

1차 크리프 속도를 고려한 크리프 균열 진전의 유한요소 해석

최 현 창*
(1998년 10월 9일 접수)

Finite Element Analysis of Creep Crack Growth Behavior Including Primary Creep Rate

Hyeon Chang Choi

Key Words: Creep Crack Growth(크리프 균열 진전), Finite Element Analysis(유한 요소 해석), Stress Fields(응력장) Secondary Creep Rate(2차 크리프 속도), Primary Creep Rate(1차 크리프 속도), Riedel-Rice(RR) Stress Field(RR응력장), Hart-Hui-Riedel(HR) Stress Field(HR응력장), Prime Stress Field(Prime 응력장), Crack Tip Profile(균열 선단 형상)

Abstract

An elastic-viscoplastic finite element analysis is performed to investigate detailed growth behavior of creep cracks and the numerical results are compared with experimental results. In Cr-Mo steel stress fields obtained from the crack growth method by mesh translation were compared with both cases that the secondary creep rate is only used as creep material property and the primary creep rate is included. Analytical stress fields, Riedel-Rice(RR) field, Hart-Hui-Riedel(HR) field and Prime(named in here) field, and the results obtained by numerical method were evaluated in details. Time vs. stress at crack tip was showed and crack tip stress fields were plotted. These results were compared with analytical stress fields. There is no difference of stress distribution at remote region between the case of 1st creep rate + 2nd creep rate and the case of 2nd creep rate only. In case of slow velocity of crack growth, the effect of 1st creep rate is larger than the one of fast crack growth rate. Stress fields at crack tip region are, in order, Prime field, HR field and RR field from crack tip.

1. 서론

Cr-Mo강은 주로 고온 고압 환경인 발전용 및 대형 선박용 보일러, 증기터빈 및 압력 용기 등에 사용된다. 고압 상태 하에서 장기간 가동됨에 따라 재료의 취약 부위에 결함이 발생하게 된다. 이 경우의 주 손상 기구로는 크리프 및 파괴 현상 및 파괴-크리프에 기인한 것으로 알려져 있다. 크리프 현상으로 인하여 열화 된 재료는 균열이 발생되고, 이들 균열은 기기가 가동함에 따라 진

전하게 되고, 파괴된다. 이러한 균열은 선단 영역의 변형을 및 변위장의 변화 및 손상을 초래하는 재료의 미시 조직 기구 등의 직접적인 영향을 받는다. 최근 Cr-Mo강 또는 Cr-Mo-V강으로 된 노후 플랜트의 사용 수명 연장에 대한 요구가 증대됨에 따라, 설비의 사용, 보수, 교체 및 폐기를 위하여 필요한 기기의 잔여 수명 예측 기술이 관심사로 되고 있다. 고온 플랜트의 주요 기기인 보일러 가열기 헤더(boiler superheater header), 주 증기관(main steam piping), 터빈, 터빈 케이싱 및 압력 용기 등에 대하여 수명 예측을 정확히 하기 위해서 균열 성장에 관한 자세한 연구가 필요하다. 고온 파괴 역학(high temperature fracture mechanics)을 이용해 이러한 해석을 수행

* 회원, 동명정보대학교 정보공학부

하게 되는데, 여기에서 도입된 여러 가지 파괴 역학 인자들을 도입하여 수명 평가식에 사용하고 있다. 실제 실험을 통하여 얻어지는 변위 곡선 및 균열 진전 속도 등과 고온 파괴 역학 인자들의 관계식으로부터 균열 진전 속도식 및 수명 예측식이 결정되고 있다. 이들 식들을 정확히 결정하기 위해서는 균열 진전 시의 균열 선단 및 시험편의 변위장 및 응력장에 관한 정확한 값들이 결정되어야 한다. 하지만 실험을 통해 얻어지는 측정값들은 매우 제한되어 있으므로 많은 연구자들에 의해 다른 방법에 의해 연구되고 있는 실정이다. 이들 방법 중에 하나로 유한요소법(finite element method)이 많이 이용되고 있다. 최근 연구에서 유한요소 모델의 격자 천이 법(mesh translation method)을 이용해 균열 진전을 수행하여 선단 절점 해지에 따른 응력장의 변화를 최소화하고 실제 균열 진전 상황에 가깝도록 해석을 수행하였다^(1,2). 이로부터 크리프 균열 진전 거동에 1차 크리프 속도, 2차 크리프 속도, 순간 소성의 물질 상수 등의 유무에 따른 거시적 변화(하중선 변위), 유한 요소 모델의 요소 크기의 영향, 재질 변화에 따른 결과 비교 및 평면 변형률과 평면 응력에 따른 유한 요소 해석 결과들을 실험 결과^(3,4)와 비교를 통해 유한요소 해석방법의 유용성을 검토하였다^(1,2). 최근의 연구 결과⁽⁵⁾에 의하면 실제 구조물의 수명 평가시 2차 크리프 계수만 고려한 수명 평가 예측 결과가 1차 크리프 계수를 포함하여 얻은 예측 수명보다 안전 측으로 나타남을 보고하고 있다. 이로 인해 만약 1차 크리프 계수를 크리프 균열 진전 거동에 포함시키지 않으면 비보수적(non-conservative) 예측을 할 가능성이 있는 것으로 알려져 있다.

본 연구에서는 크리프 현상들을 자세히 평가하기 위하여 유한 요소 모델에 의해 탄-점성 해석을 수행, 균열 선단 영역에서 발생하는 균열 진전 및 균열 선단 응력장의 거동을 연구 고찰하였다. 지금까지 대부분의 유한요소 해석을 통한 크리프 균열 진전시 2차 크리프 속도만 고려했지만, 여기서는 1차 크리프 속도의 영향을 비교적 많이 받는 것으로 알려진 Cr-Mo강에서 1차 크리프 속도를 고려했을 때의 균열 선단의 응력장을 구하였다. 이로부터 2차 크리프 속도만 포함한 경우와의 자세한 비교를 수행하였다. 균열 선단에서 먼 영역의 응력 분포를 비교하고, 점차 선

단 영역을 접근하면서 1차 크리프 속도의 영향을 평가하였다. 크리프 상태에서 유지 시간 및 선단에서의 거리에 따른 응력 변화를 이론 응력장과 비교 검토하였다.

2. 크리프 구성 방정식

일반적으로 고온 크리프 영역에서 균열이 성장할 때 초기 단계에도 이미 선단 가까운 영역은 2차 크리프 상태에 도달하지만 하중 초기상태는 시험 대부분은 1차 크리프가 지배적이고 차츰 시간이 흐름에 따라 선단 영역으로부터 2차 크리프의 영역이 성장해 가는 모델을 나타낸다.

탄성-크리프 거동 재료에서의 균열 선단 크리프 조건은 하중을 가한 후에는 크리프 영역이 균열 선단 부근에 작게 형성되어 있으며, 이를 SCC조건(small scale creep condition)이라 부른다. 이후 균열 진전이 안정 상태(steady state)가 되면 균열 선단으로부터 구조물 전체로 확장되고, 이를 EC조건(extensive creep condition)이라 한다. 'SCC조건과 EC조건'의 중간 단계를 TC조건(transition creep condition)이라 한다. SCC조건과 TC조건에서의 균열 선단 응력장은 시간에 따라 변하게 된다. 탄성, 크리프 및 초기 소성 변형의 재료는 평면 변형률 상태하의 모드 I의 균열 형상을 가진다. 총 변형률 변화율(total strain rate)은 탄성 변형률 변화율(elastic strain rate)과 크리프 변형률 변화율(creep strain rate)의 합으로 나타나고 다음 식과 같다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^c \quad (1)$$

탄성, 크리프 및 초기 소성 변형의 재료는 평면 변형률 상태하의 모드 I의 균열 형상을 가진다. 처음에는 비교를 위해 크리프 속도는 2차 크리프 속도에 의한 변형률만 존재하는 경우만 해석을 수행한다. 이 때 변형률은 탄성 변형률과 지수법칙에 따라 변형하는 2차 크리프 변형률로 다음 식 (2)과 같이 나타난다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + B(\bar{\sigma})^n \frac{S_{ij}}{\sigma} \quad (2)$$

여기서 $s_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij} (\sigma_{kk}/3)$ 는 편차 응력이고, $\bar{\sigma} = [(3s_{ij}s_{ij})/2]^2$ 는 미세스 유효 응력이고 B와 n은 재료상수이다. 한편 1차 크리프를 포함할 경우의 총 변형률은 다음과 같이 나타낸다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}^e_{ij} + B_1 \bar{\epsilon}^{-p} \bar{\sigma}^{m(1+p)} \frac{S_{ij}}{\sigma} + B (\bar{\sigma})^n \frac{S_{ij}}{\sigma} \quad (3)$$

여기서 B₁, p 및 m은 1차 크리프 현상을 나타내는 재료상수이다.

갑자기 가해진 하중에 대하여, 재료는 크리프 변형을 하는데 시간이 걸리므로 처음에는 탄성 거동을 하는데 균열 선단 응력장은 다음과 같다.

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (4)$$

여기서 K_I은 탄성 응력 강도 계수, f_{ij}는 θ의 무차원 함수이다. 식 (2)에 보여준 자승 법칙을 따르는 n>3의 금속 재료는 높은 균열 선단 응력으로 인해 매우 큰 균열 선단 변형을 초래한다. 이때의 응력장은 탄소성 파괴 역학의 Hutchinson-Rice-Rosengren(HRR)영역의 형태와 같은 형태를 나타낸다.⁽⁶⁾

$$\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_0} = \left(\frac{C(t)}{\epsilon_0 \sigma_0 I_n r} \right)^{1/(n+1)} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta; n) \quad (5)$$

여기서 σ₀는 항복 응력이고, 함수 $\tilde{\sigma}_{ij}(\theta; n)$ 는 (3/2) $\tilde{\sigma}_{ij} \tilde{\sigma}_{ij}$ 가 θ에 대해서 최대값이 1이 되도록 무차원화 했다. 상수 I_n는 r→0일 때 평면 변형률의 경우 3.8에서 6.3의 값을 갖는다. 근사치C(t)는 Riedel과 Rice에 의해 모드 I 균열에 대하여 다음과 같이 얻었다.⁽⁷⁾

$$C(t) = \frac{(1-\nu^2)K_I^2}{(n+1)Et} = \frac{J_w}{(n+1)t} \quad (6)$$

여기서 J_w는 균열 선단에서 충분히 먼 영역의 J 적분 값을 나타낸다. 여기서는 식 (6)을 대입한 식 (5)의 응력장을 RR(Riedel-Rice)영역이라 한다.⁽⁷⁾ 한편 균열이 진전하는 상태의 균열 선단 응력장은 Hart와 Hui 및 Riedel에 의해 제안되었다. 이 HR영역은 다음과 같은 식으로 나타낸다.

$$\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_0} = \left(\frac{\beta_n \left(\frac{\sigma_0}{E} \right) a}{\epsilon_0 r} \right)^{1/(n-1)} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta; n) \quad (7)$$

여기서 β_n는 수치적으로 결정되는 상수이고 $\tilde{\sigma}_{ij}(\theta; n)$ 는 무차원 함수이다. 이 식에서 응력장은 진전 속도에 의해 결정된다. 또한 1차 크리프 계수를 고려한 이론적 응력장은 Riedel⁽⁷⁾이 제안한 바와 같이 다음과 같다.

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{C_n^*}{[B_1(1+p)]^{1/(1+p)} I_n r} \right)^{1/(m+1)} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta; n) \quad (8)$$

$$C_n^* = a[B_1(1+p)]^{1/(1+p)} \sigma_{net}^{m+1} g_1(a/w, m)$$

여기서 C_n^{*}는 Riedel이 제안한 C^{*}에 대응하는 계수이고, σ_{net}는 가해진 하중을 균열 선단 전면의 면적으로 나눈 응력이고 g₁(a/w, m)은 (w/a-1)h₁/(1.455h η)ⁿ⁺¹인 형상 계수로 a는 균열 길이, w는 시험편 폭, h₁과 η는 형상 계수이다. 여기서 이 응력장을 Prime Field라 부른다.

3. 유한요소법

탄성-크리프 재료에서 모드 I 균열 성장 모델은 증분 요소 해석법으로 해석하였다. Owen 등⁽⁸⁾에 의해 제안된 θ임프리시트(implicit) 시간 적분법을 이용하여, 시간증분 Δt_n=t_{n+1}-t_n에 따라 축적되는 크리프 변형률의 증분은 다음과 같이 계산하였다. 결과식을 선형화 하기 위해 크리프 변형률 변화 텐서를

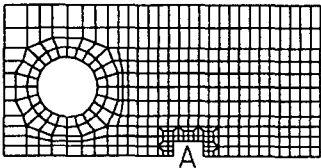
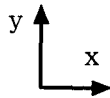
$\Delta \epsilon^c = \Delta t_n [(1-\theta) \dot{\epsilon}^c_n + \theta \dot{\epsilon}^c_{n+1}]$ 로 멱함수 급수전개를 이용해 다음과 같이 나타낸다.

$$\dot{\epsilon}^c_{n+1} = \dot{\epsilon}^c_n + \left(\frac{\partial \dot{\epsilon}^c}{\partial \sigma} \right)_n \Delta \sigma_n \quad (9)$$

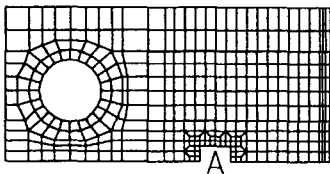
유한요소 방정식은 다음과 같은 증분 형태로 나타낼 수 있다.

$$[K]\{\Delta U\} = [\Delta F] \quad (10)$$

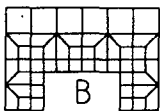
여기서 K 는 전체 강성 행렬이고, ΔU 는 절점 변위의 증분, 그리고 ΔF 는 크리프 영향에 의한 하중을 포함하는 절점 하중의 증분을 나타낸다.



(a) Mesh Configuration of Initial Crack Length



(b) Mesh Configuration of Final Crack Length



(c) Detailed Mesh "A"

(d) Detailed Mesh "B"

Fig. 1 The mesh used in the finite element analysis of a compact specimen.

유한요소 모델은 4절점 요소 630개와 695개의 절점으로 이루어져 있다. 최소 요소크기는 0.0159mm이다.

Fig. 1은 해석에 사용된 격자 형상을 나타낸다. Fig. 1(a)은 초기 균열 상태일 때의 형상이고, Fig. 1(b)은 균열이 진전한 후 최종 상태의 격자 형상을 나타낸다. Fig.1 (c)-(d)는 균열 선단 부위의 격자 모양을 확대하여 나타낸 형상이다. 균열이 격자의 가운데 위치하고 균열 진전에 따라 진전 양만큼 Fig. 1(c)-(d)가 오른쪽으로 천이(translation)하여 균열 진전을 나타내도록 하였다. Fig. 1(a)은 초기 균열진전 상태의 격자이고 일반적으로 사용되고 있는 격자 절점 해지법에 의해 균열 진전을 시키지 않고 안정 시간(stable time) 보다 작은 시간 증분에 진전 속도를 곱하여 진전 양을 결정하고 Fig. 1(c)-(d)의 격자 부분을 천이 시켜 균열 진전을 나타내도록 하여 해석을 수행하였다. 일반적으로 사용되고 있는 격자 절점 해지법에 의해 균열 진전을 시키지 않고 안정 시간(stable time) 보다 작은 시간 증분에 진전 속도를 곱하여 진전 양을 결정하였다.

$$\Delta s = \dot{a} \times \Delta t \quad (11)$$

여기서 Δs 는 균열진전 양, \dot{a} 는 균열진전 속도 및 Δt 는 시간 증분 양을 나타낸다. 균열 선단이 존재하는 격자 부분을 전체적으로 천이 시켜 균열 진전을 나타내도록 하여 해석을 수행하였다. 본 연구에서 사용한 컴퓨터는 슈퍼컴퓨터 IBM RS/6000 SP2를 사용하였다.

해석에 사용된 CT시험편은 두께 25.4mm, 폭은 50.8mm이다. 사용된 재료는 Saxena 등^(3,4)이 시험에서 얻은 고온 압력 용기 재료인 1.25Cr-0.5Mo 강의 물성치를 해석에 적용했다. 해석 온도는 538°C(1000°F)이고 하중은 15.35kN이고 해석에 사용된 재료의 물성치는 탄성계수 $E=140650$ MPa, 포아송비 $\nu=0.3$, 항복응력 $\sigma_0=131$ MPa, 2차 크리프속도상수와 지수는 각각 $B=1.462 \times 10^{-24}$ MPaⁿ hr⁻¹, $n=10.1$ 이고, 1차 크리프속도상수와 지수는 각각 $B_1=1.259 \times 10^{-26}$ MPa^m hr⁻¹, $m=10.32$, $p=0.82$ 를 사용했다. 여기서 σ_0 는 재료의 0.2% 항복 강도이다. 최초 균열은 23.9mm 위치에서

진전이 시작되도록 했고 균열진전 속도는 Saxena 등^(3,4)이 실험에서 얻은 속도를 이용하여, 진전 시간에 따라 변화하는 속도를 사용했다.

4. 해석 결과 및 검토

Fig. 2는 해석에서 얻어진 하중선의 변위값을 실험값과 비교한 결과이다. 해석 결과에서 알 수 있듯이 2차 크리프 속도만 사용한 결과가 실험치와 상당한 차이를 나타내고 있다. 이 결과는 Bassani 등의 결과와 비슷한 경향을 보여 주고 있는데 절점 해지법의 결과보다는 실험치에 가까운 결과를 저자가 보여준 바 있다.^(1,2) 여기에 나타난 바와 같이 전체 해석 시간에 걸쳐서 1차 크리프 계수를 포함시킨 결과는 실험 결과와 매우 비슷한 결과를 보여 주고 있다. 이로부터 Cr-Mo 강의 경우 1차 크리프 속도의 영향은 무시할 수 없는 인자로 확인할 수 있다.

유한 요소 크리프 균열 진전 해석을 수행하여 얻은 결과로 Fig. 3은 전체 시험편의 응력 상태를 나타낸 것이다. Fig. 3(a)-(d)는 t=200 hours와 1162hours 일 때 1차 크리프 속도를 포함한 경우

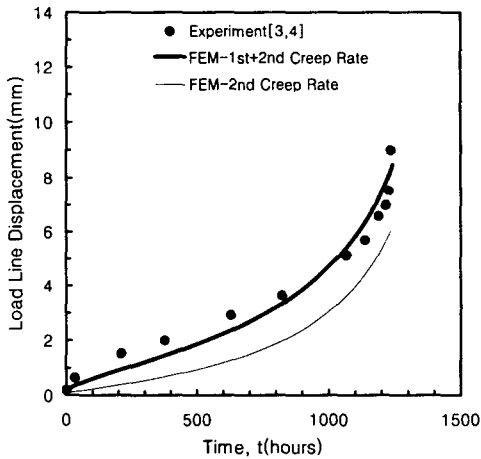


Fig. 2 Comparison between the experiment and the finite element estimation of the deflection as a function of time.

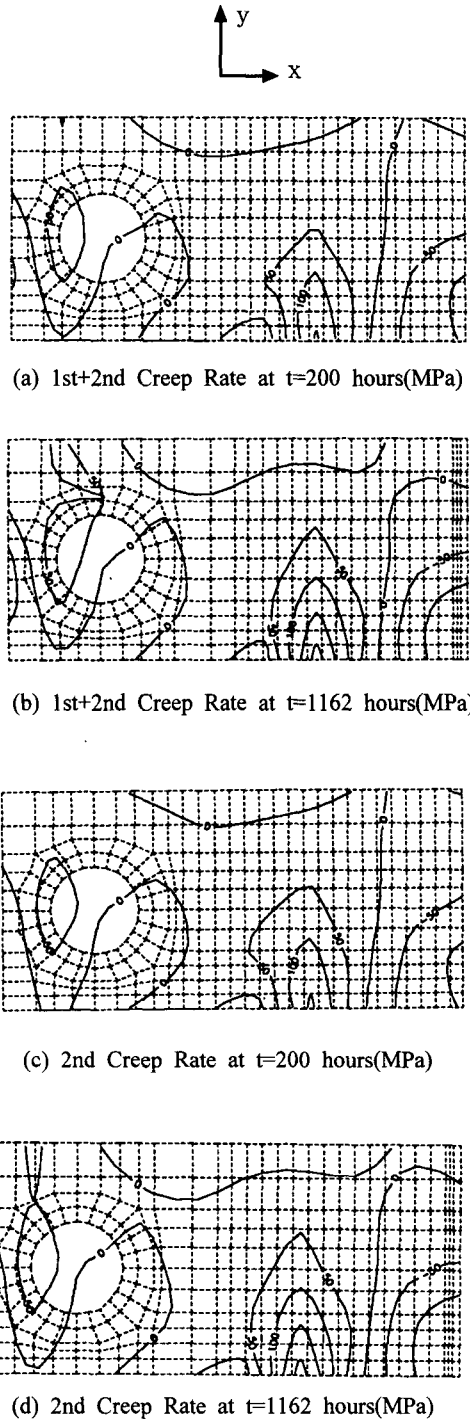


Fig. 3 The stress distributions of 1st creep rates + 2nd creep rates and 2nd creep rates only.

와 2차 크리프 속도 만 포함한 경우의 σ_{yy} 분포를 나타낸 그림이다. 균열 선단으로부터 등응력선으로 나타낸 것으로 전형적인 균열 존재 시의 응력 분포를 나타내고 있다. $t=200$ hours 일 때 두 경우에 대한 시험편 전체 응력 분포의 차이는 나지 않는 것으로 나타난다. 유사하게 $t=1162$ hours 일 때도 두 경우의 선단에서 비교적 멀리 떨어진 영역의 응력 분포의 차이는 나지 않는 것으로 나타난다.

Fig.4는 균열 선단에서 전방 방향으로 응력 값을 나타낸 것으로 $t=200$ hours, 815 hours 와 1162hours 일 때 1차 크리프 속도를 포함하였을 때와 포함치 아니하였을 때의 σ_{yy} 의 크기를 비교한 그림이다. $t=200$ hours 일 때는 앞에서 나타낸 바와 같이 두 경우 $t=815$ hours와 1162hours의 응력 차이가 다른 시간대의 응력 차이 보다 현저하게 나타난다. 시간이 경과됨에 따라 1차 크리프 속도의 영향이 줄어들고 있음을 알 수 있다. 저자의 연구 결과에서 보여준 하중선 변위의 차이가 1차 크리프 속도의 고려 유무와 시간에 따라 차이가 나는 현상은 균열 선단 전방 부위의 크리프 변형률의 누적에 의한 것임도 아울러 확인할 수 있다.

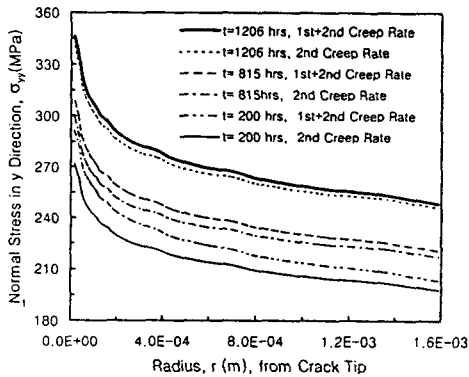


Fig. 4 The comparison of stress σ_{yy} changes of 1st creep rates + 2nd creep rates and 2nd creep rates only along crack surface direction.

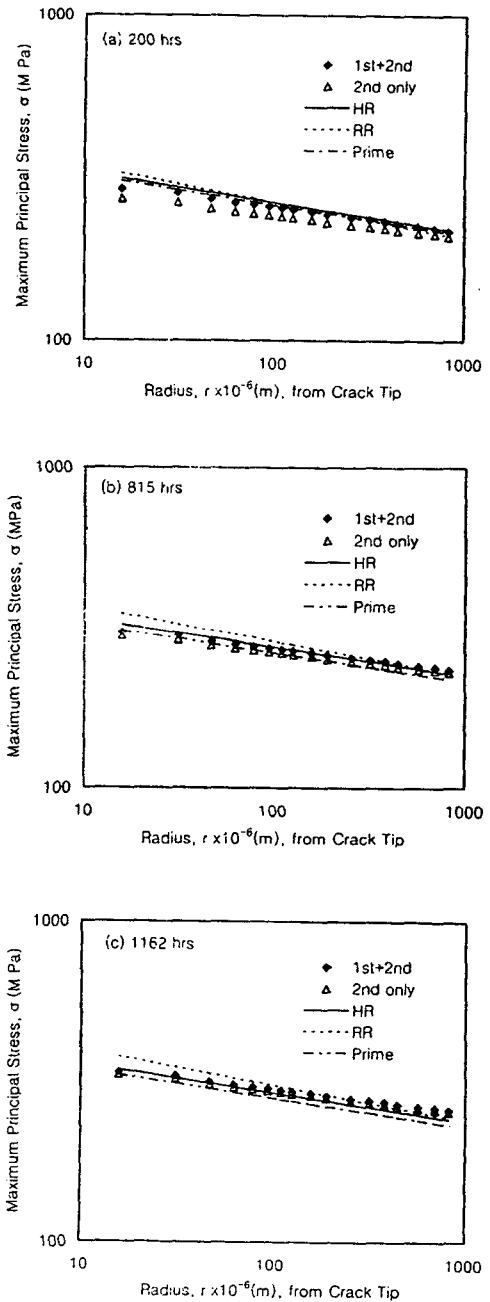


Fig. 5 Maximum principal stress versus distance from the crack direction from analysis with comparisons to the matching of the analytical crack-tip stress fields at (a) 200 hours, (b) 815 hours and (c) 1086 hours.

Fig. 5는 균열 선단에서 거리에 따라 균열 선단 전방 방향의 거리에 따라 σ_{yy} 의 변화를 이론적으로 구한 응력장과 유한 요소 해석에서 구한 값을 비교한 것이다. 계산 결과는 거리 r 의 $-1/(n-1)$ 의 로그 함수 기울기를 가진 HR장, $-1/(n+1)$ 의 로그 함수 기울기를 가진 RR장 및 $-1/(m+1)$ 의 로그 함수 기울기를 가진 Prime장의 이론 응력장과 비교하였다. $t=200$ hours일 때는 모든 영역에서 Prime장과 일치하는 경향을 Fig. 5(a)에서 보여준다. 진전 초기인 진전 속도가 빠르지 않는 경우에는 1차 크리프 상수의 영향을 많이 받고 있음을 알 수 있다. 2차 크리프 상수만을 고려하였을 때는 모든 이론응력장과는 상당한 차이를 나타내고 있다. Fig. 5(b)의 $t=815$ hours일 때는 선단 부근 영역은 HR장 및 Prime장과 일치하나 선단에서 멀어 질수록 RR장에 가까워진다. 균열 진전이 충분히 이루어졌을 경우에는 진전 거동의 응력장인 HR장과 비슷한 결과를 보여준다. Fig. 5(c)의 $t=1162$ hours인 균열 진전 속도가 빠른 경우는 어느 경우의 응력장과는 일치하지 않고 거리에 다른 경향을 보여주고 있다. 따라서 균열진전속도가 빠를 때는 이론적으로 제시하는 응력장은 잘 맞지 않음을 알 수 있다.

Fig. 5의 결과를 자세히 검토하기 위해 선단에서 $r=0.0159, 0.111$ 및 1.079 mm에서 진전 시간에 따른 최대 주응력의 변화를 나타낸 결과는 Fig. 6과 같다. 여기서 무차원화를 위해 σ_R, r_R 과 t_R 은 다음과 같다.⁽⁵⁾

$$\frac{\sigma_R}{\sigma_0} = \left(\frac{2\pi\beta_n \left(\frac{\sigma_0}{E} \right) a}{\epsilon_0 K_I^2 / \sigma_0^2} \right)^{1/(n-3)}, \quad r_R = \frac{K_I^2}{\sigma_0^2} \quad (12)$$

$$t_R = \frac{2\pi(1-\nu^2)r_R}{(n+1)\beta_n a}$$

선단에서 가장 가까운 $r=0.0159$ mm에서의 결과는 Prime장 비슷한 경향을 보여주고 있다. 1차 크리프 속도를 고려하지 않은 결과와는 크게 차이를 보여주지 않지만 2차 크리프 속도만 고려했을 때 조금 낮게 나타난다. $r=0.111$ mm에서 초기에는

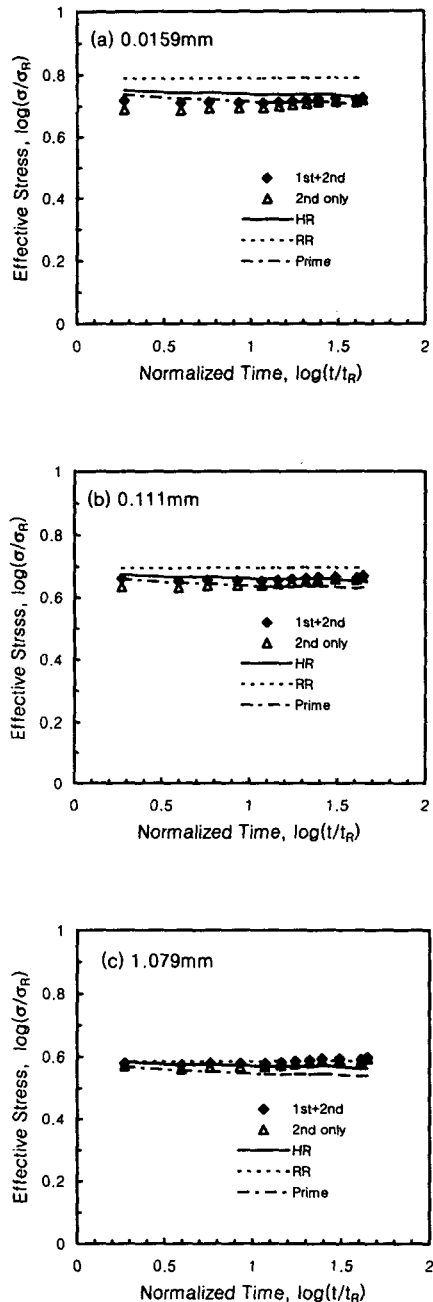


Fig. 6 Maximum principal stress versus time at radius from finite element calculations with comparisons to the matching of the analytical crack-tip stress fields:(a) 0.0159 mm (b) 0.111 mm (c) 1.079mm.

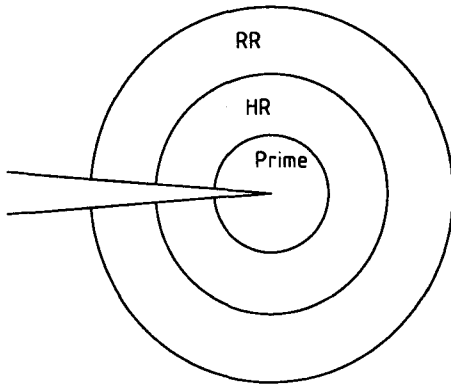


Fig. 7 Regions of dominance of the crack-tip stress fields.

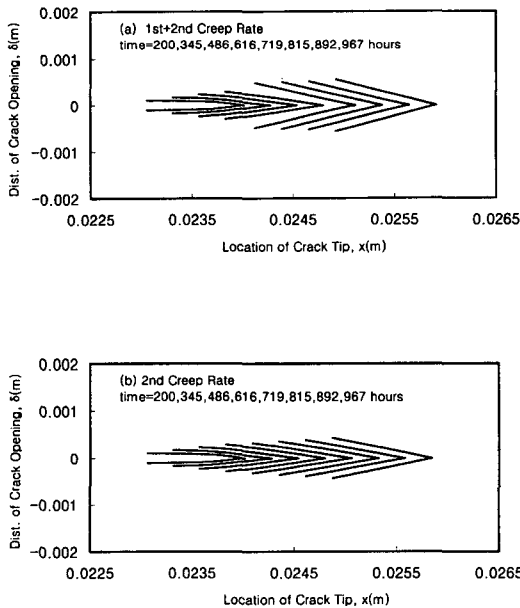


Fig. 8 Crack profiles of (a) 1st creep rate+ 2nd creep rate and (b) 2nd creep rate only.

Prime장과 거의 일치하고 시간이 지남에 따라 HR장으로 천이함을 알 수 있다. 선단에서 먼 영역인 $r=1.079\text{mm}$ 에서는 전반적으로 RR장에 가깝게 나타난다.

Fig.7은 1차 크리프 속도의 영향을 고려한 균열

선단 영역의 이론 응력장의 범위를 도식적으로 나타낸 그림이다. Bassani 등⁽⁶⁾이 보여준 천이 상태 균열 진전(transient crack growth) 거동 시 균열 선단 응력장은 선단 부근에 Prime장이 나타나는 것을 제외하고는 같은 양상을 보여 주고 있다. 선단 부위의 응력장은 1차 크리프 속도의 영향을 고려한 이론 응력장인 Prime장으로 나타나고, 이후부터는 천이 상태 균열 진전과 같은 HR장과 RR장의 순으로 나타난다.

Fig.8(a)-(b)는 균열 선단 형상을 시간에 따라 확대하여 나타낸 그림이다. Fig. 8(a)은 1차 크리프를 고려한 경우이고, Fig. 8(b)은 2차 크리프 속도 만 고려한 경우로 선단 형상은 균열면 수직 방향의 변위 차이를 보여주고 있다. 균열 선단은 실험 결과에서 관찰된 모양과 같게 나타나며, Bassani 등⁽⁶⁾의 선단 절점 해지법으로 구한 결과의 선상 형상과 비슷한 모양을 나타내고 있고 마찬가지로 균열이 진전함에 따라 선단 끝 모양이 더욱 날카로워 지는 경향을 나타내고 있다.

향후 연구과제로는 위의 결과를 이용하여 크리프 균열 진전 C_1 및 $C(t)$ 등과의 연관성을 조사하여 1차 크리프 속도의 영향이 진전 거동에 미치는 영향을 평가할 예정이다.

5. 결론

유한요소법을 이용하여 Cr-Mo강의 크리프 환경에서 균열 진전 거동에 미치는 1차 크리프 속도의 영향에 관한 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 1차 크리프 속도를 고려한 경우와 2차 크리프 속도 만 고려한 경우의 균열 진전 거동 시 선단에서 멀리 떨어진 영역의 응력 분포는 거의 차이가 없다.

(2) 균열 선단에서 가까운 영역에서는 진전 속도가 느린 초기에 1차 크리프 속도의 영향이 비교적 크게 작용해 선단 전방 부위에는 응력 분포의 차이가 나타나지만 진전 속도가 빠른 영역에서는 그 차이가 점차 줄어든다.

(3) 진전 초기인 진전 속도가 빠르지 않은 경우에는 Prime장(여기서 정의한 영역)과 일치하는 경향을 보여준다.

(4) 선단 부위의 응력장은 1차 크리프 속도의 영향을 고려한 이론 응력장인 Prime장으로 나타

나고, 이 후부터는 천이 상태 균열 진전과 같은 HR장과 RR장의 순서로 나타난다.

(5) 유한요소법으로 해석한 균열 선단 모양은 일반적인 실험 결과에서 얻어지는 선단 형상과 같게 나타나고 그 모양은 균열 진전 속도가 빨라지면 더욱 날카로운 형상이 된다.

참고문헌

- (1) 최현창, 1998, "크리프 균열진전 거동의 유한요소 해석," 한국박용기관학회지, 제22권, 제4호, pp. 490~498.
- (2) 최현창, 1997, "크립 균열진전 거동의 유한요소해석," 대한기계학회 추계학술대회 논문집 (A) pp. 1077~1082.
- (3) Bassani, J. L., Hawk, D. E. and Saxena, A., 1989, "Evaluation of the C_1 Parameter for Characterizing Creep Crack Growth Rate in the Transient Regime," *ASTM STP 995* Vol. 1, pp. 7~26.
- (4) Saxena, A., and Liaw, P. K. 1986, "Remaining -Life Estimation of Boiler Pressure Parts : Crack Growth Studies," EPRI-CS-4688.
- (5) Liaw, P.K., Saxena, A. and Schaefer, J. 1997, "Creep Crack Growth Behavior of Steam Pipe Steels: Effects of Inclusion Content and Primary Creep," *Engineering Fracture Mechanics*..Vol. 57, No. 1, pp. 105~130.
- (6) Bassani, J. L., Hawk, D. E. and Wu, F. H., 1989, "Crack Growth in Small-Scale Creep," *ASTM STP 995* Vol. 1., pp. 68~95.
- (7) Riedel, H., 1986, *Fracture at High Temperatures*, Springer-Verlag.
- (8) Owen, D.J.R., and Hinton, E., 1980. *Finite Element in Plasticity: Theory and practice*, Pineridge Press Limited Swansea, U.K.