'2000 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

316LN 스테인레스강의 크리프 모델링

Creep Modelling of Type 316LN Stainless Steel

김우곤*, 김대환, 류우석

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150번지

요 약

Kachanov-Rabotnov(K-R) 크리프 손상식을 사용하여 316LN 스테인레스강의 크리프 곡선을 모델링하였다. 모델링에 사용된 7개 상수 A, B, k, m, λ, r, q 들이 이론 및 실험치로부터 결정하였으며 역학적 의미도 분석하였다. 크리프 손상식에 적용될 손상 파라메타, ω를 정량화하기 위하여 interrupted creep test 으로 cavity 량을 시간별로 측정하여 얻었으며 이를 손상식에 반영하였다. 손상식의 적용 결과 크리프 곡선의 형태를 결정하는 상수인 λ는 3.0 이었음이 밝혀졌으며, λ 값이 증가할수록 크리프 변형도 증가되었다. 손상식의 이론 계산치는 실험치와 잘 일치하였고, 크리프 곡선의 형태도 파단수명까지 완전하게 묘사하였다. 316LN 강의 수명비에 따른 손상 파라메타의 변화치는 r = 24 일 때 일치하였고, r 값이 증가할수록 ω 값은 감소하였으며, 수명비의 80% 이후에는 급격히 증가되었다. 316LN 강에 본 결과의 상수값을 이용하면 수명예측에 활용할 수 있다.

Abstract

Creep curve for type 316LN stainless steel was modelled by using the K-R damage equations. Seven coefficients used in the model, *i. e*., A, B, k, m, λ, r, and q were determined from theoretical and calculated data, and their meanings were also analyzed. To quantify damage formation parameter(ω), cavity amount was measured on the crept specimen taken from an interrupted creep test with time variation, and then the amount was reflected into K-R damage equations. Coefficient λ which is regarded as a creep tolerance feature of a material increased with increase of creep strain. Theoretical curve in λ = 3.0 well coincided with an experimental one to the full level of lifetime. Master curve between damage parameter and life fraction matched with the theoretical one in exponent r = 24 value, which decreased with increase of parameter ω which increased rapidly after 80% life fraction. It is concluded that K-R equation was reliable as the modelling equation for 316LN stainless steel. Coefficient data obtained from 316LN stainless steel can be utilized for remaining life prediction of operating material.

1. 서 론

원자력 발전소에 사용되는 많은 구조물들은 크리프 현상이 상당한 영향을 미치는 온도에서 작동되고 있으며 더 높은 열효율을 얻기 위하여 발전소의 작동온도는 계속 증가하는 경향으로 개발되고 있다. 이러한 고온 재료의 크리프 설계에는 파단까지의 사용시간, 영구 변형률, 허용응력 등 설계기준을 정하여 제한하지만, 사용재료의 하중조건, 온도, 열적-화학적 안정성 등과 같은 많은 변수들의 상호작용에 의하여 갑작스런 파단이 일어날 수 있으므로 다양한 재료에 대한 손상식의 개발이 필요하다.

현재 원자력 구조 재료로 널리 사용되고 있는 304 나 316 스테인레스강의 대표적인 손상유형은 입계에서 발생하는 크리프 기공이나 탄화물 그리고 제2상의 석출물 등이며[1], 재료의 손상 유형이 결정되면 이를 정량화 하여 구성 방정식에 반영한다. 이를 반영할 수 있는 크리프 손상식으로 연속체 손상 개념을 도입한 Kachanov-Rabotnov(K-R) 이론이 있다. 이 이론은 손상을 재료내의 미소균열이나 공동(void)의 생성으로 보고, 내부응력이 점차 증가됨에 따라서 공동들에 의해 유효 단면적은 줄어들고 최종 파단에 이르는 과정까지의 상태 매개변수인 손상 파라메타, ω를 연속체로 나타낸 것이다. 이것은 손상을 응력과 변형률 또는 파괴역학적 매개변수에 기반을 두고 있어 합리적인 의미를 주고 있다. 또한 기존의 대부분의 크리프 변형을 고려한 구성방정식들은 1차 및 2차 크리프를 중점적으로 다루고 있으나 K-R 이론에서의 손상 파라메타는 파손이 직접 일어나는 3차 크리프 영역을 포함하고 있다.

K-R 손상모델에 대해 Marriott, Penny 등은[2,3] 알루미늄재료의 여러 응력별로 실험치를 얻어 예측치와 비교한 결과 잘 일치하였고, 또한 Mclean, Cane, Stamm, Belloni 등은[4-7] Nimonic 80A 합금, 저 합금강, 2.25%Cr-1Mo, AISI 310 스테인레스강의 손상 파라메타를 정량화하기 위하여 여러 가지 측정법을 사용하였고, cavity 의 밀도변화가 파단을 나타내는 합리적인 인자가 될 수 있다고 하였다. 그러나 원자력발전소의 고온 구조재료로 개발되고 있는 질소가 첨가된 316LN 강에 대하여 K-R 손상 이론을 분석 적용한 연구 결과는 없으며, 이 이론의 활용성 관계를 확인할 필요가 있다.

본 연구에서는 K-R 크리프 손상식을 해석하여 계산에 사용될 각 상수들을 결정하고 역학적 의미를 논하였다. 316LN 스테인레스강에 손상식을 적용하여 각 상수 값을 제시하고 이론 계산치와 측정치를 비교하여 K-R 손상식의 적용성 관계를 확인하였다. .

2. 크리프 실험

시험에 사용된 316LN 스테인레스강은 두께 40mm의 상용 압연판재이며 화학조성은 Table 1 과 같다. 크리프 시편은 압연방향이 시편의 길이방향이 되도록 채취하여 1100°C 에서 1시간동안 용체화 처리 후 수냉하였다. 용체화 처리된 시편은 게이지 길이가 30mm 이고 직경이 6mm인 봉상의 크리프 시편으로 가공하였다. 시편의 게이지 길이부에 대해서는 SiC 연마지로 #1000번까지 시편의 길이방향으로 표면 연마하여 기계가공에 의한 표면 결함을 제거하였다. 크리프 시험은 일정하중방식 시험기로 수행하였으며 시편의 온도측정은 시편의 게이지 길이 중앙부에 열전대를 설치하여 측정하였으며, 온도편차는 ASTM 의 오차 범위 내인 ±2°C 이내로 제어하였다.

크리프 시험은 260 MPa 하에서 600°C, 630°C, 650°C 의 조건으로 예비실험을 수행한 후 500 시간 정도의 파단시간이 예상되는 620°C, 260MPa 조건에서 공기 중에서 수행하였다. 본 시험은 우선 620°C, 260MPa 조건에서 시편의 파단까지 크리프 시험을 수행한 후 동일한 크리프 조건에서 크리프 변형 시간이 20hr, 130hr, 327hr, 430hr, 457hr(파단)의 5단계로 실험을 중단하는 interrupted creep test 를 하였다. 각 단계로 실험이 끝난 시편은 가스퀜칭으로 냉각하고, 게이지 중심부분에 대하여 시편의 길이방향으로 시편을 채취하여 전해연마 한 후 주사전자현미경(JEOL, JSM-5200) 으로 크리프 변형에 의한 cavity 생성정도를 관찰하였다.

Table 1. Chemical composition of type 316LN stainless steel(wt. %)

Fe	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	N
bal.	0.023	0.55	0.87	0.020	0.0010	18.50	10.70	2.51	0.13

3. 크리프 손상식의 해석

Kachanov 는 재료내부의 공공에 기인한 단면적의 유효손실을 연속체손상(continuum damage)으로 표현하였다. 외적 작용하중에 상당하는 내부응력은 시간이 증가함에 따라서 증가하고, 손상도 축적되어 증가한다. 이와 같이 시간에 따른 손상 정도를 정량적으로 표현하기 위하여 유효 단면적(A)의 감소를 수식화하였다. 원래 단면적(A_o)에 대한 남아있는 유효단면적 A 의 비를 연속체(continuity)라 하고, 이것을 손상 파라메타, ω 로 표현하고 ω 가 1 인 조건을 손상의 상한치인 파단조건으로 한다.

초기 원래 단면적 A_o 에 하중 P가 작용하면 초기응력 σ_o 는 $\sigma_o = P/A_o$ 이고, 시간 t 에서의 유효응력은

$$\sigma_t = \sigma_o \frac{A_o}{A_t} = \frac{\sigma_o}{(1-\omega)} \qquad (1)$$

로 되고, 손상 파라메타 $\omega = (1 - A/A_o)$ 이며, 연속체와 응력의 관계는 Norton's law 를 따른다고 가정하면, 손상속도(damage rate)는

$$\frac{d\omega}{dt} = K \sigma_t^{\nu} \qquad (2)$$

되고, 여기서 K, υ 는 상수이다. 식 (1) 과 식 (2)의 관계로 부터

$$\frac{d\omega}{dt} = K \sigma_o^{\nu} (1-\omega)^{-\nu} \qquad (3)$$

로 된다. 식 (3)를 시간 $t = 0$ 에서 $t = t_R$ 까지 적분하면,

$$t_R = \frac{1}{K(1+\nu)\sigma_0^{\nu}} \tag{4}$$

로 되며, 이 식은 Kachanov의 취성파괴 수명식이며 보통 $log\ \sigma$ - $log\ t$ 의 관계로 표시된다. 여기서 시간 $t = 0$ 에서 $\omega = 0$ 로 초기의 손상이 없는 완전한 연속체의 상태이고, 시간 $t = t_R$ 에서 $\omega = 1$ 은 연속체의 불완전한 상태인 파단조건이다.

Rabotnov 는 크리프 변형과 파단시간을 동시에 예측하기 위하여 Kachanov 개념을 보다 일반화시켰다. ω 를 균열의 상태변수 $(0 \le \omega \le \omega_f)$ 로 정의하고, 초기 1차 크리프 단계의 탄성과 소성 변형은 무시한다. 크리프 변형과 손상이 Norton's law 를 따른다면

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = A\sigma^m(1-\omega)^{-q} = \frac{\dot{\varepsilon}_o}{(1-\omega)^q} \tag{5}$$

$$\frac{d\omega}{dt} = B\sigma^k(1-\omega)^{-r} = \frac{\dot{\omega}_o}{(1-\omega)^r} \qquad (0 \le \omega \le \omega_f) \tag{6}$$

여기서 A, B 는 재료 및 온도상수이고 실제의 크리프 변형은 파손응력이 낮은 취성파괴이므로 $\sigma = \sigma_o$ 로 한다. 식 (6)을 적분하면

$$(1-\omega)^{1+r} = 1 - B(1+r)\sigma_o^k t \tag{7}$$

이 되고, 식 (7) 을 적분하면, 결국 크리프 변형은

$$\begin{aligned} \varepsilon &= \lambda \dot{\varepsilon}_o t_R \left[1 - \left(1 - \frac{t}{t_R}\right)^{1/\lambda}\right] \\ &= \lambda \varepsilon^* \left[1 - \left(1 - \frac{t}{t_R}\right)^{1/\lambda}\right] \end{aligned} \tag{8}$$

되고, 여기서

$$t_R = \frac{1}{B(1+r)\sigma_o^k} \tag{9}$$

$$\varepsilon^* = \lambda^{-1}\varepsilon_R = \dot{\varepsilon}_o t_R = A\sigma_o^m t_R \tag{10}$$

$$\lambda = \frac{1+r}{1+r-q} \tag{11}$$

$$\varepsilon_R = \frac{\lambda}{1+r} \cdot \frac{A}{B} \cdot \sigma_o^{m-k} \tag{12}$$

단, $\dot{\varepsilon}_o$ 는 σ_o 응력하에서의 최소크리프속도(minimum creep rate), σ_o 는 일정하중하에서의 초기응력, ε_R 는 파단변형, ε^* 는 Monkman-Grant(M-G) 변형을 나타낸다.

일정시간에서의 손상과 변형 값은 식 (7) 로 부터 수명비(life fraction) 형태로 다시 쓰면

식 (13)가 되고, 크리프 변형은 식 (14)로 된다.

$$(1-\omega)^{1+r} = 1-\frac{t}{t_R} \qquad (13)$$

$$\varepsilon = \varepsilon_R\left[1-\left(1-\frac{t}{t_R}\right)^{1/\lambda}\right] \qquad (14)$$

4. 결과 및 고찰

4.1. 크리프 손상식의 적용

Fig. 1 은 316LN 스테인레스강의 일정하중 크리프 실험에서 얻은 시간-크리프 변형량의 관계를 나타낸 것이다. 크리프 변형은 초기의 순간 변형을 제외한 $\varepsilon-\varepsilon_o$ 값을 나타내었는데, 일반적으로 크리프의 해석에서는 순간변형은 치구 등의 열팽창에 의한 오차를 가져오므로 무시하여 해석한다. 시험온도는 620°C, 응력은 260 MPa 의 조건하에서 얻은 결과로 파단시간은 457.2 시간이며, 최소 크리프속도는 8.472×10^{-8}/sec 로 측정되었다. 제3기 크리프의 시작시간을 0.2% offset 변형 방법으로 조사하면 약 300시간 정도로 나타났다.

Fig. 2 는 식 (8)을 사용하여 t/t_R 에 대한 M-G 변형에 대한 크리프 변형 비 즉 $\varepsilon/\varepsilon^*$ 로 나타낸 마스터 곡선이다. λ 값이 적어질수록 변형은 적어지고 있으며, λ 값의 간격은 λ 값이 커질수록 각 커브들간의 간격은 조밀해 진다. $\lambda = 1$ 인 경우는 손상이 되지 않은 재료를 의미하며, ε^* 은 M-G 변형으로 파단에서는 변형량은 $\varepsilon_R = \lambda \cdot \varepsilon^*$ 로 λ 의 배수가 된다. 본 그림에서 알 수 있듯이 상수 λ 가 주는 의미는 크리프 저항성(creep tolerance)을 나타내고 있으며, 90% 의 수명까지는 상수별로 큰 차이를 주지 않고 있으나 마지막 10% 에서는 변형이 크게 증가된다. 따라서 상수 λ 는 크리프 곡선의 형태를 결정짓는 중요한 상수가 됨을 알 수 있으므로 그 값의 결정에는 조심스러운 결정이 필요하다.

본 실험에서 316LN 강에 대하여 측정한 최소크리프 속도와 파단시간의 관계를 적용하여 M-G strain, ε^* 를 계산하면 $\varepsilon^* = t_R \cdot \dot{\varepsilon}_o = 457.2 \times 3600 \times 8.472 \times 10^{-8}$ /sec = 0.139 가 된다. 또한, M-G strain 계산치와 실험 측정치인 파단연신율(ε_R)의 관계를 식 (10) 을 사용하여 λ 값의 상수를 계산하면 $\lambda = \varepsilon_R / \varepsilon^* = 0.3847 / 0.139 = 2.78$ 로 된다. $\lambda = 2.78$ 값을 사용하여 계산한 후 $\varepsilon/\varepsilon^*$ 과 t/t_R 관계로 나타내면 Fig. 4 와 같은 마스터 곡선이 그려진다.

Fig. 3 은 316LN강의 실험에서 얻은 측정치와 $\lambda = 2.78$, $\lambda = 3.0$ 으로 할 경우의 이론 계산치와 실험치를 비교한 것으로 이론 계산치는 실험치와 거의 잘 일치하고 있음을 볼 수 있다. 따라서 316LN강의 본 시험조건에서는 근사적으로 $\lambda = 3$ 으로 결정할 수 있고, 이론치가 실험치 보다 약간 높은 값을 보인다. 따라서 K-R 이론식은 보수적인 평가를 보이므로 크리프 설계 시에 매우 잘 적용될 수 있음을 알 수 있다. 또한 본 실험에서의 측정도 매우 정확하게 되었음도 확인할 수 있다.

Fig. 4 는 크리프 시간 변화에 따른 손상 파라메타, ω 의 변화를 정량화하기 위하여 316LN 강에서의 620°C, 260 MPa 크리프 조건하에서 interrupted creep test 로 부터 5단계 별

로 측정된 cavity 밀도 변화를 측정한 결과를 보인 것이다. 전체적으로 제3기 크리프가 시작되는 300 시간 이후에서부터 크리프 cavity 가 크게 관찰되고 있었으며 파단시편에서 가장 많은 량을 보였다. Fig. 5 에 200배의 SEM 사진에서 관찰되는 것처럼 cavity 숫자는 변형량이 많아질수록 증가되었으며, cavity 의 크기는 300시간 이하에서는 200 μm^2 이하의 것이 관찰되었고, 430시간 (24% strain) 에서는 400 μm^2 이하의 것이 관찰되었다. 그리고 파단시편에서는 크리프 손상에 영향을 준 것으로 판단되는 800 μm^2 이상의 것도 관찰되었다. Cavity 의 면적도 300시간 이후부터 크게 증가하였다. 본 시험조건에서의 316LN 스테인레스강에서 관찰되는 cavity 의 양의 측정결과를 시간변화에 따른 손상 파라메타의 변화관계식 (13)를 계산하여 나타내면 Fig. 6 과 같은 마스터 곡선을 얻을 수 있다.

Fig. 6 은 r 의 값의 변화에 따른 수명비와 ω 의 비를 보면 r 값이 커질수록 손상 파라메타의 값이 적어지고 있으며 그 간격도 좁아지고 있다. 따라서 r 값은 크리프 저항성을 나타내는 의미를 내포하고 있으며, 파단수명의 80% 이후부터 대부분의 손상이 일어나고 있음을 볼 수 있다. 또한 파단시간에서는 어디서든 거의 1의 값을 보이나 1 보다는 큰 값이 될 수 없다. 316LN 강의 경우 실험측정치를 비교하여 보면 수명의 80% 까지는 r = 24 값에 근접하나 80% 이후에는 급격히 증가하여 그 값을 결정하기 곤란함을 알 수 있다. 그러나 80% 이후의 수명비에서는 큰 의미를 주지 못하므로 파단수명의 80% 까지 실험치를 적용한다면 r = 24 로 결정할 수 있다. 그리고 316LN 강에 대하여 λ, r 값을 이용하여 식 (11) 로부터 상수 q 값을 계산하면 q = 16.6 로 매우 높은 값을 보이고 있다. 이는 수명비의 80% 이상이 되면 cavity 가 내부응력에 의해 급격히 개방되면서 빠른 시간 내에 파손이 될 수 있음을 나타낸다. 이런 파괴를 보이는 재료들의 대부분은 강도가 높은 재료에서 관찰되는데 이는 질소 첨가에 의한 고용강화 효과로 고온강도가 높기 때문으로 판단된다.

4.2. 상수 값의 결정과 역학적 의미

크리프 손상 예측식에 사용되는 모든 상수는 A, B, k, m, λ, r, q 의 7개 상수로서 k, m 은 응력지수, q, r 은 손상 파라메타 지수, A, B 는 온도 및 재료상수, 그리고 λ 크리프 저항성을 나타내는 상수로 표현할 수 있다. λ 는 크리프 변형에 영향을 주는 상수로 q 와 r 값에 의해 결정된다. q, r 의 경우는 그 값이 커질수록 크리프 저항성이 좋은 재료이며, λ 의 경우는 반대로 그 값이 낮을수록 크리프 변형이 잘되지 않는 재료임을 알 수 있다. 7개의 상수 중 상수 λ, r, q 는 최소 크리프속도, 파단 연신율과 이외의 손상 파라메타 측정 데이터 관계를 이용하여 손상식에 적용 계산한 다음 계산치에 가장 근접하게 그려지는 마스터 곡선을 선택하면 된다. 그러나 A, B, k, m 의 상수는 다수의 크리프 시험 데이터가 필요하다. 즉 상수 A, m 은 식 (5)와 식 (10)으로부터 $\log\sigma - \log\dot{\varepsilon}$ 의 기울기로부터 m 이 얻어지고 A 값도 계산이 된다. 상수 B, k 는 크리프 파단시험에서 얻어지는 $\log\sigma - \log t_R$ 의 관계에서 기울기 값으로 지수 k 를 구할 수 있고, B 값은 식 (9)를 계산하여 얻을 수 있다. 본시험에서 사용된 316LN 강에 대한 응력지수 m, k 값은 당 실험실에서 기 생산된 크리프 데이터를 이용하면[8] m = 7.3, k = 9.0 로 나타났고, 이를 이용하여 재료상수 A, B 를 구하면 $A \approx 1.980 \times 10^{-25}$ ($MPa^{-1}sec^{-1}$), $B \approx 4.476 \times 10^{-30}$ ($MPa^{-1}sec^{-1}$) 를 얻을 수 있었다.

5. 결 론

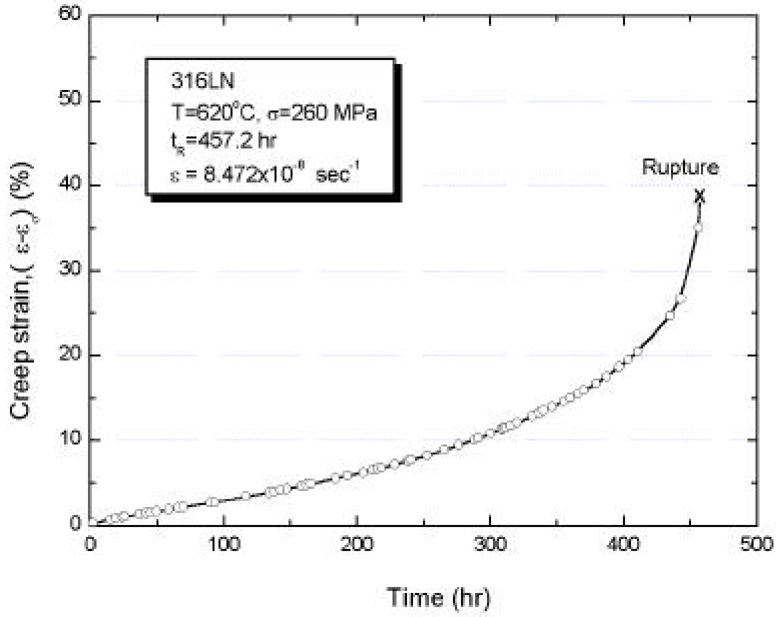
Kachanov-Rabotnov 손상식 이론 해석하고 이를 적용하여 316LN 스테인레스강의 크리프 곡선을 모델링하였다. 모델링 결과 이론 계산치는 실험치와 잘 일치하였으며 파단수명까지 크리프 곡선의 모양을 완전하게 묘사하였다. 모델링의 계산에 사용되는 상수 $A, B, k, m, \lambda, r, q$ 의 값을 얻었고 크리프 곡선의 형태를 결정하는 상수 λ 는 3.0 이었으며, λ 값이 증가할수록 크리프 변형은 크게 되었다. t/t_R 과 손상 파라메타 ω 의 변화관계에서 이론 손상식은 r 값이 클수록 ω 치는 감소하며 80% 의 수명비 이후에는 급격히 증가하였다. 316LN 강의 실험치는 80%의 수명까지는 $r = 24$ 로 계산치와 잘 일치함을 보이나, 80% 이후부터는 계산치를 따르지 않고 현격히 증가되었다. 316LN 강에 본 결과의 결정된 상수 값을 이용하면 수명예측에 활용할 수 있다.

후 기

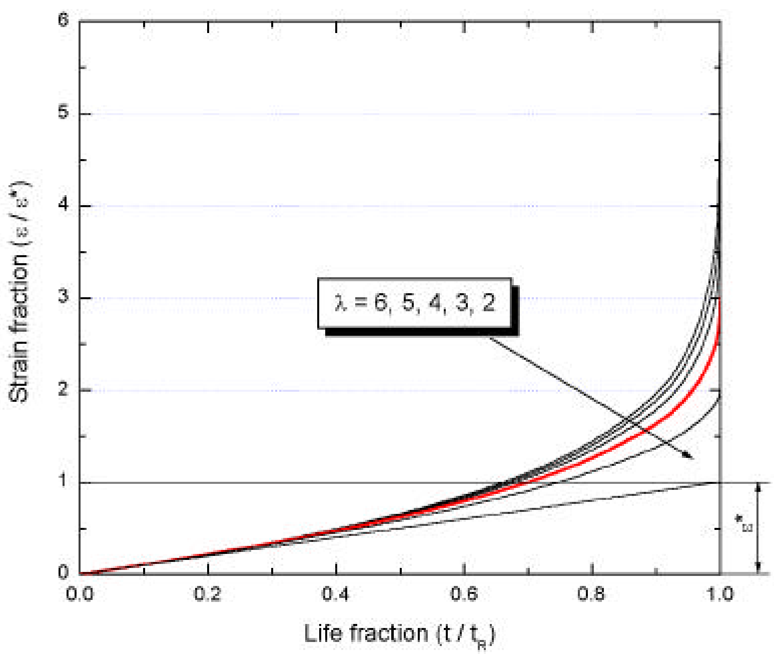
본 연구는 과기처에서 시행한 원자력중장기연구개발사업중 원자력재료기술개발과제 노심재료 및 종합 DB 구축분야에서 수행한 것입니다.

참고문헌

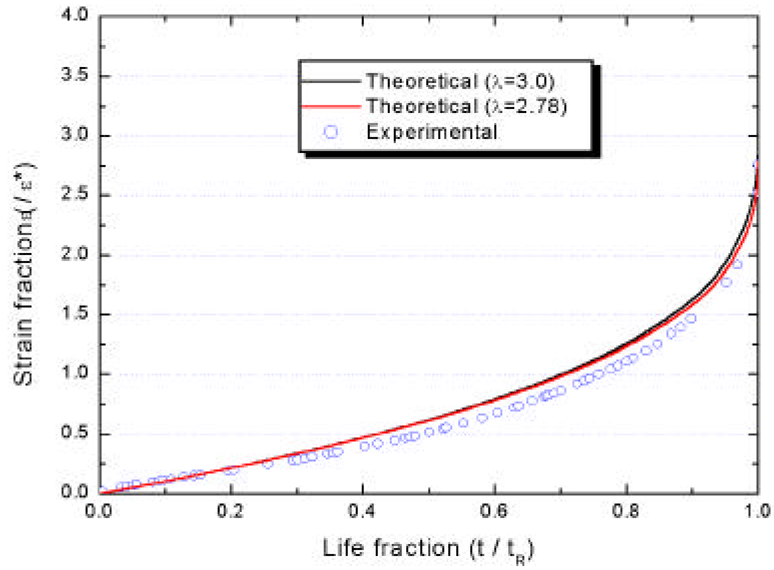
1. J. K. Lai and A. Wickens, "Microstructural Changes and Variations in Creep Ductility of 3 Casts Type 316 Stainless Steel", *Acta. Metal*, Vol.27, pp. 217 (1979).
2. D. L. Marriott, R. K. Penny, "Strain Accumulation and Rupture During Creep Under Variable Uniaxial Tensile Loading", *J. Strain Anal.*, (L. Mech. E.) Vol. 8. p.3 (1973).
3. R. K. Penny, "The Usefulness of Engineering Damage Parameters During Creep", J. Metal and Materials, Vol.8, pp. 278-283, (1974).
4. D. Mclean, "Materials Science in High Temperature Service", *Academia Nazionale dei Lincei,* Roma, (1973).
5. B. J. Cane and C. J. Middleton, "Intergranular Creep Cavity Formation in Low Alloy Bainitic Steels", *Metal Sci.*, Vol.15, (1981).
6. H. Stamm and U. von Estorff, "Determination of Creep Damage in Steels", *Proceedings 5th Int., Conference on Creep of Materials*, Florida, USA (1992)
7. G. Belloni, G. Bernasconi and G. Piatti, "Creep Damage and Rupture in AISI 310 Austenitic Steel", *Meccanica*, Vol.12, pp.84-96, (1977).
8. 김우곤, 김대환, 류우석, 국일현, "AISI 316L(N) 스테인레스강의 Creep 특성에 미치는 인(P)의 효과", *한국원자력학회 98 추계학술대회논문집,* p.216 (1998).



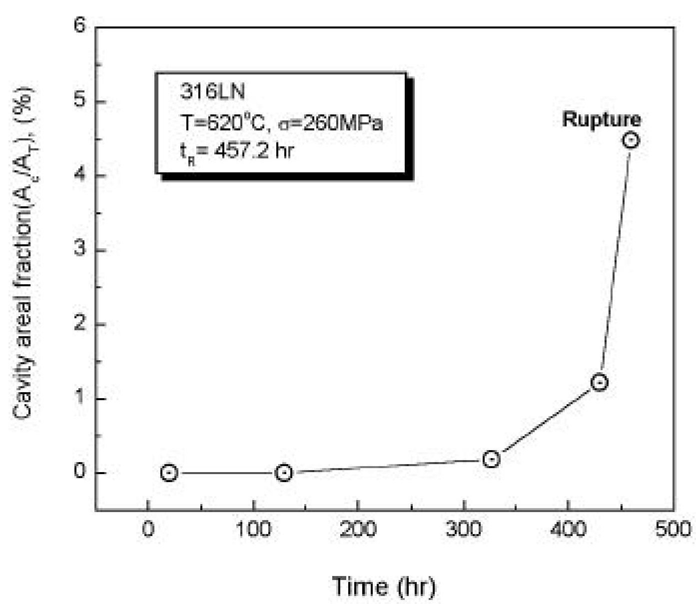
316LN stainless steel.



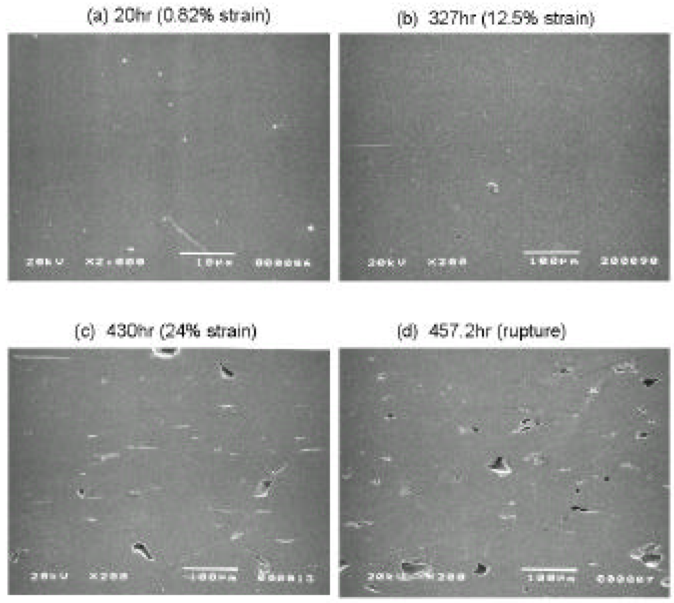
for type 316LN stainless steel.



strain fraction($\varepsilon/\varepsilon^*$) and life fraction ($t/t_R$) for type 316LN stainless steel.



260MPa for type 316LN stainless steel.



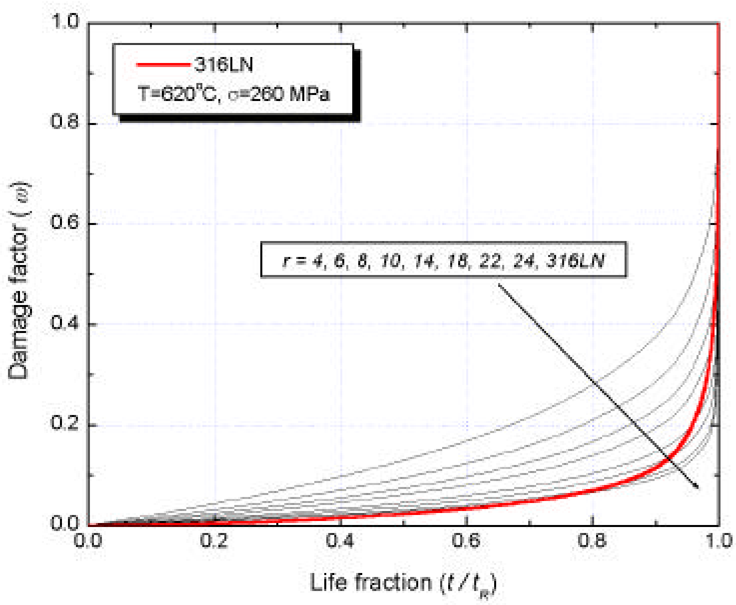


Fig. Variation of damage factor tith life fraction.