

탄성-소성-크리프 상태에서 SE(B) 시편의 천이크리프 균열 선단 응력장 평가

이한상* · 제진호* · 김동준* · 김윤재*†

* 고려대학교 기계공학부

Estimation of Transient Creep Crack-tip Stress Fields for SE(B) specimen under Elastic-Plastic-Creep Conditions

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

* Department of Mechanical Engineering, Korea Univ.

(Received May 6, 2015 ; Revised June 24, 2015 ; Accepted June 28, 2015)

Key Words: Elastic-Plastic-Creep(탄성-소성-크리프), Crack-Tip Stress Fields(균열 선단 응력장), Transient Creep(천이크리프), FE Analysis(유한요소해석), SEB Specimen(SEB 시편)

초록: 본 논문에서는 탄성-소성-크리프 상태에서 시간의존적 균열 선단 응력장을 평가하기 위해 Single-Edge-notched-Bend (SEB) 시편을 사용하여 유한요소 크리프 해석을 수행하였다. 천이크리프의 초기소성 영향을 조사하고자 다양한 초기하중을 대해 고려하였으며, 또한 소성물성과 크리프 물성의 영향을 조사하기 위해 소성 경화 지수(m)과 크리프 지수(n)이 같은 경우와 다른 경우를 모두 고려하였다. 결과로서, 기존 식의 수정을 통해서 천이크리프 상태에서의 균열 선단 응력장의 예측 식을 제안하였으며, 유한요소해석 결과와 비교를 통해서 제시된 수식의 타당성을 검증하였다. 그리고 m 과 n 이 같은 경우뿐만 아니라 m 과 n 이 다른 경우에도 천이크리프 상태에서 균열 선단 응력장을 예측 할 수 있는 식을 제안하였다.

Abstract: This paper estimates the time-dependent crack-tip stress fields under elastic-plastic-creep conditions. We perform Finite-Element (FE) transient creep analyses for a Single-Edge-notched-Bend (SEB) specimen. 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 exponent in the power-law creep and plasticity to determine the elastic-plastic-creep behaviour. To estimation of the crack-tip stress fields, we compare FE analysis results with those obtained numerically formulas. In addition, we propose a new equation to predict the crack-tip stress fields when the creep exponent is 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 열립 방향 응력(Modified boundary layer analysis)
 F : 정상크리프 상태에서 정규화된 열립

방향 응력(RR field)

C^* : 정상크리프 상태에서 C -적분
 $C(t)$: 천이크리프 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, t_{red} : 시간, 재분배 시간
 τ : 정규화된 시간, $=t/t_{red}$

† Corresponding Author, kimy0308@korea.ac.kr

| | |
|----------------------------------|--|
| a | : Ramber-Osgood 상수 |
| σ, σ_0 | : 응력, 항복 응력 |
| σ_{ref} | : 참조응력, $=\sigma_0 L_r$ |
| $\varepsilon, \dot{\varepsilon}$ | : 변형률, 변형률 속도($=B\sigma^n$) |
| $\dot{\varepsilon}_{ref}$ | : σ_{ref} 에 해당하는 변형률 속도($=B\sigma_{ref}^n$) |
| M, M_L | : 굽힘 하중, 한계 굽힘 하중 |
| K_I | : 응력 확대 계수 |
| r | : 균열 선단으로부터 거리 |
| θ | : 균열 진전방향으로부터 각도 |
| I_n, I_m | : HRR, RR fields 무차원 상수 |
| $\tilde{\sigma}_{yy}$ | : HRR, RR fields 무차원 상수 |

1. 서 론

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 있다⁽¹⁾. 이러한 응력 평가를 위해 다양한 방법들이 제안되었고, 제안된 대부분의 방법들은 균열 선단 응력장을 특정짓게 되는 파괴역학 매개변수(fracture mechanics parameter, K, J, C^*)를 주요한 인자로 사용하였다. 선형 탄성 파괴역학(linear elastic fracture mechanics)은 균열 선단의 소성역(plastic zone)이 매우 작다고 가정하여 완성되었으며, 선형 파괴역학 변수 K 가 제안되었다. 이에 균열 선단에서의 항복에 대하여 보정하는 이론들이 Irwin,⁽²⁾ Dugdale,⁽³⁾ Barenblatt,⁽⁴⁾ Wells⁽⁵⁾에 의하여 개발되었다. 그러나 이러한 방법은 선형 탄성 파괴역학의 확장에 불과하며, 만약 균열 선단 부근에서 소성역이 광범위하게 발생할 경우인 탄성-소성 파괴역학(elastic plastic fracture mechanics)에는 적용하기 불가능하다. Rice⁽⁶⁾는 인성이 큰 재료의 균열 선단에서 거동을 특성화하는 파괴역학 변수 J 를 제안하였다. 이를 이용하여 Hutchinson,⁽⁷⁾ Rice와 Rosengren⁽⁸⁾은 균열 선단의 응력장인 HRR fields를 규명하였다. 시간의존적 파괴역학(time-dependent fracture mechanics)에 대한 균열 선단의 응력장은 Riedel과 Rice⁽⁹⁾에 의해 HRR field에서 파괴역학 변수 J -적분을 크리프 파괴역학 변수 $C(t)$ -적분으로 대체함으로써 규명되었으며 이를 RR fields라고 명명하였다. 여기서 정상크리프 상태($t \rightarrow \infty$) 또는 광범위한 크리프 상태에서 $C(t)$ 값을 C^* 로 표기한다. 이와 같이 균열 선단의 응력장은 선형 탄성 파괴역학, 탄성-소성 파괴역학, 시간의존적 파괴역학에 대해서 규명이 되었다. 그 중 고온에서 작동되는 구조물의 수명평

가를 위한 천이크리프 상태에서 균열 선단 응력장의 기존 연구들은 파괴역학 변수인 $C(t)$ -적분으로만 규명되어있으며, 시간에 따른 응력장을 나타내지 못한다. 또한, 탄성-크리프 상태를 기본으로 하고 있으며, 탄성-소성-크리프 상태에서는 소성 경화 지수(m)과 크리프 지수(n)이 같거나, 소성 경화 지수가 크리프 지수보다 작을 때에만 해당한다. 하지만 실제 산업에서 사용되는 재료는 m 과 n 이 같은 경우보다 다른 경우가 대부분이고, $m > n$ 인 경우도 많이 때문에 이에 대한 명확한 균열 선단 응력장 평가법이 필요하다.

본 논문에서는 천이크리프 상태에서 균열 선단 응력장 평가를 위해 기존의 응력장 식^(9,14)과 $C(t)$ 평가 식⁽¹⁰⁾을 활용하여 새로운 식을 제시하였다. 제시된 식은 시간에 따른 균열 선단 응력장을 규명하였다. 제시된 식의 타당성 검증을 위하여 Single-Edge-notched-Bend(SEB) 시편에 대해 2차원 유한요소 탄성-소성-크리프 해석을 수행하였고, 이를 제시된 수식과 비교하였다. 탄성-소성-크리프 거동에서 $m=n$ 인 경우뿐만 아니라, $m \neq n$ 인 경우도 고려하였다.

추후 이 결과를 바탕으로 탄성-소성-크리프 상태에서의 구속효과를 고려한 균열 선단 응력장에 대한 평가법을 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 식 (1)과 같은 power-law를 통해서 특성화된다.

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

여기서 ε^e 와 ε^p 는 탄성, 소성 변형률을 나타내고, A 와 m 은 소성 재료 상수이다. 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.

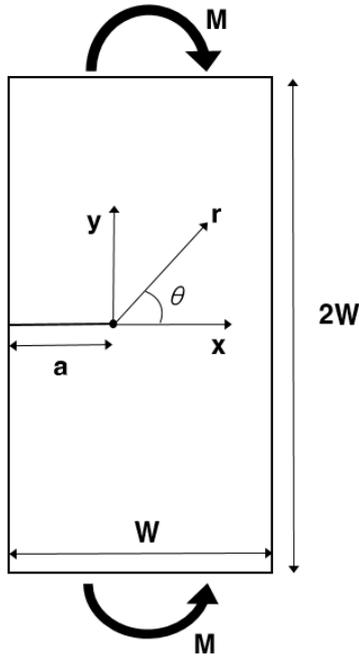


Fig. 1 Schematic SEB specimen considered in this work

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

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

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⁽¹⁵⁾ $n=5$ 일 때 $B=3.2 \cdot 10^{-15}$, $n=10$ 일 때 $B=3.2 \cdot 10^{-25}$ 으로 가정한다.

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⁽¹¹⁾를 통해서 제시되었고, 식은 아래와 같다.

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

한계하중과 작용하중의 비인 L_r 은 아래와 같다.

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

본 논문에서는 SEB 시편에 대해서 세 값의 L_r 을

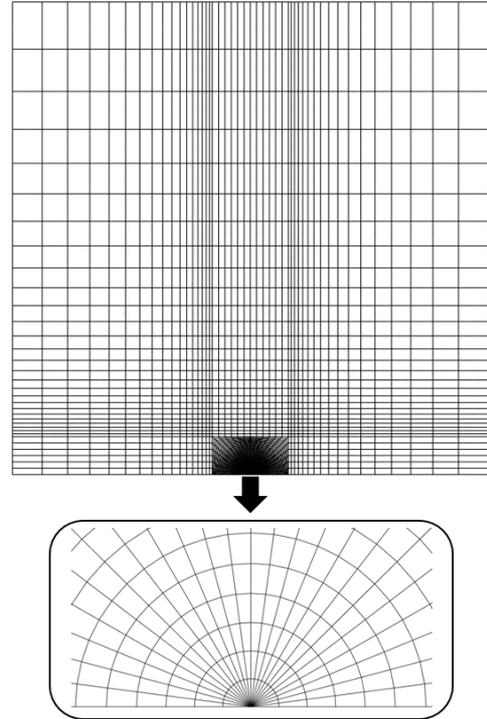


Fig. 2 FE mesh used for SEB specimen

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

상용 프로그램 ABAQUS⁽¹²⁾를 이용하여 탄성-소성-크리프 유한요소해석을 수행하였고, 소변형(small deformation) 조건을 사용하였다. 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(element)의 수는 각각 14055, 4542 개 이다. 균열 선단은 쐐기 요소(wedge element)를 사용하여 묘사하였다. 천이크리프 상태에서 정확한 응력장을 계산하기 위해 균열선단 부근에 조밀한 요소망을 사용하였다. 균열 선단에서의 요소를 충분히 사용했다면, $C(t)$ -적분 값은 ABAQUS 를 이용하여 균열 선단 두 번째 contour 에서 간단히 결정할 수 있다.⁽¹³⁾ ($C(t)$ 에 대한 정의는 참고문헌⁽¹⁰⁾에 나와 있다)

3. 탄성-소성 균열 선단 응력장($t=0$)

3.1 기준 응력장(수정경계층 해석)

탄성-소성 상태에서의 균열 선단 응력장의 기준

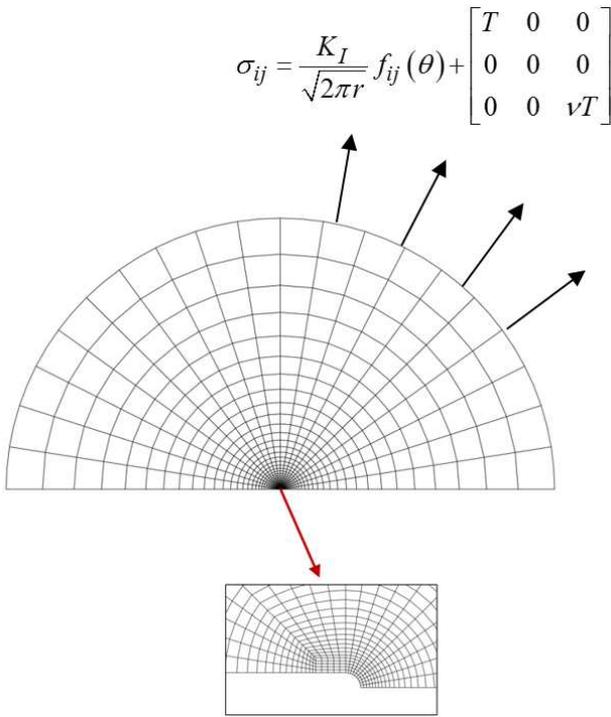


Fig. 3 Modified Boundary layer analysis

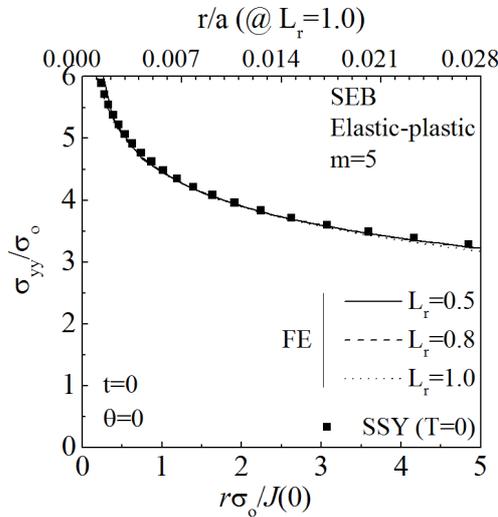


Fig. 4 Radial variation of normalized opening stress from elastic-plastic FE calculations of the SEB specimens at time $t=0$ ($m=5$)

은 수정경계층⁽¹⁴⁾ 해석을 통해 나온 값을 사용하였다. Fig. 3 에 나타난 바와 같이 균열을 포함하는 원형의 모델을 구성하였다. 이 모델의 경계 위에 Fig. 3 에 나타난 식에 대응하는 면내 견인력을 작용시킨 후 균열 선단의 응력장을 유한요소해석을 통해 구하였다. Fig. 3 은 본 논문에서 수정경계층

Table 1 Values of $J(0)$ in Eq. (5) 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. (6) 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 |

해석에 사용된 요소 망을 나타내고 있다. 이 때 K_I 는 아래 식 (5)에 해당하는 값을 사용하여 면내 견인력을 작용시켰다.

$$K_I = \sqrt{\frac{EJ(0)}{1-\nu^2}} \tag{5}$$

여기서 $J(0)$ 는 $t=0$ 에서 탄성-소성 J 값을 나타낸다. 이 값을 Table 1 에 나타내었다.

3.2 응력장 변화

수정경계층 해석 시에 T 응력을 $T=0$ 으로 사용하여 면내 견인력을 작용하였다. 이 때의 응력장을 탄성-소성 상태에서 기준 응력장으로 선정하였고, Fig. 4 에 나타내었다(Small Scale Yielding, SSY). Fig. 4 에는 소성경화지수 $m=5$ 일 때 기준 응력장과 유한요소 탄성-소성해석을 통해 구한 SEB 시편의 열림 방향 응력과 비교하였다. Fig. 4 의 결과는 SEB 시편의 탄성-소성 상태에서 균열 선단 응력장이 초기 하중 크기와 상관없이 기준 응력장과 같은 값을 갖는 것을 보여주고 있다. $m=10$ 일 때의 결과도 $m=5$ 와 동일한 경향을 보여주었다.

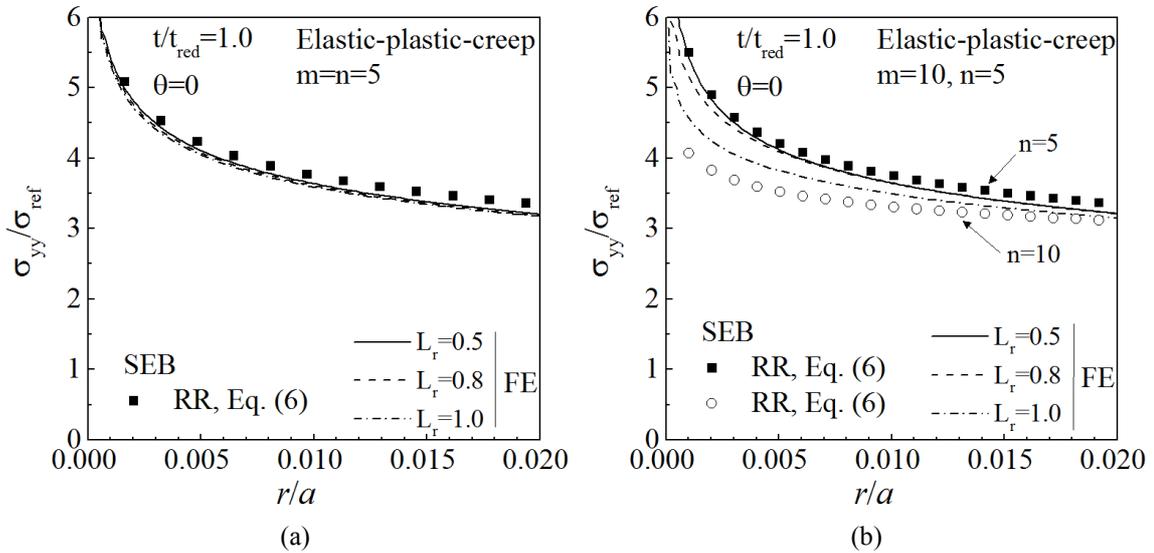


Fig. 5 Radial variation of normalized opening stress under steady state creep conditions for SEB: (a) $m=n=5$ and (b) $m=10, n=5$

4. 정상크리프 균열 선단 응력장($t \rightarrow \infty$)

4.1 기준 응력장(RR fields)

정상크리프 상태에서 균열 선단 응력장의 기준은 Riedel 과 Rice⁽⁹⁾에 의해 제시된 RR fields 를 사용하였다. RR fields 는 아래 식 (6)와 같다.

$$F = \frac{\sigma_{yy}}{\sigma_{ref}} = \left[\frac{C^*}{I_n \sigma_{ref} \dot{\epsilon}_{ref} r} \right]^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{yy}(n, \theta=0) \quad (6)$$

여기서 I_n 과 $\tilde{\sigma}_{yy}(n, \theta=0)$ 는 크리프 지수 n 에 따른 무차원 상수이다. C^* 는 유한요소 탄성-소성-크리프 해석을 통해서 계산한 $C(t)$ -적분의 수렴 값으로 Table 2 에 나타내었다.

4.2 응력장 변화

정상크리프 상태는 시간이 $t \geq t_{red}$ 로 정의가 된다($t_{red} = J(0)/C^*$). 응력장 결과는 $t = t_{red}$ 일 때의 나타내었다. 재분배 시간 계산에 사용된 $J(0)$ 와 C^* 값은 유한요소 해석을 통해 구하였으며, 각각 Table 1 과 Table 2 에 나타내었다. 정상크리프 상태에 대한 기준 응력장인 RR fields 와 유한요소 탄성-소성-크리프 해석을 통해 구한 SEB 시편의 열림 방향 응력을 Fig. 5 에 비교하였다. 결과를 보면 $m=n=5$ 인 경우에는 정상크리프 상태에서 균열 선단 응력장이 기준 응력장과 같은 값을 갖는 것을 보여주고 있다. 하지만 $m>n$ 인 경우는 다른 경향을 보여준다. 초기 하중이 $L_r=0.5, 0.8$ 인 경우에는 기준 응력장과 가까운 값을 나타내었다. 반면 $L_r=1.0$ 인 경우에는 기준 응력장과 차이를 보였고, $n=10$ 을

이용한 RR fields 에 가까워 지는 것을 볼 수 있다. 이 결과는 $m>n$ 인 경우 하중이 커질수록 소성의 영향이 커진다는 것을 보여주고 있다. $m=n=10$ 과 $m<n$ 인 경우에도 $m=n=5$ 와 동일한 경향을 보였다.

5. 천이크리프 균열 선단 응력장 정량화

5.1 응력장 변화

앞서 두 가지 다른 상태에 대한 균열 선단 응력장의 변화를 나타내었다; (i) 초기 하중 작용($t=0$), (ii) 정상크리프($t \rightarrow \infty$). 초기 하중이 작용할 때, 즉 탄성-소성 상태에서 균열 선단 응력장은 J -적분을 통해서 특성화되었다. 또한, 정상크리프 상태에서 균열 선단 응력장은 C^* -적분을 통해서 특성화되었다. 천이크리프 상태에서 균열 선단 응력장은 초기 $t=0$ 일 때부터 정상크리프 상태의 응력으로 변화해야 한다. 이를 확인하기 위해 유한요소 탄성-소성-크리프 해석을 통해 구한 SEB 시편의 응력장을 기준 응력장(SSY, RR fields)과 Fig. 6 과 Fig. 7 에 비교하였다. Figure 6 과 7 에서는 SEB 시편의 열림 방향 응력($\theta=0$)에 대한 시간의 영향을 나타내고 있다.

먼저 Fig. 6 의 $m=n=5$ 인 경우의 결과를 보면 SEB 시편의 균열 선단 응력장이 두 기준 응력장 사이에 있는 것을 볼 수 있다; 초기 탄성-소성($t=0$)과 정상크리프($t \rightarrow \infty$) 낮은 하중($L_r=0.5$)에서는 초기 탄성-소성 상태의 응력이 정상크리프 상태보다 높고, 천이크리프 상태에서 응력은 시간이 지남에 따라 감소하였다. 높은 하중($L_r=1.0$)에서는 초기 탄성-소성 상태의 응력과 정상크리프 상태의

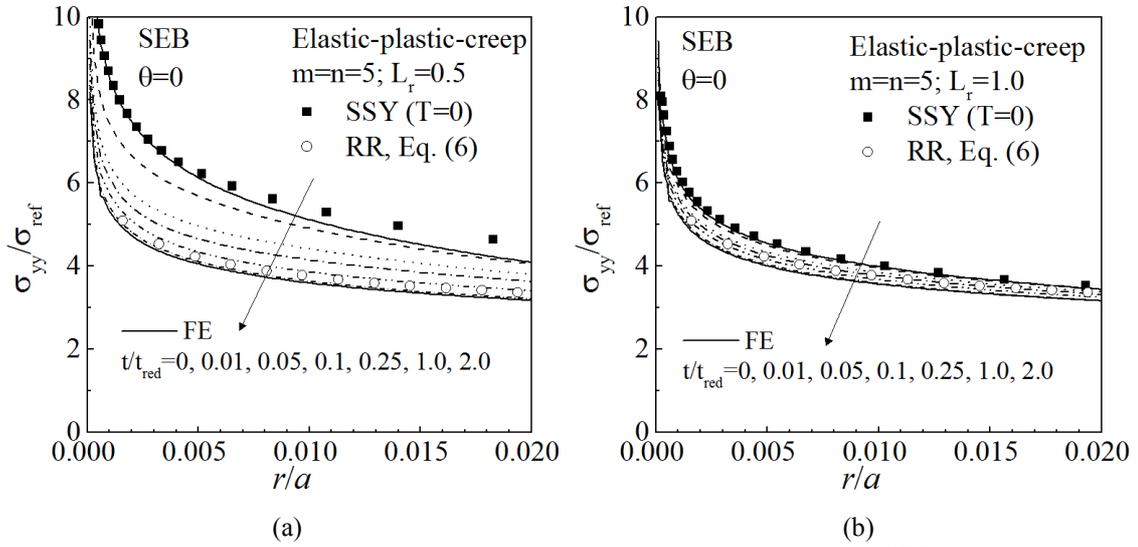


Fig. 6 Effect of normalized time on radial variations of normalized opening stress of the SEB specimen under two L_r values, $L_r=0.5$ and 1.0 : (a)-(b) $m=n=5$

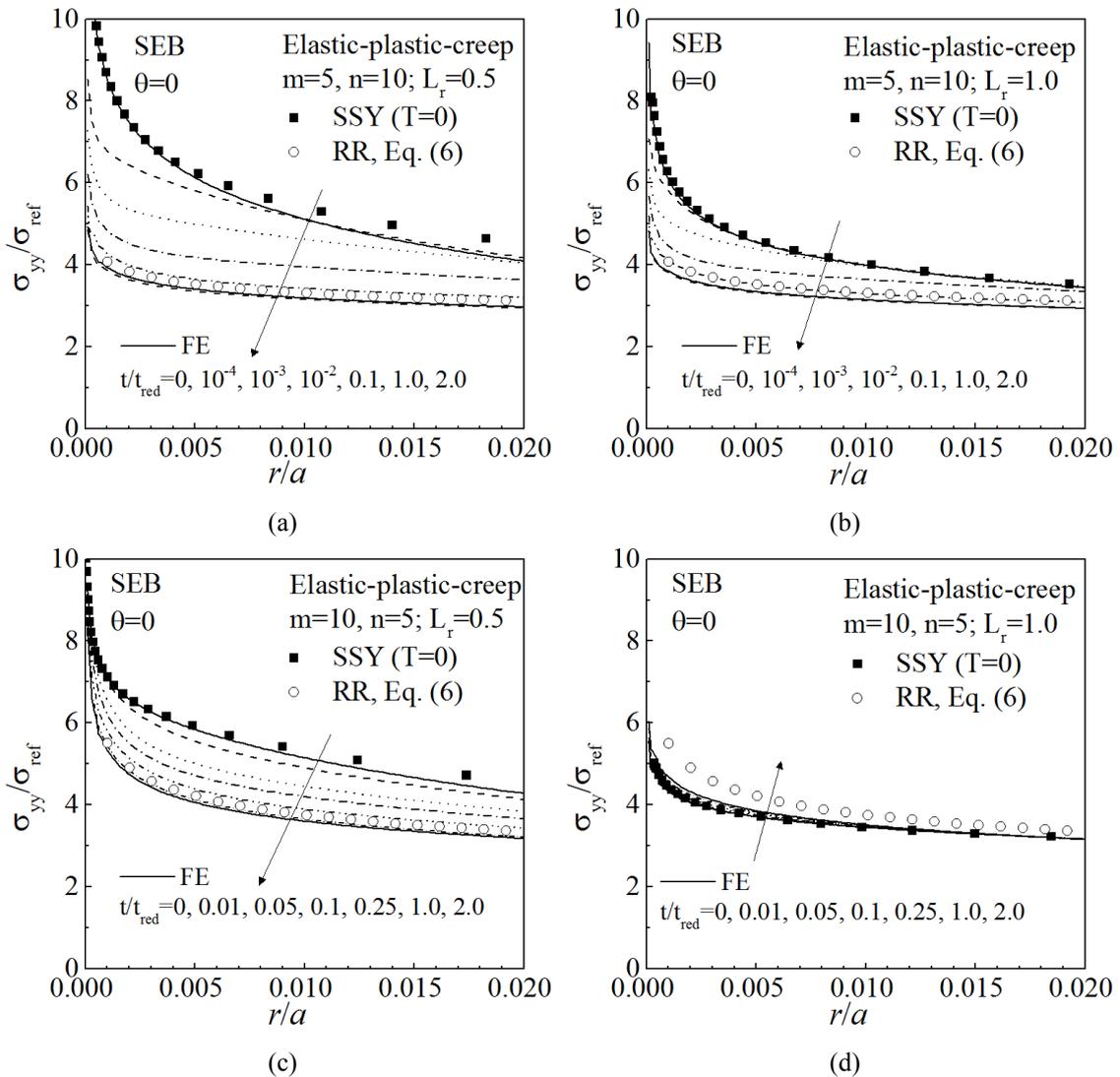


Fig. 7 Effect of normalized time on radial variations of normalized opening stress of the SEB specimen under two L_r values, $L_r=0.5$ and 1.0 : (a)-(b) $m=5, n=10$, (c)-(d) $m=10, n=5$

응력이 크게 차이가 나지 않으며, 천이크리프 상태에서 응력도 시간에 따라 거의 변하지 않았다. $m=n=10$ 인 경우의 결과도 $m=n=5$ 와 동일한 경향을 보였다.

다음 Fig. 7 의 $m \neq n$ 인 경우의 결과를 보면 전체적으로 Fig. 6 의 결과와 유사한 경향을 보였다. 하지만 $m=10, n=5$ 일 때 높은 하중($L_r=1.0$)에서는 천이크리프 상태에서의 응력이 시간에 따라 거의 변하지 않았고, 초기 탄성-소성 상태의 응력이 정상크리프 상태보다 다소 낮았다. 다른 모든 경우에는 초기 탄성-소성 상태의 응력이 정상크리프 상태의 응력보다 높았지만, $m>n$ 일 때 높은 하중에서는 반대의 경향을 보였다. 따라서 천이크리프 균열 선단 응력장 정량화할 때 $m>n$ 일 때 높은 하중의 경우에는 다른 평가식을 적용해야 한다.

5.2 응력장 평가식(New equation)

본 논문에서는 천이크리프 상태에서 시간에 따른 균열 선단 응력장을 정량화하기 위해 새로운 식을 제시하였다. 새로운 식을 제시하기 위해 기존의 식들을 이용하였고, 이용된 기존의 식들은 다음과 같다. 먼저 3.1 절에서 소개된 탄성-소성 상태에의 기준 응력장(SSY)을 사용하였고, 이는 식 (7)과 같다.

$$D = \frac{(\sigma_{yy})_{T=0}}{\sigma_{ref}} \Big|_{\theta=0} \tag{7}$$

여기서 D 는 탄성 T 응력 $T=0$ 일 때 수정경계층 해석을 통해 구한 열림 방향 응력을 참조응력으로 나눈 값이다.

다음으로 사용된 기준 식은 4.1 절에서 소개된 정상크리프 상태에서의 기준 응력장인 RR fields 인 식 (6)이다.

다음으로 사용된 식은 Joch 와 Ainsworth⁽¹⁰⁾에 의해 제시된 천이크리프 상태에서 $C(t)$ 평가 식이다. $C(t)$ 평가 식은 아래 식 (8)과 같다.

$$\frac{C(t)}{C^*} = \frac{(1+\tau)^{n+1}}{(1+\tau)^{n+1} - \phi} \quad \text{with } \phi = 1 - \frac{AC^*}{BJ(0)} \tag{8}$$

여기서 C^* 와 $J(0)$ 는 각각 유한요소 해석을 통해 구한 정상크리프 상태에서 $C(t)$ -적분의 수렴 값과 탄성-소성 J 값을 나타낸다. A 와 B 는 소성, 크리프 재료 상수이다. 또한, τ 는 재분배 시간으로 정규화된 시간으로, 정의는 아래와 같다.

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

본 논문에서는 천이크리프 상태에서 균열 선단 응력장을 정량화 하기 위해 식 (6), (7), (8)를 사용하여 새로운 식을 제시하였고, 제시된 식은 아래와 같다.

$$\frac{\sigma_{yy}}{\sigma_{ref}} = \frac{F(1+\tau)}{\left[(1+\tau)^{n+1} - \phi' \right]^{\frac{1}{n+1}}} \quad \text{with } \phi' = 1 - \left(\frac{F}{D} \right)^{n+1} \tag{10}$$

새로운 인자 ϕ' 는 Table 3 에 나타내었다. 식 (10)은 본 논문에서 새롭게 제시된 천이크리프 상태의 균열 선단 응력장 평가 식을 나타내고 있다. 식 (10)은 $m=n$ 과 $m<n$ 인 경우에 해당한다. $m>n$ 인 경우에는 5.1 에서 언급하였듯이, 경향이 다르기 때문에 다른 평가식을 적용해야 한다. $m>n$ 에서 낮은 하중($L_r \leq 0.8$)인 경우에는 식 (10)을 그대로 적용하였고, 높은 하중($L_r > 0.8$)인 경우에는 정상크리프 상태에서 응력값을 이용하여 식 (11)과 같은 평가식을 제시하였다.

$$\frac{\sigma_{yy}}{\sigma_{ref}} = \begin{cases} \frac{F(1+\tau)}{\left[(1+\tau)^{n+1} - \phi' \right]^{\frac{1}{n+1}}} & \text{for } 0 \leq L_r \leq 0.8 \\ G - HL_r & \text{for } 0.8 < L_r \leq 1.0 \end{cases} \tag{11}$$

여기서 G 와 H 는 세 가지 위치($r/a=0.005, 0.01, 0.015$)에 따라 Table 4 에 나타내었다.

Table 3 Values of ϕ' in Eq. (10)

| L_r | $r/a=0.005$ | | | $r/a=0.01$ | | | $r/a=0.015$ | | |
|-------------|-------------|------|------|------------|------|------|-------------|------|------|
| | 0.5 | 0.8 | 1.0 | 0.5 | 0.8 | 1.0 | 0.5 | 0.8 | 1.0 |
| $m=n=5$ | 0.91 | 0.63 | 0.41 | 0.89 | 0.59 | 0.34 | 0.85 | 0.55 | 0.26 |
| $m=n=10$ | 1.00 | 0.87 | 0.43 | 0.99 | 0.85 | 0.35 | 0.99 | 0.82 | 0.26 |
| $m=5, n=10$ | 1.00 | 0.98 | 0.95 | 1.00 | 0.95 | 0.88 | 0.99 | 0.92 | 0.80 |
| $m=10, n=5$ | 0.87 | 0.03 | | 0.88 | 0.25 | | 0.87 | 0.31 | |

5.3 응력장 정량화

본 논문에서는 천이크리프 균열 선단 응력장 정량화를 위해 식 (10)과 (11)을 사용하였다. 본 논문에서 사용된 인자 ϕ '와 상수 G, H 는 세 가지

Table 4 Values of G and H in Eq. (11).

| $m=10, n=5$ | | |
|-------------|------|------|
| r/a | G | H |
| 0.005 | 5.18 | 1.34 |
| 0.01 | 4.25 | 0.75 |
| 0.015 | 3.76 | 0.46 |

다른 위치에서 결정되었고($r/a=0.005, 0.01, 0.015$), 이를 Table 3 과 Table 4 에 나타내었다.

식 (17)을 활용하여 $m=n$ 인 경우에 대한 천이크리프 균열 선단 응력장 평가를 Fig. 8 에 나타내었고, 식 (17)과 식 (18)을 활용하여 $m \neq n$ 인 경우에 대한 천이크리프 균열 선단 응력장 평가를 Fig. 9 에 나타내었다. 결과는 위치에 따라 $r/a=0.005$ 와 0.015 일 때의 두 가지 다른 위치에 대해 나타내었다. 무차원화 된 시간이 $t/t_{red} > 0.5$ 일 때는 균열 선단 응력장이 수렴되기 때문에 모든 결과는 $t/t_{red} = 0.5$ 까지만 나타내었다. Fig. 8 과 Fig. 9 의 결과를 보면, 모든 경우에 대해서 본 논문에서 제시된 식을 통해 천이크리프 균열 선단 응력장을 잘 예측하였다.

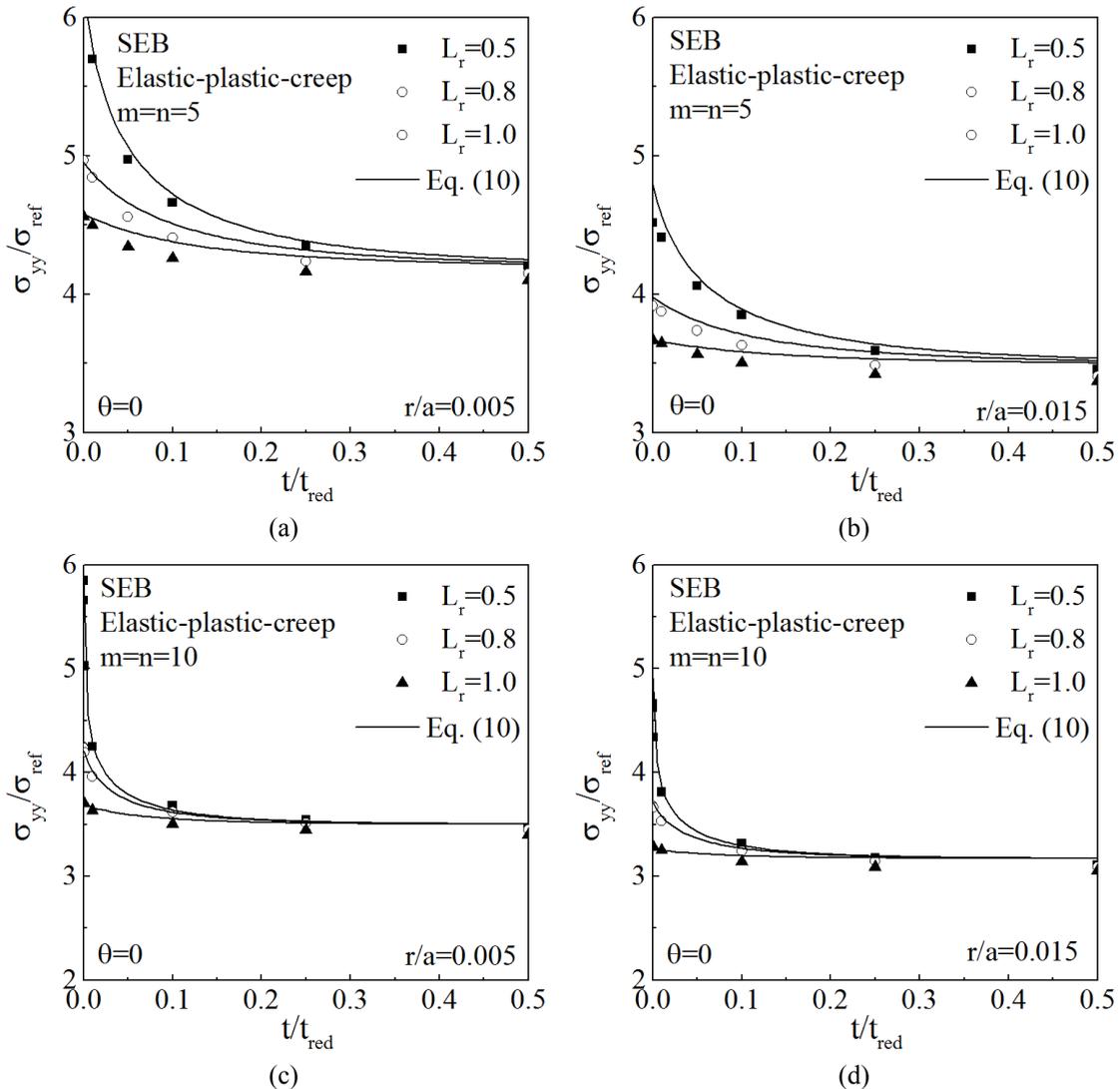


Fig. 8 Comparison of FE results of normalized opening stresses at $r/a=0.005$ and 0.015 for $m=n$ with the proposed estimation equation Eq. (10): (a)-(b) $m=n=5$, (c)-(d) $m=n=10$

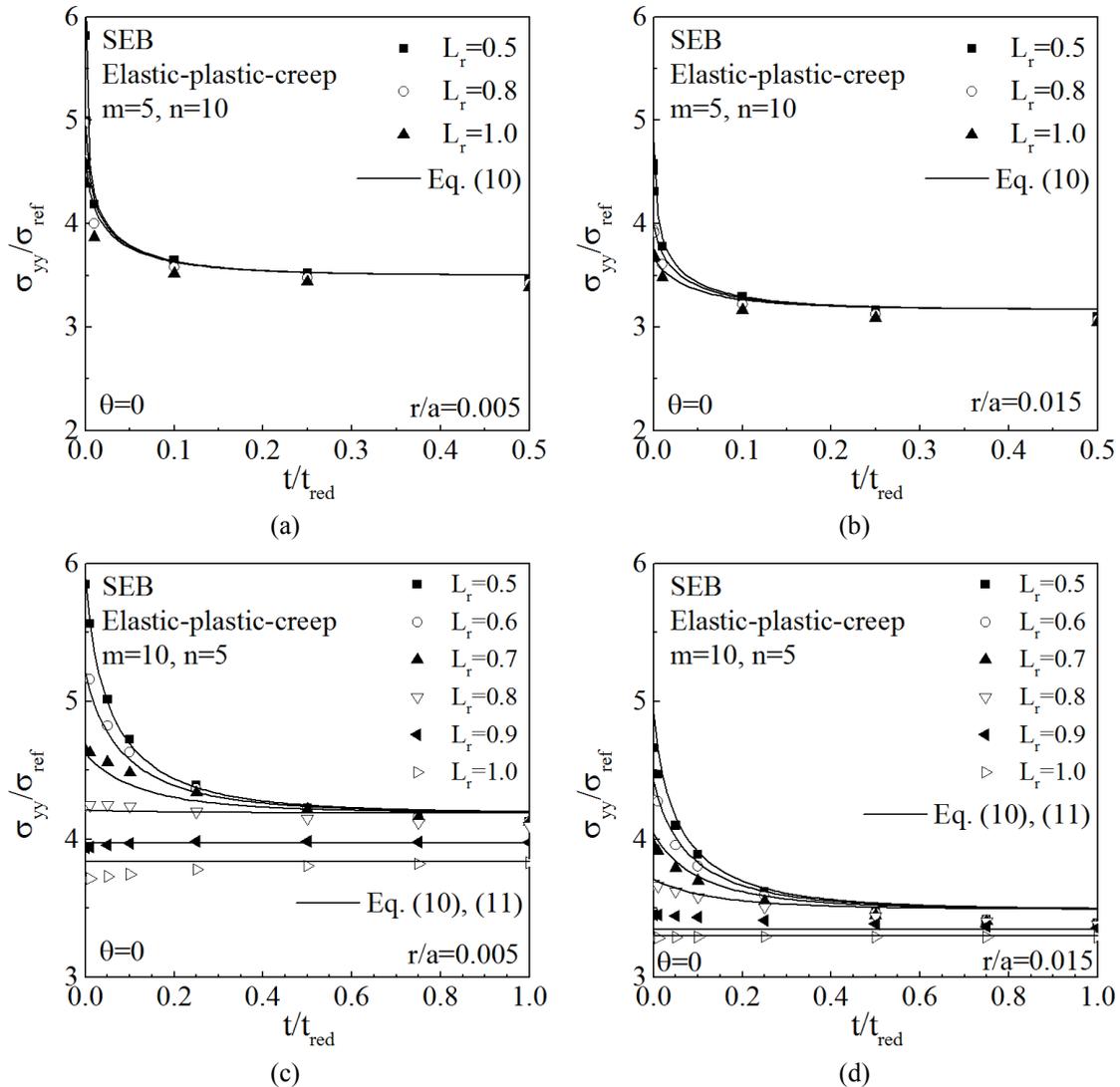


Fig. 9 Comparison of FE results of normalized opening stresses at $r/a=0.005$ and 0.015 for $m=n$ with the proposed estimation equations Eq. (10) and Eq. (11): (a)-(b) $m=5, n=10$, (c)-(d) $m=10, n=5$

6. 결론

천이크리프 상태에서 균열 선단 응력장을 평가하기 위해 SEB 시편에 대해서 천이크리프에 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 탄성-소성 상태부터 정상크리프 상태까지의 전체 구간에 대해서 유한요소 해석을 통하여 구한 균열 선단 응력장 값과 본 논문에서 제시된 천이크리프 응력장 평가식을 비교하였다. 그 결과 본 논문에

서 제시된 응력장 평가식을 통해서 $m=n$ 인 경우 뿐만 아니라 $m \neq n$ 인 경우에서도 천이크리프 균열 선단 응력장을 잘 예측하였다. 비록 SEB 한 형상에 대해서만 연구가 수행되었지만, 본 연구는 천이크리프 상태에서의 균열 선단 응력장을 평가하는데 명확한 지표를 제시했다고 생각한다. 추후 이 결과를 바탕으로 탄성-소성-크리프 상태에서의 구속효과를 고려한 균열 선단 응력장에 대한 평가법을 제시할 예정이다.

후기

이 논문은 2013년도 미래창조과학부의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구입니다. (NFR-2013M2B2A9A03051295, NRF-2013M2A7A

1076396, NRF-2013M2B2B1075733)

참고문헌

(References)

- (1) Riedel, H., 1987, *Fracture at High Temperature*, Springer-Verlag, Berlin.
- (2) Irwin, G.R., 1961, "Plastic Zone Near a Crack and Fracture Toughness," *Sagamore Research Conference Proceeding*, vol.4, pp.63~78.
- (3) Dugdale, D.S., 1960, "Yielding in Steel Sheets Containing Slits," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 8, pp.100~104.
- (4) Barenblatt, G.I., 1962, "The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture," *Advance in Applied Mechanics*, vol.7, pp. 55~129.
- (5) Wells, A.A., 1961, "Unstable Crack Propagation in Metal: Cleavage and Fracture," *Proceedings of the Crack Propagation Symposium*, vol. 1, pp. 84.
- (6) Rice, J. R., 1968, "A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 53, pp. 379~386.
- (7) Hutchinson, J. W., 1968, "Singular Behavior at End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, pp. 13~31.
- (8) 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.
- (9) Riedel, H. and Rice, J. R., 1980, "Tensile Cracks in Creeping Solids," *ASTM STP 700*, Philadelphia, pp. 189~221.
- (10) 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.
- (11) Webster, G. A. and Ainsworth, R. A., 1994, *High Temperature Component Life Assessment*, CHAPMAN & HALL, UK.
- (12) ABAQUS version 6.13., 2013, *User's Manual*, Inc. and Dassault Systems.
- (13) 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.
- (14) Williams, M. L., 1957, "On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 24, pp. 109~114.
- (15) 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.