

## 참조응력을 이용한 316LN 스테인리스강의 크리프 해석

김우곤\* · 류우석\*

(2002년 3월 11일 접수, 2002년 7월 24일 심사완료)

### Creep Analysis of Type 316LN Stainless Steel Using Reference Stress

Woo Gon Kim and Woo Seog Ryu

**Key words:** Kachanov - Rabotnov Creep Damage Equation(K-R 크리프 손상식), Reference Stress(참조응력), Brittle Rupture(취성파괴), Creep Constant(크리프 상수), Life Fraction(수명비)

#### Abstract

Creep damage using a reference stress(RS) was analyzed for type 316LN stainless steel. The generalized K-R equation was reconstructed into the RS equation using a critical stress value  $\sigma$ . The RS equation was derived from the critical stress in failure time  $t_f$  instead of material damage parameter  $\omega$ , which indicates the critical condition of collapse or approach to gross instability of materials during creep. For obtaining the reference stress, a series of creep tests and tensile tests were conducted with at 550°C and 600°C. The stress-time data obtained from creep tests were applied to the RS equations to characterize the creep damage of type 316LN stainless steel. The value of creep constant  $r$  with stress levels was about 18 at 550°C and 21 at 600°C. This value was almost similar with  $r = 24$  in the K-R equation, which was obtained by using damage parameter  $\omega$ . Relationship plots of creep failure strain and life fraction ( $t_f / t_c$ ) were also obtained with different  $\lambda$  values. The RS equation was therefore more convenient than the generalized K-R equation, because the measuring process to quantify the damage parameter  $\omega$  such as voids or micro cracks in crept materials was omitted. The RS method can be easily used by designers and plant operator as a creep design tool.

#### 기호설명

$A_0$  : 시편의 초기 단면적  
 $A_t$  : 시간  $t$  에서의 유효 단면적  
 $A, B$  : Rabotnov의 손상식 상수  
 $k, m$  : Power-law 응력지수  
 $q, r$  : Rabotnov의 손상식 지수  
 $t$  : 시간  
 $t_f$  :  $\phi < 1$  시간에서의 파단시간

$t_R$  : Kachanov 식에서의 파단시간  
 $t_r$  :  $\phi=1$ 에서의 취성파괴 파단시간  
 $\Gamma$  : 수명비( $t/t_f$ )  
 $\delta$  : 재료 상수  
 $\epsilon, \epsilon_c$  : 크리프 변형률  
 $\dot{\epsilon}, \dot{\epsilon}_c$  : 크리프 변형속도  
 $\epsilon^*$  : Monkman-Grant(M-G) 변형  
 $\dot{\epsilon}_0$  :  $\sigma_0$  응력에서의 크리프속도  
 $\epsilon_f$  : 크리프 파단 연신율  
 $\eta$  : 파단 변형률 비  
 $\lambda$  : 크리프 상수  
 $\sigma$  : 응력

† 책임저자, 회원, 한국원자력연구소 원자력재료기술 개발팀

E-mail : wgkim@kaeri.re.kr

TEL : (042)868-2493 FAX : (042)868-8346

\* 한국원자력연구소 원자력재료기술개발팀

- $\sigma_{f,c}$  : 크리프 시험 파단응력
- $\sigma_{f,t}$  : 1축 인장시험 파단응력
- $\sigma_0$  : 초기 시험응력
- $\sigma_{ref}$  : 참조응력
- $\sigma_t$  : 시간  $t$  에서의 유효응력
- $\sigma_{uts}$  : 최대 인장응력
- $\sigma_{ys}$  : 항복응력
- $\phi$  : 응력비 상수 또는 수명비( $t_f/t_r$ ) 상수
- $\omega$  : 손상 파라메타
- $\omega_f$  : 파단시의 손상 파라메타

1. 서론

고속증식로(FBR)나 액체금속로(LMR) 그리고 향후 건설될 차세대원자로 등은 더 높은 열역학적 효율을 얻기 위하여 가동온도를 계속 증가시키는 경향으로 개발되고 있다. 여기에 사용되는 재료 또한 다양한 열저항용 합금을 요구하고 있어 설계시 크리프 파괴 문제가 중요하게 다루어진다. 이러한 고온 부재의 설계시 크리프 수명을 예측하는 것은 안전설계 측면에서 매우 중요하므로 다양한 손상식을 이용한 크리프 거동에 대한 많은 연구가 이루어지고 있다.<sup>(1~4)</sup>

현재 원자력발전소의 고온 구조재료로는 사용경험이 많고 고온강도, 연성, 인성, 내식성 등이 우수한 오스테나이트 스테인리스강이 많이 사용되고 있다. 이중에서 316LN 스테인리스강은 탄소량을 0.03% 이하로 낮춘 316L 강에 질소를 0.07% 이상 첨가시킨 것으로, 고용도가 탄소에 비해 큰 질소를 기본 강화원소로 첨가하여 탄화물 석출에 따른 예민화 거동을 보다 안정화시키고 고온강도와 크리프 특성을 향상시킨 재료로서 원자력 발전소의 일차계 고온 구조재료로 주목받고 있다.<sup>(5)</sup> 스테인리스강의 대표적인 손상유형은 입계에서 발생하는 크리프 기공(cavity), 탄화물, 제2상의 석출물 등이며, 재료의 손상을 크리프 평가식에 반영하여야만 정확한 수명예측이 가능한 것으로 알려져 있다.<sup>(6,7)</sup> 지금까지 알려진 대표적인 크리프 손상식으로는 Kachanov-Rabotnov (K-R) 손상이론이 있다.

전형적인 K-R 손상 이론은 크리프에 의한 재료손상이 미소균열이나 공동(void)의 생성에 기인

하는 것으로 보고 공공들에 의해 유효 단면적이 줄어들어 유효응력이 점차 증가됨에 따라서 최종 파단에 이르는 과정을 매개변수인 손상 파라메타  $\omega$ 로서 나타낸 것이다.<sup>(8)</sup> K-R 손상식의 경우 손상식에 손상 파라메타를 반영하여야 하기 때문에 시간변화에 따른 상태변수인 시편내의 크리프 기공이나 미소균열을 측정하여야 하는 과정이 필요하다. 그러나 참조응력(reference stress)은 재료내 유효응력이 임계수준에 도달하면 역학적으로 파손이 된다는 것으로서,  $\omega$ 와 유효응력과의 관계를 해석하여 K-R 손상이론을 참조응력 관계식으로 대신한다. 참조응력을 이용할 경우 재료내의 기공이나 미소균열을 조사하여야하는 과정 없이 해당 응력 조건하에서의 크리프 거동을 수학적으로 보다 간편히 해석할 수 있다. 따라서 초기 고온 플랜트의 설계자나 운전자가 크리프 손상거동을 예측하는데 유용한 설계도구로 활용할 수 있을 것으로 판단된다.

본 연구에서는 기존의 K-R 크리프 손상식을 참조응력식으로 대체하고 316LN 강에 적용하였다. 이를 위해 액체금속로의 운전온도 영역인 550°C 와 600°C 온도를 택하여 다수의 크리프 시험을 수행하여 얻고, 이들 크리프 데이터들을 사용하여 참조응력값을 결정하고 크리프 상수를 구하였다.

2. 참조응력에 의한 크리프 식의 해석

Kachanov 크리프 손상 모델은 재료의 손상을 손상 파라메타,  $\omega$ 로 나타내며 이를 얻기 위해서 크리프 변형 시간별로 손상 파라메타를 측정후 정량화시켜 손상식에 적용시킨다. 손상 파라메타  $\omega=0$ 는 손상이 되지 않은 초기조건 상태이고,  $\omega=1$ 인 조건이 재료손상의 상한치인 파단상태로 정의하여 나타낸다. 이에 대해 참조 응력법은  $\omega$ 대신에 응력이 임계수준에 도달하면 파손이 된다는 것으로, 파손이 일어나는 시간  $t_f$ 에서의 입계응력을 참조응력으로 정하는 것이다. 이를 위해서는 기존의 일반화된 K-R식의  $\omega$ 대신에 응력식으로 수정 변형시키는 것이 필요하다.

Kachanov 식에 의하여 시간  $t$  에서 일정하중을 받고있는 시편내의 유효응력을  $\sigma_t$  라 하면,

$$\sigma_t = \sigma_0 \frac{A_0}{A_t} = \frac{\sigma_0}{(1-\omega)} \tag{1}$$

로 된다. 여기서  $A_0$ 는 원래 단면적이고,  $A_t$ 는 시간  $t$ 에서의 유효면적 손실률로서  $A_0(1-\omega)$ 이다. 파손은  $\omega = \omega_f$  일 때 발생하며 그 때 재료가 받는 유효응력을 참조응력( $\sigma_{ref}$ )으로 정의한다. 이 값은 통상 가공 경화 재료인 경우 최대 인장강도  $\sigma_{ms}$ 와  $\sigma_{ys}$  사이의 값이 된다. 이로부터

$$\frac{\sigma_o}{1-\omega_f} = \sigma_{ref} = \delta \sigma_{ys} \quad (2)$$

가 되고,  $\delta$ 는 재료의 강도특성이나 가공경화도 등에 의해 결정되는 비례상수이다. 식 (2)로부터

$$\omega_f = 1 - \frac{\sigma_o}{\sigma_{ref}} \quad (3)$$

되고, 손상속도는 K-R 손상식에서

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{\dot{\omega}_o}{(1-\omega)^r} \quad (4)$$

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 (4)를 적분하면

$$(1-\omega)^{1+r} = 1 - B(1+r) \sigma_o^k t \quad (5)$$

로 된다. 식 (5)에서  $\omega=1$ 에서 완전한 취성파괴가 발생하므로 파손시간,  $t_r$ 은

$$t_r = \frac{1}{B(1+r) \sigma_o^k} \quad (6)$$

로 되고, Kachanov의 취성파괴(brittle rupture)에 대한 파단시간이다. 그러나 실제 파손이 취성파괴에 도달되지 않는 시간  $t_f$ 에서 일어날 경우 크리프 파손은  $\omega = \omega_f$  일 때 일어나므로, 크리프 파손시간  $t_f$ 는

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

로 된다.

식 (5)에서 손상 파라메타  $(1-\omega)$  대신 응력의 함수로 나타내기 위해 식 (3)의  $(1-\omega)$ 를 식 (5)에 대입하면,

$$\phi = 1 - \left( \frac{\sigma_o}{\sigma_{ref}} \right)^{1+r} \quad (8)$$

로 되며,  $\phi$ 는  $\sigma_{ref}$ 와  $\sigma_o$ 의 시험응력 수준의 크기에 의해 결정되어지는 인자가 될 수 있다. 여기서, 파단 참조응력  $\sigma_{ref}$  값은  $t_f=0$  시간 부근에서의 크리프 파단응력 값으로부터 결정된다.

$\phi$  값은 Fig. 1과 같은 크리프 시험결과에서 얻어지는 전형적인  $\log \sigma_o - \log t_f$  관계로부터 결정할 수 있다.  $\phi = 1$  일 때의 파손시간이 Kachanov의 취성파괴의 파단 기준값이 되고, 높은 응력에서는 해당 응력에서의 파단시간 곡선의 기울기로부터  $\phi$  값을 각각 얻을 수 있다.

크리프 속도를 Norton's law로 수정하면

$$\frac{d\epsilon}{dt} = \frac{A \sigma_o^m}{(1-\omega)^q} = \frac{\dot{\epsilon}_o}{(1-\omega)^q} \quad (9)$$

로 되고, 식 (5)의  $(1-\omega)$ 를 식 (9)에 대입하고 필요한 적분을 하면, 현재의 크리프 변형은 식 (10)이 되고 기존의 K-R 손상식이 된다.

$$\frac{\epsilon}{\dot{\epsilon}_o t_R} = \lambda \left[ 1 - \left( 1 - \frac{t}{t_R} \right)^{1/\lambda} \right] \quad (10)$$

$$\lambda = \frac{1+r}{1+r-q} \quad (11)$$

한편, 취성파괴가 되지 않는 즉  $\phi \neq 1$  되지 않는 빠른 크리프 파단은  $\epsilon = \epsilon_f$  일 때  $t = t_f$ 에서 일어나므로, 식 (10)을 수명비(life fraction)  $\Gamma = t/t_f$

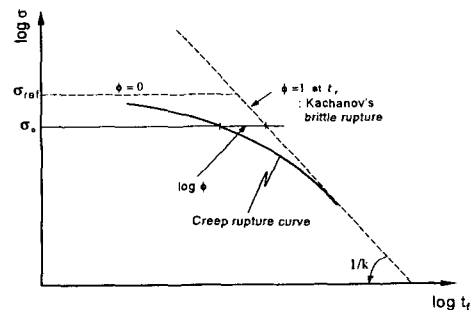


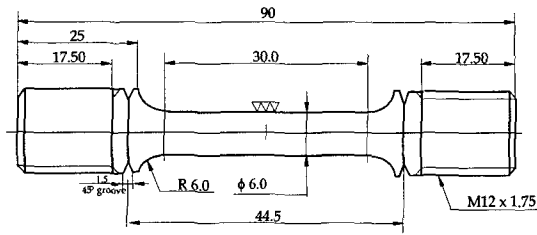
Fig. 1 A schematic presentation of the brittle rupture curve

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

Comp.	Fe	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	N
wt.(%)	bal.	0.021	0.70	0.97	0.021	0.006	17.30	12.34	2.36	0.10

**Table 2** Creep test conditions of type 316LN

Temp.(°C)	Applied stress (MPa)
550°C	380, 360, 350, 340, 320, 300, 290
600°C	300, 290, 280, 270, 260, 255, 240



**Fig. 2** Dimensions of creep test specimen

$$\frac{\epsilon}{\epsilon^*} = \frac{\lambda}{\phi} [1 - (1 - \phi \Gamma)^{1/\lambda}] \quad (12)$$

$$\frac{\epsilon_f}{\lambda \epsilon^*} = \frac{1 - (1 - \phi)^{1/\lambda}}{\phi} = \eta \quad (13)$$

과 같이 되고,  $\lambda$  및  $\phi$  변화 값에 따른 파단 변형률비  $\eta$ 의 변화를 추론할 수 있다.  $\phi$ 와  $\eta$ 는 시험응력 수준과 상수  $r, q$ 에 의존한다. 여기서  $\epsilon^* = \epsilon_0 t_f$ 은 Monkman-Grant 변형이다.

3. 실험

시험에 사용된 316LN 스테인리스강의 화학적 조성은 Table 1과 같다. 합금의 용해시 질소의 목표량은 0.10%로 하여 진공유도용해(VIM) 공정으로 30kg 잉곳을 제조하였다. 이것을 1270°C의 알곤 분위기에서 2시간 유지한 후 열간 압연하여 두께를 15mm로 줄인 다음 압연방향이 시편의 길이방향이 되도록 가공하였다. 열간 압연된 판재는 1100°C에서 1시간 동안 알곤 분위기에서 용체화 처리후 수냉하여 게이지 길이가 30mm, 직경이 6mm인 봉상의 크리프 시편을 제조하였다. Fig. 2에 크리프 시편의 모양을 나타내었다.

크리프 시험은 자체 제작한 레버비(lever ratio)가 20:1인 일정하중방식 시험기를 사용하여 Table 2와 같은 550°C 및 600°C 온도에서 여러 응력별로 다수의 크리프 시험을 수행하여 얻은 파단응력과 파단시간 데이터를 사용하였다. 크리프 시편의 가열은 아전산업(주)에서 제작한 자동제어

전기로(Model:CTS1)를 사용하여 과행량(overshoot)이 발생되지 않도록 목표 온도까지 도달시간을 충분히(약 2시간)하였다. 목표온도에 도달 후에는 시편의 균일한 온도분포를 위하여 1시간 유지 후 하중을 가하였다. 시편의 온도측정은 게이지 길이 중심부에 열전대를 부착하여 측정하였으며, 온도편차는 ASTM의 오차 범위 내인 ± 2°C 이내로 제어하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 참조응력( $\sigma_{ref}$ )의 결정

참조 응력식을 사용하기 위해서는 기준응력으로 사용되는 파단시의  $\sigma_{ref}$  값을 결정하여야 한다. 인장시험에서 얻어지는 항복응력  $\sigma_y$ , 최대인장응력  $\sigma_{uts}$ , 파단응력  $\sigma_f$ , 그리고 크리프에서 시험에서 얻어지는 크리프 파단응력 등은 각 재료가 갖는 강도거동을 잘 나타내는 고유 물성치가 되고, 또한 두 시험의 응력-변형률-시간의 세 관계는 경험적으로 매우 밀접한 상호 관계가 있음을 보여왔다. 그래서 본 연구에서는 인장 및 크리프 시험으로 얻어지는 파단응력치를 이용하여 기준 참조 응력값으로 사용하고자 한다.

Fig. 3은 본 시험에서 해석하고자 하는 550°C 및 600°C 온도에서 변형속도를  $2 \times 10^{-3}/\text{sec}$ 로 하여 고온 인장시험을 수행하여 얻은 파단응력값의 결과를 나타낸 것이다. 550°C에서는 376 MPa, 600°C에서는 320 MPa이었으며 온도별로 차이가 있다. 그리고 크리프 파단시험에서 얻어진 0시간 근처의 단시간 크리프 파단응력 값은 Fig. 3에 보인 결과를 이용하여 구하면 550°C에서는 373 MPa, 600°C에서는 310 MPa이다. 316LN 스테인리스강인 경우 두 시험에서의 파단응력 결과치가 거의 같은 결과를 보임을 확인할 수 있으므로 인장 결과치를 사용하여도 무방할 것으로 판단된다. Table 3에 인장시험에서 얻어진 인장 파괴응력  $\sigma_{f,t}$  및 0시간 근처에서의 크리프 시험에서 얻어진 파괴응력  $\sigma_{f,c}$  값을 나타내었다.

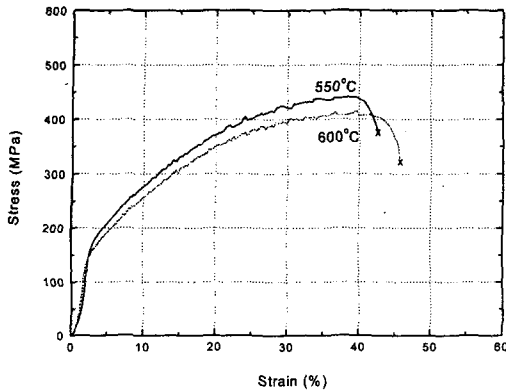


Fig. 3 The tensile stress-strain curve of type 316LN stainless steel at 550°C and 600°C

Table 3 Tensile properties of type 316LN stainless steel at 550°C and 600°C

Temp.	YS ( $\sigma_{ys}$ , MPa)	UTS ( $\sigma_{us}$ , MPa)	El. (%)	Fracture stress ( $\sigma_f = \sigma_{ref}$ , MPa)	
550°C	158	441	42.6	$\sigma_{ft}=376$	$\sigma_{fc}=373$
600°C	131	418	45.7	$\sigma_{ft}=320$	$\sigma_{fc}=310$

이러한 결과는 파단응력값이 재료의 강도한계를 나타내는 고유한 물성치임을 확인시키고 있으며, 또한 인장시험에서의 최대인장강도 이후부터 파단까지 나타나는 응력 변화거동과 크리프에서의 3차 영역 이후의 응력거동은 상호 밀접한 관련이 있음을 암시하고 있다. 본 시험에서는 크리프 결과에서 얻어진 파단 응력치를 참조 응력값으로 사용하였다.

한편, 식 (2)에서의 비례상수  $\delta$ 의 범위는 실제 여러 재료의 경우에  $m/(1+m) \leq \delta \leq \sigma_{us} / \sigma_{ys}$  범위의 값을 가질 때 잘 일치하며, 참조응력 값은 항복응력과 최대 인장응력 사이가 되는 것으로 알려진다.<sup>(9)</sup> 여기서  $m$ 은 Norton 크리프 지수이다. 시험에서 결정된 상수  $\delta$  값은 항복응력  $\sigma_{ys}$ 의 2.36 배로 두 온도에 관계없이 거의 같은 비율을 보였으며,  $m/(1+m) \leq \delta \leq \sigma_{us} / \sigma_{ys}$ 의 범위 내에 포함되고 있었다.

4.2 참조 응력식의 적용 및 크리프 상수 결정  
 $\phi$ 값의 결정은 크리프 파단시간 실험에서 얻어지는 전형적인  $\log \sigma_o - \log t_f$ 의 관계를 이용하면 얻을 수 있다. 일반적으로 모든 합금의 경우  $\log$

$\sigma_o - \log t_f$ 의 크리프 파단시험 결과들은 Fig. 1과 같은 모양의 쌍일차 곡선으로 나타내어진다. 여기서 가장 긴 크리프 파단시간 데이터를 중심으로 하여 인접 데이터와 직선을 적용하면  $\phi=1$ 인 Kachanov 취성파괴의 기울기를 얻을 수 있다. 즉  $\phi=1$ 을 기준 값으로 정하고, 그 보다 더 높은 응력에서는 각 응력조건에 따라서 파단시간이 변화하게 되므로  $\phi$ 값은 식 (7) 이나 식 (8)을 계산하면 그 변화를 알 수 있다.

상수  $r$  및  $k$ 의 결정은 크리프 파단 데이터를 이용하여 다음과 같이 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 직선을 적용하면 그 기울기로부터 크리프 상수  $k$ 값을 구할 수 있다. 그리고 얻어진  $k$ 값을 이용하면 식 (6)으로부터  $B(1+r)$ 을 결정할 수 있다. 또는 상수  $r$ 값은  $\sigma_{ref}$  값과 식 (8)에서  $\phi$ 의 적절한 값을 사용하여 식 (7)을 나타내는 연속적인 곡선을 그린다. 그 다음  $r$ 값이 가장 잘 일치하는 최적곡선의 값을 구하였다.

Fig. 4는 316LN 스테인리스강에 대하여 550°C 및 600°C 온도에서 크리프 시험을 수행하여 얻은 크리프 파단 결과를  $\log \sigma_o - \log t_f$ 로 나타낸 것이다. 두 온도에서의 크리프 파단 곡선 데이터들을 최소 자승법으로 적용하면 크리프 파단곡선의 모양을 얻을 수 있다. 여기서  $10^5$ 시간까지 외삽하여 맞추면  $\phi=1$ 인 취성파괴의 기준 기울기를 얻을 수 있다. 직선의 기울기를 보면 550°C 인 경우  $k=10.8$ , 600°C 인 경우가  $k=9.5$ 로 고온 인 600°C에서 직선의 기울기가 보다 가파르다. 그리고 동일한 응력조건에서 파단수명은 550°C인 경우가 600°C 보다 현저히 길게 됨을 알 수 있다. 결국, 이 곡선에서 얻은  $\phi=1$ 의 기준 기울기를 이용하면 크리프 응력수준에 따른  $\phi$ 값의 변화결과를 식 (8)로부터 상수  $r$ 값을 얻을 수 있다.

Fig. 5는 응력비와  $\phi$ 의 변화관계에서 식 (8)을 이용하여 상수  $r$ 의 변화 결과를 나타낸 곡선이다. 수명비  $\phi$ 값은 응력조건  $\sigma_o$ 에 따라서 민감하게 잘 반응이 되고 있음을 보인다. 상수  $r$ 값이 증가할수록 응력비 및  $\phi$ 값이 커지며, 응력비가 낮아질수록  $\phi$ 값은 증가한다. 이러한 의미는 크리프 시험에서의 응력이 낮아질수록 파단수명이 길어진다는 것이며, 결국 해당 온도에서의 상수

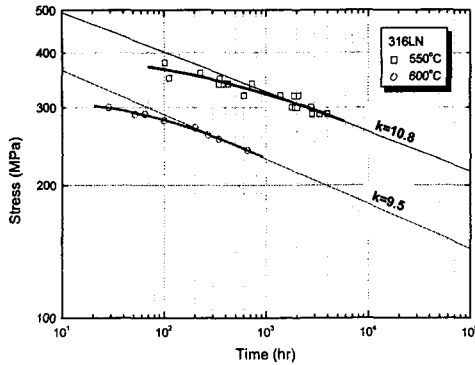


Fig. 4 Typical rupture curves of type 316LN stainless steel at 550°C and 600°C

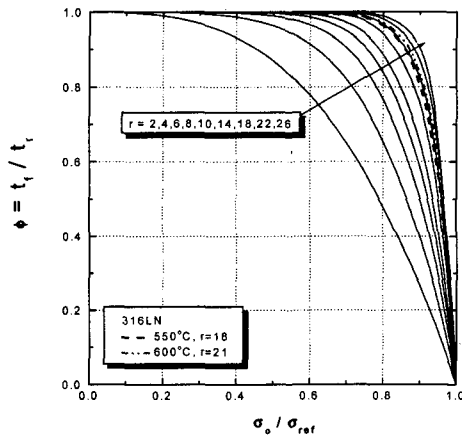


Fig. 5 Variation of the factor  $\phi$  with stress level: dotted lines are the results of type 316LN stainless steel at 550°C and 600°C

$r$ 값만 알면 응력조건으로 부터 수명을 간단히 예측할 수 있다. 316LN 강에서 얻어진  $r$ 값을 보면 550°C인 경우는  $r = 18$ 이며, 600°C인 경우는  $r = 21$ 의 곡선 값과 거의 같은 값을 보이고 있다.

이러한 결과는 본 저자가 316LN 강에 대하여 620°C 조건에서 크리프 시간별 중단시험으로 손상 파라메타  $\omega$ 를 측정하고, 이를 K-R 손상식을 적용하여 보고한<sup>(10,11)</sup>  $r = 24$ 의 값과 큰 차이가 없음을 확인할 수 있었다. 상수  $r$ 값의 미소한 차이는 두 온도의 차이 영향에 기인되는 것으로 판단된다. 그리고 550°C 및 600°C의 두 온도에 대한 재료 및 온도 의존 크리프 상수인  $B$ 값을 구하면 550°C의 경우는  $9.86 \times 10^{-36} (\text{MPa}^{-k} \text{sec}^{-1})$ , 600°C의 경우는  $4.60 \times 10^{-31} (\text{MPa}^{-k} \text{sec}^{-1})$  이었다. 그리고 상수  $q$ 는 기존의 K-R 손상식을 적용하여 보고한

본 저자의 결과인<sup>(11)</sup>  $\lambda = 3.1$ 의 값과 본 시험으로 구한  $r$ 값으로부터 식 (11)을 사용하면, 550°C인 경우는 12.8, 600°C인 경우는 14.9로 간단히 구해진다.

Fig. 6은 상수  $\lambda$ 값에 대하여 취성파괴가 일어나지 않는 수명비 영역에 대하여  $\phi$  변화에 따른 파단 변형률비  $\eta$ 의 변화관계를 식 (13)으로 계산하여 나타낸 결과이다. 일정한  $\lambda$ 값에서  $\phi$ 값이 커질수록 즉 크리프 시간이 증가됨에 따라서  $\eta$ 는 증가하고,  $\lambda$ 값이 높을수록  $\eta$ 는 낮아지고 있음을 알 수 있다. 즉 식 (13)에서 알 수 있듯이  $\phi (\approx 1)$ 인 취성파괴가 일어나는 낮은 응력조건인 경우는  $\lambda$ 값에 관계없이  $\eta = 1$ 이 되어 그 변화는 없으나,  $\phi (\approx 0)$  값이 참조 응력치를 접근하는 높은 응력값으로 되면  $\eta$ 는  $1/\lambda$ 의 관계로 인하여 어떤 일정비율에서 네킹에 의해 파손이 진행될 때까지 크리프 변형이 크게 일어난다는 의미를 준다. 본 그래프를 이용하면 취성파괴가 일어나지 않는 높은 응력 영역에 대하여 기존의 K-R 손상식으로  $\lambda$ 값을 알면 해당 시험 응력조건에서의 크리프 파단 변형률 비를 추론할 수 있다.

본 저자의 이전 연구에서 316LN 스테인리스강에 대하여 550°C 조건에서 320 MPa, 300 MPa, 290 MPa의 응력별에 대하여 수명비( $t/t_R$ )와 변형비 ( $\epsilon/\epsilon^*$ )와의 관계를 기존의 K-R 손상식인 식 (10)을 이용하여  $\lambda$ 값을 구한 결과, 같은 온도조건에서 응력별에 따라서  $\lambda$ 값은 약간의 차이를 갖지만 전체적으로 보면 큰 차이가 없었으며, 이들 값의 평균치를 적용하여 나타내면  $\lambda = 3.1$ 이 됨을 보고한 바 있다.<sup>(11)</sup> 그래서 316LN 강의  $\lambda = 3.1$ 에 대하여  $\eta$ - $\phi$ 의 관계를 나타내면 Fig. 과 같다.

Fig. 7은 식 (12)를 이용하여  $\phi$ 값에 따른 수명비와 변형비의 변화 관계를 나타낸 것이다. 그림 예 보는 바와 같이  $\phi (\approx 1)$ 인 낮은 응력 조건일 경우에는 식 (12)는 식 (10)과 같게 되므로 그림에서와 같은 취성파괴까지의 완전한 크리프 곡선이 그려진다. 그러나  $\phi = 1$ 이 되지 않는 수명비영역에서는  $\phi$ 값의 변화에 따라서 일정한 비율로 네킹이 일어나는 영역까지 크리프 변형이 계속 증가되는 곡선을 보이고 있음을 알 수 있다. 이 곡선을 이용하면 적은 영역에서의 크리프 파단 수명비에 대한 크리프 변형률을 예측하는데 활용할 수 있다.

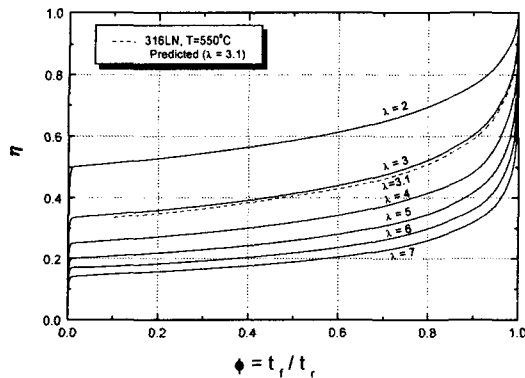


Fig. 6 Variation of  $\eta - \phi$  in various  $\lambda$  values

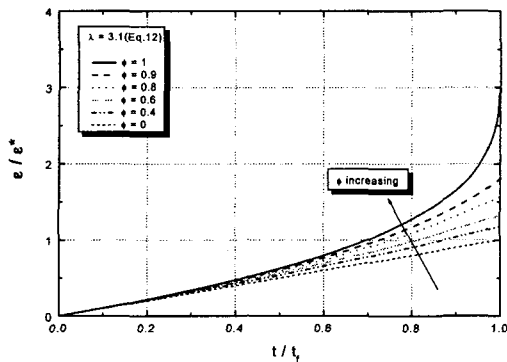


Fig. 7 Variation of creep strain with time of type 316LN stainless steel in  $\lambda = 3.1$

### 5. 결론

일반화된 K-R 크리프 손상 모델을 참조응력 식으로 수정하여 316LN 강에 적용하여 크리프를 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 316LN 강의 파단 참조응력값은 인장시험이나 크리프 파단 시험에서 얻은 값과 같은 결과를 보였으며, 550°C에서는 310MPa, 600°C에서는 373MPa로 두 온도에 관계없이 같은 비율을 보였으므로 참조응력으로 인장 파단응력치를 사용하여도 무방할 것으로 판단된다.

(2) 316LN 강의 참조 응력식으로 구한 크리프 상수  $r$ 은 550°C에서  $r = 18$ , 600°C에서  $r = 21$ 로 기존의 손상 파라메타  $\omega$ 를 측정하고 구한 620°C에서의  $r = 24$ 의 값과 온도 영향에 고려하면 동일한 결과로 판단되므로 참조 응력식의 적용 타당성을 확인할 수 있었다.

(3) 취성파괴가 일어나지 않는 높은 응력의 크리프 영역에 대하여 수명비  $\phi (= t_f / t_r)$  변화에 따른 파단 변형률비  $\eta$ 의 변화관계를 얻었으며, 본 결과로부터 크리프 상수  $\lambda$  값을 알면 크리프 파단 변형률 비를 추론할 수 있다.

(4) 본 연구의 참조 응력식을 이용하면 기존의 방법으로 사용되어오던 재료의 손상 파라메타를 측정하여야만 하는 과정이 필요없이 수학적으로 보다 간편히 크리프 상수를 구할 수 있어 크리프 수명을 추론하는데 유용한 설계도구로 활용될 수 있을 것으로 사료된다.

### 후기

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

### 참고문헌

- (1) Kim, W. G., Kim, D. W. and Ryu, W. S., 2000, "Applicability of Monkman-Grant Relationships to Type 316L(N) Stainless Steel," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 24, No. 9, pp. 2326~2333.
- (2) Ryu, W. S. and Kim, W. G., 1998, "A State of the Art Report on LMR Structural Materials," *KAERI/AR-487/98*, pp. 37~47.
- (3) Viswanathan, R., 1989, "Damage Mechanisms and Life Assessment of High-Temperature Components," *ASM International*, pp. 10~15.
- (4) Belloni, G., Bernasconi, G. and Piatti, G., 1977, "Creep Damage and Rupture in AISI 310 Austenitic Steel," *Meccanica*, Vol. 12, pp. 84~96.
- (5) Kim, D. W., Ryu, W. S. and Hong, J. H., 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) Lai, J. K. and Wickens, A., 1979, "Microstructural Changes and Variations in Creep Ductility of 3 Casts Type 316 Stainless Steel," *Acta. Metal*, Vol. 27, p. 217.
- (7) Leckie, F. A. and Hayhurst, D. R., 1975, "The Damage Concept in Creep Mechanics," *Mech. Res.*

- Comm., Pergamon Press., Vol. 2, pp. 23~26.*
- (8) Penny, R. K., 1974, "The Usefulness of Engineering Damage Parameters During Creep," *J. Metal and Materials*, Vol. 8, pp. 278~283.
- (9) Rabotnov, Y. N. and Shesterikov, S. A., 1957, "Creep Stability of Columns and Plates," *J. of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 6. pp. 27~34.
- (10) Kim, W. G., Kim, D. W. and Ryu, W. S., 2001, "Creep Design of Type 316LN Stainless Steel by K-R Damage Theory," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 25, No. 2, pp. 296~303.
- (11) Kim, W. G., Kim, S. H. and Ryu, W. S., 2001, "Creep Characterization of Type 316LN and HT-9 Stainless Steels by the K-R Creep Damage Model," *KSME Int'l Journal*, Vol. 15, No.11, pp. 1463~1471.