

< 학술논문 >

DOI <http://dx.doi.org/10.3795/KSME-A.2015.39.9.851>

ISSN 1226-4873(Print)
2288-5226(Online)

탄성-소성-크리프 상태에서 SE(B) 시편의 천이크리프 $C(t)$ -적분 평가

이한상* · 제진호* · 김동준* · 김윤재**

* 고려대학교 기계공학부

Estimation of Transient Creep $C(t)$ -integrals for SE(B) Specimen Under Elastic-Plastic-Creep Conditions

Han-Sang Lee*, Jin-Ho Je*, Dong-Jun Kim* and Yun-Jae Kim**

* Dept. of Mechanical Engineering, Korea Univ.

(Received April 23, 2015 ; Revised June 22, 2015 ; Accepted June 24, 2015)

Key Words: Elastic-plastic-creep(탄성-소성-크리프), C -integrals(C 적분), Transient Creep(천이크리프), FE Analysis(유한요소해석), SEB Specimen(SEB 시편)

초록: 본 논문에서는 탄성-소성-2 차 크리프 상태에서 시간의존적 $C(t)$ 적분에 대해 평가하였다. Single-Edge-notched-Bend (SEB) 시편에 대해 유한요소 크리프 해석을 수행하였다. 천이 크리프에 대한 초기 소성의 영향을 연구하기 위해 다양한 초기 하중에 대해 고려하였다. 또한, 소성물성과 크리프 물성의 영향을 보기 위해 소성 경화 지수(m)과 크리프 지수(n)이 같은 경우와 다른 경우를 모두 고려하였다. 본 논문에서는 기존 식의 수정을 통해서 천이 크리프 상태에서의 $C(t)$ 적분의 새로운 예측 식을 제시하였다. 유한요소해석 결과와 비교를 통해서 제시된 수식의 타당성을 검증하였고, 소성 경화 지수(m)과 크리프 지수(n)이 같은 경우에만 적용할 수 있는 기존 예측 식을 보완하여 m 과 n 이 다른 경우에도 천이 크리프 상태에서 $C(t)$ 적분을 예측할 수 있는 식을 제시하였다.

Abstract: In this paper, we estimate the time-dependent $C(t)$ integrals under elastic-plastic-creep conditions. Finite-element (FE) transient creep analyses have been performed for single-edge-notched-bend (SEB) specimens. We investigate the effect of the initial plasticity on the transient creep by systematically varying the magnitude of the initial step load. We consider both the same stress exponent and different stress exponents in the power-law creep and plasticity to elastic-plastic-creep behavior. To estimate the $C(t)$ integrals, we compare the FE analysis results with those obtained using formulas. In this paper, we propose a modified equation to predict the $C(t)$ integrals for the case of creep exponents that are different from the plastic exponent.

- 기호설명 -

a : 균열 길이
 W : 시편 너비
 A : 소성 물성 상수
 B : 크리프 물성 상수
 D : 시간 $t=0$ 일 때 정규화된 열림 방향 응력(HRR field)
 F : 정상 크리프 상태에서 정규화된 열림 방향 응력(RR field)

C^* : 정상 크리프 상태에서 C -적분
 $C(t)$: 천이 크리프 상태에서 C -적분
 E : 탄성 계수
 ν : 푸아송 비
 $J(0)$: 시간 $t=0$ 일 때 초기 J -적분
 L_r : 하중의 상대적 크기
 m : 소성 경화 지수
 n : 크리프 지수
 t : 시간
 t_{red} : 재분배 시간
 τ : 정규화된 시간, t/t_{red}
 α : Ramber-Osgood 상수

† Corresponding Author, kimy0308@korea.ac.kr

σ, σ_0 : 응력, 항복 응력
 ε : 변형률

1. 서론

고온에서 작동되는 구조물의 수명평가를 위해서는 크리프(creep) 균열(crack) 성장에 대한 분석이 필요하다. 크리프 균열 성장은 균열 선단(crack-tip)의 응력과 변형률의 크기에 밀접한 관련이 있으며, 이러한 응력과 변형률은 정지(stationary) 균열 상태에서 크리프 파괴역학 변수인 $C(t)$ 로 특성화할 수 있다.⁽¹⁾ 정상 크리프 상태($t \rightarrow \infty$) 또는 광범위한 크리프 상태에서 $C(t)$ 값은 C^* 로 표기한다. 위의 매개변수는 엄밀히 정지 균열 상태에 대해서만 유효하지만, 균열 성장률이 작은 실제 상황에도 적절한 방법으로 사용된다.^(1,2)

소성역(plastic zone)이 작다면 시간 $t=0$ 일 때의 균열선단 응력장은 선형 파괴역학 매개변수, K 에 의해 특성화된다. 크리프 상태에서는 시간 $t \rightarrow 0$ 일 때 $C(t) \sim K^2/E'(n+1)t$ 의 관계를 가진다.⁽¹⁾ 초기 $C(t)$ 에 대한 평가식은 간단한 보간법으로부터 개발되었으며,⁽¹⁾ 후에 Ainsworth와 Budden⁽³⁾에 의해 $C(t)$ 로 정의되는 균열 선단의 응력장과 그에 부합하는 $J(t)$ 를 이용하여 재정의되었다. 그러나 이러한 K 기반 접근법은 균열 선단의 소성역이 광범위한 경우에는 유효하지 않다. 소성역이 광범위한 경우에 대해, Joch와 Ainsworth⁽⁴⁾는 천이 크리프 상태에서 초기 소성이 $C(t)$ 의 크기에 미치는 영향에 대한 연구를 발표하였다. 이 연구의 유한요소해석(finite element analysis) 결과는 소성 경화 지수(m)과 크리프 지수(n)이 같은 경우, $C(t)$ 의 크기가 초기 소성의 정도가 커질수록 감소하는 경향을 보여주었다. 또한, Fujioka와 Ainsworth⁽⁵⁾는 $m=n$, $m < n$ 인 경우에 대한 $C(t)$ 의 예측에 대한 근사식을 제시하였다. Kim⁽⁶⁾은 이 결과를 바탕으로 $m=n$ 인 경우에 대해 수식에서 크리프 지수 n 을 바꾸는 방법을 통하여 개선된 예측식을 제시하였다. 이와 같이 많은 $C(t)$ 평가식이 제시되었지만 대부분 $m=n$ 인 경우에 대한 평가식이다. 하지만 실제 산업에서 사용되는 재료는 m 과 n 이 같은 경우보다 다른 경우가 대부분이기 때문에 $m \neq n$ 인 경우에 대한 명확한 $C(t)$ 평가법이 필요하다.

본 논문에서는 천이크리프 상태에서 $C(t)$ 평가를 위해 기존의 근사식⁽³⁾을 개선하여 새로운 식을 제시하였다. 제시된 식의 타당성 검증은 위하여 Single-Edge-notched-Bend(SEB) 시편에 대해 2차원

유한요소 탄성-소성-크리프 해석을 수행하였고, 이를 제시된 수식과 비교하였다. 탄성-소성-2차 크리프 거동에서 $m=n$ 인 경우뿐만 아니라, $m \neq n$ 인 경우도 고려하였다.

추후 이 결과를 바탕으로 천이 크리프 상태에서의 균열 선단 응력장을 예측하는 방법을 제시할 예정이다.

2. 유한요소해석

2.1 형상

본 연구에서는 Single-Edge-notched-Bend(SEB) 시편 한 가지에 대해 연구를 하였고, 이를 Fig. 1에 나타내었다. 시편 두께 W 의 치수는 $W=50\text{mm}$ 이고, 시편의 상대적인 균열 길이는 $a/W=0.5$ 를 고려하였다.

2.2 재료물성

등방성 탄성-소성 재료를 고려하였고, 재료물성은 아래 식 (1)과 같은 power-law를 통해서 특성화된다.

$$\begin{aligned} \varepsilon &= \varepsilon^e + \varepsilon^p = \frac{\sigma}{E} + \alpha \varepsilon_0 \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^m \quad \text{with } \alpha = \frac{0.002E}{\sigma_0}; \varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E} \\ &= \frac{\sigma}{E} + A\sigma^m \end{aligned} \quad (1)$$

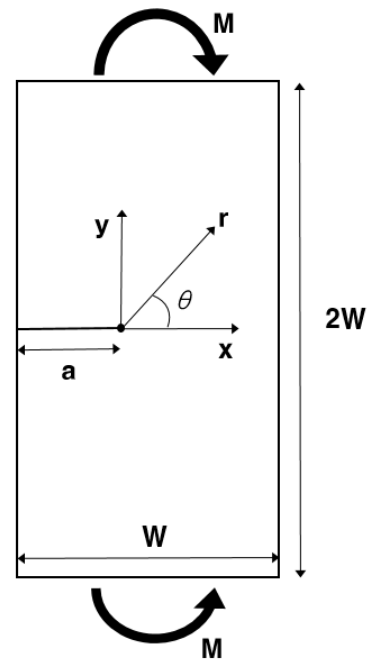


Fig. 1 Specimen consider in this work, schematic: SEB

여기서 ε^e 와 ε^p 는 탄성, 소성 변형률을 나타내고, A 와 m 은 소성 재료 상수이다. 일반적인 Steel 재료의 물성으로 가정하여, 탄성 물성으로는 탄성 계수 $E=200\text{GPa}$, 푸아송 비 $\nu=0.3$ 을 사용하였다. 소성 물성으로는 항복강도를 $\sigma_0=300\text{MPa}$ 로 가정하고, 소성 경화 지수 m 은 $m=5, 10$ 두 값을 고려하였다.

크리프 물성은 아래 식 (2)와 같은 power-law creep 으로 가정하였다.

$$\dot{\varepsilon}^c = B\sigma^n \quad (2)$$

여기서 B 와 n 은 재료물성이다. 크리프 지수 n 은 소성 경화 지수와 같이 $n=5, 10$ 두 값을 고려하였다. 이와 관련된 크리프 상수 B 는 기존 문헌을 참고하여⁽¹⁴⁾ $n=5$ 일 때 $B=3.2 \cdot 10^{-15}$, $n=10$ 일 때 $B=3.2 \cdot 10^{-25}$ 으로 가정하였다.

2.3 초기 하중 크기

초기 소성이 천이 크리프에 미치는 영향을 보기 위해 초기 하중의 크기를 변화시켰다. 초기 하중의 형상 의존성은 균열이 존재하는 형상의 단위 두께당 소성 한계하중(M_L)에 의한 정량화를 통해서 없앨 수 있다. SEB 시편의 소성 한계하중은 Webster 와 Ainsworth⁽⁷⁾를 통해서 제시되었고, 식은 아래와 같다.

$$M_L = \frac{1.261}{2\sqrt{3}} B(W-a)^2 \sigma_0 \quad \text{for SEB} \quad (3)$$

한계하중과 작용하중의 비인 L_r 은 아래와 같다.

$$L_r = \frac{M}{M_L} = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_0} \quad (4)$$

본 논문에서는 SEB 시편에 대해서 세 값의 L_r 을 적용하였다: $L_r=0.5$ 소성역이 작은 경우; $L_r=0.8$ 소성역을 포함하는 경우; $L_r=1.0$ 광범위한 소성역이 존재하는 경우.

2.4 유한요소해석

SEB 시편에 대해서 상용 프로그램 ABAQUS⁽⁸⁾를 이용하여 탄성-소성-크리프 유한요소해석을 수행하였다. 소변형(small deformation) 조건을 사용하였고, 비압축성에 수반되는 문제점을 해결하기 위해 ABAQUS 의 eight-noded plane strain element with reduced integration(CPE8R)을 사용하였다.

Fig. 2 에 본 연구에서 사용된 SEB 시편의 유한요소망을 나타내었다. 사용된 절점(node)과 요소

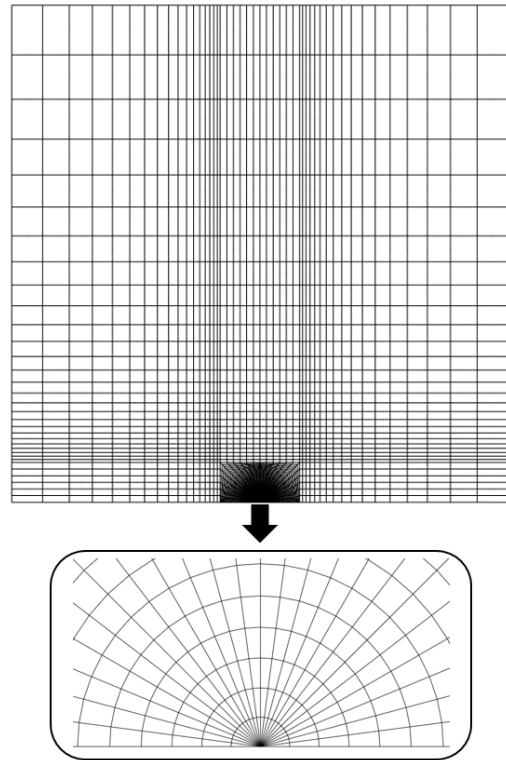


Fig. 2 FE mesh used for SEB specimen

(element)의 수는 각각 14055, 4542 개이다. 균열 선단은 쐐기 요소(wedge element)를 사용하여 묘사하였다. 천이 크리프 상태에서 정확한 $C(t)$ 적분의 계산하기 위해 균열선단 부근에 조밀한 요소망을 사용하였다. 균열 선단 요소의 유효성은 3 장에서 설명하겠다. 균열 선단에서의 요소를 충분히 사용했다면, $C(t)$ 의 값은 ABAQUS 를 이용하여 균열 선단 두 번째 contour 에서 간단히 결정할 수 있다⁽⁹⁾($C(t)$ 에 대한 정의는 참고문헌⁽³⁾에 나와 있다).

3. $C(t)$ 평가

3.1 요소 민감도(탄성-크리프 해석)

ABAQUS 에서 $C(t)$ 를 산출하기 위한 균열선단 요소망의 타당성을 검증하기 위해 매우 짧은 시간에서의 $C(t)$ 거동을 평가하였다. SEB 시편에 대해 탄성-크리프 유한요소 해석을 수행하였다. Riedel⁽¹⁾의 참고문헌에 따르면 매우 짧은 시간($t \rightarrow 0$)에서 탄성-크리프 $C(t)$ 는 아래와 같은 값으로 접근해야 한다.

$$C(t) \rightarrow \frac{K^2(1-\nu^2)}{(n+1)Et} = \frac{J(0)}{(n+1)t} \quad (5)$$

여기서 $J(0)$ 는 $t=0$ 에서 탄성 J 값을 나타낸다. 재

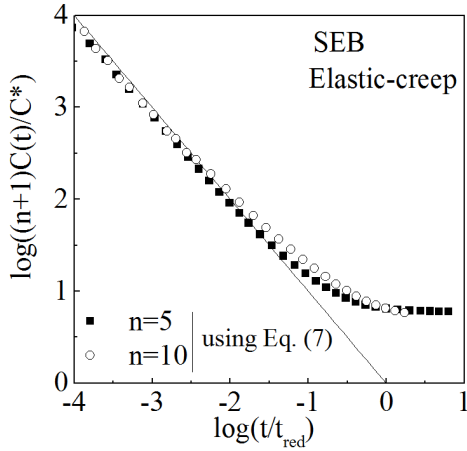


Fig. 3 Variation of $C(t)/C^*$ from elastic-creep FE calculations with normalized time

분배 시간 t_{red} 는 식 (6)과 같이 정의된다.

$$t_{red} = \frac{J(0)}{C^*} \tag{6}$$

매우 짧은 시간일 때 식 (5)와 (6)을 결합하면 아래와 같이 표현할 수 있다.

$$\log \left[(n+1) \frac{C(t)}{C^*} \right] \approx \log \left[\frac{t_{red}}{t} \right] \tag{7}$$

Figure 3 에서 식 (7)을 이용한 유한요소해석 결과를 나타내었다. 이 결과는 본 연구에서 사용한 유한요소망은 시간 $t/t_{red}=10^4$ 까지 정확한 $C(t)$ 를 계산할 수 있다는 사실을 보여주었다.

3.2 $C(t)$ 평가식

탄성-크리프 상태에서 Ehlers 와 Riedel⁽¹⁰⁾은 식 (5)의 단기 크리프 상태의 $C(t)$ 값과 장기 크리프에서의 값인 C^* 를 이용하여 $C(t)$ 에 대한 근사식을 아래와 같이 제시하였다.

$$\frac{C(t)}{C^*} = 1 + \frac{1}{(n+1)} \frac{t_{red}}{t} = 1 + \frac{1}{(n+1)\tau} \tag{8}$$

여기서 τ 는 재분배 시간으로 정규화된 시간으로, 정의는 아래와 같다.

$$\tau = \frac{t}{t_{red}} \tag{9}$$

후에 Ainsworth 와 Budden⁽³⁾은 $C(t)$ 에 의해 정의 되는 균열선단의 응력장과 그에 부합하는 $J(t)$ 를 이용하여 다른 근사식을 아래와 같이 제시하였다.

$$\frac{C(t)}{C^*} = \frac{(1+\tau)^{n+1}}{(1+\tau)^{n+1} - 1} \tag{10}$$

탄성-소성-2 차 크리프 상태에 대해서는 Joch 와 Ainsworth⁽⁴⁾는 초기 소성이 $C(t)$ 에 미치는 영향을 고려한 인자 ϕ 를 도입하여 식(10)을 확장시켰다. 소성 경화 지수 m 과 크리프 지수 n 이 같은 경우 인자 ϕ 는 아래와 같이 정의된다.

$$\phi = 1 - \frac{AC^*}{BJ(0)} \tag{11}$$

여기서 $J(0)$ 는 $t=0$ 에서 탄성-소성 J 값을 나타낸다. A 와 B 는 각각 소성, 크리프 재료 상수이다. $C(t)$ 평가식은 아래와 같다.

$$\frac{C(t)}{C^*} = \frac{(1+\tau)^{n+1}}{(1+\tau)^{n+1} - \phi} \tag{12}$$

본 논문에서는 균열선단 응력장을 이용하여 인자 ϕ 를 수정함으로써 $C(t)$ 를 평가하는 새로운 식을 제시하였다. 인자 ϕ 를 수정하기 위해 탄성-소성 상태에서 균열 선단 응력장을 나타내는 HRR fields^(11,12)와 정상 크리프 상태에서 균열 선단 응력장을 나타내는 RR fields⁽¹³⁾를 사용하였다. HRR fields 와 RR fields 는 각각 식 (13), (14)에 나타내었다.

$$D = \frac{\sigma_{yy}}{\sigma_o} = \left[\frac{J(0)}{\alpha I_m \sigma_o \epsilon_o r} \right]^{1/m+1} \tilde{\sigma}_{yy}(m, \theta_{=0}): \text{HRR}_{(t=0)} \tag{13}$$

여기서 D 는 시간 $t=0$ 일 때 항복 강도로 정규화된 균열 선단의 열림 방향 응력을 나타낸다. r 과 θ 는 Fig. 1 에서 볼 수 있듯이 균열 선단에서의 극 좌표계 위치를 나타낸다. α 는 재료 상수이고, I_m 과 $\tilde{\sigma}_{yy}(m, \theta_{=0})$ 는 소성 경화 지수 m 에 따른 무차원 상수이다.

$$F = \frac{\sigma_{yy}}{\sigma_o} = \left[\frac{C^*}{I_n \sigma_o \dot{\epsilon}_o r} \right]^{1/n+1} \tilde{\sigma}_{yy}(n, \theta_{=0}): \text{RR}_{(t \rightarrow \infty)} \tag{14}$$

여기서 F 는 시간 $t \rightarrow \infty$ (steady state creep) 일 때 항복 강도로 정규화된 균열 선단의 열림 방향 응력을 나타낸다. I_n 과 $\tilde{\sigma}_{yy}(n, \theta_{=0})$ 는 크리프 지수 n 에 따른 무차원 상수이다.

본 논문에서 제시된 $C(t)$ 평가 식은 아래와 같은 과정으로 도출하게 되었다.

먼저 식 (12)에 $1/(n+1)$ 지수 승을 한다.

$$\left[\frac{C(t)}{C^*} \right]^{1/n+1} = \frac{(1+\tau)}{\left[(1+\tau)^{n+1} - \phi \right]^{1/n+1}} \tag{15}$$

다음으로 식 (15)와 식 (14)를 곱하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{yy}}{\sigma_o} &= \left[\frac{C(t)}{I_n \sigma_o \dot{\epsilon}_o r} \right]^{n+1} \tilde{\sigma}_{yy}(n, \theta=0) \\ &= \frac{F(1+\tau)}{\left[(1+\tau)^{n+1} - \phi \right]^{n+1}} \end{aligned} \quad (16)$$

위의 식 (16)은 천이 크리프 상태에서 균열 선단 응력장을 나타내는 RR field 이다. 그러므로 위의 식 (16)은 매우 작은 시간($t \rightarrow 0$)에서 식 (13)인 D 값으로 접근하고, 정상 상태($t \rightarrow \infty$)에서 식 (14)인 F 값으로 접근한다고 가정할 수 있다. 이를 만족하도록 인자 ϕ 를 바꾸면 아래와 같다.

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{yy}}{\sigma_o} &= \left[\frac{C(t)}{I_n \sigma_o \dot{\epsilon}_o r} \right]^{n+1} \tilde{\sigma}_{yy}(n, \theta=0) \\ &= \frac{F(1+\tau)}{\left[(1+\tau)^{n+1} - \left(1 - \left(\frac{F}{D} \right)^{n+1} \right) \right]^{n+1}} \end{aligned} \quad (17)$$

마지막으로 식 (17)을 식 (14)로 나눈 후, $(n+1)$ 지수승을 하면 아래와 같이 된다.

$$\frac{C(t)}{C^*} = \frac{(1+\tau)^{n+1}}{(1+\tau)^{n+1} - \phi'} \quad \text{with} \quad \phi' = 1 - \left(\frac{F}{D} \right)^{n+1} \quad (18)$$

식 (18)은 본 논문에서 새롭게 제시된 $C(t)$ 평가식을 나타내고 있다. 만약 소성 경화 지수 m 과 크리프 지수 n 이 같다면, 식 (18)에서 새로운 인자 ϕ' 는 Joch 와 Ainsworth⁽⁴⁾에 의해 제시된 인자인 식 (11)과 동일하다. 이는 본 논문에서 제시된 평가 식의 타당성을 보여주었다.

3.3 탄성-소성-크리프 유한요소해석 결과

탄성-소성 유한요소해석을 통한 $t=0$ 에서 J 적분인 $J(0)$ 값을 Table 1 에 나타내었다. 또한, 탄성-소성-크리프 유한요소해석을 통한 정상크리프($t \rightarrow \infty$) 상태에서 C 적분인 C^* 값을 Table 2 에 나타내었다. 식 (18)에서 천이 크리프 상태에서 $C(t)$ 평가를 위해 필요한 인자인 ϕ' 를 계산하기 위해 Table 1 과 Table 2 의 $J(0)$ 와 C^* 값을 식 (13)과 식 (14)에 대입하여 계산하였고, 이를 Table 3 에 표시하였다. 먼저 $m=n$ 인 경우에는 기존의 $C(t)$ 평가식인 식 (12)는 본 논문에서 제시된 식 (18)과 동일하고, 그 식과 탄성-소성-크리프 유한요소해석 결과를 Fig. 4 의 (a)와 (b)에 비교하였다. 하지만 $m \neq n$ 인

경우 기존의 평가식인 식 (12)를 사용하면 인자 ϕ 의 범위가 $0 \leq \phi \leq 1$ 에서 구할 수 없기 때문에 기존의 평가식으로는 $C(t)$ 를 예측할 수가 없다. 반면 본 논문에서 제시된 식 (18)을 이용하면 Table 3 에서 볼 수 있듯이 인자 ϕ' 의 값을 구할 수가 있다. 이를 이용한 $C(t)$ 평가식과 유한요소해석 결과를 Fig. 4 의 (c)와 (d)에 비교하였다. 결과를 보면 $m=n$ 인 경우뿐만 아니라, $m \neq n$ 인 경우에서도 본 논문에서 제시된 식을 통해서 천이 크리프 상태에서 $0.01 < t/t_{red} < 10$ 범위에서 $C(t)$ 를 최대 50%, 평균 13% 오차로 예측하였다.

Table 1 Values of $J(0)$ in Eq. (13) from FE results

	$J(0)$ (MPa · mm)		
	L_r		
	0.5	0.8	1.0
$m=n=5$	6.03	20.20	42.40
$m=n=10$	5.67	17.92	42.39
$m=5, n=10$	6.03	20.20	42.40
$m=10, n=5$	5.67	17.92	42.39

Table 2 Values of C^* in Eq. (14) from FE results

	C^* (MPa · mm/h)		
	L_r		
	0.5	0.8	1.0
$m=n=5$	1.06	17.85	68.07
$m=n=10$	6.84	1203	14001
$m=5, n=10$	6.84	1203	14001
$m=10, n=5$	1.06	17.85	68.07

Table 3 Values of ϕ' in Eq. (18) at $r/a=0.015$

	ϕ'		
	L_r		
	0.5	0.8	1.0
$m=n=5$	0.955	0.773	0.587
$m=n=10$	0.999	0.929	0.650
$m=5, n=10$	0.999	0.977	0.930
$m=10, n=5$	0.954	0.582	0.004

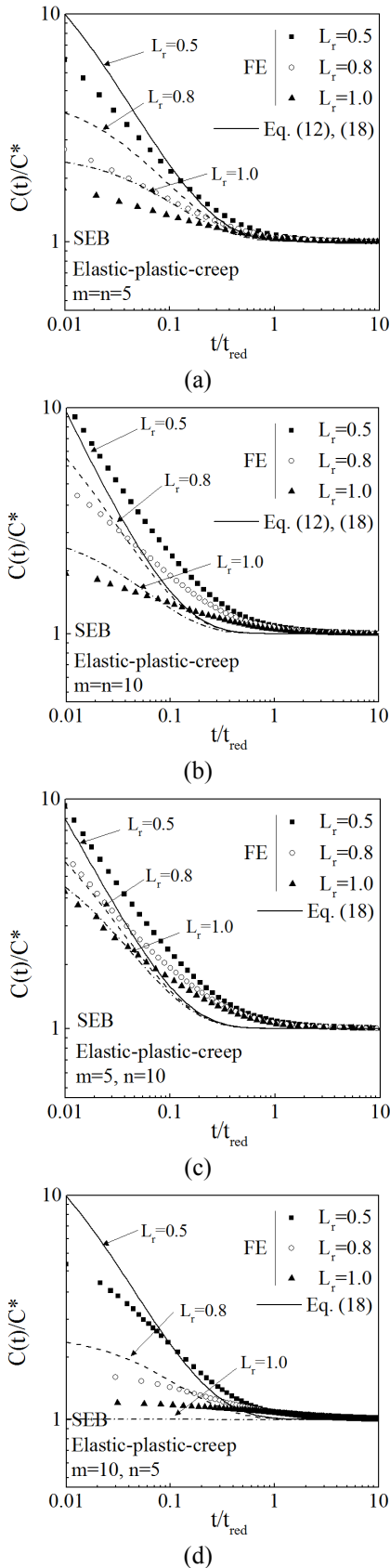


Fig. 4 Variation of $C(t)/C^*$ for the case of elastic-plastic-creep with different values of L_r : (a) $m=n=5$, (b) $m=n=10$, (c) $m=5, n=10$, and (d) $m=10, n=5$

4. 결론

천이 크리프 상태에서 $C(t)$ 를 평가하기 위해 SEB 시편에 대해서 천이 크리프에 대한 유한요소 해석을 수행하였다. 먼저 탄성-크리프 해석 결과와 기존 문헌과의 비교를 통해서 본 연구에서 사용된 유한 요소망의 유효성을 보였다. 탄성-소성-크리프 해석 시에는 소성 경화 지수 m 과 크리프 지수 n 이 같은 경우와 다른 경우를 모두 고려하였다. 또한, 초기 소성의 영향을 보기 위해 세 값의 하중 크기를 고려하였다. 초기 천이 크리프 상태부터 정상 크리프 상태까지의 전체 구간에 대해서 유한요소 해석을 통하여 구한 $C(t)$ 값과 본 논문에서 제시된 $C(t)$ 평가식을 비교하였다. 그 결과 본 논문에서 제시된 $C(t)$ 평가식을 통해서 $m=n$ 인 경우뿐만 아니라 $m \neq n$ 인 경우에서도 $0.01 < t/t_{red} < 10$ 범위에서 $C(t)$ 를 최대 50%, 평균 13% 오차로 예측하였다. 비록 SEB 한 형상에 대해서만 연구가 수행되었지만, 본 연구는 천이 크리프 상태에서의 $C(t)$ 를 평가하는데 명확한 지표를 제시했다고 생각한다. 추후 이 결과를 바탕으로 천이 크리프 상태에서의 균열 선단 응력장을 예측하는 방법을 제시할 예정이다.

후 기

이 논문은 2013년도 미래창조과학부의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구입니다. (NFR-2013M2B2A9A03051295, NRF-2013M2A7A1076396, NRF-2013M2B2B1075733)

참고문헌 (References)

- (1) Riedel, H., 1987, *Fracture at High Temperature*, Springer-Verlag, Berlin.
- (2) Ainsworth, R. A., 1982, "Some Observations on Creep Crack Growth," *International Journal of Fracture Mechanics*, Vol. 20, No. 2, pp. 147~159.
- (3) Ainsworth, R. A. and Budden, P. J., 1990, "Crack Tip Fields Under Non-Steady Creep Conditions-I. Estimates of the Amplitudes of the Fields," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 13, No. 3, pp. 263~276.
- (4) Joch, J. and Ainsworth, R. A., 1992, "The Effect of Geometry on the Development of Creep Singular Fields for Defects Under Step-Load Controlled Loading," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 15, No. 3, pp. 229~240.

- (5) Fujioka, T. and Ainsworth, R. A., 2000, "A Simplified Estimation Method of a Crack Propagation Parameter in Non-Steady Creep," *ASME PVP Conference*, Seattle, Vol. 412, pp. 75~81.
- (6) Kim, Y. J., Dean, D. W. and Budden, P. J., 2001, "Finite Element Analysis to Assess the Effect of Initial Plasticity on Transient Creep for Defects Under Mechanical Loading," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 78, No. 11-12, pp. 1021~1029.
- (7) Webster, G. A. and Ainsworth, R. A., 1994, *High Temperature Component Life Assessment*, CHAPMAN&HALL, UK.
- (8) ABAQUS version 6. 13., 2013, *User's Manual*, Inc. and Dassault Systems.
- (9) Kim, Y. J., 1999, "Evaluation of Time Dependent Contour Integrals (J and C) in Creep: Comparison of ABAQUS and BERSAFE Results," *British Energy Generation Ltd*, Report EPD/GEN/REP/0500/99.
- (10) Ehlers, R. and Riedel, H., 1981, "A Finite Element Analysis of Creep Deformation in a Specimen Containing a Macroscopic Crack," *ICF5*, France, Vol. 2, pp. 691~708.
- (11) Hutchinson, J. W., 1968, "Singular Behavior at the End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, pp. 13~31.
- (12) Rice, J. R. and Rosengren, G. F., 1968, "Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, pp. 1~12.
- (13) Riedel, H. and Rice, J. R., 1980, "Tensile Cracks in Creeping Solids," *American Society for Testing and Materials*, Philadelphia, pp. 112~130.
- (14) Han, J. J., Kim, Y. J., Jerng, D. W., Nikbin, K. and Dean, D., 2014, "Quantification of Creep Stresses Within HAZ in Welded Branch JUNCTIONS," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 38, No. 1, pp. 113~124.