

# 크리프 균열 진전 거동의 유한 요소 해석

최 현 창\*

## Finite Element Analysis of Creep Crack Growth Behavior

H. C. Choi

**Key words** : Creep Crack Growth(크리프 균열 진전), Finite Element Analysis(유한 요소 해석), Mesh Translation Method(메쉬 천이법), Node Release Method(절점 해지법), Secondary Creep Rate(2차 크리프 상수), Primary Creep Rate(1차 크리프 상수)

### Abstract

An elasto-viscoplastic finite element analysis is performed to investigate detailed growth behavior of creep cracks and the numerical results are compared with experimental results. The results of mesh translation method are compared with those of node release method. Load line displacement curve obtained from the crack growth analysis by mesh translation shows the improved results than that obtained from the crack growth by node release method when the secondary creep rate is only used as creep material property. The results of accounting for primary creep rate and instantaneous plasticity shows a good agreement with the experimental result.

### 1. 서 론

발전용 및 대형 선박용 보일러, 증기터빈 및 압력용기등의 고온 고압용 재료로 Cr-Mo강 또는 Cr-Mo-V강 등이 주로 사용된다. 이 재료는 고온 및 고압상태하에서 장기간 가동됨에 따라 재질이 열화되고 취약부위에서는 결함이 발생된다. 이 경우의 주 손상 기구로는 크리프 및 피로현상에 기인한 것으로 알려져 있다. 크리프 현상으로 인하

여 열화된 재질은 균열이 발생되고, 이들 균열은 기기의 가동에 따른 압력과 온도 영향에 따라 진전하게 되고, 종국에는 파단에 이르게 된다. 이들 진전하는 균열은 선단 영역의 변형률 및 손상을 초래하는 재료의 미소 조직 기구 등의 직접적인 영향을 받는다. 최근 Cr-Mo강 또는 Cr-Mo-V강이 사용되는 노후 플랜트의 사용수명 연장에 대한 요구가 증대됨에 따라, 설비의 사용, 보수, 교체 및 폐기를 위하여 필요한 기기 잔여 수명 예측기술이

\* 동명정보대학교 (원고접수일 : 98년 1월)

관심사로 되고 있다. 고온 플랜트의 주요 기기인 보일러 가열기 헤더(boiler superheater header), 주증기관(main steam piping), 터빈, 터빈 케이싱 및 압력용기 등에 대하여 수명예측을 정확히 하기 위해서 균열성장예측에 관한 자세한 연구가 필요하게 된다<sup>(1)</sup>. 이러한 해석은 고온 파괴역학(high temperature fracture mechanics)을 이용해 수행하게 되는데, 여러 가지 파괴역학 인자들을 도입하여 수명평가식에 사용하고 있다. 실제 실험을 통하여 얻어지는 변위곡선 및 균열진전 속도 등과 고온파괴역학 인자들과의 관계식으로부터 균열진전속도식 및 수명예측식이 결정되고 있다. 이들 식들을 정확히 결정하기 위해서는 균열 진전시의 시험편 균열선단의 변위장 및 응력장에 관한 정확한 값들이 결정되어야 한다. 하지만 실험을 통해 얻어지는 측정값들은 매우 제한되어 있기 때문에 많은 연구자들에 의해 다른 방법들이 연구되고 있다. 이들 방법 중에 하나로 유한요소법(finite element method)이 많이 이용되고 있다.

본 연구에서는 위에서 기술한 바와 같은 현상들을 자세히 평가하기 위하여 유한 요소 모델에 의해 탄-점소성 해석을 수행, 크리프 균열 진전 거동을 연구 고찰하였다. 지금까지 대부분의 연구들은 유한요소 해석 시 균열 선단 유한요소 절점을 균열 진전에 따라 구속 조건을 풀어주는 방법(여기서 절점 해지법(node release method)이라 한다)으로 균열 진전 거동을 표현하였다<sup>(2)(4)</sup>. 하지만 선단 요소 절점 해지법을 사용하면 선단 부위에 응력 집중으로 인한 고 응력 상태에서 갑자기 절점이 해지됨에 따라, 매우 작은 선단 요소라고 하더라도 선단 주위 응력장에 영향을 주게 된다. 이런 단점을 보완하기 위해 여러 가지 방법이 시도되고 있지만 근본적으로 절점 해지에 따른 선단 응력장의 급격한 변화의 영향은 피할 수 없는 실정이었다. 또 균열 선단 부근의 최소 요소 크기를 작게 하면 할수록 절점수와 요소수가 증가하게 되고, 이에 따라 계산 시간이 많이 소요된다. 매우 작은 요소 크기로 절점을 해지하더라도 실제 균열 진전과는 같을 수 없는 제한성이 존재한다. 이러한 방법의 의해 계산된 결과도 실제 실험에서 측정된 하중선 변위 곡선의 결과와 상당한 차이를 보여 준다. 이

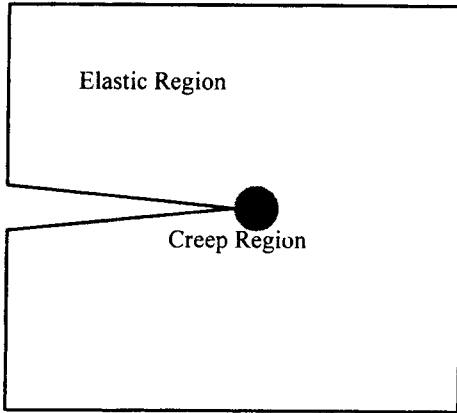
러한 단점을 극복하기 위하여 본 연구에서는 매쉬 천이법(mesh translation)을 이용해 균열 진전을 수행하여 선단 절점 해지에 따른 응력장의 변화를 최소화하고 실제 균열 진전 상황에 가깝도록 해석을 수행하였다. 해석 결과는 실제 실험 값<sup>(5)(6)</sup>의 하중선 변위와 직접 비교하였다.

최근 연구 결과<sup>(7)</sup>에 의하면 실제 구조물의 수명 평가시 2차 크리프 상수만 고려한 수명 평가 예측 결과가 1차 크리프 상수를 포함하여 얻은 예측 수명보다 안전 측으로 나타남을 보고하고 있다. 이로 인해 만약 1차 크리프 상수를 크리프 균열 진전 거동에 포함시키지 않으면 비보수적(non-conservative) 예측을 할 가능성이 있다. 대부분의 유한요소 해석을 통한 크리프 균열 진전 시 2차 크리프 상수만 사용하였으나, 본 연구에서는 1차 크리프 상수도 포함한 구성 방정식을 사용하여 해석하였다. 또 실제 크리프 진전 거동과 가깝도록 초기 소성(instantaneous plasticity) 조건도 포함하여 해석하였다.

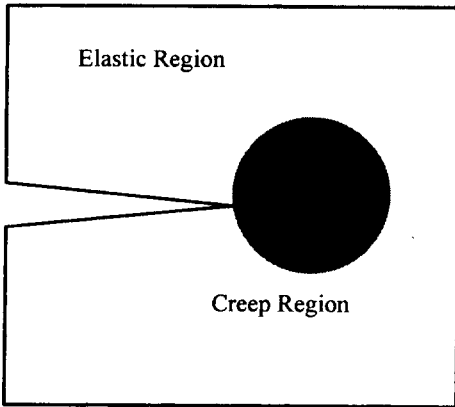
## 2. 크리프 구성방정식

일반적으로 고온 크리프 영역에서 균열이 성장할 때 초기 단계에도 이미 선단 가까운 영역은 2차 크리프 상태에 도달하지만, 선단부위를 제외한 시험편 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 Fig.1(a)에 나타낸 바와 같이 SCC조건(small scale creep condition)이라 부른다. 이후 균열 진전이 안정 상태(steady state)가 되면 균열 선단으로부터 구조물 전체로 확장되고, Fig.1(c)에 나타낸 바와 같이 EC조건(extensive creep condition)이라 한다. SCC조건과 EC조건을 Fig.1(b)에 나타낸 바와 같이 TC조건(transition creep condition)이라 한다. SCC조건과 TC조건에서의 균열 선단 응력장은 시간에 따라 변하게 된다<sup>(8)</sup>.

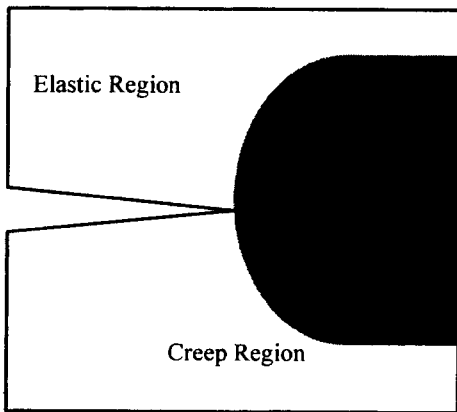
탄성, 크리프 및 초기 소성 변형의 재료는 평면



(a) Small scale creep condition



(b) Transition creep condition



(c) Extensive creep condition

Fig. 1. The changes of crack tip creep conditions of elastic-2nd creep rate material.

변형률 상태하의 모드 I 의 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.

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

평면 변형률 상태 하에서는  $\dot{\epsilon}_{13}, \dot{\epsilon}_{23}, \dot{\epsilon}_{33}, \dot{\sigma}_{13}$  및  $\dot{\sigma}_{23}$  은 0이 된다. 2차 크리프 변형률만 존재할 경우의 구성 방정식은 다음과 같다. 이 때 변형률은 탄성 변형률과 지수법칙에 따라 변형하는 2차 크리프 변형률로 다음 식(2)와 같이 나타낸다<sup>(2)</sup>.

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

여기서  $s_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij}(\sigma_{kk}/3)$  는 편차 응력이고,  $\bar{\sigma} = [(3 s_{ij} s_{ij})/2]^{1/2}$  는 미세스 등가응력이고 B와 n은 2차 크리프상수를 나타내는 물질상수이다. 한편 1차 크리프를 포함할 경우의 총 변형률은 다음과 같이 나타낸다<sup>(9)</sup>.

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

여기서  $B_1, p$  및  $m$ 은 1차 크리프상수를 나타내는 물질 상수이다.

### 3. 유한요소법

탄성-크리프 재료에서 모드 I 균열 성장 모델은 증분 요소 해석법으로 해석하였다. Owen등(10)에 의해 제안된  $\theta$  임프리트(implicit) 시간적분법을 이용하여, 시간증분  $\Delta t_n = t_{n+1} - t_n$ 에 따라 축적되는 크리프 변형률의 증분은 다음과 같이 계산하였다. 결과 식을 선형화 하기 위해 크리프 변형률 변화 텐서를  $\Delta \epsilon = \Delta t_n [(1 - \theta)\dot{\epsilon}_n + \theta\dot{\epsilon}_{n+1}]$  으로 멱함수 급수전개를 이용해 다음과 같이 나타낸다.

$$\epsilon_{n+1} = \epsilon_n + \left( \frac{\partial \epsilon}{\partial \sigma} \right)_n \Delta \sigma_n \quad (4)$$

문제에서는 안정된 해와 수렴성이 좋은 임프리트

트방법(implicit method)을 이용하여 해석하였다. 유한요소 방정식은 다음과 같은 증분 형태로 나타낼 수 있다.

$$[K] \{\Delta U\} = \{\Delta F\} \quad (5)$$

여기서 K는 전체 강성 행렬이고,  $\Delta U$ 는 절점 변위의 증분, 그리고  $\Delta F$ 는 크리프 영향에 의한 하중을 포함하는 절점 하중의 증분을 나타낸다. 일반적으로 사용되고 있는 메쉬 절점 해지법에 의해 균열 진전을 시키지 않고 안정 시간(stable time)보다 작은 시간 증분에 진전 속도를 곱하여 균열 진전 양을 식(6)과 같이 결정하였다.

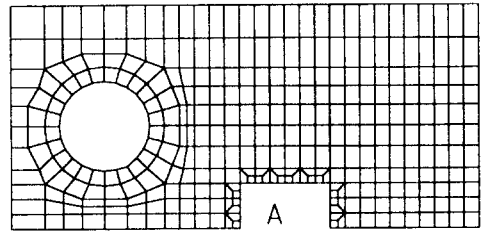
$$\Delta s = \dot{a} \times \Delta t \quad (6)$$

식(6)에서  $\Delta s$ 는 균열진전 양,  $\dot{a}$ 는 균열진전 속도 및  $\Delta t$ 는 시간 증분 양을 나타낸다. 균열선단이 존재하는 메쉬 부분을 전체적으로 천이 시켜 균열 진전을 나타내도록 하여 해석을 수행하였다. 진전 양은 실제 균열 진전 거동과 비슷하도록 10<sup>-5</sup>mm/step 정도로 매우 작은 값으로 계산하였다. 진전 양이 작기 때문에 시간 증분도 작아져서 수렴성이 안정되는 경향을 보였다. 한편 초기 소성(instantaneous plasticity)을 고려하기 위해 저자 등<sup>11)</sup>이 피로 균열 진전 거동 연구에 사용하였던 탄소성 유한요소 해석으로부터 얻은 초기 변형 양을 초기조건으로 포함시켜 탄성-크리프 해석을 수행하였다. 본 연구에서 사용한 컴퓨터는 슈퍼컴퓨터 IBM RS/6000 SP2를 이용 27노드중 1개 노드에서 5000여분 계산 시간이 소요되었다.

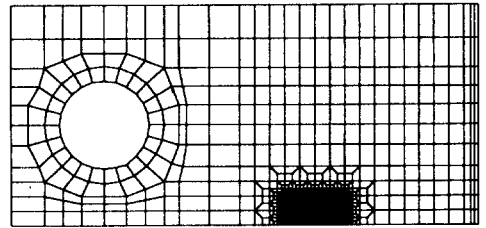
#### 4. 유한요소해석 및 결과 검토

기존에 많이 사용된 절점 해지법의 결과와 단순히 2차 크리프 상수만 사용한 해석 결과와 비교하기 위해 Bassani등<sup>12)</sup>이 사용한 실제 시험편과 같은 CT(compact test)형 유한요소 모델을 Fig. 2과 같은 메쉬 분할을 크리프 균열 진전 해석에 사용하였다. 유한요소 모델은 1158개의 요소와 1218개의 절점 수로 이루어져 있다. 최소 요소 크기는 0.254mm으로 선단영역의 응력구배를 나타내기

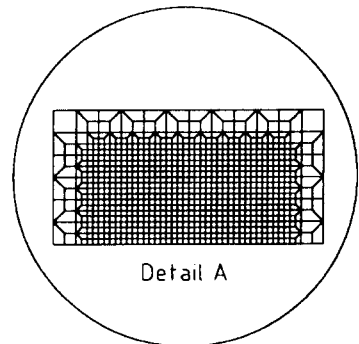
에는 비교적 큰 크기이다. Bassani등<sup>12)</sup>은 초기 균열 선단을 Fig.2(a)에서 A의 미세 메쉬 좌측 하단부에 위치 시켜 Saxena등<sup>15)</sup>의 실험에서 구한 균열 진전 속도에 따라 선단요소 절점을 풀어 주면서 균열 진전을 나타내도록 했다. 실험에서의 순간 균열 진전량은 진전속도에 따라 극소량이지만, 절



(a) Initial Mesh Geometry



(b) Final Mesh Geometry



(c) Detailed Mesh

Fig. 2. The mesh used in the finite element analysis of a compact specimen.

점 해지법은 누적된 시간이 일정량에 이르면 선단 절점을 해지하므로 정확한 균열 진전 거동을 나타낼 수 없다. 또 절점 천이법을 사용하면 소영역 크리프(SSC : small scale creep)일 때 절점 해지에 따른 해지된 선단 요소의 크리프 응력 이완(creep stress relaxation)에 따른 진전 균열 선단의 단형 현상이 발생할 수 있다. 본 연구에서 사용한 메쉬 천이법을 이용한 균열 진전은 균열 선단이 메쉬상의 고정된 위치에 놓고 균열 진전에 따라 진전 양만큼 Fig. 2(a)의 A부근의 메쉬 전체가 오른쪽으로 천이(translation)하여 균열 진전을 나타내도록 하였다. 크리프 변형에 따른 초기 균열 선단에 크리프 변형률이 계속 누적되고 실제 균열 진전 거동과 유사하게 균열을 진전시키므로 균열 진전 거동을 잘 나타낼 수 있다.

해석에 사용된 CT시험편은 두께 25.4mm, 폭은 50.8mm이다. 사용된 재료는 Saxena등<sup>(5)</sup>이 시험에서 얻은 고온 압력 용기 재료인 1.25Cr-0.5Mo강의 물성치를 해석에 적용했다. 해석 온도는 538°C(1000°F)이고 하중은 15.35kN이고 해석에 사용된 재료의 물성치는 탄성계수  $E=140,650$  MPa, 포아송비  $\nu=0.3$ , 항복응력  $\sigma_0=131$  MPa, 2차 크리프상수  $B=1.462 \times 10^{-24}$  MPa<sup>-n</sup> hr<sup>-1</sup>,  $n=10.1$ , 1차 크리프상수  $B_1=1.259 \times 10^{-26}$  MPa<sup>-m</sup> hr<sup>-1</sup>,  $m=10.32$ ,  $p=0.82$ 를 사용했다. 여기서  $\sigma_0$ 는 재료의 0.2% 항복 강도이다. 최초 균열은 23.9mm 위치에서 진전이 시작되도록 했고 균열 진전 속도는 Saxena등<sup>(5)</sup>이 시험에서 얻은 속도를 이용하여, 진전 시간에 따라 변화하는 속도를 사용했다. 유한 요소 해석으로부터 진전 균열에 대한 예측 변위를 실험 결과 및 Bassani등<sup>(2)</sup>의 결과와 비교하여 나타낸 결과는 Fig. 3과 같다. 여기서 사용된 실험 결과 및 실험치는 Saxena등<sup>(5)</sup>의 연구 결과들이다. 단형 삼각형으로 나타난 결과는 시험편 물성치 값을 이용하여 Bassani등<sup>(2)</sup> 절점 해지법을 사용하여 평면 변형을 하에서 구한 결과이다. 비록 2차 크리프 상수만 고려한 결과이지만 실험치와 상당한 차이를 보여준다. 하지만 본 연구에서 사용한 메쉬 천이법의 결과는 상당히 개선된 결과를 보여주고 있다. 이러한 이유로는 절점 해지법은 선단 부위에 매우 큰 응력 집중이 걸려있

는 상태 하에서 절점을 인위적으로 해지시켜 그 하중에 상당하는 변위를 보상해주므로 그 과정 중에 상당한 오차가 발생되거나, 또는 선단 부위 요소 크기가 실제 진전 양에 비해 상당히 크기 때문에 진전에 따른 변위 곡선이 실험 결과보다 매우 낮게 나타난다. 하지만 메쉬 천이법은 선단 부위 절점 해지 없이 안정 시간 증분내에서 극소량의 진전을 선단 부위로부터 상당히 먼 영역의 메쉬 천이 하므로, 정확한 진전 거동을 나타내고 있다.

한편 Bassani등<sup>(2)</sup>이 관찰한 바와 같이 2차 크리프 상수만 물성치에 적용한 결과는 본 연구에서도 실험치<sup>(5)</sup>와 상당한 차이를 보여 주고 있는 것으로 나타나 2차 크리프 상수만으로는 크리프 균열 진전 거동의 해석의 한계를 보여 주고 있다. 최근 연구 결과에서 지적한 바와 같이 Cr-Mo강의 경우에는 2차크리프 상수로 나타낸 균열 진전 파라미터로 수명 예측한 결과가 위험 측 수명 평가의 가능성을 제시하고 1차 크리프 상수를 포함한 수명 해석 방법에 관하여 보고하고 있다<sup>(7)</sup>.

앞에서 보여준 바와 같이 2차크리프 상수로 나

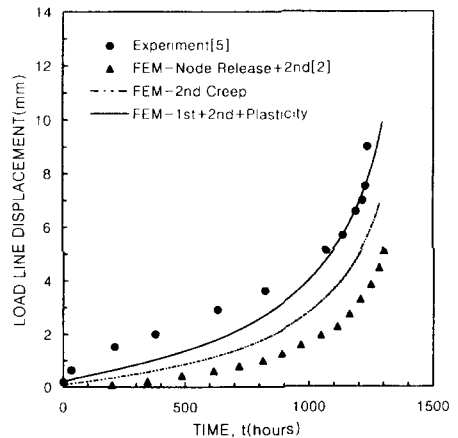


Fig. 3 Comparison between the experiment and the finite element estimation of the deflection as a function of time.

타낸 하중선 변위 곡선의 실험치와는 차이를 보여주므로 따라서 식(3)에 나타난 1차 크리프 상수를 포함한 크리프 진전 거동을 메쉬 천이법을 이용한 유한요소 해석을 수행하였다. 여기에서는 실제 초

기 소성을 고려하기 위해 탄소성 해석도 아울러 수행했다. 결과는 Fig.3의 실선으로 나타낸 바와 같다. 그림에서 보여준 바와 같이 1차 크리프 상수와 초기 소성변형을 고려한 결과는 실험치와 상당히 잘 맞음을 보여준다. 해석 결과로부터 탄성 - 크리프 해석 시 2차 크리프 상수만으로는 크리프 균열 진전 거동을 충분히 나타내기 어렵고 정확한 결과를 얻기 위해서는 1차 크리프 상수와 초기 소성을 포함시켜야 함을 알 수 있다. 해석에 사용된 균열 선단 요소의 크기는 선단 영역의 응력 구

배가 큰 응력장을 나타내기에는 비교적 큰 크기이므로 균열 진전 거동을 잘 나타낼 수 없다. 위에서 사용한 메쉬는 절점 해지법을 위한 모양으로 미세 메쉬 부위가 선단 영역에서 멀리 떨어진 영역에서도 선단 영역과 같은 크기를 사용하고 있다. 하지만 메쉬 천이법을 사용할 때는 선단 주위만 미세 요소를 사용하고 예상되는 응력 구배에 따라 점진적으로 커지는 메쉬모양을 사용하면 더욱 효율적이다.

선단 요소 크기에 따른 유한요소 해석이 크리프 균열 진전 시의 하중선 변위의 변화에 어떠한 영향을 미치는가를 해석하였다. Fig. 4는 메쉬 천이법의 장점을 고려한 선단 주위 메쉬를 미세하게 나타내고 선단에서 떨어진 영역에서는 비교적 큰 요소를 나타낸 전형적인 메쉬모양으로 본 연구에서는 선단 최소 요소 크기가 0.254mm, 0.0318 mm 및 0.0159 mm의 순서로 해석을 수행했다.

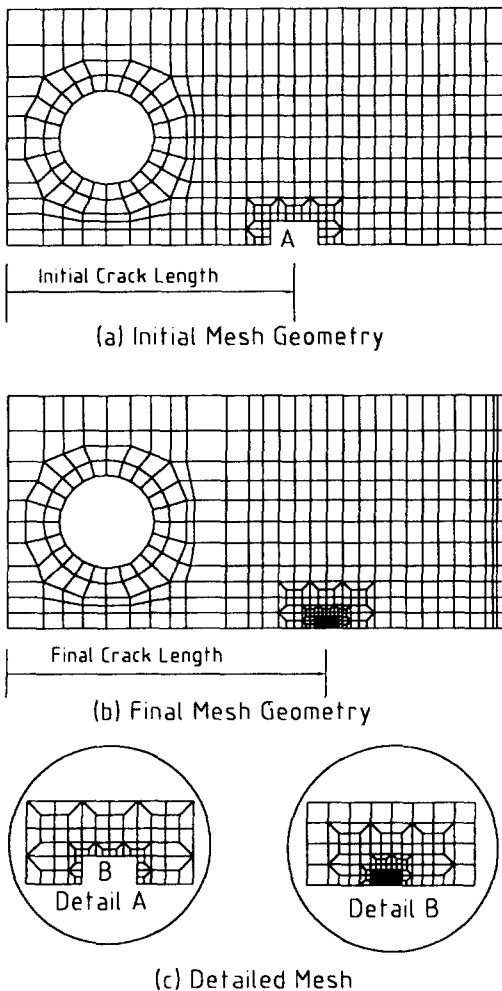


Fig. 4 The fine mesh at crack tip used in the finite element analysis of a compact specimen for mesh translation method.

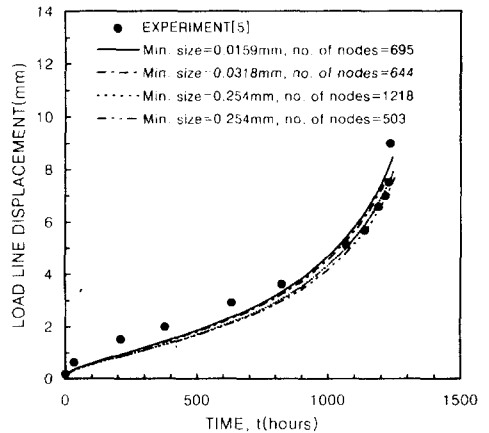


Fig. 5 Comparison between the experiment and the finite element estimations of the deflection as a function of time for the various mesh types.

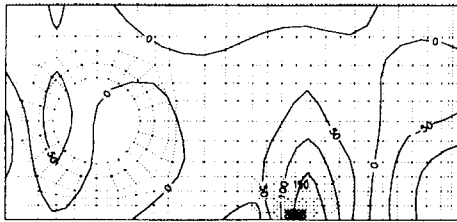
Fig.5는 선단의 요소크기를 종류별로 나타낸 결과와 앞에서 해석한 최소 요소 크기 0.254mm의 결과 및 실험결과를 나타낸 그림이다. 초기에는 하중선 변위가 모든 경우에 관계없이 비슷하게 나타나고 있지만 시간이 지남에 따라 요소의 크기가 미세할수록 하중선 변위의 양은 높은 결과를 나타

내며, 실험치에 가깝게 나타나고 있다. 같은 최소 요소 크기 0.254mm의 두 경우는 절점 수가 많은 경우(절점 해지법에 사용된 메쉬)가 조금 높게 나타나지만 계산 시간은 각각 5000여분과 1200여분 소요되었으므로 계산 시간을 고려하면 절점 수가 많은 경우가 매우 비효율적임을 알 수 있다. 선단 최소 요소 크기가 0.0318mm 및 0.0159mm인 경우 절점 수는 644개와 695개로 1218개의 경우보다 적지만 선단 요소의 크기가 작기 때문에 하중선 변위곡선 값은 높은 결과를 나타내고 있음을 알 수 있다. 결과로부터 메쉬 친이법에서도 선단 영역의 최소 요소 크기가 크리프 균열 진전 거동에 영향을 미침을 알 수 있다. Fig. 6은 시간이 1162hours 경과했을 때의 1차 크리프 상수를 포함한 해석 결과와 2차 크리프 상수만 이용해 해석한 결과로부터 얻은 응력 분포  $\sigma_x$ 를 나타낸 것이다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 선단에 누적된 크리프변형과 응력집중으로 인해 높은 응력 구배를 나타내고 있다. 전체적인 응력 분포는 두 경우 차이를 나타내고 있지는 않지만 선단 부근에서 1차 크리프 상수를 포함했을 경우 200MPa이상의

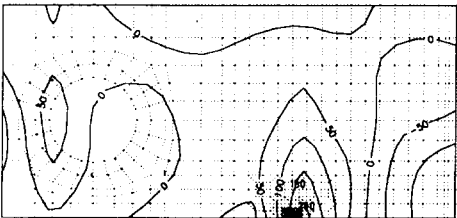
응력 값을 나타내고 2차 크리프 상수만 사용했을 경우 150MPa이상의 값을 나타내고 있다. 1차 크리프 상수의 영향이 선단 영역의 응력 및 변형률에 영향을 미침을 알 수 있고, 이로 인해 하중선 변위 값이 차이가 난다.

다른 실험 결과와 비교하기 위해 Cr-MO-V 강에서 평면응력 상태 하에서 균열이 진전 할 때의 해석을 수행하였다. 위의 해석과 마찬가지로 1차 크리프 상수를 포함한 경우와 포함치 않은 경우 및 평면 변형률 상태의 경우도 비교를 위해 계산했다. 계산에 사용된 해석 조건 및 물질 상수는 다음과 같다. CT시험편 모양의 모델로 6.35mm의 두께로 선단 변형 응력장이 평면 응력 상태를 나타낼 정도로 얇고, 폭은 50.8mm이고 해석 하중은 7.55kN이고 해석에 사용된 재료의 물성치<sup>6)</sup>는 탄성계수  $E=140,000$  MPa, 포아송비  $\nu=0.3$ , 항복 응력  $\sigma_0=100$  MPa, 2차 크리프상수  $B=6.46 \times 10^{-16}$  MPa<sup>-n</sup> hr<sup>-1</sup>,  $n=5.6$ , 1차 크리프상수  $B1=1.123 \times 10^{-25}$  MPa<sup>-m</sup> hr<sup>-1</sup>,  $m=7.2$ ,  $p=1.46$ 을 사용했다. 여기서  $\sigma_0$ 는 재료의 0.2% 항복 강도이다. 같은 조건하에서 평면 변형률 상태의 해석도 아울러 수행하였다.

해석에 사용된 메쉬는 선단 최소 요소의 크기가 0.01375mm 경우로 결과는 Fig.7과 같다. 닫힌 삼각형으로 나타낸 것은 시간에 따른 균열 길이의



(a) 2nd Creep at t=1162 houts(MPa)



(b) 1st + 2nd Creep at t=1162 hours(MPa)

Fig. 6 The stress distributions of 1st creep rates + 2nd creep rates and 2nd creep rate only

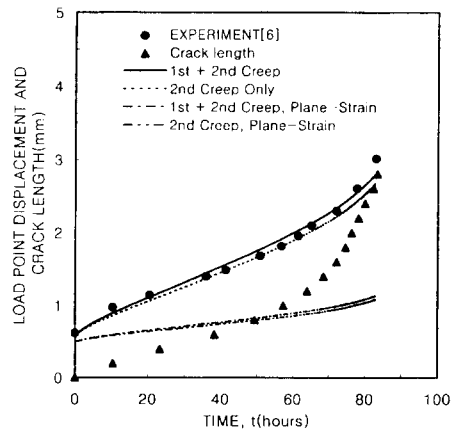


Fig.7 Comparison between the experiment and the finite element estimation of the deflection as a function of time for plane stress condition.

변화로 균열 진전 속도 값으로 사용되었다. 평면 응력 상태 하에서의 하중점 변위의 변화는 해석 결과와 실험 결과가 대단히 잘 맞는 것을 보여준다. 1차 크리프 상수를 포함한 결과와 그렇지 않은 결과는 앞의 Cr-Mo강의 해석 결과에서 보여준 차이 보다 작게 나타나고 있음을 보여준다. 같은 해석조건하에서 평면 변형률의 결과는 상대적으로 낮은 값을 보여주고 있다. 여기서 메쉬 천이법을 이용한 유한 요소 해석은 평면 응력 상태 하에서도 균열 진전 거동 예측이 가능함을 보여준다. 결과에서와 같이 1차 크리프 상수의 포함 유무의 영향에 따른 하중선 변위의 차이는 Fig.3에서 보여준 Cr-Mo강의 경우의 차이보다 적게 나타나고 있다. 이로 부터 Cr-Mo-V강은 Cr-Mo강보다 1차크리프 상수의 영향을 적게 받음을 알 수 있다. 위의 결과로부터 균열 진전의 거시적 거동은 메쉬 천이법을 이용한 유한요소해석이 매우 잘 예측함을 알 수 있지만 이론 응력장<sup>9)</sup>과 자세한 비교에 관한 연구가 이루어져야 할 것이다. 1차 크리프 상수의 영향으로 인한 선단 주변의 응력장에 관한 자세한 연구도 아울러 필요할 것이다.

## 5. 결 론

유한요소법을 이용하여 크리프 상태 하에서 균열 진전 거동에 관한 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 균열 선단 주위 메쉬 천이를 통한 균열 진전에 서 얻은 하중선 변위 변화는 균열 선단 절점 해석을 통해 얻은 결과보다 정확한 결과를 보여준다.
2. 1차 크리프 상수 및 초기 소성을 포함시켜 해석한 결과는 Saxena 등<sup>15)</sup>의 실험치와 잘 일치하는 결과를 보여 준다.

3. 균열 선단의 미세요소일 경우에는 거친 요소일 때 보다 높은 하중선 변위를 보여준다.

4. 위의 결과는 평면 변형률 상태와 평면 응력 상태의 두 경우 모두 잘 맞고 평면 응력 상태가 높은 하중선 변위를 나타낸다.

5. 하중선 변위 곡선은 Cr-MO-V강이 Cr-Mo강보다 1차 크리프 상수의 영향을 적게 받는 경향을 보여 준다.

## 참고문헌

- (1) 최현창, 신규인, 윤기봉, 박재학, 이해무, 1997, 한국산업학회지 제12권 제2-6호, pp. 45-56.
- (2) John L. Bassani, Donald E. Hawk and Ashok Saxena, 1989, ASTM STP 995 Vol. 1, pp. 7-26.
- (3) John L. Bassani, Donald E. Hawk and Fwu-Hwei Wu, 1989, ASTM STP 995 Vol. 1, pp. 68-95
- (4) E. Hawk and John L. Bassani, 1986, J. Mech. Phys. Solids Vol. 34, pp. 191-212.
- (5) A. Saxena and P.K. Liaw, 1986, EPRI-CS-4688.
- (6) F.W. Brust and B.S. Majumdar, 1994, Engineering Fracture Mechanics. Vol. 49, No. 6, pp. 809-837.
- (7) P.K. Liaw, A.Saxena and J. Schaefer, 1997, Engineering Fracture Mechanics. Vol. 57, No. 1, pp. 105-130.
- (8) 윤기봉, 1992, 대한기계학회지 제32권 제4호, pp. 358-370.
- (9) H. Riedel, 1986, Fracture at High Temperatures, Springer-Verlag.
- (10) D.J.R. Owen and E Hinton, 1980, Finite Element in Plasticity : Theory and practice, Pineridge Press Limited Swansea, U.K.
- (11) H.C. Choi and J.H. Song, 1995, Fracture Fract. Engng Mater. Struct. Vol. 18, No. 1, pp. 105-107.