

참조응력 개념에 의한 316LN 강의 크리프 해석

김우곤*, 김대환*, 류우석*

Creep Analysis of Type 316LN Stainless Steel by Reference Stress Concept

Woo Gon Kim, Dae Whan Kim and Woo Seog Ryu

Key words : Type 316LN Stainless Steel (316LN 스테인리스강), Kachanov-Rabotnov Creep Damage Model (K-R 크리프 손상모델), Reference Stress (참조응력), Creep Constant (크리프 상수)

Abstract

The creep constants which are used to the reference stress equations of creep damage were obtained to type 316LN stainless steel, and their determining methods were described in detail. Typical Kachanov and Rabotnov(K-R) creep damage model was modified into the damage equations with reference stress concepts, and the modified equations were applied practically to type 316LN stainless steel. In order to determine the reference stress value, a series of high-temperature tensile tests and creep tests were accomplished at 550°C and 600°C. By using the experimental creep data, the creep constants used in reference stress equations could be obtained to type 316LN stainless steel, and a creep curve on rupture strain was predicted. The reference stress concept on creep damage can be utilized easily as a design tool to predict creep life because the process, which is quantified by the measurement of voids or micro cracks during creep, is omitted.

1. 서 론

고속증식로(FBR)나 액체금속로(LMR) 그리고 향후 건설될 차세대원자로 등은 더 높은 열 역학적 효율을 얻기 위하여 원자력 발전소의 가동온도는 계속 증가하는 경향으로 개발되고 있다. 여기에 사용되는 재료 또한 다양한 열저항 합금이 요구되고 크리프 파괴 문제가 설계시의 중요한 변수가 된다. 이러한 고온 부재의 크리프 설계 시 초기 플랜트 설계자나 운전자의 경우 파손수명을 예측하는 것은 안전설계 측면에서 매우 중요하므로, 크리프 거동에 대한 다양한 손상식을 개발하는 것이 필요하며 이에 대한 많은 연구가 이루어

지고 있다⁽¹⁻⁴⁾. 현재 원자력발전소의 고온 구조재료로는 사용 경험이 많고 고온강도, 연성, 인성, 내식성 등이 우수한 오스테나이트 스테인레스강이 주요 기기에 많이 사용되고있다. 이중에서 316LN 스테인레스강은 탄소량을 0.03% 이하로 낮은 316L 강에 질소를 0.07% 이상 첨가시킨 것으로, 고용도가 C에 비해 큰 N을 기본 강화원소로 하여 탄화물 석출에 따른 예민화 거동을 보다 안정화시키고 고온강도와 크리프 특성을 향상시킨 재료로 원자력 발전소의 일차계 고온 구조재료로 주목받고 있다⁽⁵⁾. 이러한 스테인레스강의 대표적인 손상유형은 입계에서 발생하는 크리프 기공(cavity), 탄화물, 제2상의 석출물 등이며, 재료의 손상을 크리프 손상식에 반영시키므로서 정확한 수명예측이 가능한 것으로 알려져 있다^(6,7). 지금까지 알려진 대표적인 크리프 손상(creep damage) 식으로는 Kachanov-Rabotnov(K-R) 손상식이 있다.

*정희원, 한국원자력연구소 원자력재료기술개발팀
E-mail : wgkim@kaeri.re.kr
TEL : (042) 868-2493, FAX : (042) 868-8346

K-R 손상 이론은 재료내의 미소균열이나 공공(void)의 생성으로 보고 내부응력이 점차 증가됨에 따라서 공공들에 의해 유효 단면적은 줄어들고 최종 파단에 이르는 과정까지의 상태 매개변수인 손상 파라메타 ω 를 연속체로 나타낸 것이다⁽⁸⁾. 재료의 손상을 나타내는 파라메타로는 내적변수나 외적변수 등 여러가지로 나타낼 수 있는데, 참조 응력(reference stress)은 ω 대신에 응력이 임계 수준에서 도달하면 높은 변형속도를 일으키게 되어 파손이 된다는 것이다. 즉 파손시간 t_f 에서의 임계응력을 참조응력으로 정하고 이를 재료의 손상 파라메타 대신에 사용하므로써 K-R 식을 응력 개념으로 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 참조응력만을 정의한다면, 그 응력 조건하에서의 크리프 거동을 수학적으로 보다 간편히 해석할 수 있다. 따라서 초기 고온 플랜트의 설계자나 운전자가 크리프 수명을 예측하는데 유용한 설계도구로 활용할 수 있을 것으로 판단된다.

본 연구에서는 크리프 손상식을 참조응력 개념으로 수정하여 크리프 거동을 해석하고자 하였다. 대상재료는 원자력 발전소의 고온구조재료로 유명한 316LN 강을 사용하여 참조응력 손상식에 적용시켜 수명 예측에 필요한 크리프 상수들을 얻었다. 참조응력의 결과와 손상식의 적용을 위해서 550°C 와 600°C 에서의 고온 인장시험과 다수의 크리프 시험을 수행하여 얻고 이들 데이터들을 손상식에 적용하였다.

2. 참조응력 크리프 식의 해석

Kachanov 크리프 손상모델은 재료의 손상을 손상 파라메타, ω 로 나타내며 이를 정량화하여 손상식에 적용시킨다. 손상 파라메타 $\omega = 0$ 는 손상이 되지 않은 초기조건 상태이고, $\omega = 1$ 인 조건이 재료손상의 상한치인 파단상태로 정의하여 나타낸다. 손상 파라메타로는 재료의 내적 변수이든 외적변수 등 여러 가지로 나타낼 수 있고, 손상식을 응용하기 위해 재료의 총체적인 불안정성인 접근이나 파단조건을 알고자 시편내의 기공

나 미소균열을 측정하여야한다. 이에 대하여 참조 응력법(RSM)은 ω 대신에 응력이 임계수준에서 도달하면 파손이 된다는 것으로, 파손시간 t_f 에서의 파손응력을 참조응력인 기준응력으로 정하는 것이다. 이를 위해서는 기존의 Kachanov 식의 ω 대신에 응력의 식으로 수정 변형시키는 것이 필요하다.

시간 t 에서 일정하중을 받고있는 시편내의 응력을 σ_t 라 하면,

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

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

$$\frac{\sigma_o}{1-\omega_f} = \bar{\sigma} = \sigma_y + a(\sigma_u - \sigma_y) \quad (2)$$

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

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

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

이고 δ 는 재료의 강도특성이나 가공경화도 등에 의해 결정되는 재료상수이다. 손상속도는

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{\dot{\omega}_o}{(1-\omega)^r} \quad (5)$$

가 되며, $0 \leq \omega \leq \omega_f$ 이고 $\dot{\omega}_o = B \sigma_o^k$ 이다. 모든 경우에 있어서 $\omega_f < 1$ 가 된다. 식(5)를 적분하면

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

로 된다. 빠른 크리프 파손은 $\omega = \omega_f$ 일때 시간 t_f 에서 일어나므로 파손시간 t_f 는

$$t_f = \phi \cdot t_r \quad (7)$$

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

로 되고, 여기서 t_r 은 Kachanov의 취성파괴(brittle rupture)에 대한 파단시간을 나타낸다.

식(6)에서 손상 파라메타 대신 응력의 함수로 나타내기 위해 식(3)의 $(1-\omega)$ 를 식(6)에 대입하면

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

로 되며, ϕ 는 $\bar{\sigma}$ 와 σ_o 의 응력수준의 크기에 의해 결정되어지는 변수가 될 수 있다.

파손시간 t_f 는 크리프 시험결과에서 얻어지는 전형적인 $\log \sigma - \log t_f$ 대수 좌표축으로 나타내어 지는데, Fig. 1과 같은 파단 데이터 곡선의 기울기로부터 응력의 함수인 ϕ 값을 결정할 수 있다. 즉 그림에 나타난 Kachanov의 취성파괴에 대한 직선의 기울기가 $\phi = 1$ 인 기준값이 되고, 이 보다 더 높은 응력에서는 해당응력에서의 파단시간 곡선으로부터 ϕ 값을 각각 얻을 수 있다.

크리프 속도를 Norton's law 로 수정하면

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

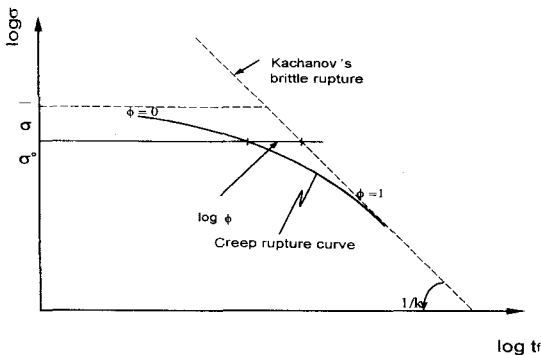


Fig. 1 A schematic presentation of modified Kachanov's brittle rupture curve

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

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_o t_R} = \lambda \left[1 - \left(1 - \frac{t}{t_R} \right)^{1/\lambda} \right] \quad (11)$$

$$\lambda = \frac{1+r}{1+r-q} \quad (12)$$

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

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

$$\frac{\epsilon_f}{\lambda \epsilon^*} = \frac{1 - (1 - \phi)^{1/\lambda}}{\phi} = \eta \quad (14)$$

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

3. 실험

실험에 사용된 316LN 스테인레스강의 화학적 조성은 Table 1과 같다. 합금의 용해시 질소의 목표량은 0.10% 로 하여 진공유도용해(VIM)로 30kg 잉곳을 제조하였다. 이것을 1270°C의 알곤 분위기에서 2시간 유지한 후 열간 압연하여 두께를 15mm 로 줄인 다음 압연방향이 시편의 길이방향이 되도록 가공하였다. 열간 압연된 판재는 1100°C에서 1시간 동안 알곤 분위기에서 용체화 처리하고 수냉한 후, 게이지 길이가 36mm, 직경이 6mm인 봉상의 크리프 시편을 제조하였다. 고온 인장시편은 크리프 시험과 동일한 조건으로 제조된 잉곳에 대해 열간압연으로 두께를 3.3mm 까지 줄이고, 크리프 시편과 동일한 조건으로 열처리하여 게이지 길이 25.0mm, 두께 3.0mm인 판상 시편을 제조하였다.

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	12.34	2.36	0.10

고온 인장시험은 파단 참조응력 값을 얻고자 크리프 시험과 같은 온도인 550°C와 600°C에서 고온 인장시험을 실시하였다. 인장시험은 INSTRON사의 4505를 사용하였으며, 변형속도는 $2 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$ 로 하여 각 온도에서의 응력-변형을 곡선을 얻었다. 이를 이용하여 파단에서의 응력을 기준응력인 참조응력 값을 결정하였다. 크리프 시험은 arm ratio가 20:1인 일정하중방식 시험기를 사용하여 550°C 및 600°C 온도조건에서 여러 응력별로 다수의 시험을 수행하여 시간변화에 따른 크리프 변형 데이터를 얻었다. 크리프 시험의 온도 측정에는 게이지 길이 중심부에 열전대를 부착 사용하여 온도를 측정하였으며, 온도편차는 ASTM의 오차 범위 내인 $\pm 2^\circ\text{C}$ 이내로 제어하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 참조응력의 결정

Fig. 2는 참조응력을 결정하기 위하여 550°C와 600°C에서 수행한 316LN 강의 응력-변형을 곡선의 결과이며, 기계적 특성치는 Table 2에 주어진다. 파손응력(failure stress, $\sigma_f = \bar{\sigma}$) 값을 보면 550°C인 경우는 376 MPa, 600°C인 경우는 320 MPa이 된다. 본시험에서는 이 파손 응력을 참조응력 값으로 결정하였으며 손상식에 적용하였다. 참조응력의 결정에는 다음의 몇 가지 방법들이 사용될 수 있다. 즉 식(4)에서 δ 값의 결정에서 가공경화 재료가 아닌 경우는 $\sigma_f = \sigma_u$ 로서 $\delta = 1$ 이 되며 매우 극단적인 경우에 사용된다. 또 다른 값으로 $\delta = m/(1+m)$ 인 값이 제안되고 있으며, 이것은 매우 보수적이다. 여기서 m 은 Norton 크리프 지수이다. 실제의 경우에서 가장 타당성이 있는 것으로는 $m/(1+m) \leq \delta \leq \sigma_u/\sigma_y$ 의 범위의 값을 사용하는 것이 바람직한 것으로 보고된다(9).

4.2 ϕ 및 크리프 상수들의 결정

ϕ 값의 결정은 크리프 파단시간 실험에서 얻어지는 전형적인 $\log \sigma - \log t_f$ 의 관계를 이용하면 얻을 수 있다. 일반적으로 모든 합금의 경우 $\log \sigma - \log t_f$ 의 크리프 파단시험 결과들은 Fig. 1과 같은 모양의 쌍일차 곡선으로 나타내어진다. 여기서 가장 긴 파단시간 데이터를 중심으로 하여 인접 데이터와 직선으로 fitting 하면 $\phi=1$ 인 Kachanov 취성파괴의 기울기를 얻을 수 있다. 즉 $\phi = 1$ 인

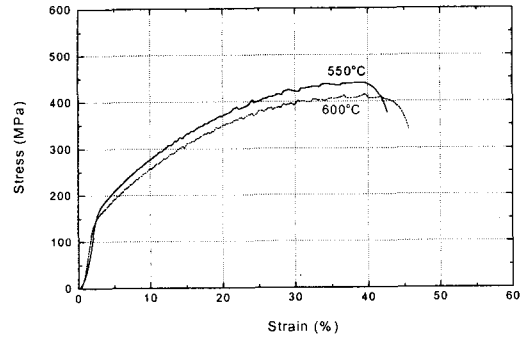


Fig. 2 Tensile stress-strain curves of type 316LN stainless steel at 550°C and 600°C

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

Temp.	YS (σ_y , MPa)	UTS (σ_u , MPa)	El. (%)	Fracture strength ($\sigma_f = \bar{\sigma}$, MPa)
550°C	158	441	42.6	376
600°C	131	418	45.7	320

기준 값으로 정하고, 그 보다 더 높은 응력에서는 각 응력 값에 따라서 파단시간이 변화하므로 ϕ 값이 변화하게 되는데, 이 값을 식(7)이나 식(9)를 이용하여 계산하면 된다.

크리프 파단 결과 데이터를 이용한 크리프 상수들의 결정은 다음과 같이 하면 얻을 수 있다. 우선 크리프 결과 데이터를 $\log \sigma_0 - \log t_f$ 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)로부터 $B(1+r)$ 값을 결정할 수 있다. 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°C와 600°C 온도조건에서 얻은 316LN 강의 $\log \sigma - \log t_f$ 관계를 이용하여 응력 인자인 ϕ 값의 변화 결과들에 대하여는 다음절에서 논한다.

4.3 316LN 강의 손상식에 적용

Fig. 3은 316LN 강의 550°C 및 600°C 온도에서 크리프 시험을 수행하여 얻은 크리프 파단 결과

를 $\log \sigma - \log t_r$ 로 나타낸 것이다. 각 온도에서의 크리프 파단 곡선 데이터들을 최소 자승법으로 fitting 하면 크리프 파단곡선의 모양을 얻을 수 있다. 여기서 가장 긴 파단시간 데이터를 중심으로 하여 인접 데이터와 직선으로 fitting 하면 $\phi = 1$ 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. 결국, 이 곡선을 이용하여 크리프 응력크기에 따른 ϕ 값의 변화결과를 식(9)로부터 얻을 수 있고, 상수 r 값도 결정할 수 있다.

Fig. 4는 각 r 값에서 응력비와 ϕ 의 변화관계를 식(9)로 나타낸 것이다. r 값이 커질수록 응력비 및 ϕ ($=t_r/t_r$) 값이 커지며, 응력비가 낮아질수록 ϕ 값은 증가한다. ϕ 값은 응력크기 σ_0 에 따

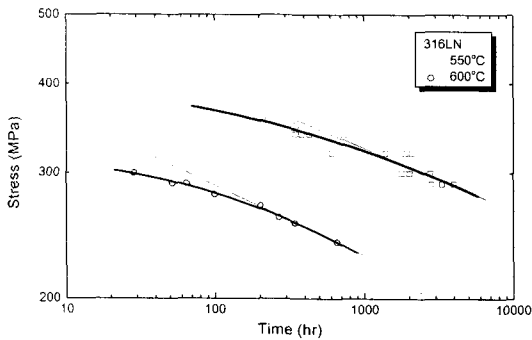


Fig. 3 Typical rupture curve of type 316LN stainless steel at 550°C and 600°C

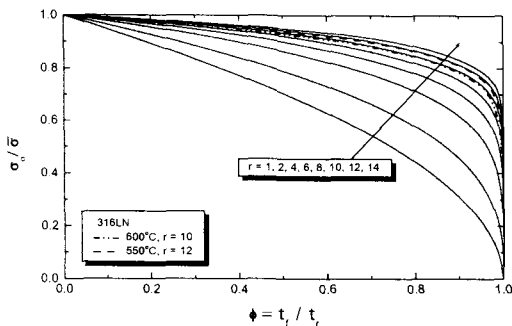


Fig. 4 Variation of the factor ϕ with stress level: dotted lines are the results of type 316LN stainless steel at 550°C and 600°C

라서 민감하게 잘 반응이 되고 있음을 알 수 있다. 316LN 강의 550°C인 경우는 $r = 12$ 이며, 600°C인 경우는 $r = 10$ 의 값으로 온도별 의존성을 보이나 그 값의 미소한 차이로 크지 않다.

Fig. 5는 각각의 λ 값에서 ϕ 와 η 의 변화관계를 식(14)로 나타낸 것이다. 일정 λ 값에서 ϕ 값이 커질수록 η 는 증가한다. 그리고 λ 값이 높을수록 파단 변형률은 낮아지고 있음을 알 수 있다. ϕ 값이 $\bar{\sigma}$ 를 접근하는 높은 응력인 경우 η 는 $1/\lambda$ 로 반비례 관계로 네킹에 의해 파손이 촉진될 때까지의 ϕ 의 어떤 일정비율에서 변형이 무한히 연속된다는 의미를 준다.

Fig. 6은 K-R 손상 식(11)을 사용하여 316LN 강의 550°C 조건에서 320MPa, 300MPa, 290MPa의 응력별에 대하여 수명비(t/t_r)와 변형비(ϵ/ϵ^*)와의 관계를 이용하여 λ 값을 구한 시험 결과이다. 같은 온도에서 응력별에 따라 λ 값은 약간의 차이를 갖지만 전체적으로 보면 큰 차이가 없으므로, 이들 값을 평균치로 fitting 하여 나타내면 거의 $\lambda = 3.1$ 의 값을 얻을 수 있었다. 얻어진 $\lambda = 3.1$ 값을 이용하여 $\eta - \phi$ 의 관계로 나타내면 Fig. 5의 점선으로 나타낸 값을 예측할 수 있다.

Fig. 7은 일정 ϕ 값에서의 수명비와 변형비의 변화 관계를 나타낸 것이다. ϕ (≈ 1)인 저응력 조건일 경우 식(14)에서 K-R 손상 식(11)과 같게 되므로 그림에서와 같은 완전한 취성파괴 크리프 곡선이 그려진다. 그러나 $\phi = 1$ 이 되지 않는 응력비에서는 일정한 비율로 네킹이 일어날 때까지 변형이 거의 선형적으로 증가되고 있다.

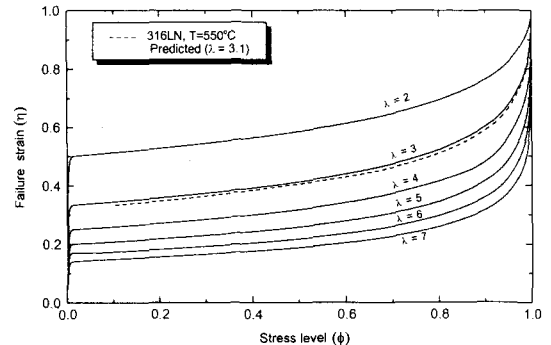


Fig. 5 Variation of failure strain with stress levels at various λ values, dotted line is the result of type 316LN stainless steel at 550°C

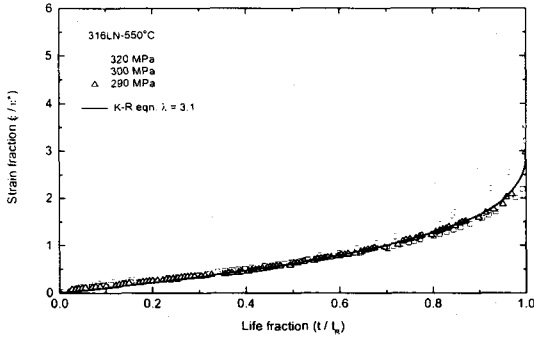


Fig. 6 The λ plots obtained by typical K-R Eq. of type 316LN stainless steel

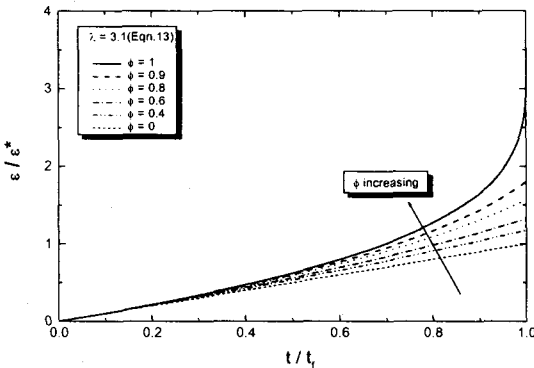


Fig. 7 Creep strain variation with time in $\lambda = 3.1$ for type 316LN stainless steel

5. 결론

기존의 K-R 크리프 손상모델을 참조응력의 식으로 수정하여 316LN 스테인레스강에 적용하여 크리프를 해석하였다. 316LN강의 참조응력의 결정과 손상식의 적용을 위해서 550°C 와 600°C 에서의 고온 인장시험과 다수의 크리프 시험을 수행하고 이들 시험 데이터를 사용하였다. 316LN 강 of 참조 응력식에 사용되는 재료 상수인 $\lambda = 3.1$ 이었으며, 상수 r 은 550°C 인 경우에는 $r = 12$, 600°C 인 경우에는 $r = 10$ 으로 그 값에서 약간의 차이가 있으나 큰 차이가 없었으며 온도 의존성을 보였다. 316LN 강 of 경우 이들 상수 값을 이용하면 각 시험 온도에서의 참조응력만으로 크리프 파단 변형량을 추론할 수 있다. 따라서 참조 응력법은 재료의 손상

정도를 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 원자력증장기연 구개발사업중 원자력재료기술개발과제 노심재료 및 종합 DB 구축분야에서 수행한 것입니다.

참고문헌

- (1) W. G. Kim, D. W. Kim, and W. S. Ryu, 2000 "Applicability of Monkman-Grant Relationships to Type 316L(N) Stainless Steel," *Journal of the KSME*, Vol. 24, No. 9, pp. 2326-2333.
- (2) W. S. Ryu, W. G. Kim et al., 1998, "A State of the Art Report on LMR Structural Materials," KAERI/AR-487/98, pp. 37-47.
- (3) R. Viswanathan, 1989, "Damage Mechanisms and Life Assessment of High-Temperature Components", *ASM International*, pp. 10-15.
- (4) G. Belloni, G. Bernasconi and G. Piatti, 1977, "Creep Damage and Rupture in AISI 310 Austenitic Steel", *Meccanica*, Vol. 12, pp. 84-96.
- (5) D. W. Kim, W. S. Ryu and J. H. Hong, 1998, "Effect of Nitrogen on the Dynamic Strain Aging Behavior of Type 316L Stainless Steel," *J. of Materials Science*, Vol. 33, pp. 675-679.
- (6) J. K. Lai and A. Wickens, 1979, "Microstructural Changes and Variations in Creep Ductility of 3 Casts Type 316 Stainless Steel," *Acta. Metal*, Vol. 27, pp. 217.
- (7) F. A. Leckie, and D. R. Hayhurst, 1975, "The Damage Concept in Creep Mechanics," *Mech. Res. Comm., Pergamon Press.*, Vol. 2, pp. 23-26.
- (8) R. K. Penny, 1974, "The Usefulness of Engineering Damage Parameters During Creep," *J. Metal and Materials*, Vol.8, pp. 278-283.
- (9) Y. N. Rabotnov and S. A. Shesterikov, 1957, "Creep Stability of Columns and Plates," *J. Mech. Phys. Solid*, Vol. 6.