¹⁾

탄소성 유한요소해석은 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 프로그램⁽¹⁸⁾을 사용하여 수행하였다. Fig. 3은 해석에 사용된 대표적인 2차원 및 3차원 유한요소모형을 나타낸 것이다. 비압축성과 관련된 문제를 피하기 위해 3차원 해석인 경우에는 20절점 등계수 사각주요소(20-nodes isoparametric brick reduced integration element, C3D20R in ABAQUS element library)를 사용하였으며, 2차원 해석인 경우에는 8절점 요소(CPS8R for plane stress, CPE8R for plane strain in ABAQUS element library)를 사용하였다. 균열 선단은 32개의 쉐기 형태의 요소를 이용하여 구성하였다. 대칭 조건을 이용하여 2차원 해석인 경우에는 전체의 1/2만을 모델링하였으며, 3차원 해석인 경우에는 전체의 1/4만을 모델링하였다. 사용된 요소의 수는 2차원 해석의 경우 841개, 3차원 해석의 경우는 8410개이다. 또한 가장 작은 요소의 길이와 잔여 리가먼트의 비는 a/W 가 0.5인 경우 1×10^{-3} 이며, a/W 가 0.7인 경우는 2×10^{-3} 이다. 3차원 해석의 경우 측면 홈은 최외곽 요소 1개의 절점 좌표를 옮겨 고려하였으며, 시편 두께의 절반에 대해 10개의 요소가 사용되었다.

유한요소해석은 두가지 방법으로 수행되었다. 첫번째 방법에서는 실제 응력-변형률 데이터를 입력 조건으로 증분소성이론에 입각하여 J -적분값과 변위를 계산하였으며, 두번째 방법에서는 응력-변형률 곡선에 대한 곡선 적합으로 구한 R-O 상수(Table 1)를 입력 조건으로 변형소성이론에 입각하여 J -적분값과 변위를 계산하였다. 비교 시에는 증분소성이론으로 구한 결과가 기준값으로 사용되었다. 두가지 모두 소규모 변형률 해석(small strain

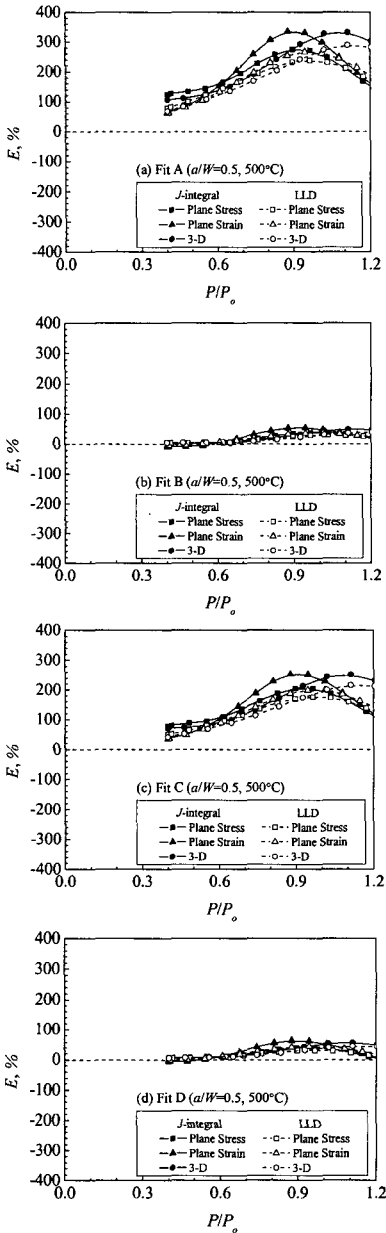


Fig. 4 Comparison of FE J and load line displacement values based on incremental plasticity using actual stress-strain data with those based on deformation plasticity using the four different R-O fits, for the $a/W=0.5$ at 500°C

analysis)을 적용하였다.

유한요소해석 결과로부터 변위(하중선 변위)는 하중선의 변위값을 이용하여 쉽게 얻어지며, J -적분은 ABAQUS 프로그램의 영역 적분(domain integral)법으로부터 얻어진다. 3차원 해석의 경우 J -적분값은 두께에 따라 변하는데 본 논문에서는

두께에 대한 평균 J -적분값을 사용하였다.

4. 해석결과

4가지 R-O 곡선 적합 상수(Fit A, Fit B, Fit C and Fit D)를 이용하여 변형소성이론으로 구한 J -적분값과 하중선 변위값을 실제 응력-변형을 곡선을 이용하여 증분소성이론으로 구한 결과와 비교하여 Fig. 4~Fig. 6에 나타내었다. 전술한 바와 같이 J -적분과 하중선 변위값은 실제 응력-변형을 곡선을 이용한 증분소성이론과 R-O 상수를 이용한 변형소성이론으로 구하였다. 두 방법으로 구한 결과의 차이를 평가하기 위해 J -적분값과 하중선 변위의 차이를 다음과 같이 정의하였다.

$$E(\%) = \frac{J^{est} - J^{FE}}{J^{FE}} \times 100 \quad (11)$$

$$E(\%) = \frac{\Delta^{est} - \Delta^{FE}}{\Delta^{FE}} \times 100 \quad (12)$$

여기서, 상첨자 “est”와 “FE”는 각각 R-O 상수를 이용하여 변형소성이론으로 구한 결과와 실제 응력-변형을 곡선을 이용하여 증분소성이론으로 구한 결과를 의미한다. Fig. 4는 4가지 R-O 곡선 적합 방법으로 구한 결과의 차이를 무차원화된 하중의 함수로 나타낸 것이다. 하중을 무차원화하기 위해 평면 변형률인 경우에는 식 (6)이 사용되었으며, 평면 응력인 경우에는 식 (7)이 사용되었다. 3차원 해석인 경우에는 평면 응력 조건에 대한 식 (7)을 이용하여 하중을 무차원화하였다. 해석 결과는 $0.4 < P/P_0 < 1.2$ 의 경우에 대해서만 나타내었는데 그 이유는 다음과 같다. 먼저 하중이 작은 영역에서의 차이는 수치해석에서 발생할 수 있는 오차로 인해 큰 의미가 없다. 이 경우 ($P/P_0 < 0.4$), 소성의 영향은 매우 작으며 J -적분과 하중선 변위의 소성 성분은 유효 균열 길이(effective crack length)를 이용하여 계산할 수 있다. 또한 P/P_0 가 큰 영역은 일반적으로 크리프 균열 성장 실험이 수행되지 않는 영역이다. Fig. 4~Fig. 6에 나타난 바와 같이 Fit A와 Fit C로 결정된 R-O 상수로 구한 J -적분값과 하중선 변위값은 증분소성이론으로 구한 결과와 큰 차이를 보였으며, 그 차이는 약 300~400% 정도였다. 이와 같이 Fit A와 Fit C를 이용하여 결정된 R-O 상수를 크리프 균열 성장 실험의 소성 변위를 결정에 적용하면 J -적분과 하중선 변위를 매우 부정확하게 예측하므로 실험 결과가 부정확해질 수 있다. 따라서 Fit A와 Fit C는 크리프 균열 성장 실험에 적용하지 않는 것이 바람직하다.

반면 Fit B와 Fit D로 결정된 R-O 상수로 구한 J -적분과 하중선 변위는 상대적으로 정확하였으며, 그

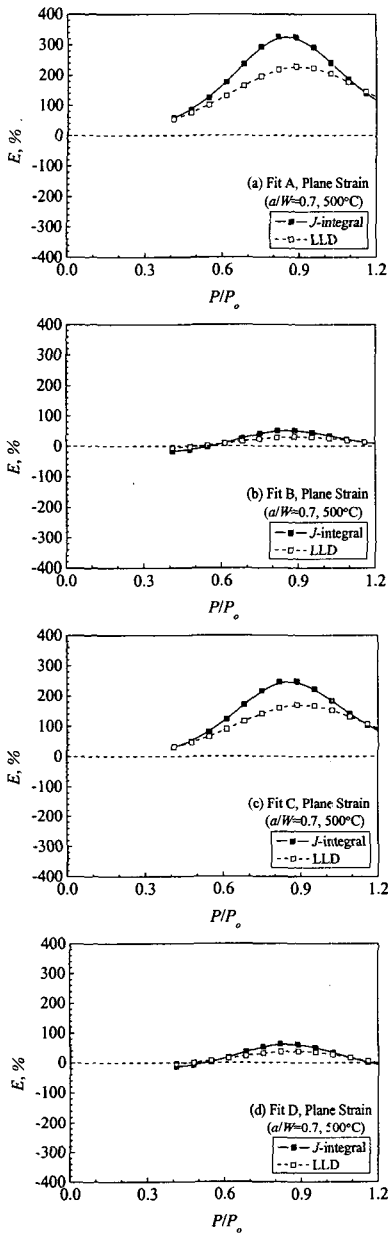


Fig. 5 Comparison of FE J and load line displacement values based on incremental plasticity using actual stress-strain data with those based on deformation plasticity using the four different R-O fits, for the $a/W=0.7$, plane strain and STS 316 at 500°C

차이는 약 80% 이내로 감소하였다. 따라서 크리프 균열 성장 실험의 소성 변위율을 예측하기 위해서는 Fit B와 Fit D를 적용하는 것이 바람직하다. 균열 길이와 재료의 가공경화거동이 계산된 J -적분과 하중선 변위에 미치는 영향은 Fig. 5와 Fig. 6에 나타내었으며, 전술한 바와 같은 경향을 보여주었다.

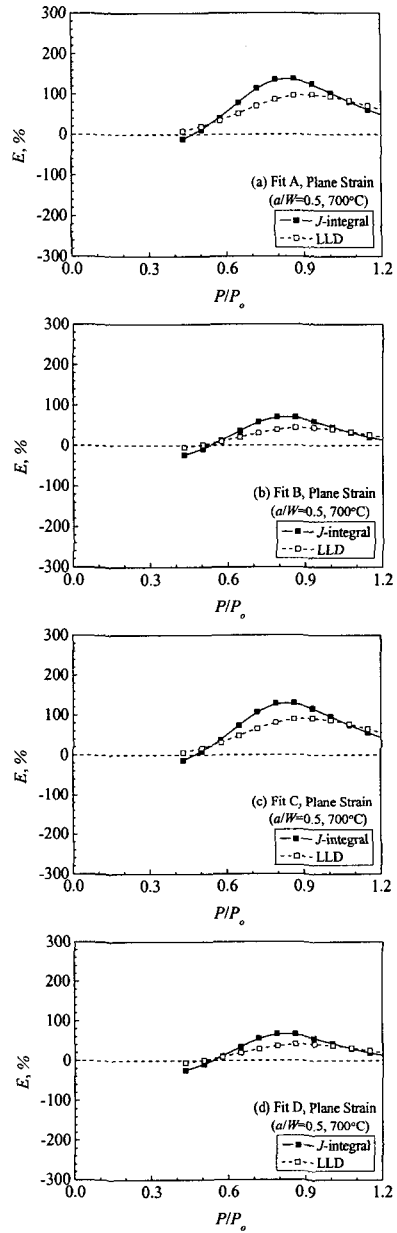


Fig. 6 Comparison of FE J and load line displacement values based on incremental plasticity using actual stress-strain data with those based on deformation plasticity using the four different R-O fits, for the $a/W=0.5$, plane strain and STS 316 at 700°C

5. 토 론

전술한 바와 같이 R-O 곡선 적합 방법에 따라 J -적분값과 하중선 변위 예측값은 크게 변할 수 있으며, 따라서 크리프 균열 성장 실험의 소성 변위를 결정 시에도 큰 영향을 미치게 된다. 본 논문에서

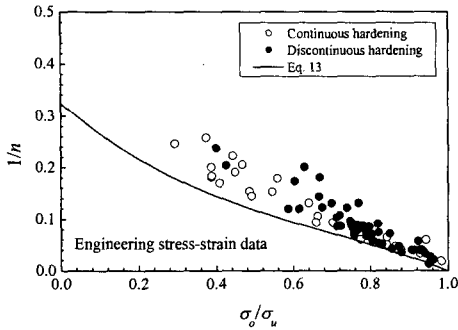


Fig. 7 Relations of σ_0/σ_u and n from engineering stress-strain data for various hardening materials

고려한 4가지 곡선 적합 방법 가운데 Fit B와 저자들이 최근에 제시한 Fit D가 비교적 정확한 계산 결과를 제시하는 것으로 나타났다. 비록 기존의 Fit B와 저자들이 제시한 Fit D가 크리프 균열 성장 실험에 적용가능하지만 Fit D는 Fit B에 비해 많은 장점을 가지고 있다. 먼저 Fit D는 R-O 상수를 구하기 위한 별도의 프로그램이나 상세 응력-변형률 데이터가 필요없으며 식 (9)와 식 (10)을 이용하여 쉽게 R-O 상수를 결정할 수 있다. 또 다른 장점은 Fit D의 기본 개념은 전체 응력-변형률 데이터는 존재하지 않으며 항복강도와 인장강도와 같은 제한된 인장물성치만이 존재하는 경우에도 쉽게 확대적용될 수 있다는 것이다. 만약 전체 응력-변형률 곡선이 아닌 제한된 인장물성치(항복강도와 인장강도)만이 존재하는 경우라면, 식 (9)에서는 입력 자료로 σ_0 만이 사용되므로 이 경우에도 α 는 쉽게 구할 수 있으며 n 값을 구하는 방법만 제시되면 된다. 전술한 바와 같이 정확한 비선형 파괴역학 해석을 위해서는 공칭응력-공칭변형률 곡선을 이용하여 n 을 결정하는 것이 바람직하다.

Fig. 7은 다양한 재료의 공칭응력-공칭변형률 곡선에 대한 곡선 적합으로 구한 $1/n$ 값^(19,20)을 나타낸 것이다. Fig. 7로부터 σ_0/σ_u 값을 이용하여 n 을 결정하기 위한 식을 다음과 같이 제시한다.

$$\frac{1}{n} = 0.324 - 0.666 \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_u} \right) + 0.660 \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_u} \right)^2 - 0.318 \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_u} \right)^3 \quad (13)$$

Fig. 7에 나타난 바와 같이 식 (13)으로 구한 $1/n$ 값은 공칭응력-공칭변형률로 구한 $1/n$ 값의 하한계이다. 이상으로부터 만약 재료의 항복강도와 인장강도만이 있을 경우에는 α 는 식 (9)로 구하고 n 은 식 (13)을 이용하여 구한다. 식 (9)과 식 (13)으로 구한 R-O 상수 결과(Fit E)도 Table 1에 함께 나타내었다. Fig. 4~Fig. 6에 나타낸 결과와 같이 Fit E로 구한 결과도 Fig. 8에 나타내었다. Fig. 8에 나타낸 바와 같이 Fit E로 예측한 결과는 그 차이가 약

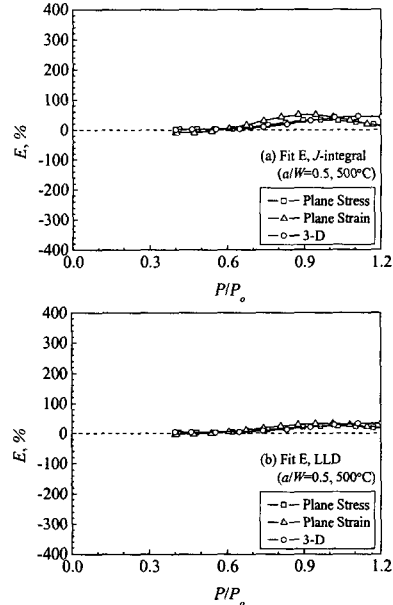


Fig. 8 Comparison of FE J and load line displacement values based on incremental plasticity using actual stress-strain data with those based on deformation plasticity using the Fit E, for the $a/W=0.5$ at 500°C

60% 이내였으며, Fit B나 Fit D와 비슷한 결과를 제시하였다. 만약 실험에 사용될 재료의 전체 응력-변형률 곡선이 없는 경우라면 Fit E가 매우 유용하게 적용될 수 있다.

본 논문에서는 해석 시 STS 316 스테인리스강만이 고려되었으나 고온에서는 Cr-Mo계의 강도 많이 사용된다. 일반적으로 STS 316 스테인리스강의 경우는 항복 이후부터 네킹(necking)이 발생하는 인장강도까지의 변형률 경화가 파단까지의 전체 응력-변형률 곡선의 대부분을 차지하지만 Cr-Mo계의 강도의 경우는 네킹이 발생한 이후에도 상당한 양의 변형이 발생한 후 파단된다. 즉 STS 316 스테인리스강과 Cr-Mo계 강은 네킹 이후의 변형 거동이 크게 다를 수 있다. 그러나 전술한 바와 같이 크리프 균열 성장 실험 시 필요한 J -적분과 하중선 변위의 소성 성분을 정확하게 구하기 위해서는 작은 변형률 영역에서 정확하게 R-O 곡선 적합이 수행되어야 한다. 본 논문에서 제시한 방법은 작은 변형률 영역의 곡선 적합에 주안점을 둔 것이기에 네킹 이후 거동의 차이는 중요하지 않으며 따라서 본 논문의 결과는 STS 316 스테인리스강뿐만 아니라 Cr-Mo계 강에도 적용될 수 있다.

6. 결론

본 논문에서는 R-O 곡선 적합 방법이 크리프 균열 성장 실험의 소성 변위를 결정에 미치는 영

항을 표준 C(T) 시편에 대한 2차원 및 3차원 탄소 성 유한요소해석으로 평가하였다. 이를 위해 4가지의 서로 다른 R-O 곡선 적합 방법이 적용되었으며 이를 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 기존에 사용되는 R-O 곡선 적합 방법 가운데 전체 진응력-진변형률 곡선을 이용하거나(Fit A), 0.1% 진변형률부터 $0.8\epsilon_u$ 까지의 구간을 이용하여 곡선 적합을 수행하는 경우(Fit C)는 J -적분이나 소성 변위 예측 결과가 매우 부정확하였으며, 따라서 크리프 균열 성장 실험의 소성 변위를 예측 시 매우 부정확한 결과를 나타낼 수 있다.

(2) 5% 변형률까지의 진응력-진변형률 곡선을 이용하여 곡선 적합을 수행하거나(Fit B), 저자들이 최근에 제시한 방법(Fit D)을 이용하면 J -적분과 하중선 변위를 정확하게 예측할 수 있으며, 따라서 크리프 균열 성장 실험 시 소성 변위를 상대적으로 정확히 구할 수 있다. 따라서 크리프 균열 성장 실험 시에는 작은 변형률 범위에서 정확하게 R-O 곡선 적합을 수행하는 이 두가지 방법을 적용하는 것이 바람직하다.

(3) 공칭응력-공칭변형률 곡선을 이용하여 R-O 곡선 적합을 수행하기 위해 저자들이 최근에 제시한 방법은 다양한 경우에 확대 적용될 수 있다. 항복강도와 인장강도와 같은 제한된 인장물성치가 존재하는 경우에 대해 확대 적용하여 제시한 R-O 곡선 적합 방법(Fit E)도 정확한 J -적분과 하중선 변위값을 제시하는 것으로 나타났으며, 따라서 크리프 균열 성장 실험의 소성 변위를 예측을 위해 적용될 수 있다.

후 기

본 논문은 과학기술부 지원으로 수행하는 원자력연구개발사업(원자력기초공동연구소)의 일환으로 수행되었습니다.

참고문헌

- (1) ASTM International, 1992, "Standard Test Method for Measurement of Creep Crack Growth Rates in Metals," ASTM Test Standard E1457-92.
- (2) Saxena, A., 1998, "Nonlinear Fracture Mechanics for Engineers," CRC Press.
- (3) Saxena, A., Han, J. and Banerji, K., 1988, "Creep Crack Growth Behavior in Power Plant Boiler and Steam Pipe Steels," *ASME Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 110, pp. 137~146.
- (4) Yoon, K.B., Saxena, A. and McDowell, D.L., 1992, "Influence of Crack-Tip Cyclic Plasticity on Creep-Fatigue Crack Growth," *Fracture Mechanics: Twenty-Second Symposium*, Vol. 1, ASTM STP 1131, pp. 367~392.
- (5) 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.
- (6) Kim, Y.J., Huh, N.S. and Kim, Y.J., 2001, "Effect of Lüders Strain on Engineering Crack Opening Displacement Estimations: Finite Element Study," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 24, pp. 617~624.
- (7) Rahman, S., Brust, F., Ghadiali, N. and Wilkowski, G., 1998, "Crack-Opening-Area Analyses for Circumferential Through-Wall Cracks in Pipes-Part II: Model Validation," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 75, pp. 375~396.
- (8) Webster, G.A. and Ainsworth, R.A., 1994, "High Temperature Component Life Assessment," Chapman & Hall, London.
- (9) Riedel, H., 1987, "Fracture at High Temperature," Springer-Verlag, Berlin.
- (10) Ainsworth, R.A., 1993, "The Use of a Failure Assessment Diagram for Initiation and Propagation of Defects at High Temperatures," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 16, pp. 1091~1108.
- (11) Ainsworth, R.A., Hooton, D.G. and Green, D., 1999, "Failure Assessment Diagrams for High Temperature Defect Assessment," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 62, pp. 95~109.
- (12) Fookes, A.J. and Smith, D.J., 2003, "The Influence of Plasticity in Creep Crack Growth in Steels," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 80, pp. 453~463.
- (13) Kumar, V., German, M.D. and Shih, C.F., 1981, "An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis," EPRI NP-1931.
- (14) Tada, H., 1973, "The Stress Analysis of Cracks Handbook," Paris Productions Inc.
- (15) Norris, D.M. and Chexal, B., 1987, "PICEP: Pipe Crack Evaluation Program," EPRI NP 3596-SR.
- (16) 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.
- (17) Kim, Y.J., Huh, N.S., Kim, Y.J., Choi, Y.H. and Yang, J.S., 2004, "On Relevant Ramberg-Osgood Fit to Engineering Nonlinear Fracture Mechanics Analysis," *ASME Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 126, pp. 277~283.
- (18) "ABAQUS User's manual," ABAQUS, Inc., 2003.
- (19) Kim, Y.J., 1998, "Note on Y/T vs. n for SINTAP Procedure: Continuous and Discontinuous Hardening," In: Document generated within Brite-Euram Project 1426-Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry - SINTAP.
- (20) 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.