2000 추계학술발표회 논문집
한국원자력학회

참조응력 개념에 의한 316LN 스테인레스강의 크리프 설계

Creep Design of Type 316LN Stainless Steel by Reference Stress Concepts

김우곤, 김대환, 류우석

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150번지

요 약

기존의 Kachanov-Rabotnov(K-R) 크리프 손상모델을 참조응력 손상식으로 수정하고 316LN 스테인레스강에 적용시켜 크리프 손상을 해석하였다. 316LN 강의 참조응력 결정과 손상식에 적용하기 위해 550°C 와 600°C 에서 고온 인장시험과 다수의 크리프 시험을 수행하여 얻고 이들 시험 데이터를 사용하였다. 참조응력 손상식에 316LN 강을 적용하여 크리프 수명예측에 필요한 재료 상수들을 결정하였으며, 이들 상수 값을 이용하여 각 시험 온도에서의 참조응력만으로 크리프 파단 변형량을 추론하였다. 참조응력 개념을 이용하면 재료의 손상 파라메타를 측정하기 위해 시편내의 기공이나 미소균열을 조사하는 과정 없이 참조응력만으로 수학적으로 보다 간편히 크리프 수명을 추론할 수 있는 설계도구로 활용될 수 있다.

Abstract

The usual Kachanov-Rabotnov(K-R) model of creep damage were modified to the damage equations by reference stress concepts. The modified equation was applied to type 316LN stainless, and its creep damage was analyzed. In order to determine the reference stress for type 316LN stainless steel, tensile tests were conducted at 550°C and 600°C, and a number of creep tests to apply reference stress equation were also conducted at 550°C and 600°C. Material constants necessary to the equation were determined. Creep rupture strain was predicted by using the material constants which were obtained at each test temperature. If using reference stress concepts, it can be utilized easily as a design tool to predict creep life because the process to quantify damage parameter, which is determinated by measuring voids or micro cracks creep during, is omitted.

1. 서 론

원자력 발전소에 사용되는 많은 구조물들은 크리프 현상이 상당히 영향을 미치는 온도에서 작동되므로 사용되는 재료는 고온 열하중 설계를 행하며 이때 크리프 성질이 중요하게 고려된다[1]. 이러한 크리프 설계 시 초기 플랜트 설계자나 운전자의 경우 사용되는 재료에 대하여 운전조건에

서의 파손수명과 잔류수명을 정확히 예측하는 것은 매우 중요하다. 따라서 고온 재료의 크리프 거동에 대한 다양한 손상식을 개발하는 것이 필요하다[2-3].

현재 원자력발전소의 고온 구조재료로는 사용 경험이 많고 고온강도, 연성, 인성, 내식성 등이 우수한 오스테나이트 스테인레스강이 주요 기기에 많이 사용되고있다. 특히 316LN 스테인레스강은 고용도가 C 에 비해 큰 N 을 기본 강화원소로 한 것으로, 고온에서 장시간 사용 시 크리프 특성이 우수하여 원자력발전소의 1차계 고온 구조재료로 유망하다[4]. 이러한 스테인레스강의 대표적인 손상유형은 입계에서 발생하는 크리프 기공, 탄화물, 제2상의 석출물 등이며[5], 재료의 손상 유형이 결정되면 크리프 손상식에 반영한다. 이를 반영할 수 있는 손상식으로는 Kachanov -Rabotnov(K-R) 손상식이 있다. K-R 손상 이론은 재료내의 미소균열이나 기공의 생성으로 보고 내부응력이 점차 증가됨에 따라서 기공들에 의해 유효 단면적은 줄어들고 최종 파단에 이르는 과정까지의 상태 매개변수인 손상 파라메타 ω 를 연속체로 나타낸 것이다[6]. 재료의 손상을 나타내는 파라메타로는 내적변수나 외적변수 등 여러가지로 나타낼 수 있는데, 참조 응력법(reference stress methods, RSM) 은 ω 대신에 사용응력이 임계수준에서 도달하면 높은 변형속도를 일으키게 되어 파손이 된다는 것이다. 즉 파손시간 t_f 에서의 임계응력을 참조응력으로 정하고 이를 재료의 손상파라메타 대신에 사용하므로서 K-R 식을 응력개념으로 수정 변형시켜 크리프 변형과 파단수명을 추론할 수 있다. K-R 손상식의 경우 손상식에 손상 파라메타를 반영하여야 하기 때문에 시간변화에 따른 상태변수인 시편내의 크리프 기공이나 미소균열을 측정하여야 하는 과정이 필요하다. 그러나 참조응력을 이용할 경우 재료내의 기공이나 미소균열을 조사하는 과정 없이 파단 임계응력인 참조응력만을 정의한다면, 그 응력 조건에서의 크리프 거동을 수학적으로 보다 간편히 해석할 수 있다. 따라서 초기 고온 플랜트의 설계자나 운전자가 크리프 수명을 예측하는데 유용한 설계도구로 활용하는 것이 가능하다.

본 연구에서는 크리프 손상식을 참조응력 개념으로 수정하여 크리프를 설계하고자 하였다. 대상재료는 원자력 발전소의 고온구조재료로 유망한 316LN 강을 사용하여 참조응력 손상식에 적용시켜 수명 예측에 필요한 재료 상수들을 얻었다. 참조응력의 결정과 손상식의 적용을 위해서 550°C 와 600°C 에서의 고온 인장시험과 다수의 크리프 시험을 수행하여 얻고 이들 데이터들을 사용하였다.

2. 크리프 실험

실험에 사용된 316LN 강의 화학적 조성은 Table 1과 같다. 합금의 용해시 질소의 목표량은 0.10% 로 하여 진공유도용해로 30kg 잉곳을 제조하였다. 이것을 1270°C의 알곤 분위기에서 2시간 유지한 후 열간압연하여 두께를 15mm 로 줄인 다음 압연방향이 시편의 길이방향이 되도록 가공하였다. 열연된 판재는 1100°C에서 1시간 동안 알곤 분위기에서 용체화 처리하고 수냉한 후 게이지 길이가 36mm, 직경이 6mm인 봉상의 크리프 시편을 제조하였다. 시편의 게이지 길이부에 대해서는 연마지 1000번까지 길이방향으로 표면 연마하였다. 고온 인장시편은 크리프 시험과 동일한 조성의 잉곳을 제조하고 열간압연으로 두께를 3.3mm 까지 가공한 다음, 크리프 시편과 동일한 조건으로 열처리하여 게이지 길이 25.0mm, 두께 3.0mm인 판상 시편을 제조하였다.

고온 인장시험은 INSTRON 사의 4505를 사용하여 2×10^{-3} sec^{-1} 변형속도로 하였다. 시험온도는 크리프 시험과 같은 온도에서의 파단응력을 구하고자 550°C 및 600°C 온도에서 실시하여 인장곡선을 얻었다. 크리프 시험은 arm ratio가 20:1 인 일정하중방식 시험기를 사용하여 550°C 및 600°C 의 온도조건에서 여러 응력별로 다수의 시험을 수행하였다. 시편의 온도 측정은 게이지 길이 중심부에 열전대를 사용하였으며, 온도편차는 ASTM 의 오차 범위 내인 ±2°C 이내로 제어하였다.

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

Fe	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	N
bal.	0.021	0.70	0.97	0.021	0.006	17.30	12.340	2.36	0.10

3. 크리프 손상식의 해석

Kachanov 의 크리프 손상 모델에 사용되는 손상 파라메타 ω 는 재료의 내적변수이든 외적변수 등 여러 가지로 나타낼 수 있다. 손상식을 응용하기 위해서는 ω 를 정량화 하여야하며, 이를 위해 재료의 총체적인 불안정성인 접근이나 파단조건을 알고자 시편내의 기공이나 미소균열을 측정하여 손상식에 반영시킨다. 손상파라 메타 $\omega = 0$ 는 손상이 되지 않은 초기조건 상태이고, $\omega = 1$ 인 조건이 재료손상의 상한치인 파단상태를 나타낸다. 이에 대하여 참조 응력법은 ω 대신에 응력이 임계수준에서 도달하면 파손이 된다는 것으로, 파손시간 t_f 에서의 파손응력을 참조응력 즉 기준응력으로 정하는 것이다. 이를 위해 기존의 Kachanov 식의 ω 대신에 응력의 식으로 수정 변형시키는 것이 필요하다.

시간 t 에서 일정하중을 받고있는 시편내의 응력을 σ_t 라 하면,

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

로 된다. 여기서 A_o 는 원래 단면적이고, $(1-\omega)$ 는 시간 t 에서의 면적 손실율이다. Kachanov 식으로부터 파손은 $\omega = \omega_f$ 일 때 일어나며, ω_f 는 식 (1)에서 σ_t 에서의 평균응력 또는 파손응력 σ_f ($\equiv \bar{\sigma}$) 로 정의되는 값이다. 이 값은 가공-경화 재료인 경우 최대 인장강도 σ_u 와 항복강도 σ_y 사이의 값이 된다. 이로부터

$$\frac{\sigma_o}{1-\omega_f} = \bar{\sigma} = \sigma_y + \alpha\,(\sigma_u - \sigma_y) \qquad (2)$$

가 되고 여기서, α 는 σ_y 를 넘는 상수비이고, σ_y 는 재료에 따른 값이다. 식 (2) 로부터

$$\omega_f = 1 - \frac{\sigma_o}{\bar{\sigma}} \qquad (3)$$

$$\bar{\sigma} = \delta\,\sigma_y = \sigma_y \left[1 + \alpha\left(\frac{\sigma_u}{\sigma_y} - 1\right)\right] \qquad (4)$$

이고 δ 는 재료의 강도특성이나 가공경화도 등에 의해 결정되는 재료상수이다.

손상속도(damage rate)는

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{\dot{\omega}_o}{(1-\omega)^r} \quad , \quad 0 \le \omega \le \omega_f \ , \quad \dot{\omega}_o = B\,\sigma_o^{\,k} \qquad (5)$$

가 되며, 모든 경우에 있어서 $\omega_f < 1$ 가 된다. 식(5)를 적분하면

$$(1-\omega)^{1+r} = 1 - B\,(1+r)\,\sigma_o^{\,k}\,t \qquad (6)$$

빠른 파손은 $\omega = \omega_f$ 일때 시간 t_f 에서 일어나므로, 식(3) 의 (1-ω)를 식(6) 에 대입하면 파손시간 t_f 는

$$t_f = \phi \cdot t_r \tag{7}$$

$$t_r = \frac{1}{B}(1+r)\,\sigma_o^{\,k} \tag{8}$$

되고, t_r 은 취성파괴(brittle rupture)에 대한 Kachanov 결과에서 얻어진다. ϕ 는 $\bar{\sigma}$ 와 σ_o 의 응력 수준에 의해 결정되는 인자로서

$$\phi = \left[1 - \left(\frac{\sigma_o}{\bar{\sigma}}\right)^{1+r}\right] \tag{9}$$

가 되며, 파손시간 t_f 는 시험에서 얻어지는 $\log \sigma - \log t_f$ 대수 좌표축으로 그려진다. 이 곡선의 기울기로부터 ϕ 값을 결정할 수 있다. 크리프 변형속도는 Nortron's law 로 수정하면

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{A\,\sigma_o^m}{(1-\omega)^q} = \frac{\dot{\varepsilon}_o}{(1-\omega)^q} \tag{10}$$

로 되고, 식 (6)의 $1-\omega$ 를 식 (10)에 대입하고 필요한 적분을 하면, 현재의 크리프 변형은

$$\frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}_o t_R} = \lambda\left[1 - \left(1 - \frac{t}{t_R}\right)^{1/\lambda}\right] \tag{11}$$

$$\lambda = \frac{1+r}{1+r-q} \tag{12}$$

로서 이 식은 기존의 K-R 식이 된다. 빠른 파손은 $\omega = \omega_f$ 일때 시간 t_f 에서 일어나므로 식(11)을 수명비(life fraction) $\Gamma = t/t_f$ 의 항으로 나타내면

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon^*} = \frac{\lambda}{\phi}\left[1 - (1-\phi\Gamma)^{1/\lambda}\right] \tag{13}$$

$$\frac{\varepsilon_f}{\lambda\varepsilon^*} = \frac{1-(1-\phi)^{1/\lambda}}{\phi} = \eta \tag{14}$$

단, $\varepsilon^* = \dot{\varepsilon}_o t_f$ 은 Monkman-Grant 변형이다.

4. 결과 및 고찰

4.1. 참조응력의 결정

Fig. 1 은 참조응력을 결정하기 위하여 550°C와 600°C 에서 수행한 인장시험 응력-변형률 곡선의 결과이며, 기계적 특성치는 Table 2에 주어진다. 파손응력(failure stress, $\sigma_f = \bar{\sigma}$) 값을 보면 550°C 인 경우는 376 MPa, 600°C 인 경우는 320 MPa 이 된다. 본시험에서는 이 파손 응력치를 참조응력으로 결정하였으며 손상식에 적용하였다. 참조응력의 결정에는 다음의 몇 가지 방법들이 사용될 수 있다. 즉 식(4)에서 δ 값의 결정에서 가공경화 재료가 아닌 경우는 $\sigma_y = \sigma_u$ 로서 $\delta =$

1 이 되며 매우 극단적인 경우에 사용된다. 또 다른 가능한 값으로 $\delta = m/(1+m)$인 값이 제안되고 있으며 이것은 매우 보수적이다. 여기서 m 은 Nortron 크리프 지수이다. 실제의 경우에서 가장 타당성이 있는 것으로는 $m/(1+m) \le \delta \le \sigma_u/\sigma_y$ 의 범위의 값을 사용하는 것이 바람직한 것으로 보고 된다[7].

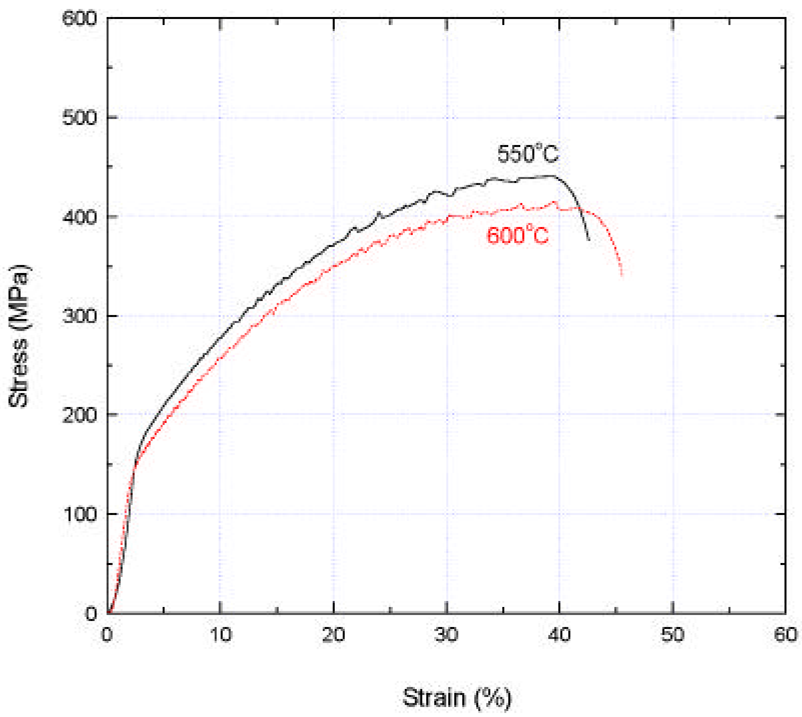


Table 2 Tensile properties at 550°C and 600°C of type 316LN stainless steel

	Yield strength (σ_y, MPa)	Ultimate tensile strength (σ_u, MPa)	Elongation (%)	Fracture Strength ($\sigma_f = \bar{\sigma}$, MPa)
550°C	158	441	42.6	376
600°C	131	418	45.7	320

Fig. 2 는 파단시간 실험에서 얻어지는 $\log \sigma$ - $\log t_f$ 의 관계를 이용하여 Kachanov 의 취성파괴에 대한 ϕ 값의 변화를 얻을 수 있는 방법을 도식적으로 나타낸 것이다. 모든 합금의 경우 σ-t_f 의 파단곡선은 일반적으로 그림과 같은 모양의 쌍일차(bilinear) 곡선으로 나타낼 수 있다. 이로부터 시험응력인 σ_o 크기에 따라 ϕ 값의 변화를 얻을 수 있다. 즉 취성파괴에서의 파단시간 곡선의 기울기를 $\phi = 1$ 로 정하고, 해당 시험응력에서의 ϕ 값을 그림으로부터 계산하면 그 응력조건에서의 ϕ 값을 얻을 수 있게 된다.

크리프 파단 결과 데이터를 이용한 크리프 상수들의 결정방법은 다음과 같은 방법으로 하면 얻을 수 있다. 우선 크리프 결과 데이터를 $\log \sigma_o$ - $\log t_f$ 좌표로 나타낸 다음 이용 가능한 가장 긴 시간에서 데이터 점을 선택하고 인접 점의 데이터와 직선 fitting 하고 기울기로부터 크리프 상수 k 를 구한다. 그리고 얻어진 k 값을 이용하면 식(8) 로 부터 $B(1+r)$ 값을 결정할 수 있다. 그리고 상수 r 값은 단시간 인장시험 데이터로부터 $\bar{\sigma}$ 값과 식(9)에서 ϕ 의 적절한 값을 사용하여 식(7)

을 나타내는 연속적인 곡선을 그린다. 그 다음 r 값이 가장 잘 일치하는 최적곡선의 값을 찾으면 된다. 이러한 방법으로 본 시험의 550°C 와 600°C 온도조건에서 얻은 316LN 스테인레스강의 $\log \sigma$ - $\log t_r$ 관계를 이용하여 응력인자인 ϕ 값의 변화 결과들에 대하여는 다음절에서 논한다.

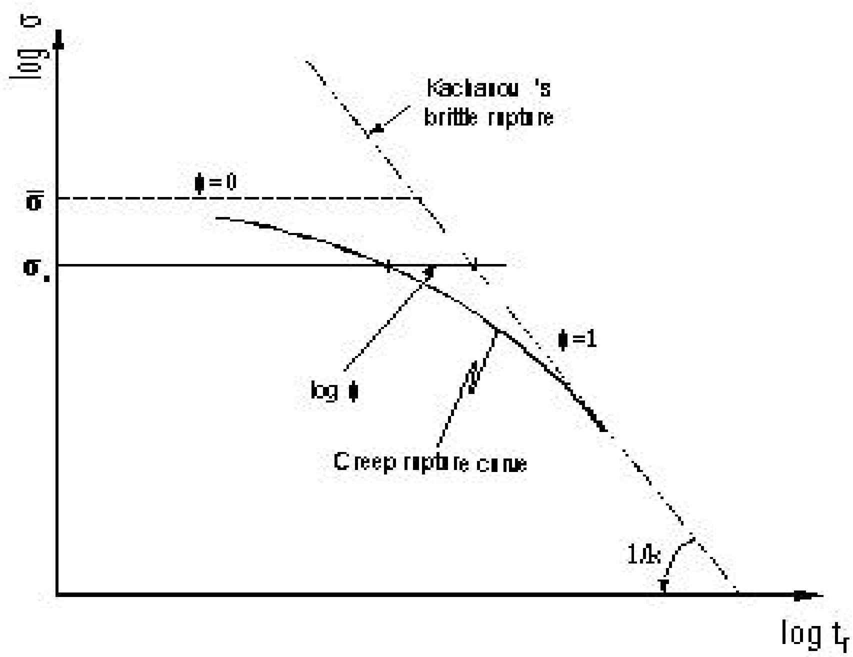


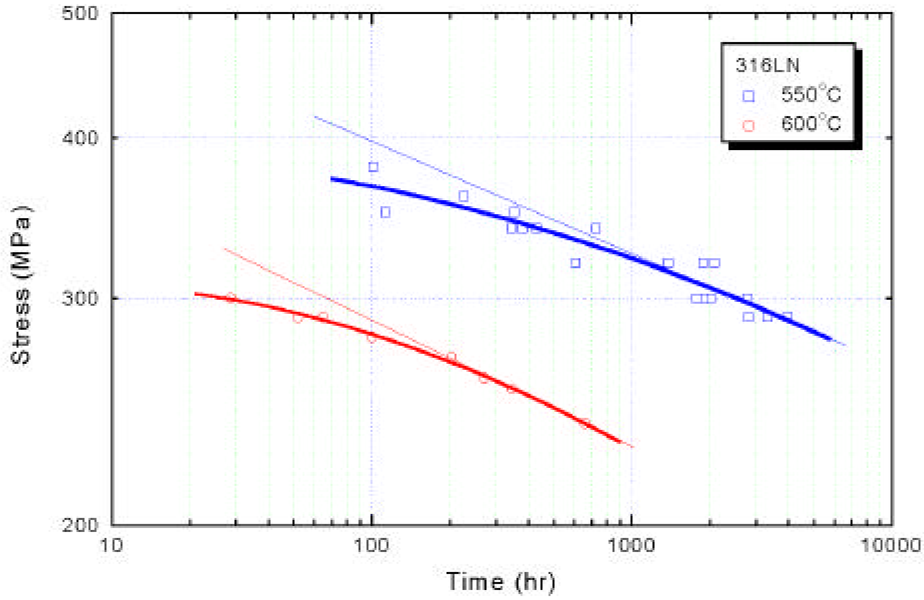
Fig. 2 A schematic presentation of modified Kachanov's brittle rupture curve

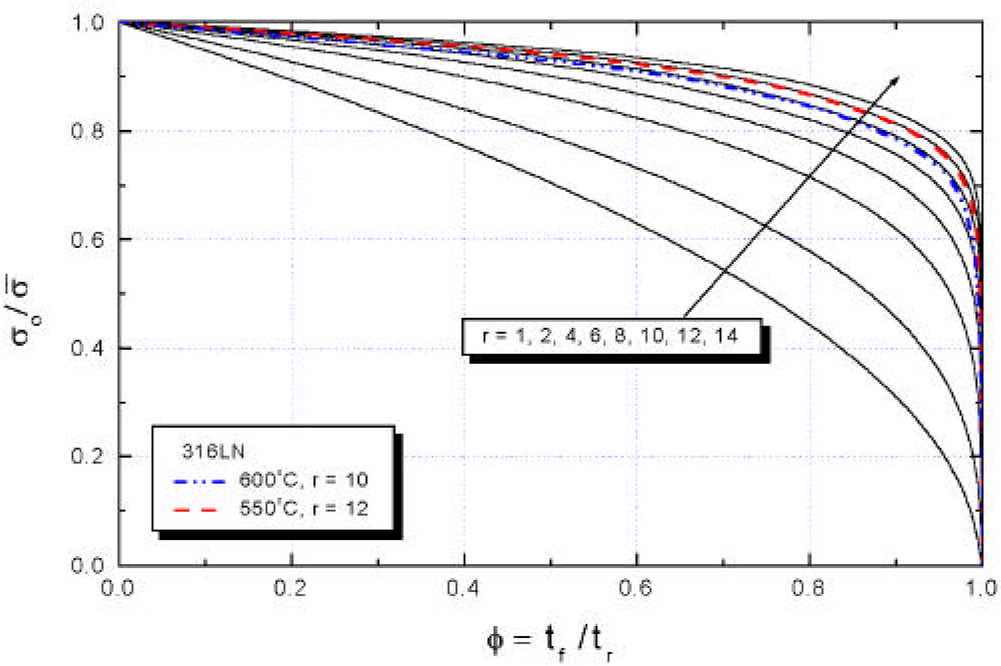
4.2 316LN 강에 응력 손상식의 적용

Fig. 3 은 316LN 스테인레스강의 550°C 및 600°C 온도에서 크리프 시험을 수행하여 얻은 크리프 파단 결과를 $\log \sigma$ - $\log t_r$ 로 나타낸 것이다. 각 온도에서의 크리프 파단 곡선 데이터들을 최소자승법으로 fitting 하면 크리프 파단곡선의 모양을 얻을 수 있다. 여기서 가장 긴 파단시간 테이터를 중심으로 하여 인접 데이터와 직선으로 fitting 하면 ϕ = 1 인 취성파괴의 기준 기울기를 얻을 수 있다. 직선의 기울기를 보면 600°C 경우가 550°C 인 경우보다 직선의 기울기가 가파르며, 동일한 응력 조건에서 파단수명 값은 550°C 인 경우가 600°C 보다 현저히 파단수명이 길게 됨을 알 수 있다. 이러한 것은 크리프 변형이 온도 의존성임을 분명하게 보여주고 있다. 결국, 이 곡선을 이용하여 크리프 응력크기에 따른 ϕ 값의 변화결과를 식(9) 로부터 얻을 수 있고, 상수 r 값도 결정할 수 있다.

Fig. 4 는 각 r 값에서 응력비와 ϕ 의 변화관계를 식(9) 로 나타낸 것이다. r 값이 커질수록 응력비 및 ϕ $(=t_f/t_R)$ 값이 커지며, 응력비가 낮아질수록 ϕ 값은 증가한다. ϕ 값은 응력크기 σ_o 에 따라서 민감하게 잘 반응이 되고 있음을 알 수 있다. 316LN 강의 550°C 및 600°C의 적용 결과를 보면 550°C 인 경우는 상수 r = 12 이며, 600°C 인 경우는 r = 10 의 값이 되었다. 온도별로 그 값의 차이가 커지는 않지만 온도 의존성을 보인다. 따라서 r 값이 주는 의미는 그 값이 커질수록 크리프 변형이 잘 되지 않는 재료임을 알 수 있다.

Fig. 5 은 각 λ 의 값에서 ϕ 와 η 의 변화 관계를 식(14)로 나타낸 것이다. 일정 λ 값에서ϕ 값이 커질수록 η 는 증가한다. ϕ 값이 $\bar{\sigma}$ 를 접근하는 높은 응력인 경우 η 는 $1/\lambda$ 로 역비례 관계

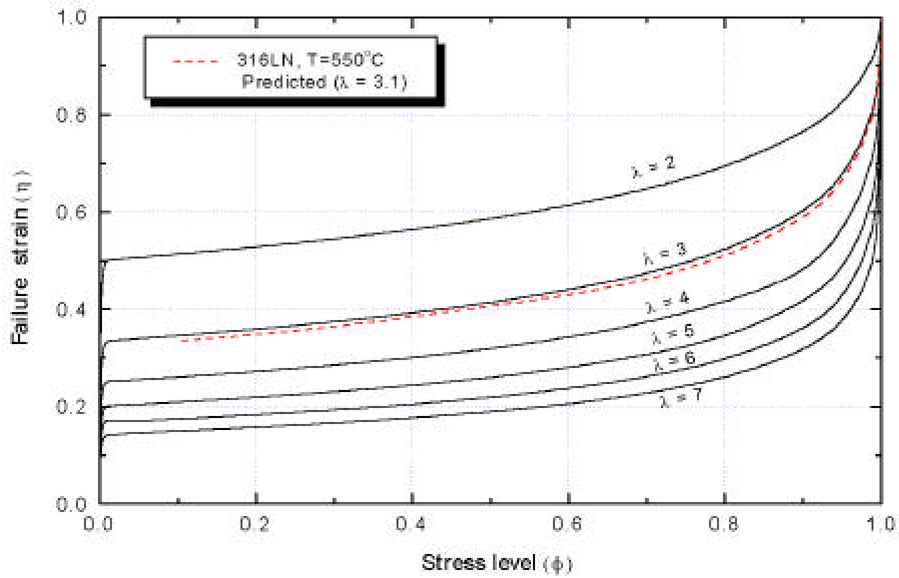




of type 316LN stainless steel at 550˚C and 600˚C

로 네킹에 의해 파손이 촉진될 때까지의 ϕ 의 어떤 일정비율에서 변형이 무한히 연속된다는 의미를 준다. 결국 λ 값이 주는 의미는 그 값이 클수록 크리프 변형이 잘되지 않는 재료임을 알 수 있다. K-R 손상 식(11)을 사용하여 316LN강의 550˚C 조건에서 320MPa, 300MPa, 290MPa 의 응력별로 λ 값을 구하면 약간의 차이를 보였으나 거의 λ = 3.1 의 값을 보였다[8]. 이 값을 이용하여 η-ϕ 의 관계로 나타내면 그림의 점선의 값이 된다. 따라서 크리프 시험의 어떤 온도조건에서 시험응력만 알면 구해진 재료상수 r 을 이용하여 ϕ 값을 구할 수 있어 파단 변형량을 추론할 수

있게 된다. 그리고 두 인자 ϕ 와 η 는 응력 및 재료손상 상수인 r 과 q 를 의존한다. K-R 손상식에서 다.



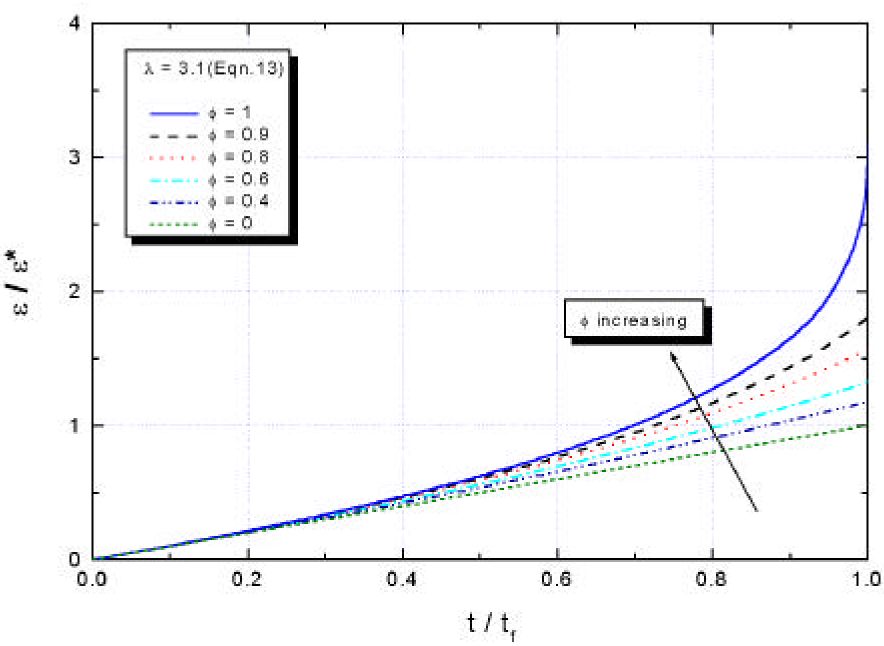


Fig. 6 은 응력 인자인 일정 ϕ 값에서의 수명비(t/t_f)-변형비($\varepsilon/\varepsilon^*$)의 변화 관계를 나타낸 것이다. ϕ (≈ 1) 인 저응력 조건일 경우 식(14)에서 K-R 손상식 (11) 과 같게 되므로 그림에서와 같은 완전한 취성파괴 크리프 곡선이 그려지고 있다. 그러나 $\phi = 1$ 이 되지 않는 낮은 값, 즉 높은 응력 조건인 경우는 일정한 비율로 네킹이 일어날 때 까지 변형이 거의 선형적으로 증가되고 있다. 그

리고 식 (7) 및 (13) 은 K-R 손상 식 (11) 과는 차이가 있게 되는데, 그 이유는 K-R 손상식의 경우는 파손에서 ω 값을 보통 1 로 취하는 것과 다르기 때문이다.

5. 결 론

기존의 Kachanov-Rabotnov(K-R) 손상모델을 참조 응력식으로 수정하여 316LN 스테인레스강에 적용하여 크리프를 해석하였다. 316LN강의 참조응력의 결정과 손상식의 적용을 위해서 550°C 와 600°C 에서의 고온 인장시험과 다수의 크리프 시험을 수행하여 얻은 시험 데이터를 사용하였다. 316LN 강의 참조 응력식에 사용되는 재료 상수인 $\lambda = 3.1$ 이었으며, 상수 r 은 550°C 인 경우는 $r = 12$ 이며, 600°C 인 경우는 $r = 10$ 의 값으로 온도 의존성을 보였다. 상수 λ 및 r 은 그 값이 커질수록 크리프 변형이 잘 되지 않는 재료임을 알 수 있었다. 316LN 강의 경우 이들 상수 값을 이용하면 각 시험 온도에서의 참조응력만으로 크리프 파단 변형량을 추론할 수 있게 되었다. 참조 응력법은 재료의 손상정도를 반영하는 파라메타로 시편내의 기공이나 미소균열을 조사하는 과정 없이 수학적으로 보다 간편히 크리프 수명이나 파단시간을 예측하는데 활용될 수 있을 것이다.

후 기

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

참고문헌

[1] W. S. Ryu, W. G. Kim et al., "A State of the Art Report on LMR Structural Materials," (In Korean), KAERI/AR-487/98, pp. 37-47 (1998).

[2] R. Viswantanathan, "Damage Mechanisms and Life Assessment of High-Temperature Components", *ASM International*, pp. 10-15 (1989).

[3] G. Belloni, G. Bernasconi and G. Piatti, "Creep Damage and Rupture in AISI 310 Austenitic Steel", *Meccanica*, Vol. 12, pp. 84-96, (1977).

[4] D.W. Kim, W. S. Ryu and J.H. Hong, "Effect of Nitrogen on the Dynamic Strain Aging Behavior of Type 316L Stainless Steel," *J. of Materials Science*, Vol. 33, pp. 675-679 (1998).

[5] 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).

[6] R.K. Penny, "The Usefulness of Engineering Damage Parameters During Creep," *J. Metal and Materials*, Vol.8, pp. 278-283 (1974).

[7] Y. N. Rabotnov and S. A. Shesterikov "Creep Stability of Columns and Plates," *J. Mech. Phys. Solid*, Vol. 6, (1957).

[8] Woo-Gon Kim, Dae-Whan Kim, Sung-Ho Kim, Jinsung Jang and Woo-Seog Ryu, "Creep Design Using Damage Mechanics Concepts," *Symposium on Nuclear Materials and Fuel 2000*, KAERI/GP-150/2000, Aug. 24-25, pp. 161-170 (1998).