

〈論 文〉

# 기공의 면적에 의한 크립 수명예측법

홍 성 호\*

(1991년 3월 2일 접수)

## The Creep Life Prediction Method by Cavity Area

Sung Ho Hong

**Key Words:** Life Prediction(수명예측), Creep Rupture Life(크립 파단수명), Creep Damage(크립 손상), Cavity(기공), Material Degradation(재질 열화), Cavitated Area Fraction(기공의 면적분률)

### Abstract

Several methods has been developed to predict on the remaining life of the old power plants. However, 'A' parameter, one of existing creep life prediction methods, has not reflected the effect of material degradation and measuring magnification. Therefore, in this study, 'CAF' (Cavitated Area Fraction of grain boundary) parameter is newly proposed and compared with the existing experimental data. The results showed good correlation between the theoretically predicted curve of the 'CAF' vs.  $t/t_r$  curve and the experimental data.

### 기 호 설 명

- $t$  : 가동시간
- $t_r$  : 크립 파단시간
- $t/t_r$  : 크립 수명소비율
- $\dot{\epsilon}$  : 정상상태 크립 변형속도
- $\sigma$  : 응력
- $n$  : 재료가 멱급수 크립 (power law creep) 거동 ( $\dot{\epsilon} = B\sigma^n$ )을 할 때의 지수
- $\epsilon_f$  : 파단 변형률 (rupture strain)
- $\epsilon_p$  : 제1기 크립 변형률 (primary creep strain)
- $\epsilon_s$  : 제2기 크립 변형률 (secondary creep strain)
- $\omega$  : Kachanov 모델에서의 손상 매개변수 (damage parameter)
- $D, x, \phi$  : 재료상수값

### 1. 서 론

현재 전세계적으로 노후 발전소 (old power

plant)의 수명연장 (life extension)이 실시되고 있고, 국내에서도 인천화력발전소에서 처음으로 수명연장이 이루어졌다. 이들 발전소의 수명연장을 위해선 각 기기 (component)에 대한 정확한 수명예측 (life prediction)이 이루어져야 한다.

고온에서 사용되는 설비의 크립 수명예측 방법은 크게 응력해석법과 재질시험법으로 구분하는데, 응력해석법은 Larson-Miller Parameter 법<sup>(1)</sup>, Sherby-Dorn Parameter 법<sup>(2)</sup>, Monkman-Grant 법<sup>(3)</sup> 또는 Minimum-Commitment Method<sup>(4)</sup>등을 이용하여 수명을 산출하는 방법으로 사용이 매우 간편한 편이다. 그러나 이들 방법은 설비의 정확한 사용이력 (사용온도, 압력, 시간)이 필요하고, 제작과정중의 열처리 결함이나 용접 결함 또는 사용중에 발생하는 재질열화 (material degradation)에 의한 영향을 반영하기가 어려운 점이 있다. 따라서 크립 수명예측시, 위와같은 단점들을 보완하고자 재질시험법을 병행하고 있는데, 재질시험법의 종류로는 조직관찰법, 기공측정법, 경도측정법, 탄화물 분석법 등의 여러가지가 있다<sup>(5)</sup>. 이중 기공측정법

\* 정회원, 한국전력기술(주)부설 연구소 기계재료부

은 설비로부터 기공(cavity)의 분포를 측정하여 수명을 예측하는 방법으로, 일본에서는 단위면적당 기공의 갯수를 이용하는 기공밀도 측정법<sup>(5)</sup>을 주로 사용하고 있고, 유럽이나 미국등은 아래와 같은 'A' 매개변수법('A' parameter method)<sup>(6)</sup>을 사용하고 있다.

$$A=1-\left[1-\frac{t}{t_f}\right]^{\frac{\lambda-1}{\lambda}} \quad (1)$$

여기서 A는 기공이 발생된 입계의 분률(number fraction of grain boundaries containing cavities)이고,  $\lambda$ 는 파단 변형률(rupture strain :  $\epsilon_f$ ) 및 제1기 크립 변형률(primary creep strain :  $\epsilon_p$ )과 제2기 크립 변형률(secondary creep strain :  $\epsilon_s$ )과의 함수로 다음과 같다.

$$\lambda = \frac{\epsilon_f - \epsilon_p}{\epsilon_s} \quad (2)$$

그러나 이 방법 또한 다음과 같은 많은 단점을 가지고 있다. 첫째, 배율이 증가할수록 측정 가능한 기공의 크기는 작아지므로, 배율의 증가는 'A'의 증가를 가져온다. 그러므로 관찰조건에 따라 'A' 값이 매우 달라질 수 있다는 점이다<sup>(7)</sup>. 둘째, 재질의 수명소비율이 증가할때 기공간의 결합(cavity coalescence)이 발생하는데 이로 인한 기공 밀도의 감소현상을 반영하지 못하는 점이다<sup>(7)</sup>. 셋째, 'A' 매개변수법에 사용하는 재료상수값  $n, \lambda$ 가 재질이 열화됨에 따라 변하는데, 이러한 영향도 반영할 수 없는 점이다. 넷째, 식(1)은 기공이 주위 결정(grain)의 영향 때문에 구속성장(constrained growth)된다는 모델<sup>(8)</sup>에 의해 만들어진 수식인데, 이 모델이 크립 파단수명을 과대평가한다는 실험결과가 제기되고 있어 논란의 여지가 있다<sup>(9)</sup>.

이와같은 여러 단점을 극복하고자 Kachanov의 재료손상(material damage) 모델<sup>(10)</sup>을 이용하여 새로운 수명예측식을 만들고, 이 수명예측식의 타당성을 조사하기 위하여, 최근에 발표된 크립 수명과 기공분포와의 실험결과<sup>(11,12)</sup>와 비교하였다.

## 2. 크립 수명예측식

Kachanov와 Rabotnov<sup>(10)</sup>는 재료가 크립 손상(creep damage)을 받을 때 내부에서의 손상 정도

를 나타내는 매개변수(parameter)로  $\omega$ 를 정의하고, 손상속도  $\dot{\omega}$ 는 응력( $\sigma$ )과 다음과 같은 관계가 있다고 가정했다.

$$\dot{\omega} = \frac{D\sigma^x}{(1+\phi)(1-\omega)^\phi} \quad (3)$$

여기서 D, x 및  $\phi$ 는 재료상수값이다. 식(3)은 재료가 손상됨에 따라 하중을 지지하는 내부 단면적(ligament area)의 감소를 고려한 수식이다.

식(3)을  $t=0$ 에서 임의의 시간 t까지 적분하면 아래와 같이  $\omega$ 를 응력과 시간의 함수로 표현할 수 있다.

$$\omega = 1 - [1 - D\sigma^x t]^{1-\phi} \quad (4)$$

원래 Kachanov 모델에서  $\omega$ 의 물리적 의미는 모호한 면이 있으나, 본 연구에서는  $\omega$ 를 입계(grain boundary)에서 기공의 면적 분률(cavitated area fraction)로 보고, 이를 CAF로 정의하였다. 그러면 식(4)를 아래와 같이 표현할 수 있다.

$$CAF = 1 - [1 - D\sigma^x t]^{1-\phi} \quad (5)$$

한편 식(5)에서 파단 시간( $t_f$ )에서의 CAF를  $CAF_f$ 라고 정의하면 다음과 같은 관계도 성립된다.

$$CAF_f = 1 - [1 - D\sigma^x t_f]^{1-\phi} \quad (6)$$

식(6)을 식(5)에 넣고 정리하면, CAF를 다음의 식(7)과 같이 응력 및 재료상수값 D, x가 소거된 수식으로 표현할 수 있다.

$$CAF = 1 - \left[ 1 - \left[ 1 - (1 - CAF_f)^{1-\phi} \right] \left( \frac{t}{t_f} \right) \right]^{1-\phi} \quad (7)$$

식(7)은 CAF가 크립 수명소비율( $t/t_f$ )과 상관관계가 있음을 나타내고 있다.

만일 식(7)에서  $CAF_f$ 를 1로 놓을 때, 즉 기존의 이론에서와 같이 모든 입계면(grain boundary)이 기공으로 덮혔을 때 재료가 파단된다고 가정하면,  $1 - CAF_f$ 가 0이 되므로 식(7)은 다음과 같이 간단히 된다.

$$CAF = 1 - \left[1 - \frac{t}{t_f}\right]^{1+\phi} \quad (8)$$

그러나 실험결과를 보면 CAF는 1보다 훨씬 작은 0.53정도인 것으로 밝혀지고 있는데<sup>(13)</sup>, 이는 CAF가 어느 정도 이상이 되면 외부 하중에 의해 나머지 지지 면적(ligament area)에서 연성파괴가 일어나기 때문이다. 그러므로 CAF를 1이라고 가정할 수는 없기 때문에 식(7)에서의  $1-CAF_f$ 가 0이 될 수는 없다고 본다. 그런데 재료 상수값  $\phi$ 를 조사하여 보면 구리인 경우 3.8 정도이지만, 발전설비 재료인  $2\frac{1}{2}Cr-1Mo$ 강은  $\phi=5.5$ ,  $\frac{1}{2}Cr\frac{1}{2}Mo\frac{1}{2}V$ 강은  $\phi=12.3$  정도로 알려져 있다<sup>(14)</sup>. 그러면 식(7)에서  $(1-CAF_f)^{1+\phi} \approx 0$ 이 되므로 발전설비 재료와 같이  $\phi$  값이 큰 경우는 식(8)을 사용하여도 된다고 본다. 그리고 식(7)과 (8)에 의한 예측치에 재료상수값  $\phi$ 가 미치는 영향을 비교해 보면 Fig. 1과 같다.

이때 식(7)에서의 CAF<sub>f</sub>는 0.5로 가정했다. Fig. 1에서 보는 바와 같이  $\phi$ 값이 큰 경우에는 식(7)과 (8)에 의한 예측치가 거의 차이가 없는 것을 알 수 있다. 그리고  $\phi$ 값이 1정도로 작은 경우에는 CAF<sub>f</sub> 값에 매우 민감하나, 아직까지는  $\phi$ 값이 2~3 이하인 재료가 알려지지 않고 있으므로, 정확한 CAF<sub>f</sub> 값을 알지 못하더라도 식(8)을 이용, 수명을 예측할 수 있으리라고 본다.

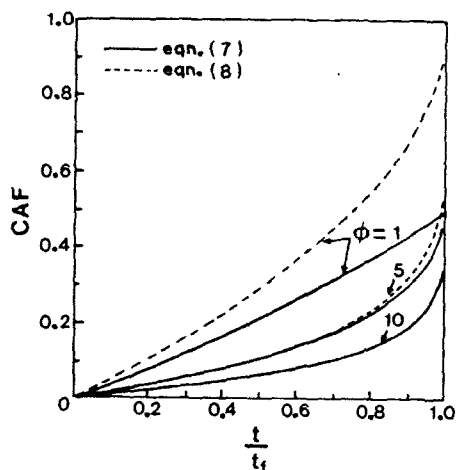


Fig. 1 Effect of material parameter,  $\phi$  and CAF<sub>f</sub> on CAF(cavitated area fraction) vs.  $t/t_f$ (depend creep life fraction)

한편 식(8)을 기존의 수명예측식(1)과 비교해 보면 비슷한 형태임을 알 수 있다. 단지 차이점은 기존의 수명예측식에서는 재료상수값으로  $n$ 과  $\lambda$ 값이 필요하나, 본 수명예측식에서는  $\phi$ 만이 필요하고, 'A' 매개변수는 기공이 발생된 입계의 분률(number fraction of grain boundaries containing cavities)이지만, 'CAF' 매개변수는 입계에서 기공의 면적 분률(cavitated area fraction of grain boundary)이라는데 있다. 이와같이 본 연구에서 제안한 수명예측식은 CAF<sub>f</sub>나  $\phi$ 값이 큰 경우, 기존의 수명예측식과 유사한 형태임을 알 수 있다.

식(8)로부터 재료의 과단시간( $t_f$ )은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$t_f = \frac{1}{1 - (1 - CAF)^{1+\phi}} t \quad (9)$$

식(9)의 장점은 재료에 부과된 응력을 모르더라도 실험이 용이한 하중조건에서 재료상수값  $\phi$ 를 구한 후, 가동중인 기기에서의 CAF와 가동시간  $t$ 를 구하면 재료의 과단시간을 쉽게 구할 수 있다는 데 있다. 그리고 CAF가 단위입계 면적에서 기공의 면적 분률이므로 기공의 관찰배율에 비교적 무관하다는 점이다.

본 수명예측식의 또다른 특징은 재료에 부과되는 응력값을 알면 CAF의 측정없이도 재료의 과단시간을 식(6)으로부터 아래와 같이 예측할 수 있는 점에 있다. 이때도  $\phi$  값이 큰 경우를 가정했다.

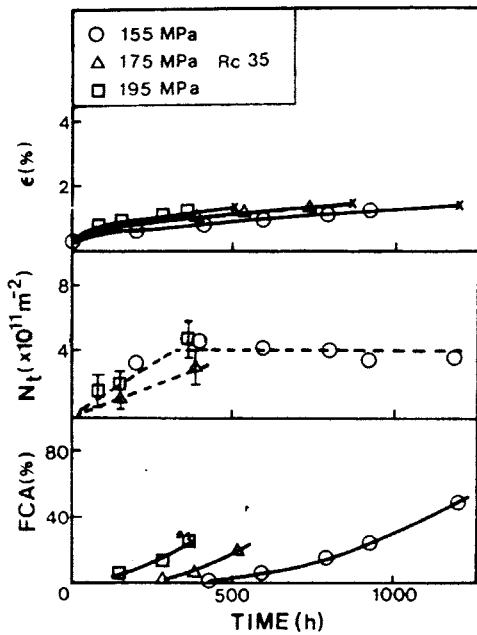
$$t_f = \frac{1}{D\sigma^x} \quad (10)$$

그러므로 본 수명예측식을 이용하면, 재료의 과단 수명을 기기에 부과된 응력값이나 CAF값으로 쉽게 구할 수 있다. 그리고 식(5)로부터 특정부위에서의 응력을 다음과 같이 CAF 및  $t$ 와 재료상수값만으로 구할 수 있다.

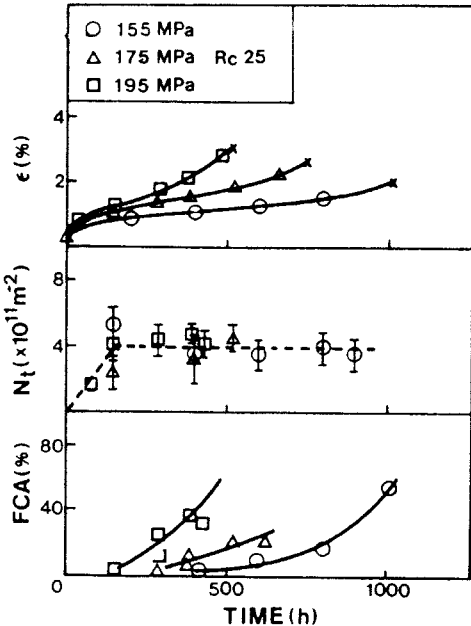
$$\sigma = \left[ \frac{1 - (1 - CAF)^{1+\phi}}{Dt} \right]^{\frac{1}{x}} \quad (11)$$

### 3. 실험치와의 비교

본 연구에서 제안한 수명예측식의 타당성을 조사하기 위해 앞서, 기존의 수명예측식에서의 문제점을



(a)



(b)

Fig. 2 Creep curves under varying stresses at 823K, Cavity density, FCA (fraction of coalesced area), for the (a) Rc35, and (b) Rc25 specimens. ruptures are marked by "x" s on creep curve data from Cho<sup>(11,12)</sup>

정량적으로 파악하기 위해 최근에 조<sup>(11,12)</sup>에 의해 발표된 실험결과를 가지고 분석해 보았다.

조의 실험은 터빈로터 재료인 3.5Ni-Cr-Mo-V 강을 이용하여 두가지 경도값을 갖는 시편을 제작 해서 550°C에서 일축 인장 크립 실험(uniaxial creep test)을 하면서 시간의 변화에 따른 변형률(strain) 및 기공의 밀도와 입계에서의 FCA (fraction of coalesced area)를 조사한 것으로 Fig. 2와 같다.

여기서 FCA는 Fig. 3과 같이 기공들이 군집을 이루며 모여 있는 면적의 분율을 나타내는 것으로, 다결정재료에서 이와같은 현상이 많이 발생<sup>(15)</sup>하는데 이는 주위결정의 영향으로 인한 기공의 구속성장 때문인 것으로 해석되고 있다<sup>(8)</sup>. 그리고 이러한 기공의 면적분율을 이용하여 크립 균열성장을 규명하려는 연구도 활발히 이루어지고 있다<sup>(16,17)</sup>.

Fig. 2에서 기공의 밀도와 시간과의 관계를 보면 Rc 25인 경우 150시간 정도부터 기공의 밀도가 일정한 것으로 나타나고 있다. 이것은 앞에서 언급한 기존 수명예측법의 단점중 두번째인 기공간의 결합(cavity coalescence)으로 인한 것으로 알려졌다<sup>(12)</sup>. 왜냐하면 기공의 연속적인 생성(continuous nucleation)으로 인한 기공 밀도의 증가 효과와 기공간의 결합(Fig. 4)으로 인한 기공밀도의 감소효과로 인하여 기공의 밀도가 일정하게 유지되기 때문이다.

이 실험결과로부터 'A' 매개변수의 실험값을 구할 수가 없어, 재료상수 값 n과 λ를 구하여 식(1)에 대입하면 A의 이론값을 구하였다. n값은 Fig.



Fig. 3 A typical micrograph showing the cavity in FCA

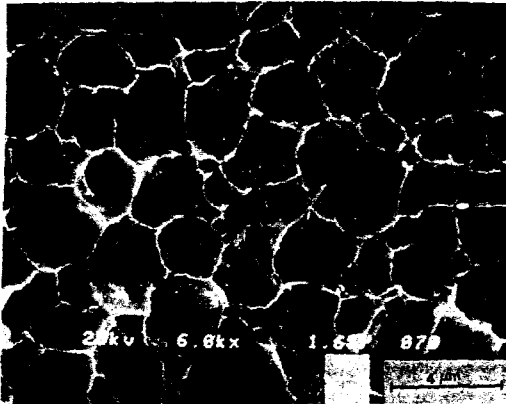


Fig. 4 Typical SEM micrograph illustrating stages of the cavity coalescence

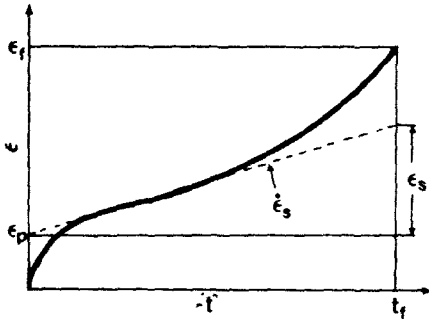


Fig. 5 Definition of lambda ( $\lambda$ ) as a measure of creep ductility with example of a material having a low lambda value

Table 1 Relationship between material hardness and material parameter,  $\lambda$

Hardness	Stress (MPa)	$t_f$ (hour)	$\epsilon_f$	$\epsilon_s$	$\epsilon_p$	$\lambda$
Rc35	155	1200	0.014	0.009	0.005	1.00
	175	850	0.014	0.008	0.006	1.00
	195	500	0.013	0.006	0.007	1.00
Rc25	155	1000	0.021	0.011	0.007	1.27
	175	730	0.027	0.016	0.007	1.25
	195	500	0.032	0.020	0.007	1.25

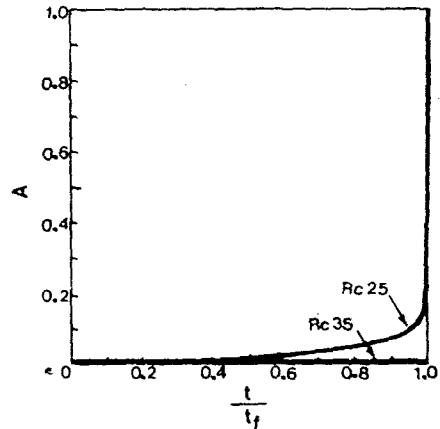


Fig. 6 Variations of 'A' parameter with expended creep life fraction ( $t/t_f$ )

2의 크립 곡선으로부터 정상상태 변형속도(steady state strain rate)와 응력과의 관계를 이용하여 구하였는데 Rc35인 시편의 경우  $n=6.0$ , Rc25인 시편의 경우  $n=6.5$ 이다. 그리고 Fig. 2의 크립 곡선으로부터 Fig. 5와 같이  $\epsilon_f, \epsilon_p, \epsilon_s$ 를 구한후, 이들을 식(2)에 대입하여  $\lambda$ 를 산출하였는데 Table 1과 같다. 이를 보면 Rc35인 경우 제3기 크립(tertiary creep)이 거의 일어나지 않아  $\epsilon_f - \epsilon_p = \epsilon_s$ 가 되므로  $\lambda$ 가 1이 된다. 이들을 식(1)에 넣어 A값을 구한후, A와  $t/t_f$ 와의 관계로 나타내면 Fig. 6과 같다.

Fig. 6을 보면 Rc35인 경우, 수명소비율  $t/t_f$ 의 값과 무관하게 A는 항상 0이 되는 것을 알 수 있다. 그리고 Rc25인 경우에도 수명이 다 되도록 A값의 변화가 적은 것을 알 수 있다. 이들 결과를 볼때 'A' 매개변수의 단점으로는 다음과 같은 것들

이 있음을 알 수 있다. 첫째, 식(1)에서의  $n$ 값이 보통 재료의 성분 및 열처리 특성과 온도의 함수이므로, 재료의 정확한 성질과 운전온도의 측정이 수반되어야 하나 현실적으로 어렵다는데 있다. 그리고 경도값의 변화가 'A' 값에 커다란 영향을 미치고 있는 것은, 노후 발전설비처럼 재질열화가 발생할때 'A' 매개변수의 사용이 어렵다는 것을 보여주고 있다. 왜냐하면 Rc35에서 Rc25으로의 경도값 변화는 탄화물의 조대화(carbide coarsening)로 인하여 발생하는데, 이는 노후 발전소에서 재질열화시 일어나는 현상과 같기 때문이다<sup>(18)</sup>. 둘째, Ashby의 파괴기구도(fracture mechanism map)<sup>(19)</sup>를 보면, 발전소의 운전조건에서 주된 파괴기구는 입계파괴(intergranular fracture)로 예상되는데 이때는 Fig. 2(a)에서처럼 제3기 크립이 거의 일어나

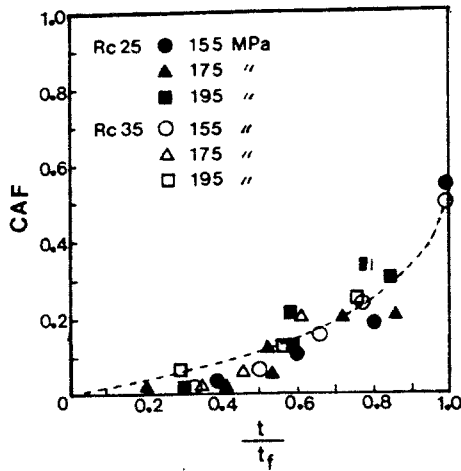


Fig. 7 Variations of 'CAF' parameter with expended creep life fraction ( $t/t_f$ ). Here, dotted line is predicted 'CAF' by Eq. (7)

지 않는다. 그러면  $\epsilon_f - \epsilon_p = \epsilon_s$ 가 되므로  $\lambda$ 가 1이 되어 식(1)에서 지수항이 0이 된다. 이것은 수명소비율( $t/t_f$ )에 관계없이 항상  $\lambda$  값이 0이 되므로 기존의 수명예측식인 'A' 매개변수를 실제 운전조건에서 적용하기에는 많은 어려움이 있다.

본 연구에서 제안한 수명예측 매개변수 'CAF'의 타당성을 검토하기 위해 Fig. 2의 실험결과중에서 시간과 FCA와의 관계로부터 CAF와  $t/t_f$ 와의 관계를 Fig. 7과 같이 구하였다.

이때 크립 수명소비율  $t/t_f$ 는 실험시간  $t$ 를 크립 과단시간  $t_f$ 로 나누어 구하였다. 그리고 Fig. 3과 4를 보면 기공들이 개별적으로 흩어져 있는 것이 아니라, 집단적으로 군집을 이루고 있기 때문에, 본 논문에서는 CAF(cavitated area fraction of grain boundary)를 FCA(fraction of coalesced area)와 동일하다고 보았다. Fig. 7에서 CAF와  $t/t_f$ 와의 관계는 상당한 상관관계가 있음을 알 수 있다. 그리고 재료의 경도변화가 별 영향을 주지 못하고 있음을 보이고 있다. 이는 'CAF' 매개변수가 재질열화에 의해 영향을 받지 않음을 나타낸다. 그러므로 본 연구에서 제안한 수명예측식은 CrMoV 강과 같은 재료로 제작된, 노후 발전설비의 수명예측시 매우 유용하리라고 본다.

한편 Fig. 7을 보면  $t/t_f=1$ 에서 CAF가 앞에서 인용한 실험결과<sup>(13)</sup>과 마찬가지로 1이 아닌 0.50~0.55정도가 되는 것을 알 수 있다. 그러나

식(7)에서의  $\phi$ 값을 실험결과를 curve fitting하여 구하였을 때,  $\phi=5$ 이었고, 식(8)로부터는  $\phi=4.8$ 을 얻을 수 있어, 앞에서 언급한 것처럼 차이가 없음을 알 수 있었고, 2 1/4Cr-1Mo 강의  $\phi$ 값과 비슷한 수치로 비교적 큰 값이다. 그러므로 본 연구에서의 인용한 3.5Ni-Cr-Mo-V 강의 수명예측도 다른 발전설비 재료처럼 식(8)을 사용하여도 무방하다고 본다.

Fig. 7에서 식(7)에 의한 예상치를 점선으로 나타내었을 때, 수명소비율이 큰 영역에서는 실험치와 이론치가 잘 일치함을 알 수 있다. 그러나 수명소비율이 작은 영역에서의 편차는, 실험적으로 작은 기공의 관찰이 매우 어려워 오차가 많이 날 수 있다는 것을 고려할 때 본 연구에서 제안한 수명예측식은 비교적 실험결과와 잘 일치한다고 볼 수 있다.

위와 같은 결과를 볼 때, 본 연구에서 제안한 수명예측 매개변수 'CAF'는 기존의 크립 수명예측방법보다 많은 장점을 가지고 있다. 그러나 재료의 조성이나 온도변화등과 같은 여러 변수가 CAF 매개변수에 미치는 영향들이 앞으로 더 연구되어야 할 과제이다. 또한 크립과 피로가 동시에 작용할 때, 피로가 기공의 성장에 많은 영향을 미치는 것으로 알려지고 있으므로, 이와같은 상황에서도 본 수명예측식을 사용할 수 있으리라 기대되나, 이를 위해선 앞으로 보다 많은 연구가 이루어져야 한다고 본다.

#### 4. 결 론

본 연구는 기존의 크립 수명예측식인 'A' 매개변수법의 단점을 극복하고자 Kachanov의 재료손상(material damage)모델을 이용하여 다음과 같은 새로운 크립 수명예측식을 만들었다.

$$CAF = 1 - \left[ 1 - \left[ 1 - (1 - CAF_f)^{1+\phi} \right] \left( \frac{t}{t_f} \right)^{1+\phi} \right]^{1+\phi}$$

본 크립 수명예측식의 장점은 다음과 같다.

(1) 본 수명예측식을 사용하여 발전설비와 같이,  $\phi$ 값이 큰 재료에서의 수명을 예측하고자 할 때에는, 재료상수값  $\phi$ 와 운전시간  $t$ 를 알고 있으면, 설비로부터 기공의 면적분률(CAF)만 측정하여 수명예측이 가능하다. 즉, 기존의 크립 수명예측식인

'A' 매개변수법보다 적은 변수값을 내포하므로 쉽게 잔존수명을 예측할 수 있다.

(2) 기존의 크립 수명예측식과는 달리 기공의 관찰 배율에 무관하다.

(3) 노후 발전소의 경우처럼 재질열화등이 발생할 때도, 본 크립 수명 예측식을 사용할 수 있다.

(4) 본 크립 수명예측식을 이용하면 특정한 부위에서의 응력도 추정할 수 있다.

### 참 고 문 헌

- (1) Larson, F.R. and Miller, J., 1952, "Time-Temperature Relationship for Rupture and Creep Stresses." Trans. ASME, Vol.74, pp.765~775.
- (2) Orr, R.L., Sherby, O.D. and Dorn, J.E., 1954, "Correlation of Rupture Data for Metals at Elevated Temperature," Transaction of the ASME, Vol.76, pp.113~128.
- (3) Monkman, F.C. and Grant, N.J., 1956, "An Empirical Relationship between Rupture Life and Minimum Creep Rate in Creep-Rupture Tests," Proceedings ASTM, Vol.56, pp.593~605.
- (4) Manson, S.S. and Ensign, C.R., 1971, "A Specialized Model for Analysis of Creep Rupture Data by the Minimum-Commitment Method," NASA T.M. X-52999, pp.1~14.
- (5) Nakanishi, N., Yokoyama, T. and Uemura, T., 1989, "Life Prediction Assessment and Reliability Technology for Boiler Plant." The Thermal and Nuclear Power, Vol.40, No.10, pp.1104~1146.
- (6) Cane, B.J. and Shamma, M.S., 1984, "A Method for Remanent Life Estimation by Quantitative Assessment of Creep Cavitation on Plant," CEGB Report TPRD/L/2645/N84.
- (7) Shamma, M.S., 1988, "Metallographic Methods for Predicting the Remanent Life of Ferritic Coarse-Grained Weld Heat Affected Zones Subject to Creep Cavitation," International Conference "Life Assessment and Extension," Congress Center The Hague/The Netherlands, pp.238~244.
- (8) Dyson, B.F., 1976, "Constraints on Diffusional Cavity Growth Rates," Metal Science, Vol.10, pp.349~353.
- (9) Eggeler, G., Earthman, J.C., Nilsvang, N. and Ilshner, B., 1989, "Microstructural Study of Creep Rupture in a 12% Chromium Ferritic Steel," Acta Metall., Vol.37, pp.49~60.
- (10) Riedel, H., 1987, "Fracture at High Temperatures," Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, pp.24~26.
- (11) Cho, H.C., Yu, Jin and Park, I.S., 1990, "Creep Rupture in a NiCr Steel," Scripta Metall., Vol.24, pp.1015~1020.
- (12) 조현춘, 1984, "2.9니켈-1.1크롬강에서 크립 기공의 거동에 관한 연구", 석사학위논문, 한국과학기술원.
- (13) Kim, Y.S. and Nix, W.D., 1990, "Numerical Analysis of Creep Crack Growth in Precavitated Polycrystalline Copper," Materials Science and Engineering, Vol.127, pp.41~50.
- (14) Riedel, H., 1987, "Fracture at High Temperatures," Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, pp.350~351.
- (15) Shin, J., Kameda, J. and McMahan, C.J., 1982, "Mechanisms of Stress Relief Cracking in MnMoNi and MnMoNiCr Pressure Vessel Steels," In: "Micro and Macro Mechanics of Crack Growth," Edited by Sadananda, K., Rath, B.B and Michel, D.J. a Publication of the Metallurgical Society of AIME, pp.149~160.
- (16) Hong, S.H. and Yu, Jin, 1989, "The Crack Tip Cavitation Damage in a NiCr Steel." Scripta Metall., Vol.23, pp.1481~1486.
- (17) Staley Jr, J.T. and Saxena, A., 1990, "Mechanisms of Creep Crack Growth in 1 wt% Antimony-Copper: Implications for Fracture Parameters," Acta Metall., Vol.38, pp.897~908.
- (18) 홍성호, 유진, 1990, "3.5Ni-Cr-Mo-V 강에서의 크립 균열성장에 재질열화가 미치는 영향", 대한기계학회 추계학술대회 논문집, pp.21~26.
- (19) Fields, R.J., Weerasooriya, T. and Ashby, M.F., 1980, "Fracture-Mechanisms in Pure Iron, Two Austenitic Steels, and One Ferritic Steel," Metall. Trans. A. Vol.11, pp.333~347.