

<학술논문>

DOI:10.3795/KSME-A.2009.33.12.1455

횡방향으로 등방성인 재료에서 균열선단 크리프 변형 거동

마 영 화* · 윤 기 봉†

(2009년 8월 13일 접수, 2009년 11월 12일 수정, 2009년 11월 16일 심사완료)

Crack Tip Creep Deformation Behavior in Transversely Isotropic Materials

Young Wha Ma and Kee Bong Yoon

Key Words : Creep(크리프), Creep Anisotropy(크리프 이방성), Creep Zone Size(크리프 영역 크기), Crack(균열), Small Scale Creep(소규모 크리프), Transverse Isotropy(횡방향 등방성)

Abstract

Theoretical mechanics analysis and finite element simulation were performed to investigate creep deformation behavior at the crack tip of transversely isotropic materials under small scale creep (SCC) conditions. Mechanical behavior of material was assumed as an elastic-2nd creep, which elastic modulus (E), Poisson's ratio (ν) and creep stress exponent (n) were isotropic and creep coefficient was only transversely isotropic. Based on the mechanics analysis for material behavior, a constitutive equation for transversely isotropic creep behavior was formulated and an equivalent creep coefficient was proposed under plain strain conditions. Creep deformation behavior at the crack tip was investigated through the finite element analysis. The results of the finite element analysis showed that creep deformation in transversely isotropic materials is dominant at the rear of the crack-tip. This result was more obvious when a load was applied to principal axis of anisotropy. Based on the results of the mechanics analysis and the finite element simulation, a corrected estimation scheme of the creep zone size was proposed in order to evaluate the creep deformation behavior at the crack tip of transversely isotropic creeping materials.

1. 서 론

고온 환경(800~1100℃)을 위해 개발되어 수요가 급증하고 있는 이방성 재료(anisotropic material)들에 대한 수명평가 연구의 필요성이 대두되고 있다. 기존의 고온파괴역학(time dependent fracture mechanics, TDFM) 매개변수들^(1~3)은 등방성 이론에 기초하여 제안되었다. 고온 설비의 잔여수명을 평가하기 위한 많은 연구들^(4~9)이 이들 매개변수들에

기초하였고, 기존의 고온 설비용 구조재료들에 대해서 수명예측의 타당성을 입증하였다. 하지만, 이들 파괴 매개변수들은 이방성 재료들에 대한 적용성에 한계가 있다.⁽¹⁰⁾ 그럼에도 불구하고 이방성 재료들에 대한 고온 파괴매개변수 연구는 거의 보고되지 않고 있다. 횡방향으로 등방성인 기계적 거동(transversely isotropic mechanical behavior)을 보이는 방향성 응고 니켈기 초합금강(directionally solidified Ni-base superalloy)에 대해 기존의 등방성 고온 파괴매개변수 C_f 가 적용 가능하다는 것이 Gardner 등⁽¹¹⁾에 의해 보고되었고, 동일 재료의 실험 데이터에 기초하여 Gordon 등⁽¹²⁾이 정상상태 크리프(steady state creep) 조건에서 균열선단 변형 거동에 관한 수치해석적 연구를 수행했을 뿐이다. 물론, 크리프 이방성에 대한 연구는 많이 보고되고 있다.^(13~18) 하지만 대부분이 크리프 거동에 관

† 책임저자, 회원, 중앙대학교 기계공학부

E-mail : kbyoon@cau.ac.kr

TEL : (02)820-5328 FAX : (02)812-6474

* 중앙대학교

한 구성방정식을 모델링하거나⁽¹³⁻¹⁶⁾ 크리프 이방성 물성을 측정하는 실험 연구들^(17,18)이다. 따라서, 고온에서 이방성 재료에 대한 균열성장수명평가를 위해서는 균열선단 파괴매개변수 연구가 필요하다.

고온 균열성장률을 특성화하는데 널리 사용되고 있는 파괴매개변수 C_i 는 Saxena⁽³⁾에 의해 제안되었다. C_i 는 에너지율 정의에 기초하여 소규모 크리프(small scale creep, SSC) 하에서 정의되었다. SSC 조건은 $t/t_r \ll 1$ 일 때로 정의된다.⁽¹⁹⁾ 여기서 t 는 시간, t_r 는 천이시간(transition time)이다. 최근에 Ma 등⁽²⁰⁾은 소규모 항복조건 (small scale yielding, SSY) 정의에 기초하여 평면변형률 조건을 만족하는 표준형 1T C(T) 시편에 대해 SSC 조건을 만족하는 크리프 영역 크기(r_c)를 제시하였다. 제안된 SSC 조건을 만족하는 최대 크리프 영역의 크기는 균열면에 수직인 각도에서 약 2.68 mm 이었다. 일반적으로 C_i 값은 하중점 변위(load-line displacement) 측정을 통해 결정된다. 하지만, 균열이 존재하는 실기 구조물에서와 같이 직접적으로 하중점 변위 측정이 어려울 경우 하중점 변위를 계산하여 평가한다. 이때, 하중점 변위 계산식은 크리프 영역의 확장속도식⁽¹⁹⁾으로부터 유도되므로 이방성 재료에 대한 C_i 매개변수 연구를 위해서는 균열선단 크리프 영역 크기 계산식에 대한 연구가 선행되어야 한다.

본 연구에서는 횡방향으로 등방성인 탄성-2 차 크리프 거동 재료에 대해 SSC 조건 하에서 크리프 영역 크기 평가 방법을 제안하고자 한다. 이를 위해 이방성 재료의 크리프 변형 거동에 관한 구성방정식을 모델링한다. 그리고 유한요소해석을 수행하여 크리프 영역의 형상 및 발달과정을 관찰한다. 이때, SSC 기준은 Ma 등이 제안한 기준을 따른다.

2. 균열선단 크리프 변형 거동

2.1 횡방향으로 등방성인 크리프 변형 거동

크리프 이방성(creep anisotropy) 재료에 대해 크리프 변형률 속도($\dot{\epsilon}_{ij}$)와 응력(σ_{ij})과의 관계가 멱급수 법칙(power law)을 따른다고 가정하면, 크리프 변형거동은 식 (1)로 표현할 수 있다.⁽¹⁵⁾ 이때 모델의 단순화를 위해 크리프 응력지수 n 은 모든 이방성 주축방향에 대해서 동일한 값을 갖는다고 가정한다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = A_{ij} \sigma_{ij}^n = \bar{A}_{eq} [\tilde{q}(\sigma_{ij})]^n \quad (1)$$

\bar{A}_{eq} 는 이방성 재료에 대한 등가 크리프 계수(equivalent creep coefficient)이고 $\tilde{q}(\sigma_{ij})$ 는 상당편차

응력함수(equivalent deviatoric stress function)이다. 등방성 재료에 대해 \bar{A}_{eq} 와 $\tilde{q}(\sigma_{ij})$ 는 다축응력 상태에서 크리프 계수 $A_{eq}(=A)$ 와 등가응력 σ_e 로 각각 표현된다. 직교이방성 크리프(orthotropic creep) 거동에 대해 $\tilde{q}(\sigma_{ij})$ 는 Hill⁽²¹⁾의 항복함수 정의로부터 식 (2)와 같이 표현할 수 있다.^(15,16)

$$\tilde{q}(\sigma_{ij}) = \left[\bar{F}(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + \bar{G}(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + \bar{H}(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2\bar{L}\sigma_{23}^2 + 2\bar{M}\sigma_{31}^2 + 2\bar{N}\sigma_{12}^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

여기서 \bar{F} , \bar{G} , \bar{H} , \bar{L} , \bar{M} 그리고 \bar{N} 은 재료가 가지고 있는 고유한 크리프 이방성 특성을 나타내는 매개변수들이다. 이들 변수들은 소성 이방성에서의 가정⁽²¹⁾과 마찬가지로 크리프 변형을 하더라도 이방성 주축들이 고정되어 있어 변수들 상호간의 비가 일정하게 유지된다고 가정할 수 있다. 따라서, 식 (2)를 식 (1)에 대입한 후 이방성 주축방향들($i=j=1, 2, 3$)과 전단방향들($i \neq j: i=1, 2, 3; j=2, 3, 1$)에 대해 풀면, 식 (3)에 주어진 크리프 계수비만으로 표현된 크리프 이방성 매개변수들의 평가식을 얻을 수 있다. 이때, 전단방향의 $\tilde{q}(\sigma_{ij})$ 는 등방성 이론에 근거한 $\tau_e = \sigma_e / \sqrt{3}$ 이론을 적용하였다.

$$\begin{aligned} \bar{F} &= \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{A_{22}}{A_{eq}} \right)^{\frac{2}{n}} + \left(\frac{A_{33}}{A_{eq}} \right)^{\frac{2}{n}} - \left(\frac{A_{11}}{A_{eq}} \right)^{\frac{2}{n}} \right\}, \\ \bar{G} &= \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{A_{33}}{A_{eq}} \right)^{\frac{2}{n}} + \left(\frac{A_{11}}{A_{eq}} \right)^{\frac{2}{n}} - \left(\frac{A_{22}}{A_{eq}} \right)^{\frac{2}{n}} \right\}, \\ \bar{H} &= \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{A_{11}}{A_{eq}} \right)^{\frac{2}{n}} + \left(\frac{A_{22}}{A_{eq}} \right)^{\frac{2}{n}} - \left(\frac{A_{33}}{A_{eq}} \right)^{\frac{2}{n}} \right\}, \\ \bar{L} &= \frac{3}{2} \left(\frac{A_{23}}{A_{eq}} \right)^{\frac{2}{n}}, \quad \bar{M} = \frac{3}{2} \left(\frac{A_{31}}{A_{eq}} \right)^{\frac{2}{n}}, \quad \bar{N} = \frac{3}{2} \left(\frac{A_{12}}{A_{eq}} \right)^{\frac{2}{n}} \quad (3) \end{aligned}$$

식 (2)와 (3)을 식 (1)에 대입하면, 직교이방성 크리프 변형 거동에 관한 일반식이 얻어진다.

한편, 재료가 횡방향으로 등방성인 경우, 3 차원 응력공간에서 3 개의 독립적인 응력텐서(stress tensor)가 존재한다. 이들 응력텐서를 수학적으로 유도하기 위해 11-축을 이방성 주방향, 11-축에 수직한 2-3 평면을 등방성 평면으로 정의하자. 초기 좌표축을 원점을 중심으로 회전 변환했을 때 초기 응력텐서와 변환 후 응력텐서 사이의 관계는 식 (4)로 주어진다. 식 (5)는 3 차원 변환텐서(transformation tensor)인 식 (4)의 행렬 표현식이다.

$$\sigma_{j'n'} = a_{ij} a_{kn} \sigma_{ik} \quad (4)$$

$$\sigma' = \underline{a} \sigma \underline{a}^T \quad (5)$$

여기서 $\sigma_{j'n'}$ 는 변환 후 좌표축 상에서의 응력텐서, σ_{ik} 는 초기 좌표축 상에서의 응력텐서이다. $a_{ij} = \cos(i, j)$ 이며, 초기 좌표축 i 와 변환 후의 새로운 좌표축 j 의 사이각을 나타낸다. \underline{a}^T 는 행렬 \underline{a} 의 전치행렬(transpose)이다. 이들 응력텐서의 유도 과정은 직교이방성 소성거동의 유도과정⁽²¹⁾과 동일하며, 다음과 같은 매개변수들 사이의 관계가 얻어진다.

$$\bar{G} = \bar{H}, \quad \bar{L} = \bar{G} + 2\bar{F}, \quad \bar{M} = \bar{N} \quad (6)$$

이들 관계를 식 (3)에 적용하면, 다음의 관계식들이 얻어진다.

$$A_{22} = A_{33}, \quad A_{31} = A_{12},$$

$$2\bar{L} = 3\left(\frac{A_{23}}{A_{eq}}\right)^{\frac{2}{n}} = 4\left(\frac{A_{22}}{A_{eq}}\right)^{\frac{2}{n}} - \left(\frac{A_{11}}{A_{eq}}\right)^{\frac{2}{n}} \quad (7)$$

이때, 크리프 이방성 매개변수들은 식 (3)에 보인 바와 같이 크리프 계수들의 상대적인 비로 정의되므로 등가 크리프 계수 \bar{A}_{eq} 를 A_{11} 과 같다고 가정할 수 있다. 따라서, 3차원 응력공간에서 횡방향으로 등방성인 크리프 변형 거동에 관한 $\tilde{q}(\sigma_{ij})$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$\tilde{q}(\sigma_{ij}) = \left[\left\{ \left(\frac{A_{22}}{A_{11}} \right)^{\frac{2}{n}} - \frac{1}{2} \right\} (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + \frac{1}{2} (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 \right. \\ \left. + \frac{1}{2} (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + \left\{ 4 \left(\frac{A_{22}}{A_{11}} \right)^{\frac{2}{n}} - 1 \right\} \sigma_{23}^2 \right. \\ \left. + 3 \left(\frac{A_{12}}{A_{11}} \right)^{\frac{2}{n}} \sigma_{31}^2 + 3 \left(\frac{A_{12}}{A_{11}} \right)^{\frac{2}{n}} \sigma_{12}^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (8)$$

식 (8)에서 이방성 주축과 주응력 방향을 일치시키면, 전단항이 소거되므로 다음 식 (9)로 단순화할 수 있다.

$$\tilde{q}(\sigma_{ij}) = \left[\left\{ \left(\frac{A_{22}}{A_{11}} \right)^{\frac{2}{n}} - \frac{1}{2} \right\} (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + \frac{1}{2} (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + \frac{1}{2} (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (9)$$

결국, 횡방향으로 등방성인 크리프 거동의 경우 (11-축이 이방성 주방향이고 2-3 평면이 등방성 평면일 때), 3개의 미지수 A_{11} , A_{22} , A_{12} 만 알면 상당편차응력함수 $\tilde{q}(\sigma_{ij})$ 의 해를 얻을 수 있다.

다음으로 평면변형률 조건 하에서 Mode I 균열을 고려하자. 이때, 평면변형률 조건을 만족하는 균열선단 특이장(singular field)에서의 주응력들은 다음과 같이 주어진다.⁽²²⁾

$$\sigma_{11} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi \cdot r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \right),$$

$$\sigma_{22} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi \cdot r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \right),$$

$$\sigma_{33} = 2\nu \frac{K_I}{\sqrt{2\pi \cdot r}} \cos \frac{\theta}{2} \quad (10)$$

여기서 K_I 은 Mode I (opening mode) 응력확대계수 (stress intensity factor), r 은 균열선단으로부터의 거리, θ 는 균열선단을 중심으로 균열면으로부터 반시계방향으로의 각도 그리고 ν 는 포아송 비이다. 식 (10)을 주응력항으로 표현된 등방성 재료의 등가응력 (σ_e) 계산식에 대입하면 식 (11)로 유도된다.

$$\sigma_e = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi \cdot r}} \cos \frac{\theta}{2} \left((1-2\nu)^2 + 3 \sin^2 \frac{\theta}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (11)$$

식 (11)를 식 (1)에 대입하면, 등방성 재료의 균열선단 특이장에서 크리프 변형 거동을 설명할 수 있는 다음 식 (12)를 얻을 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{cr} = A_{eq} \sigma_e^n = A_{eq} \left[\frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left\{ (1-2\nu)^2 + 3 \sin^2 \frac{\theta}{2} \right\}^{\frac{1}{2}} \right]^n \quad (12)$$

횡방향으로 등방성인 재료에 대해서도 위와 동일한 절차를 따르면, 균열선단 주위에서 횡방향으로 등방성인 크리프 변형 거동을 예측할 수 있는 다음 식이 얻어진다. 이때, 상당편차응력함수는 구성방정식 모델의 단순화를 위해 이방성 주축과 주응력 방향을 일치시킨 식 (9)가 사용되었다.

$$\dot{\epsilon}_{cr} = A_{11} \left[\frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left\{ \left(\frac{A_{22}}{A_{11}} \right)^{\frac{2}{n}} \left(1 - 2\nu - \sin \frac{\theta}{2} \right)^2 \right. \right. \\ \left. \left. + 2 \sin \frac{\theta}{2} \left(1 - 2\nu + \sin \frac{\theta}{2} \right) \right\}^{\frac{1}{2}} \right]^n \quad (13)$$

여기서 식 (12)와 식 (13)을 같다고 하면, A_{eq} 에 관한 식 (14)가 유도된다.

$$A_{eq} = A_{11} \frac{\left[\left(\frac{A_{22}}{A_{11}} \right)^{\frac{2}{n}} \left(1 - 2\nu - \sin \frac{\theta}{2} \right)^2 + 2 \sin \frac{\theta}{2} \left(1 - 2\nu + \sin \frac{\theta}{2} \right) \right]^{\frac{n}{2}}}{\left[(1-2\nu)^2 + 3 \sin^2 \frac{\theta}{2} \right]^{\frac{n}{2}}} \quad (14)$$

결과적으로, 식 (1), (8), (14)를 사용하면 횡방향으로 등방성인 재료의 균열선단 크리프 변형 거동을 설명할 수 있다.

2.2 크리프 영역 크기

균열선단 주위 응력 및 변형률 장에서의 크리프 변형 거동을 설명하기 위해 Riedel & Rice⁽¹⁹⁾(RR)는 크리프 영역의 크기(r_c) 계산식 식 (15)을 제안하였다. 이때, 크리프 영역의 경계는 크리프 변형률(ϵ_{cr})과 탄성변형률(ϵ_{el})이 같은 점들의 궤적으로 정의 된다.

$$r_c(\theta, t) = \alpha K^2 t^{\frac{2}{n-1}} (EA)^{\frac{2}{n-1}} \tilde{r}_c(\theta, n), \quad n > 3 \quad (15)$$

여기서 E 는 탄성계수, A 와 n 은 각각 크리프 계수와 응력지수, K 는 응력확대계수, \tilde{r}_c 는 균열면으로부터의 각도(θ)와 n 으로 정의되는 각함수(angular function)이다. α 는 비례축소 계수(scaling factor)로서 다음과 같이 표현된다.

$$\alpha = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{(n+1)^2}{2n\alpha_n^{n+1}} \right)^{\frac{2}{n-1}} \quad (16)$$

$$\alpha_n^{n+1} = \frac{n+1}{n} \frac{\pi(1-\nu^2)}{I_n} \quad (17)$$

I_n 는 n 에 관한 무차원 함수로써 등방성인 경우 참고문헌 (23), 이방성일 때 참고문헌 (24)에 주어진 데이터를 이용하여 내외삽을 통해 결정할 수 있다.

결과적으로 식 (15)에서 이방성 재료의 기계적 물성값 중 E 와 n 이 앞에서 등방성으로 가정되었으므로 A , α , \tilde{r}_c 만 결정되면 균열선단에서의 이방성 크리프 영역 크기를 결정할 수 있다. 이때, A 는 식 (14)에 보인 A_{eq} , α 는 참고문헌(24)의 데이터를 사용하여 결정할 수 있으므로 각함수만 결정이 되면 된다. 각함수를 결정하기 위해서는 유한요소해석이 요구되며 이는 3, 4장에서 다룬다.

3. 유한요소해석

균열선단에서의 크리프 변형거동을 관찰하기 위해 ABAQUS ver. 6.5⁽²⁵⁾를 사용하였다. 유한요소 모델은 표준형 1T C(T) 시편의 제원을 따랐으며, 균열면을 대칭축으로 하여 시편의 상부 반만 2차원으로 모델링 하였다. 유한요소모델을 Fig. 1에 나타내었다. 시편의 폭(W)과 균열길이(a)의 비(a/W)는 0.5로 하였다. 요소타입은 8절점 평면변형률 감차적분요소인 CPE8R을 사용하였다. 하중은 실제 실험에서와 같이 강체로 모델링한 핀을 통해서

Table 1 Mechanical properties of directionally solidified Ni-base superalloy at 870 °C⁽¹⁰⁾

Direct.	Temp. (°C)	Elastic Modulus, E (GPa)	Creep Constants	
			A (MPa ⁻ⁿ · h ⁻¹)	n
L	870	110	3.24e-24	7.18
T			3.48e-21	

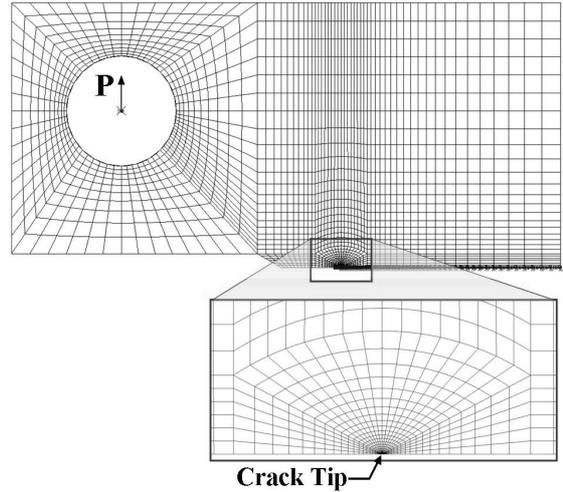


Fig. 1 Two-dimensional finite element mesh for standard C(T) specimen

가하였다. 이때 핀과 시편의 핀 홀 사이의 접촉면에는 접촉 요소면을 배치하였으며, 마찰계수는 0.3을 사용하였다. 재료는 탄성-2차 크리프 거동을 한다고 가정하였다. 기계적 물성은 방향성 응고된 니켈기 초합금강의 870°C 물성⁽¹⁰⁾을 참조 값으로 사용하였다. 기계적 물성값을 Table 1에 나타내었다. 균열선단 주위에서 크리프 영역의 형상 및 발달과정을 관찰하기 위해 ABAQUS 사용자 서브프로그램 (user subroutine)을 사용하였다.

유한요소해석은 탄성물성과 크리프 응력지수는 등방성($E=100$ GPa, $\nu=0.3$, $n=7.18$)이고 크리프 계수만 횡방향으로 등방성인 재료에 대해 수행되었다. 해석 조건은 하중방향(y -축)과 균열방향(x -축)의 크리프 계수비 $R_t (=A_y/A_x)$ 가 0.01과 100일 때로 정하였다. 여기서 $R_t = 0.01$ 은 이방성 주방향(L 방향)을 하중방향과 일치시킨 경우이고, $R_t = 100$ 은 이방성 주방향을 균열방향과 일치시킨 경우이다. 유한요소해석 조건에서의 균열방향과 하중방향을 Fig. 2에 나타내었다. 전단방향 크리프 계수(A_{xy})는 A_x 와 A_y 값 사이에 존재한다고 가정하여 관계식 $A_{xy} = \min[A_x, A_y] + R_s \cdot (|A_x - A_y|) / 10$ 로부터 결정하였다. R_s 는 1, 3, 5, 7 그리고 9로 하였다. 여기서 R_s 값의 감소는 A_{xy} 값이 크리프 저항성이

Table 2 Conditions of finite element simulation for transversely isotropic creep behavior

$R_t (= A_y/A_x)$	0.01	100
A_x	3.24e-22	3.24e-24
A_y	3.24e-24	3.24e-22
A_z	3.24e-22	3.24e-22
A_{xy}	$R_s = 1, 3, 5, 7, 9$	

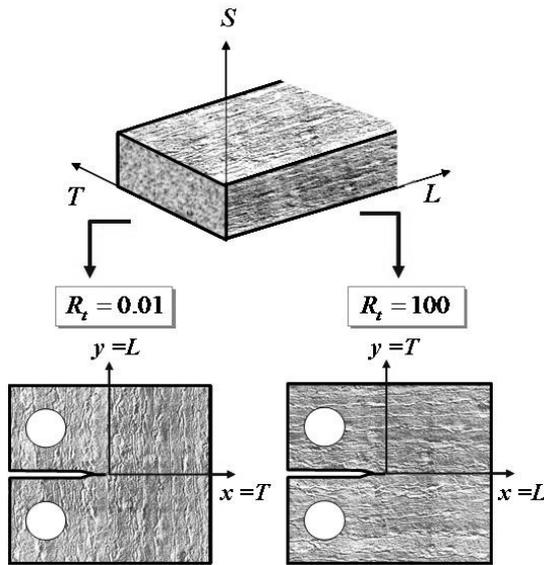
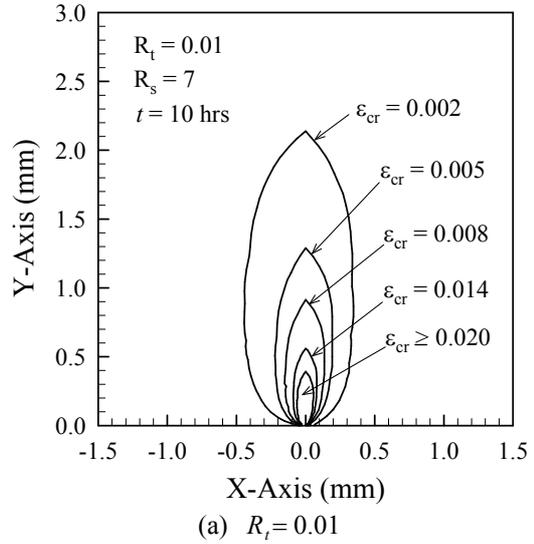


Fig. 2 Schematic representation for the conditions of finite element analysis (L is longitudinal; T is transverse)

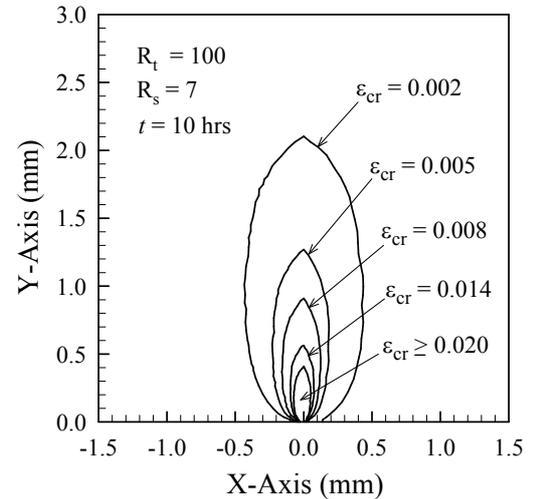
높은 L 방향 크리프 계수 값에 근접함을 의미한다. 유한요소해석은 총 10 가지 경우에 대해 수행하였다. 이방성 해석 조건을 Table 2 에 정리하였다. 모든 유한요소 모델들에 대해 부하하중은 $K = 55 \text{ MPa} \sqrt{m}$ 을 일정하게 가하였다.

4. 유한요소해석 결과 및 고찰

유한요소해석 결과 얻은 균열선단 주위의 누적된 등가 크리프 변형률 분포 예를 Fig. 3 에 나타내었다. 결과에서 크리프 변형률은 크리프 계수비 (R_t)와 무관하게 y-축 방향 (하중방향)으로 길게 분포하였다. 또한, 균열선단에서 y-축을 중심으로 좌우대칭 구조를 이루었다. Fig. 3 의 결과 중 크리프 변형률 (ϵ_{cr})이 0.002 일 때를 비교하여 Fig. 4 에 나타내었다. Fig. 4 에서 원점으로부터 y-축 방향으로의 크리프 변형률 크기는 0.036mm 차이를 보였다. 즉, $R_t = 0.01$ (L-방향 하중, T-방향 균열)일 때가 $R_t = 100$ (T-방향 하중, L-방향 균열)일 때 보다 1.7% 정도 크다. 반면, 균열선단 전방에서는



(a) $R_t = 0.01$



(b) $R_t = 100$

Fig. 3 Distribution of equivalent creep strain at the vicinity of the crack-tip.

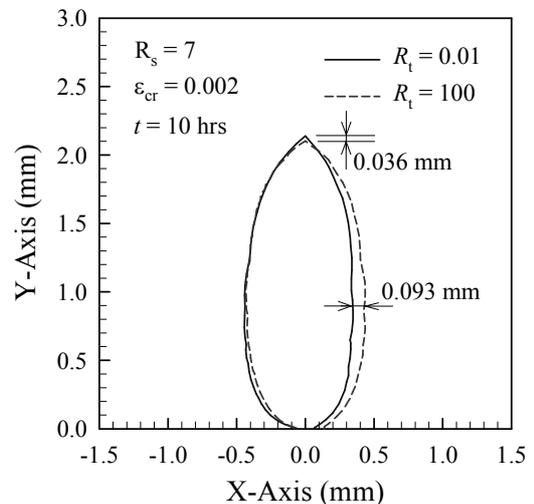


Fig. 4 Comparison between equivalent creep strains for $R_t = 0.01$ and $R_t = 100$ when $R_s = 7$

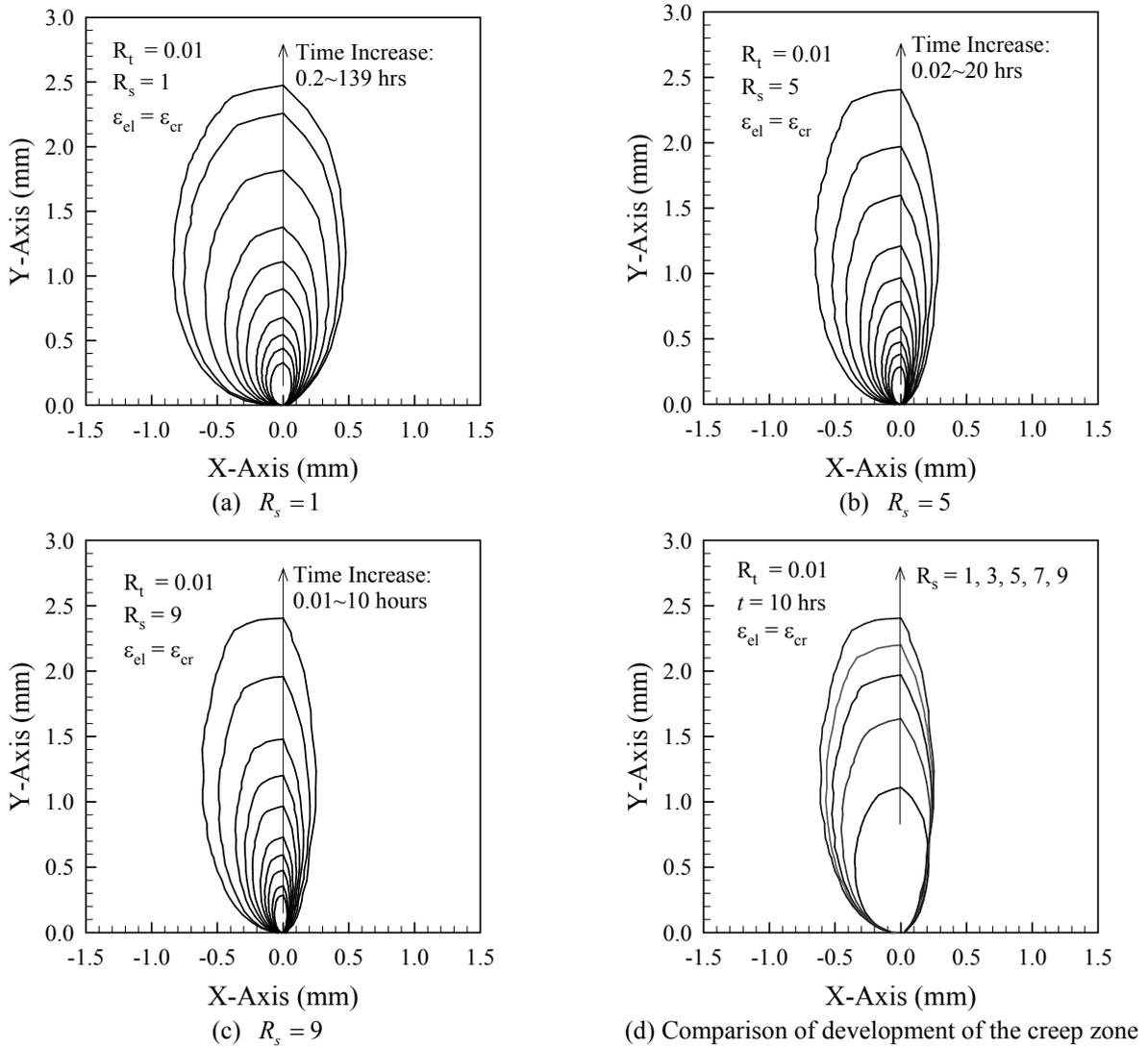


Fig. 5 Development of the creep zone with time when $R_t=0.01$

$R_t=100$ 일 때가 $R_t=0.01$ 일 때 보다 원점으로부터 24.7% 더 큰 0.093mm의 차이를 보였다. 균열 선단 후방에서의 최대 크리프 영역 크기는 두 조건이 거의 유사하였다.

Fig. 5와 Fig. 6은 시간경과에 따른 크리프 영역의 발달과정 및 형상을 보여준다. 크리프 영역의 관찰 범위는 1장에서 설명한 Ma 등⁽²⁰⁾이 제안한 SSC 기준을 따랐다. 이들 결과로부터 R_s 값이 증가(전단방향 크리프 계수가 크리프 저항성이 낮은 등방성 평면의 크리프 계수값에 근접)함에 따라 크리프 영역의 형상은 좁고 길게 발달하였다. 또한, SSC 기준에 도달하는 시간 역시 짧았다. 크리프 영역의 크기는 $R_t=100$ 의 $R_s=1$ 일 때를 제외하고는 모든 해석 조건에서 균열선단 후방에서 크게 발달하였다. 이는 등방성 재료의 크리프 변형

거동⁽²⁰⁾과 달리 횡방향으로 등방성인 재료의 균열선단 크리프 변형 거동이 균열선단 후방에서 지배적임을 보여준다. Fig. 5와 Fig. 6의 (d)는 동일한 시간에서 R_s 에 따른 크리프 영역의 크기를 비교한 것이다. 결과로부터 R_s 가 증가함에 따라 크리프 영역의 크기도 크게 발달하였다. 즉, R_s 가 크리프 영역의 발달에 큰 영향을 주고 있음을 알 수 있다.

Fig. 7은 $R_t=7$ 인 경우, $R_t=0.01$ 과 $R_t=100$ 일 때의 크리프 영역 크기 및 형상을 비교한 것이다. 결과는 두 경우 모두 크리프 변형이 균열선단 후방에서 지배적임을 명확히 보여주고 있다. 즉, $R_t=0.01$ 인 경우 크리프 영역 크기는 균열선단을 중심으로 후방 0.571 mm, 전방 0.244 mm로 그 비가 2.3:1.0이었고, $R_t=100$ 인 경우는 후방 0.492

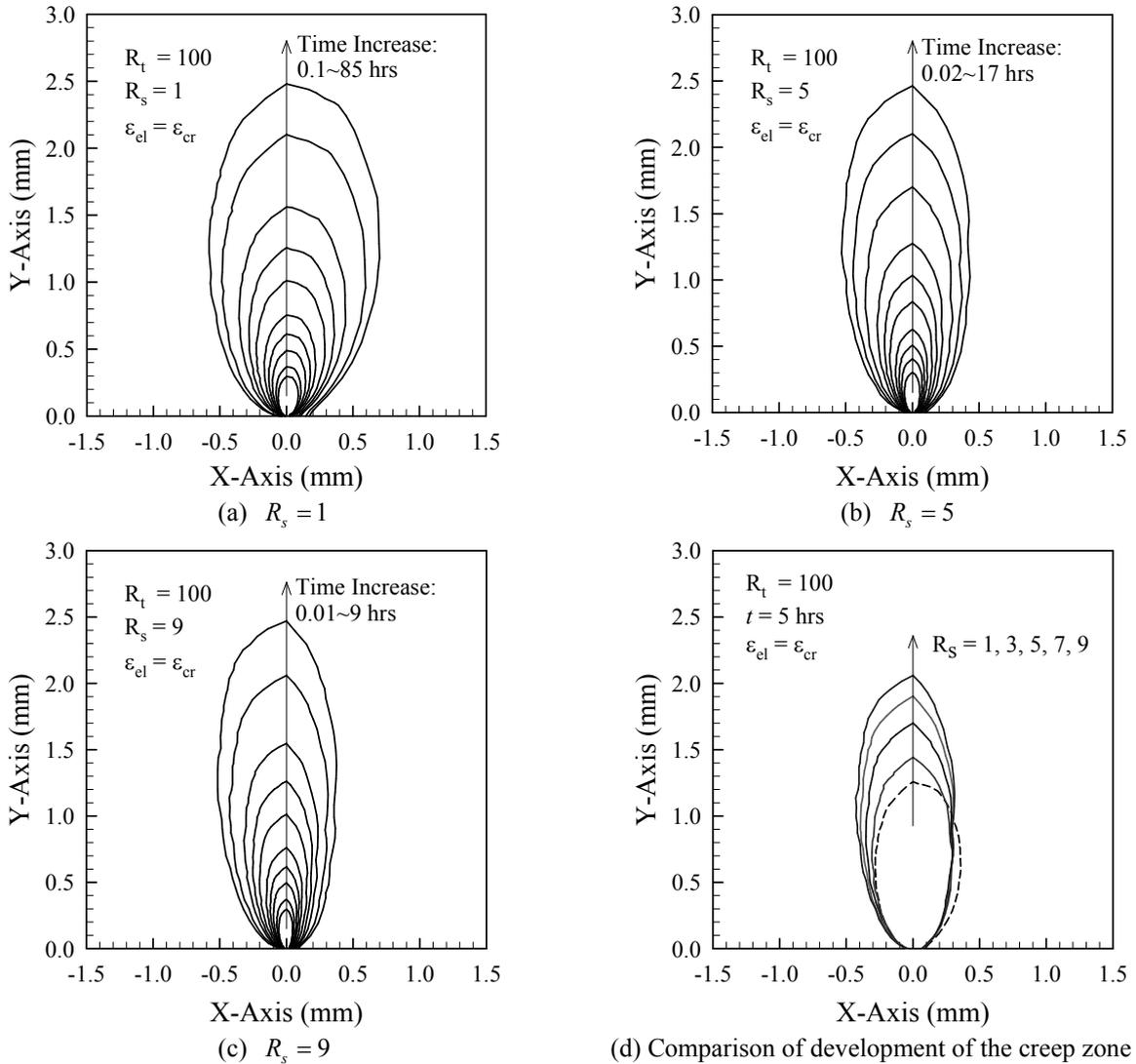


Fig. 6 Development of the creep zone with time when $R_t=100$

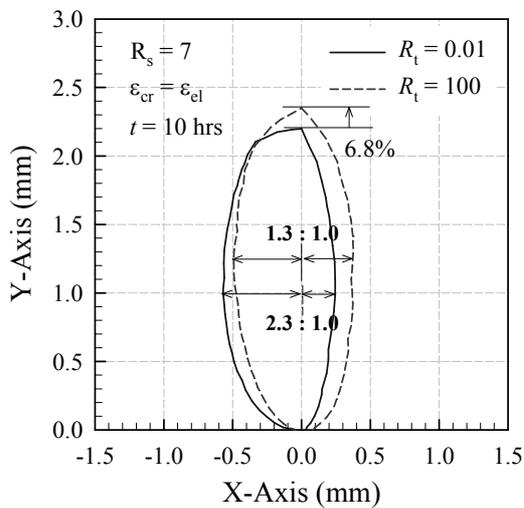
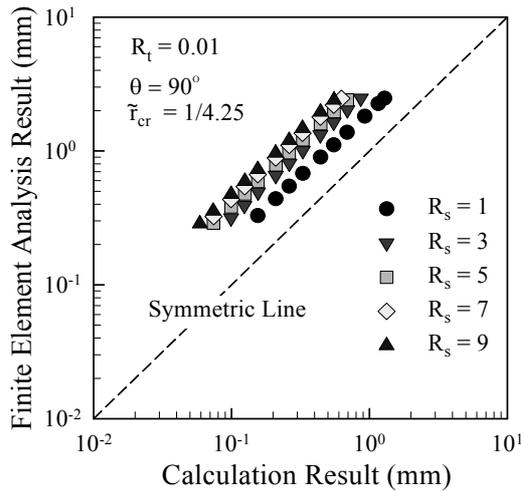


Fig. 7 Comparison between creep zones of $R_t=0.01$ and $R_t=100$ when $R_s=7$

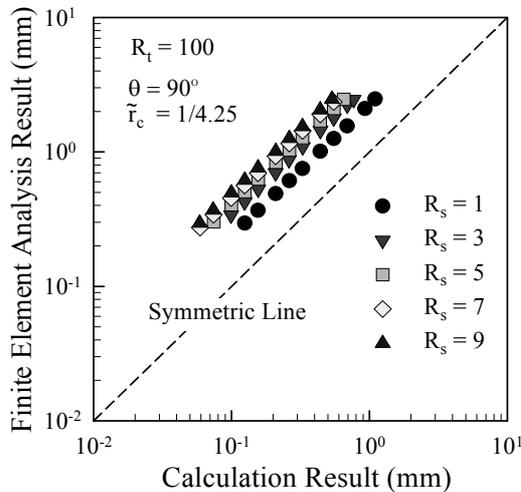
mm, 전방 0.373 mm로 1.3:1.0의 비를 보였다. y-축 방향으로의 크리프 영역 크기는 $R_t=100$ 일 때가 $R_t=0.01$ 일 때보다 6.8% 정도 더 크게 발달하였다. 이 결과는 Fig. 4에 보인 누적된 등가 크리프 변형을 비교결과와 반대 양상을 보인다. 이는 크리프 저항성이 큰 방향으로 하중이 작용할 때 크리프 변형을 뿐 아니라 탄성 변형률도 높게 발생하기 때문에 탄성 변형률과 크리프 변형률이 같은 점들의 궤적으로 정의되는 크리프 영역이 작게 평가되기 때문으로 사료된다. 크리프 영역의 형상 및 지배 영역의 위치가 균열 선단 크리프 변형 거동을 특성화 하는데 미치는 영향에 대해서는 본 논문의 뒷부분에 이방성 각함수 값 결정 부분에서 논의하기로 한다.

Table 3 Corrected values of \tilde{r}_c , when $\theta = 90^\circ$

R_t (A_y/A_x)	R_s				
	1	3	5	7	9
0.01	0.476	0.718	0.875	0.988	1.093
100	0.543	0.780	0.929	1.050	1.142



(a) $R_t = 0.01$



(b) $R_t = 100$

Fig. 8 Comparison of creep zone sizes obtained from the result of finite element analysis and calculated using Eq.(1), $\tilde{r}_c = 1/4.25$ and A_{eq}

균열선단 특이장에서 횡방향으로 등방성인 크리프 변형 거동을 고찰하고자 한다. 이를 위해 식 (15)를 사용하여 크리프 영역의 크기를 계산하였다. 이때, 각함수 \tilde{r}_c 는 등방성 재료에서 일반적으로 사용되는 $\theta = 90^\circ$ 일 때의 값 $1/4.25^{(20)}$ 이 사용되었다. 무차원 함수 I_n 은 참고문헌 (24)에 주어진 데이터 테이블을 사용하여 결정하였다. 또한, Fig. 5~6 에 보인 유한요소해석 결과로부터 $\theta = 90^\circ$ 에서의 크리프 영역

크기를 분석하였다. 크리프 영역의 크기에 대해 이론식을 사용한 계산값과 유한요소해석을 통해 얻은 결과값들을 비교하여 Fig. 8 에 도시하였다. 비교 결과에서 두 값들 사이에 큰 차이가 발생하였다. 하지만, 선형성(linearity)은 유지되었다. 따라서, 선형성에 기초하여 각함수 \tilde{r}_c 값을 보정하였다. 보정 결과 얻은 \tilde{r}_c 값들을 Table 3 에 정리하였다. Table 3 에 보인 결과로부터 \tilde{r}_c 은 균열방향과 하중방향의 크리프 계수비 R_t 보다 전단방향의 크리프 계수에 대한 의존도가 높음을 알 수 있다. 여기서 $R_s = 7$ 일 때의 \tilde{r}_c 값을 살펴보면, $R_t = 100$ 일 때가 $R_t = 0.01$ 일 때에 비해 6.3% 정도 크다. 이 값은 Fig. 7 에서 $R_t = 100$ 일 때가 $R_t = 0.01$ 일 때에 비해 y-축 방향 크리프 영역의 크기가 6.8% 정도 큰 것과 유사한 결과 값이다. 이 결과를 통해 크리프 영역의 형상이나 크리프 변형이 지배적인 위치는 \tilde{r}_c 값에 미치는 영향이 작음을 알 수 있다. 다시 말해, \tilde{r}_c 값은 균열선단 에서 균열면에 수직인 하중방향으로의 크리프 영역 크기에 주로 의존함을 알 수 있다. 하지만, 향후 이방성 재료에 대해 균열선단 파괴매개변수 연구를 위해서는 크리프 영역의 형상 및 크리프 변형이 지배적인 위치에 대한 심도 있는 고찰이 필요할 것이다. 왜냐하면, 균열선단 파괴매개변수 C_t 계산식은 본 연구에서 다룬 변수들(A, I_n, \tilde{r}_c) 외에도 이방성 효과를 반영해야 하는 변수들을 포함하고 있기 때문이다.

5. 결론

횡방향으로 등방성인 재료의 균열선단 크리프 변형 거동에 관해 연구하여 다음과 같은 결론들을 얻었다.

- (1) 횡방향으로 등방성인 재료의 균열선단 크리프 변형 거동을 평가하기 위해 크리프 구성방정식과 등가 개념의 크리프 계수 계산식을 유도하였다.
- (2) 균열선단 주위의 누적된 등가 크리프 변형률은 이방성 크리프 계수비와 무관하게 하중방향 축을 중심으로 좌우 대칭구조로 발달하였다. 하지만 Riedel & Rice 정의에 따른 크리프 영역은 균열선단 후방에서 크게 발달하였고, 크리프 영역의 형상은 전단방향 크리프 계수값이 커질수록(크리프 저항성이 낮아질수록) 좁고 길게 발달하였다. 이러한 경향은 이방성 주방향(크리프 저항성이 높은 방향)으로 하중이 가해졌을 때 뚜렷이 나타났다.
- (3) 등방성 재료에서의 각함수 값을 사용하여 계산된 크리프 영역 크기 계산값은 유한요소해석으로부터 얻은 결과값과 큰 차이를 보였다. 하지

만, 선형성은 유지되었다. 따라서 선형성에 기초하여 각함수 \tilde{r}_c 값을 보정하였다. 보정된 각함수 값은 크리프 영역의 형상이나 크리프 변형이 지배적인 위치와 무관하였고, 균열선단에서 하중방향으로의 크기에 의존하였다.

후 기

이 논문은 2006년도 중앙대학교 학술연구비(일반연구비) 지원에 의한 것임.

참고문헌

- (1) Landes, J. D. and Begley, J. A., 1976, "A Fracture Mechanics Approach to Creep Crack Growth," *ASTM STP 590*, In Mechanic of Crack Growth, pp.128~148.
- (2) Nikbin, K. M., Webster, G. A. and Turner, C. E., 1976, "Relevance of Nonlinear Fracture Mechanics to Creep Cracking," *ASTM STP 601*, In Cracks and Fracture, pp.47~62.
- (3) Saxena, A., 1986, "Creep Crack Growth under Nonsteady-State Conditions," *ASTM STP 905*, Fracture Mechanics: 17th Volume, pp.185~201.
- (4) Ma, Y. W., Baek, U. B. and Yoon, K. B., 2002, "Evaluation of Creep Fatigue Crack Growth Behavior of 9Cr Steel Employing Creep Reversal Parameter," *Transaction of the KSME (A)*, Vol.26, No.7, pp.1453~1460.
- (5) Yoon, K. B., Saxena, A. and McDowell, D. L., 1992, "Influence of Crack Tip Cyclic Plasticity on Creep-Fatigue Crack Growth," *ASTM STP 1131*, pp.367~392.
- (6) Adefris, N., 1993, "Creep-Fatigue Crack Growth Behavior of 1Cr-1Mo-1/4V Rotor Steel," *Doctoral Thesis*, School of Materials Science and Engineering, Georgia Institute of Technology, Atlanta, GA.
- (7) Saxena, A., 1981, "A Model for Prediction the Effect of Frequency on Fatigue Crack Growth Behavior at Elevated Temperature," *Fatigue of Engineering Materials and Structures*, Vol.3, pp.247~255.
- (8) Yoon, K. B., Saxena, A. and Liaw, P. K., 1993, "Characterization of Creep-Fatigue Crack Growth Behavior under Trapezoidal Waveshape Using C_T -Parameter," *International journal of Fracture*, Vol.59, pp.95~114.
- (9) Bassani, J. L., Hawk, D. E. and Saxena, A., 1989, "Evaluation of the C_t Parameter for Characterizing Creep Crack Growth Rate in the Transient Regime," *ASTM STP 995*, pp.7~26.
- (10) Ibanez, A. R., 2003, "Modeling Creep Behavior in a Directionally Solidified Nickel Base Superalloy," *Doctoral Thesis*, School of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology, Atlanta, GA.
- (11) Gardner, B., Saxena, A. and Qu, J., 2001, "Creep Crack Growth Parameters for Directionally Solidified Superalloys," *Proc. 10th International Conference on Fracture (ICF10)*.
- (12) Gordon, A. P., Shenoy, M. M. and McDowell, D. L., 2005, "Simulation on Creep Crack Growth of a Directionally-Solidified Ni-Base Superalloy," *Proc. 11th International Conference on Fracture (ICF11)*.
- (13) Schubert, F., Fleury, G. and Steinhaus, T., 2000, "Modelling of The Mechanical Behavior of the Single-Crystal Turbine Alloy CMSX-4 During Thermo-mechanical Loading," *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, Vol.8, pp.947~957.
- (14) Voyiadjis, G. Z. and Zolochovsky, A., 1988, "Modeling of Secondary Creep Behavior for Anisotropic Materials with Different Properties in Tension and Compression," *International Journal of Plasticity*, Vol.14, No.10-11, pp.1059~1083.
- (15) Bhatnagar, N. S. and Gupta, R. P., 1967, "On the Constitutive Equations of the Orthotropic Theory of Creep," *Wood Science and Technology*, Vol.1, pp.142~148.
- (16) Betten, J., 1981, "Creep Theory of Anisotropic Solids," *Journal of Rheology*, Vol.25, No.6, pp.565~581.
- (17) Matan, N., Cox, D. C., Carter, P., Rist, M. A., Rae, C. M. F. and Reed, R. C., 1999, "Creep of CMSX-4 Superalloy Single Crystals: Effects of Misorientation and Temperature," *Acta Mater.*, Vol.47, No.5, pp.1549~1563.
- (18) Gunturi, S. S. K., Maclachlan, D. W. and Knowles, D. M., 2000, "Anisotropic Creep in CMSX-4 in Orientations Distant from <001>," *Mater. Sci. Eng. A*, Vol.289, pp.289.
- (19) Riedel, H. and Rice, J. R., 1986, "Tensile Cracks in Creeping Solids," *ASTM STP 700*, pp.112~130.
- (20) Ma, Y. W. and Yoon, K. B., 2009, "Criteria for Small Scale Creep Testing Condition and Correction of C_t Evaluation Scheme," *Journal of Testing and Evaluation*. (submitted)
- (21) Hill, R., 1950, "The Mathematical Theory of Plasticity," Clarendon Press, Oxford, *Oxford Engineering Science Series*.
- (22) Saxena, A., 1998, "Nonlinear Fracture Mechanics for Engineers," *CRC Press*.
- (23) Shih, C. F., 1983, "Tables of Hutchinson-Rice-Rosengren Singular Field Quantities," *MRL E-147*, Brown University.
- (24) Pan, J. and Shih, C. F., 1986, "Plane Strain Crack Tip Fields for Power-Law Hardening Orthotropic Materials," *Mechanics of Materials*, Vol.5, pp.299~316.
- (25) Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 2005, ABAQUS Version 6.5.