

손상역학에 의한 크리프 거동 및 수명 모델링

신창환* · 정일섭** · 채영석**
(1999년 10월 15일 접수)

Modeling Creep Behavior and Life by Damage Mechanics

Chang W. Shin, Ilsup Chung and Young S. Chai

Key Words : Creep (크리프), Copper (구리), Damage Mechanics (손상역학), FEM (유한요소법)

Abstract

Commercially pure copper is tested to obtain creep curves at 250°C. Constitutive relations adopting continuum damage mechanics concept is found to be appropriate to model the creep deformation up to the tertiary stage. Microscopic observation by SEM reveals that creep condition induces cavities and microcracks subsequently. The constitutive equations along with evaluated creep parameters are implemented into finite element analysis code. The analysis reproduces creep curves under step loading as well as constant loading with reasonable accuracy. Distribution and evolution of damage under creep loading are numerically simulated for two different types of notched specimen. Predicted creep life agrees quite well with rupture test results. The influence of mesh size at notch tip on rupture time prediction is studied, and a degree of refinement is suggested for the specific notched specimens.

1. 서론

제트엔진의 터빈 로터, 증기 발생기 또는 고압 증기관 등과 같이 고온 정적 하중하에서 사용되는 구조물은 시간 의존적 소성 변형, 즉 크리프 현상을 고려하여 설계되어야 한다. 고온 정적 하중하의 금속재료는 변형 경화(strain hardening)와 회복(recovery)의 속도에 따라 크리프 변형에 대한 저항성이 감소하며, 이 과정에서 발생된 재료의 미시적 손상은 흔히 입계면에서의 기공의 생성, 성장 및 결합의 과정을 거쳐 미시적 균열의 생성을 초래한다. 여기에 정적 하중 또는 정적/동적 하중이 지속적으로 가하여 짐에 따라 결국 거시적 균열의 생성/진전 및 구조물의 취성 파괴에 이르게 된다.

이러한 크리프 조건하의 점진적인 재료의 열화와 이에 따른 파손 현상은 부품의 수명 예측 및 이에 따른 적절한 검사 및 교체 주기의 설정 등

산업설비의 장기적인 안정성과 경제성에 직접적인 영향을 미치므로 그간 많은 연구의 관심이 되어왔다.

특히, 동력변환 시스템의 효율을 향상시키기 위하여 그 사용 온도의 상승이 지향되고 있을 뿐만 아니라, 이미 가동중인 고온 설비의 상당 부분이 설계 수명에 임박함에 따라, 크리프에 의한 구조물의 파괴를 방지하기 위한 많은 프로그램이 국내외에서 활발히 진행되어, 각종 부품에 발생된 손상의 정도를 측정하고 이로부터 잔여 수명을 예측하거나, 수명을 연장시키기 위한 노력이 경주되고 있다.⁽¹⁾

크리프 파괴현상을 설명하기 위한 파괴역학적 접근 방법은 거시적 균열의 생성이전의 재료 손상을 직접적으로 고려하지 않는 반면, 연속체 손상역학(Continuum Damage Mechanics : CDM)을 도입함으로써 이를 파라미터화하여 손상 정도로부터 크리프 수명을 예측하는 방법이 제시된 바 있다.⁽²⁾

연속체 손상역학은 결합된 원자간의 분리와 같은 극히 미시적인 파손으로부터 거시적 균열의 성장에 이르기까지 재료가 열화되어 파손을 일으키는 일련의 과정을 역학적 변수를 사용하여 모델링

* 영남대학교 대학원

** 회원, 영남대학교 기계공학부

E-mail : ilchung@ynucc.yeungnam.ac.kr
TEL : (053)810-3525 FAX : (053)813-3703

함으로써, 각종 손상을 포함한 재료의 거동을 보다 상세히 표현하는 방법론이며 크리프 거동 및 파손 예측에 매우 유용하게 적용될 수 있는 것으로 알려져 있다.⁽³⁾

본 연구에서는 금속재료의 크리프 거동을 실험적으로 측정하고, CDM 을 이용한 구성방정식 (constitutive equation)에 필요한 파라미터를 구하였다. 이렇게 구하여진 구성방정식을 유한요소 프로그램화하여 해석을 수행함으로써 복잡한 형상과 하중조건에 놓인 구조물의 크리프 해석을 가능케 하였다. 이의 유용성을 평가하기 위하여 몇 가지 하중 조건 및 형상의 시편에 대한 해석을 수행하였으며, 이를 실험 결과와 비교하였다.

유한요소법을 사용하여 균열 선단의 응력 해석을 수행하는 국부적 접근방법에서는 노치 또는 균열 선단에서의 요소 크기가 해석 결과에 큰 영향을 미치는 것으로 알려져 있다.^(4,5) 따라서, 본 연구에서는 하부 모델링 (sub-modeling) 기법을 이용하여 이들 요소의 크기가 시편의 파단 시간에 미치는 영향을 살펴 보았으며, 신뢰성 있는 수명시간의 예측에 필요한 요소의 크기에 대한 기준을 제시하였다.

2. 실험적 고찰

2.1 인장 및 크리프 시험

Fig. 1 과 같은 형상의 시편에 대하여 ASTM E21-92 에 따른 인장시험과 ASTM E139-96 에 따른 크리프 시험을 수행하였다. 재료로는 KS C1100(터프피치동)으로서 99.9% 이상의 순도를 가지는 구리를 사용하였으며, 시험 온도는 250℃로 하였다.

인장 특성을 살펴보기 위하여, 3 개의 시편에 대하여 변형 속도를 0.1, 1, 10 (mm/min)로 변화시키며, 스트레인 게이지(MM 사, 게이지 길이 3.2mm)로 변형률을 측정 한 결과, 탄성계수는 72GPa, 0.2% 항복강도는 180MPa 이었다. 뚜렷한 선형 탄성영역이 나타난 뒤 항복점 이후에는 거의 완전 소성거동을 보여 큰 응력의 증가 없이 변형률이 계속 증가한 뒤 파단되었다. 이때, 변형 속도는 시

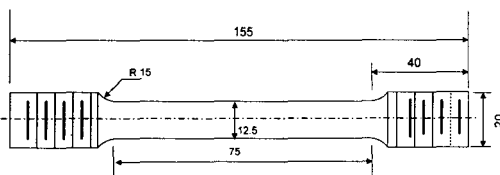


Fig. 1 Geometry of Creep/Tensile Specimen (in mm)

험결과에 큰 영향을 미치지 않음을 알 수 있었다.

시험온도는 구리 용융온도(1358K)의 약 0.39 배에 해당되는 온도로서 상당한 크리프 변형을 측정할 수 있었다. 스트레인 게이지(MM 사, 게이지 길이 3.2mm)를 Fig. 1 의 시험편 중앙부에 부착하고, NEC AS1302 증폭기를 사용하여 변형률을 측정하였으며, Fig. 2 는 185, 173, 150, 139, 74 MPa 의 5 가지 응력 조건하의 크리프 실험결과를 나타낸다. 74(MPa)의 경우에는 매우 완만한 크리프 변형을 보이며, 1600 시간이 경과한 이후에도 파단에 이르지 못하였다. 그러나, 가장 큰 응력인 185 (MPa)의 경우에는 급격한 크리프 변형을 보이며, 약 26 시간 만에 파단되었다. 여기서 74(MPa)시험편을 제외한 다른 모든 시험 데이터의 마지막 점은 파단점을 의미한다. 모든 응력 조건에서 천이 (primary) 크리프 단계가 무시 될 수 있을 만큼 매

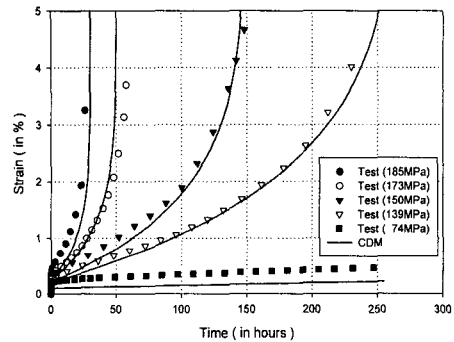
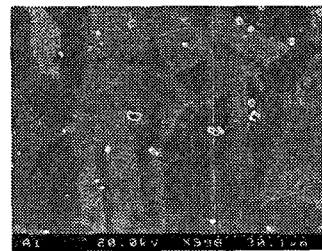
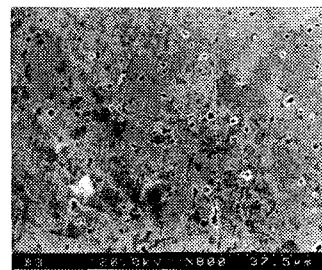


Fig. 2 Tested and CDM Modeled Creep Curves at 250℃



(a)



(b)

Fig. 3 Microstructural Comparison of (a) Virgin and (b) Creep-Damaged (150MPa, 120hrs) Materials

우 작게 나타났으며 현저한 정상(steady) 크리프 단계와 가속(tertiary) 크리프 단계를 나타내었다.

2.2 손상의 관찰

건전재와 크리프 시험편 및 인장 시험편으로부터 얇은 직사각형 형태의 블록을 채취하여 기계적 연마(polishing)와 가벼운 에칭을 거친 뒤, SEM 사진을 촬영하였다. 이때 크리프 및 인장시험편에서는 하중에 평행한 방향으로 시편을 채취하였으며, 여기서 보인 사진의 수평방향이 하중방향과 일치한다. 에칭은 상온에서 물 100ml 당 10g의 과황산염 암모늄(ammonium persulfate) 수용액에 채취한 시험편을 50 초간 담그어 실시하였다.

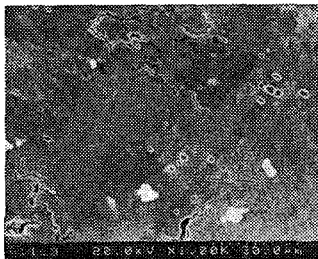
Fig. 3 에서 볼 수 있듯이 건전재에서는 기공이 관찰되지 않는 반면, 크리프 조건에 노출된 시편에서는 다수의 기공을 확인할 수 있었으며, 이를



Fig. 4 Magnified Microstructure of Creep-Damaged Materials (2500X, 150MPa, 120hrs)



(a)



(b)

Fig. 5 Microstructure in the Vicinity of Fracture Surface in (a) Tensile and (b) Creep Ruptured (173 Mpa, 58 hrs) Specimens

2500 배로 확대 촬영한 Fig. 4 에서는 입계면을 따라 기공이 발생되었음을 볼 수 있다.

Fig. 5 는 인장 시험편과 크리프 파손시편의 파단면 부근 조직을 촬영한 결과이다. 인장 시험편과는 달리, 크리프 파단 시험편에서는 기공을 중심으로 여러 개의 균열들이 발생되어 있음을 볼 수 있다. 그러나, 인장 시험편의 파단부에서는 기공으로부터 성장한 미세 균열은 찾아볼 수 없었다.

3. CDM 에 의한 크리프거동 모델링

3.1 구성방정식

재료의 크리프 거동을 물리적, 수학적으로 표현하는데 있어서 연속체 손상역학이 매우 유용하게 사용될 수 있음은 전술한 바와 같다. 여기에서는 손상 파라미터를 정의하고 이의 변화를 재료의 물리적 성질과 연관시킴으로써 하중과 시간에 따른 재료의 열화를 기술한다.

크리프에 적용하기 위하여 제안된 CDM 이론들은 크게 현상학적(phenomenological) 모델과 역학적(mechanistical) 모델의 두 가지로 분류할 수 있다.⁽⁶⁾ 후자는 재료의 내부에 발생된 기공 또는 균열의 영향을 포함시키되, 그 기하적 형상을 단순화하여 해석을 수행하고 이 결과를 구성방정식에 반영시킨다. Hutchinson,⁽⁷⁾ Tvergaard,⁽⁸⁾ Wang 과 Nix⁽⁹⁾ 의 연구가 이에 해당된다. 현상학적 접근방법에서는 이러한 결함에 대한 상세 해석은 수행하지 않으며, 거시적 재료의 거동을 수학적으로 표현하되, 평균적 의미의 손상을 고려한다. 이러한 방법으로는 Kachanov⁽¹⁰⁾의 모델을 비롯하여, 이를 다축하중으로 일반화한 Leckie 와 Hayhurst⁽¹¹⁾ 등을 들 수 있다. Liu 와 Murakami,⁽¹²⁾ Murakami⁽¹³⁾ 등은 이들 모델을 이용하여 균열의 진전속도와 손상의 분포 등을 계산한 바 있다.

본 연구에서는 Kachanov 의 모델을 아래 식 (1)-(3)과 같이 다축 응력상태에 대하여 일반화시킨 Leckie 와 Hayhurst 의 구성방정식을 사용하여 Fig. 2 에 보인 크리프 거동을 모델링하였다.

$$\frac{d\varepsilon_{ij}^c}{dt} = \frac{3}{2} B \left(\frac{\sigma_e}{1-D} \right)^n \frac{s_{ij}}{\sigma_e} \quad (1)$$

$$\frac{dD}{dt} = \frac{A}{(q+1)} \frac{[\sigma_D(t)]^p}{(1-D)^q} \quad (2)$$

$$\sigma_D = \alpha \sigma_e + (1-\alpha) \sigma_I \quad (3)$$

여기서 ε_{ij}^c , D , σ_e , s_{ij} , σ_I 등은 크리프 변형률, 손상 파라미터, 유효응력, deviatoric 응력, 최대 주응

력을 각각 나타낸다. 식에서도 알 수 있듯이 무차원 손상 파라미터값이 1에 이르면 변형율은 무한대로 증가하게 되며, 이는 곧 재료의 최종파손을 의미한다. 만약 초기 크리프 변형이 현저한 경우에는 위의 식 (1)에

$$\left(\frac{d\epsilon_{ij}^c}{dt}\right)_{prim} = \frac{3}{2}cB'\sigma_e^n s_{ij} \exp(-ct)$$

와 같은 항을 추가하여 재료의 기계적 손상과는 무관하나 하중부과 초기에 전위(dislocation)의 운동에 의하여 발생하는 천이 크리프 변형을 모델링하여야 한다. 그러나 본 연구의 실험조건에서는 Fig. 2와 같이 천이 크리프 현상이 무시할 만큼 작았으므로 이를 포함시키지 않았다.

3.2 크리프 상수의 결정

구성방정식을 결정하기 위하여 실험 데이터로부터 구하여야 할 상수는 B, n, A, p, q 등의 5개이다. 식 (2)를 $t=0$ 로부터 크리프 파손 시간 t_f 까지 적분하므로써 다음과 같은 관계를 구할 수 있다.

$$t_f = \frac{1}{A(\sigma_D)^p} \tag{4}$$

Fig. 6은 크리프 실험결과 측정된 파단 시간과 부과 응력을 log-log 스케일로 표시하고, 이를 직선으로 회귀분석하여 파라미터 A와 p를 구하는 과정을 보이고 있다. 여기서 구하여진 A는 2.0256×10^{-19} , p는 7.5921이었으며, 사용된 응력의 단위는 MPa이다. Fig. 2의 실험 결과에서 시편 E의 경우에는 1600시간 경과후에도 파단에 이르지 못하였는데, 이 경우에 대하여 위의 파라미터 값과 식 (4)를 사용하여 예측한 파단 시간은 31773시간이다.

나머지 B, n 및 q 를 구하기 위하여 식 (1)-(3)에 따라 크리프 변형률을 계산하는 Fortran 프로그램

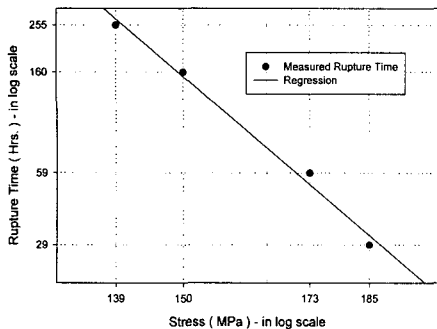


Fig. 6 Evaluation of Parameters A & p Based on Rupture Time

을 사용하여 각 파라미터의 값을 변화시켜가며, 측정된 크리프 커브와 가장 잘 일치하도록 결정하였다. 파라미터 q 는 손상의 영향, n 은 응력의 영향, B 는 전체적인 크리프 변형률의 크기 등을 나타낸다는 점을 고려하며 trial & error 법으로 구하여진 각 파라미터의 값은 $B=0.2 \times 10^{-13}$, $n=4.459$, $q=4.0$ 이다. Fig. 2에 표시된 곡선들은 이들 파라미터 값을 사용하여 계산한 각 하중별 크리프 곡선이다. 적은 응력으로부터 항복점 이상의 응력의 범위에 이르는 크리프 거동에 대하여 만족할 만한 정확성의 모델링으로 판단된다. 이 때, 파라미터 α 의 값은 Liu와 Murakami⁽¹²⁾와 같이 최대 주응력에 의하여 손상이 발생된다고 가정하여 0으로 하였다.

3.3 손상 파라미터

일반적으로 CDM에서 말하는 손상의 물리적 의미는 재료의 열화에 따른 유효단면적(net area)의 감소로 해석할 수 있으며 이러한 단면적의 감소는 기공생성과 균열의 진전에 의한 것으로 설명된다.

Fig. 7에서는 위 3.2절에서 구하여진 구성방정식을 이용하여 각 크리프 시편에 대한 손상 파라미터값의 시간에 따른 변화를 보인다. 약 1% 정도의 수명소비율을 가지는 시편 E(74MPa)의 경우를 제외한 모든 시편에서 파단시간에 가까워짐에 따라 급격한 손상의 증가를 볼 수 있다. 이는 고용물의 조직형태 변화와 석출, 아결정립의 형성 등과 같은 급속 조직학적 손상이 재료수명의 전 범위에 걸쳐 발생하는 반면, 기공생성, 미소균열간의 상호작용등에 의한 기계적 손상은 전체수명의 후반부에 커다란 영향을 미친다는 Masuyama⁽¹⁴⁾ 등의 연구와 일치하는 경향을 보인다.

여기서 계산된 손상 파라미터는 기공의 면적이 나 밀도 등의 물리적 손상에 직접적인 관계가 있

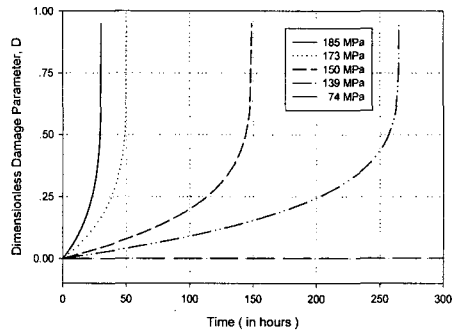


Fig. 7 Calculated Creep Damage Evolution in Smooth Specimens

을 것이다. Sklenicka⁽¹⁵⁾ 등이 피로 및 크리프 구리 시험편에 대하여 손상량을 측정된 바 있으나, 보다 많은 데이터를 바탕으로 확률통계적 방법을 적용하여 물리적 손상을 정량화하고 손상 파라미터와의 관계를 밝히기 위한 연구가 필요하다고 사료된다.

4. 유한요소법을 이용한 손상해석

4.1 크리프 거동의 계산

보다 일반적인 구조물의 형상과 하중조건 등에 대한 크리프 해석을 가능토록 하기 위하여 유한요소 해석을 수행하였다. 본 연구에서는 식 (1)-(3)의 구성방정식을 ABAQUS의 사용자 부프로그램화한 뒤, 이를 이용하여 크리프 거동을 계산토록 하였다. 여기에 필요한 유효응력 σ_e 와 유효 크리프 변형률 $\bar{\epsilon}^{cr}$ 사이의 관계 및 손상변화식은 식 (5)와 같이 증분형태로 표현할 수 있다. 이에 따라, 손상 파라미터 D 및 이의 진전을 USDFLD에, 또한 유효 크리프 변형률과 유효응력의 관계를 CREEP에 정의하여 시간에 대한 천이(transient) 해석을 수행

하였다.

$$\Delta \bar{\epsilon}^{cr} = B \left(\frac{\sigma_e}{1-D} \right)^n \Delta t$$

$$\Delta D = \frac{A}{(q+1)} \left[\frac{\sigma_e(t)}{1-D} \right]^q \Delta t$$
(5)

앞절에서 구하여진 재료상수를 사용하여 유한요소 해석으로 구하여진 크리프 곡선은 Fig. 8에 표시된 바와 같으며, CDM 구성방정식에 의한 크리프 곡선과 잘 일치하고 있다.

또한 CDM 모델과 해석방법의 유효성을 살펴보기 위하여 12 시간마다 최대하중/최소하중을 반복적으로 가하는 계단식(step) 하중에 대한 크리프 실험 및 해석을 수행하였다. 최대/최소 응력이 162/92 (MPa), 150/69 (MPa), 139/57 (MPa) 인 경우에 대한 결과는 Fig. 9에 보인 바와 같다. 변동하중에 대한 크리프 거동을 비교적 잘 나타내고 있으며, 파단 수명의 예측 또한 최소 0.7%에서 최대 21% 정도의 오차를 보이고 있다.

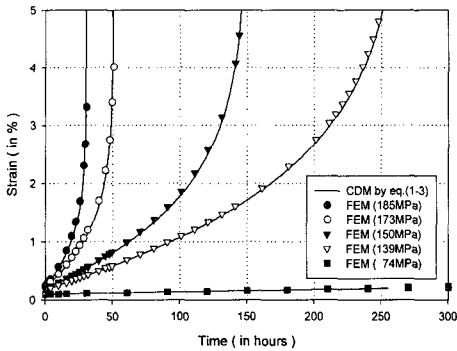


Fig. 8 Comparison of Regenerated Creep Curves by Constitutive Relations and by FEM

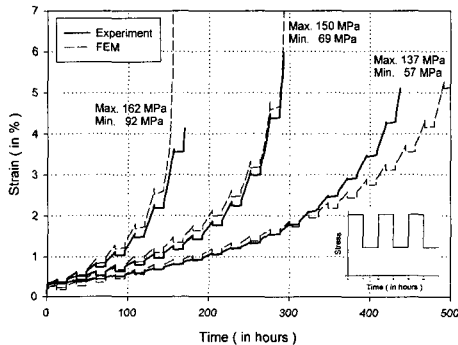


Fig. 9 Comparison of Experimental Creep Curves with FEM for Step-Up/Down Stress

4.2 노치 시험편의 손상과 수명 해석

위의 유한요소해석을 이용하여, Fig. 10과 같은 2 가지 형태, 즉 원형(round) 노치 및 V형 노치를 가지는 환봉형 시험편에 대하여 크리프 손상분포와 예상 수명을 계산하였다.

Fig. 11에는 반경 2mm의 원형 노치 시험편에 대하여 작용응력을 81(MPa)로 가하여 계산한 손상의 분포를 보이고 있다. 여기에는 132개의 4절점 축대칭 요소를 사용하였으며, 노치 선단의 요소의 크기는 0.25mm로서 노치 반경의 12.5%로 하였다. 표시된 손상 등고선(contour)의 가장 외곽은 $D=0.05$ 이고, 0.15 간격으로 표시하여 그 최대값은 0.95로 하였다. 응력 집중에 따라 노치 선단에 손상이 현저히 나타나며, 이러한 손상은 시간이 경과함에 따라 점차 커질 뿐 만 아니라, 인접한

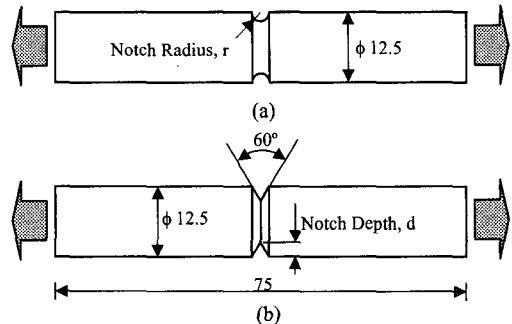


Fig. 10 Geometry of (a) Round-notched and (b) V-notched Specimens (in mm)

영역으로 점차 확대되어 감을 알 수 있다. $t=24.90$ 시간에 이르면, 단면 전체의 D 값이 0.95에 이르러 시험편의 파손이 발생되었음을 보이고 있다.

손상역학에 따르면, 손상 파라미터 D 의 값이 1이 되면 파손을 의미하지만, 이는 수치적 불안정성을 유발하므로, 여기서는 $D_{cr}=0.95$ 를 극한값으로 가정하였다. 따라서, 노치 선단의 단면 전체에서 발생한 손상의 양이 0.95에 이르는 순간을 크리프 수명시간으로 하였다. Fig. 7에 보인 바와 같이 최종 파단 직전에서 손상이 급격하게 증가하여 매우 짧은 시간에 절반가량의 손상수명을 소비하게 됨을 고려할 때, 이 가정은 파단 시간 예측의 정확도에 크게 영향을 미치지 않을 것으로 판단된다.

Fig. 12에는 각각 2, 2.5(mm) 반경의 원형 노치를 가지는 시험편에 대하여 5 가지 응력을 가하여 실험적으로 측정된 파단시간을 유한요소법으로 계산한 결과와 함께 도시하였다. 노치의 영향으로 인하여 평활 시험편의 수명에 비하여 크리프 수명이 크게 감소하였음을 보이고 있다. 그러나, 응력 집중이 비교적 완만한 이들 시험편의 경우, 노치의 영향을 단순히 단면적의 감소 즉 응력의 증가로 간주하고 식 (4)를 사용하여 계산한 크리프 수

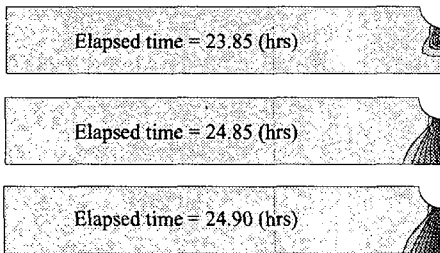


Fig. 11 Evolution of Damage Zone in Round-notched Specimen (radius=2mm) under 81MPa

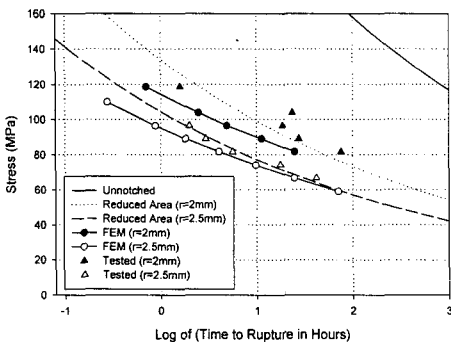


Fig. 12 Comparison of Experimental Time-to-Rupture with Predicted Ones for Round-notched Specimen

명과도 서로 잘 일치하고 있음을 볼 수 있다.

Fig. 13은 깊이가 1, 1.5(mm)인 V-형상 노치 시험편에 대하여 각각 4 가지 응력을 가하여 측정된 실험 결과를 해석 결과와 비교한 것이다. 정확한 노치 선단 가공의 어려움에 따라 원형 노치를 가지는 시험편의 경우에 비하여 실험 결과의 산포가 비교적 심하게 나타난 것으로 보인다. 또한 응력의 집중이 원형 노치 시험편에 비하여 현저하므로, 단면적의 감소만을 고려하여 식 (4)로부터 계산한 수명은 유한요소 해석 결과와 비교적 큰 차이를 보이고 있다.

Fig. 14는 위의 노치 시험편에서 측정된 크리프 파단 시간을 유한요소법에 의한 예측과 비교한 결과를 나타낸다. 위의 결과를 통하여 손상역학을 사용한 유한요소해석 방법이 복잡한 기하적 형상과 하중 조건의 크리프 거동 및 수명을 예측하는데 적절히 사용될 수 있을 것으로 기대된다.

4.3 수명계산과 노치 선단 요소의 크기

유한요소법을 이용한 연속체 손상역학적 접근 방법은 재료의 미시적 손상의 생성에서부터 거시적

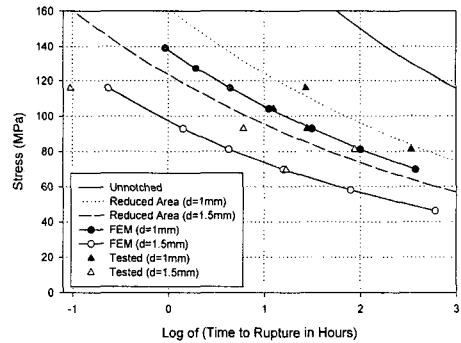


Fig. 13 Comparison of Experimental Time-to-Rupture with Predicted Ones for V-notched Specimen

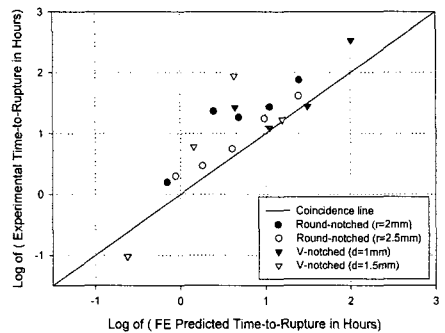


Fig. 14 Deviation of Experimental Time-to-Rupture's from FE Prediction

균열의 성장 및 이에 따른 최종 파단에 이르기까지의 손상과정을 표현할 수 있다는 편리함을 가진다. 그러나, 균열부위 응력장의 계산에서와 같이, 응력이 집중되는 부위의 손상 정도는 응력장의 특이성에 따라 결정되며, 따라서 요소의 크기와 형상은 손상의 진전과정이나 파단수명에 큰 영향을 미치는 것으로 알려져 있다. 따라서, 4.2 절의 노치 시험편의 크리프 수명을 계산함에 있어서 이들 노치 선단 요소의 영향을 살펴 보기 위한 계산을 수행하였다.

Fig. 15는 4.2 절의 1.5(mm) 깊이의 V형상 노치 시험편에 대한 파단 수명해석에 사용된 모델이다. 이 때, 노치 선단의 요소는 한변이 0.172(mm)인 정사각형으로 노치 깊이의 11.4%에 해당되며, 노치 선단으로부터 멀리 떨어진 대칭축에 위치한 요소의 크기는 이의 2 배인 0.344(mm)로 하였다. 58(MPa)의 응력을 가하여 계산된 파단 수명은 78.4 시간이었다. 또한, Fig. 15에 검게 표시된 노치 부위에 대하여 요소의 크기를 변화시키며 하부 모델링(sub-modeling) 해석을 수행하였다. 이때, 노치 선단 요소와 대칭축에 위치한 요소의 크기는 1:2의 비율을 유지하였다. 다양한 요소 크기에 대하여 예측된 크리프 수명은 Fig. 16에 표시한 바와 같이 변화함을 알 수 있었다. 작은 요소를 사용할수록 즉, 선단요소의 크기로 노치의 깊이를 나눈 비율(mesh refinement ratio)이 커짐에 따라 예상 수

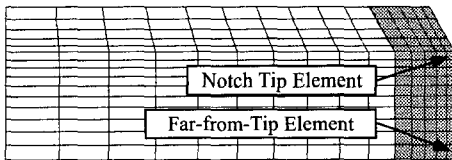


Fig. 15 FE Mesh for 1.5mm V-notched Specimen with Sub-modeled Zone Shaded

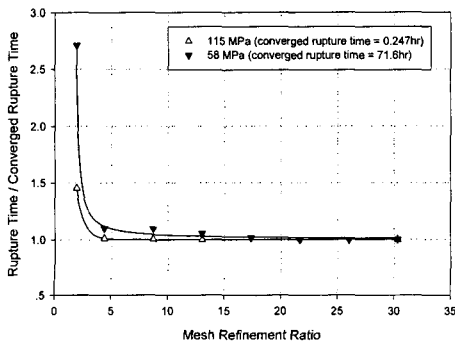


Fig. 16 Variation of Predicted Rupture Time Due to the size of Notch Tip Element

명은 줄어들며, 빠른 속도로 수렴하는 경향을 보이고 있다. 노치 선단 요소의 크기를 0.049 (mm), 즉 노치 깊이의 3.3%로 하였을 때 예측되는 수명은 71.6 시간이었다. 응력의 크기를 변화하여도 이와 유사한 경향을 확인할 수 있었으며, Fig. 16에는 115(MPa)에 대한 계산 수명을 함께 도시하였다.

위의 결과로부터 본 연구에서 사용한 시험편의 경우, 노치 깊이 대비 약 10%정도 크기의 노치 선단 요소를 사용할 경우, 계산 수명은 9% 이내의 오차범위로서, 크리프 수명에 관한 한 만족할 만한 정확도를 보임을 알 수 있다.

5. 결론

터프피치동(KS C1100)의 250℃ 크리프 거동을 실험적으로 측정하였으며, 전자현미경을 사용하여 크리프 조건에서 발생하는 기공과 미세 균열에 의한 재료의 손상을 관찰하였다. 건전재에서는 찾아볼 수 없는 기공이 크리프 하중에 의하여 발생됨을 알 수 있었으며, 또한 이들 기공이 결합되어 미세균열을 형성함을 볼 수 있었다.

재료가 열화되어 가는 일련의 과정을 표현할 수 있는 CDM 구성방정식을 적용하여 파손 단계까지의 크리프 변형을 근사하게 모델링할 수 있었다. 이를 유한요소법에 도입하여 다축 하중 등 보다 복잡한 조건에 대하여 크리프 해석을 수행할 수 있도록 하였다. 이로부터 계산된 일정 하중 또는 변동 하중에 대한 거동이 실험결과와 잘 일치함을 확인하였다.

원형 노치 시험편과 V형 노치 시험편에 대한 유한요소해석을 수행한 결과 손상의 분포와 진행을 계산할 수 있었으며, 시험편의 단면 전체에서 손상이 극한값에 이르는 시간으로부터 파단 시간을 예측할 수 있었다. 이렇게 예측된 파단 시간을 실험값과 비교하여 해석방법의 타당성을 검증하였다. 두 가지 형태의 노치 시험편의 경우 모두 만족할 만한 범위 내에서 일치함을 보였다.

하부모델(sub-modeling) 방법을 적용하여 노치 선단에서의 요소크기가 파단 시간에 미치는 영향을 검토하였다. 해석결과 더욱 조밀한 요소망 즉, 노치 선단의 요소 크기가 작을수록 짧은 파단 시간을 나타내었다. 그러나 본 연구에서 사용한 시험편의 경우, 노치 깊이 대비 약 10% 정도의 요소 크기를 가지도록 하면, 매우 조밀한 격자로부터 계산된 파단 시간으로부터 9% 이내의 오차범위를 만족하였다.

참고문헌

- (1) 윤기봉, 1997, "산업설비의 수명평가 기술", 산업설비 안전성평가 연구센터, 성균관대학교, pp. 65~97.
- (2) Krajcinovic, D., 1996, *Damage Mechanics*, Elsevier, pp. 474~483.
- (3) Lemaitre, J., 1996, *A Course on Damage Mechanics*, 2nd Ed. Springer, pp. 117~126.
- (4) Needleman, A. and Tvergaard, V., 1994, "Mesh Effects in the Analysis of Dynamic Ductile Crack Growth," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 47, No. 1, pp. 75~91.
- (5) Murakami, S. and Liu, Y., 1995, "Mesh-dependence in Local Approach to Creep Fracture," *Int. J. of Damage Mech.*, Vol. 4, No. 3, pp. 230~250.
- (6) Benci, J. E., Pope D.P., and Bassani, J.L., 1994, "a Combined Experimental and Analytical Investigation of Creep Damage Development in Copper," *Acta Metall.* Vol. 42, No. 1, pp. 225~238.
- (7) Hutchinson, J.W., 1983, "Constitutive Behavior and Crack Tip Fields for Materials Undergoing Creep-Constrained Grain Boundary Cavitation," *Acta Metall.*, Vol. 31, No.7, pp. 1079~1088.
- (8) Tvergaard, V., 1984, "On the Creep Constrained Diffusive Cavitation of Grain-Boundary Facets," *J. of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 32, No. 5, pp. 373~393.
- (9) Wang, J.S. and Nix, W.D., 1987, "A Numerical Model for Prediction of Creep Fracture," *Materials Science and Engineering*, Vol. 89, pp. 73~80.
- (10) Kachanov, L.M., 1958, "The Time to Failure under Creep Condition," *Izv. Akad. Nauk., SSSR. Tekh. Nauk*, Vol. 8, pp. 26~31.
- (11) Leckie, F.A. and Hayhurst, D.R., 1977, "Constitutive Equations of Creep Rupture," *Acta Metall.*, Vol. 25, pp. 1059~1070.
- (12) Liu, Y. and Murakami, S., 1998, "Damage Localization of Conventional Creep Damage Models and Proposition of a New Model for Creep Damage Analysis," *JSME International Journal*, Vol. 41, No. 1, pp. 57~65.
- (13) Murakami, S., Kawai, M. and Rong, H., 1988, "Finite Element Analysis of Creep Crack Growth by a Local Approach," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 30, No. 7, pp. 491~502.
- (14) Masuyama, F., Nishimura, N. and Igari, T., 1990, "Creep Damage Simulation Test and Creep Life Assessment System for Elevated Temperature Plant Components," *ISIJ International*, Vol 30, No. 10, pp. 885~894.
- (15) Sklenicka, V., Lukas, P. and Kunz, L., 1990, "Intergranular Fracture in Copper under High Temperature Creep, Fatigue and Creep-Fatigue Conditions," *Scripta Metall. et Materialia*, Vol. 24, pp. 1795~1800.