

〈論 文〉

균열 진전의 효과를 고려한 C^* 적분의 수정

최영환* · 방종명** · 엄윤용* · 송지호*

(1988년 8월 12일 접수)

A Modification of the C^* Integral Considering the Effect of Crack Growth

Y.H. Choi, J.M. Bang, Y.Y. Earmme and J.H. Song

Key Words : C^* Integral (C^* 적분), Creep Fracture (크립 파괴), Crack Growth (균열 진전) Crack Tip Opening Displacement (균열 선단 열림 변위), Load Line Displacement (하중선 변위), Extensive Creep (대규모 크립)

Abstract

A modified C^* integral as a load parameter in creep fracture is proposed considering the effect of crack growth. It is shown that the parameter does not depend on crack velocity. By performing experiment using STS 304 stainless steel at 600°C the validity of the parameter is investigated. The results show that the parameter is a good measure as a load parameter in creep fracture and the rate of crack tip opening displacement can also be a creep load parameter for STS 304 at 600°C.

1. 서 론

고온 상태에서 하중을 받는 금속 재료는 하중의 증가 없이도 변형이 시간에 따라 증가하는 크립 변형 (creep deformation)을 하게 된다. 특히 크립 변형을 받는 재료 내에 균열 (crack)이 존재할 경우, 균열 선단 (crack tip)에 응력이 집중되고 이에 따라 크립 변형도 커지게 되어 균열 진전이 시작된다. 이러한 크립 변형에 의한 균열 진전을 크립 파괴 (creep fracture)라 한다. 균열의 계속적인 진전은 구조물의 안전성에 큰 영향을 미치므로 균열의 진전 정도를 예측하는 것은 공학적으로 중요하다.

크립 파괴의 균열 진전 정도를 나타내 주는 하중 매개변수 (load parameter)에 관한 연구는 1970년 이후로 계속 진행되고 있다⁽¹⁻⁸⁾. 지금까지 알려진 대표적인 하중 매개변수로는 응력 강도 계수 K

(stress intensity factor)⁽¹⁻³⁾, 순 응력 σ_n (net stress)^(4,5), 그리고 C^* 적분 (C^* integral)⁽⁶⁻⁸⁾ 등이 있다. 이 중 균열 선단에서의 크립 변형 확산 속도보다 균열 진전 속도가 빠른 크립-취성 물질 (creep-brittle material)의 경우는 응력 강도 계수가 균열 진전 속도를 지배하는 하중 매개변수로 적합함이 알려져 있고, 반면 균열 선단에서 크립 변형의 확산 속도가 매우 커서 균열 선단에서의 응력 집중 효과가 작은 크립-연성 물질 (creep-ductile material)의 경우는 순응력이, 그리고 그 중간의 성질을 갖는 물질의 경우는 C^* 적분이 균열진전 속도를 지배하는 하중 매개변수로 적합함이 알려져 있다.

이중 C^* 적분의 경우, 이 적분이 균열 선단에서의 해중 (unloading)을 허용하지 않는 제한 조건을 가지고 있기 때문에 균열 진전이 있으면 정의되지 않는다⁽⁹⁾. 이 문제를 근본적으로 해결하기 위해서는 진전하고 있는 크립 균열 주위의 응력장을 지배하는 새로운 하중 매개변수가 제안되어야 하나 이것은 매우 어려운 일이다. 따라서 근사적으로나마

* 정회원, 한국과학기술원 기계공학과

** 한국과학기술원 기계공학과

균열 진전의 효과를 배제해 줄 수 있는 방법이 요구된다.

연성 파괴(ductile fracture)의 경우, 균열 진전을 지배하는 하중 매개변수로서 Rice⁽¹⁰⁾가 제안한 J 적분이 많이 사용되고 있다. 그러나 J 적분도 역시 해중을 허용하지 않기 때문에 균열 진전이 있으면 정의되지 않는다⁽¹⁰⁾. 연성 파괴의 경우 이 문제를 해결하기 위하여 다음 두가지 방법이 사용되고 있다. 첫째, J 지배 균열 성장(J controlled crack growth) 개념이다⁽¹¹⁾. 이것은 균열 진전의 효과보다 하중의 효과가 큰 범위 내에서만 J 적분을 사용하는 것으로 이 방법에 따른 허용 균열 진전 범위는 균열비형성부(uncracked ligament)의 10%이내로 알려져 있다. 둘째, 균열 진전의 효과가 배제되도록 J 적분을 수정하는 것이다⁽¹³⁾. 이때 수정된 J 적분을 J_m 이라 하고 다음과 같이 정의된다.

$$J_m = J - \int_{a_0}^a \frac{\partial J_{pl}}{\partial a} \Big|_{\delta_{pl}} da \quad (1)$$

식(1)에서 J_{pl} 은 J 의 소성 성분, a_0 는 초기 균열 길이, a 는 균열 길이, 그리고 δ_{pl} 은 하중선 변위의 소성 성분을 나타낸다. 식(1)에서 두번째 항은 균열 진전의 효과를 배제시키는 역할을 한다. 이렇게 정의된 J_m 은 균열비형성부의 30%까지 균열 진전을 허용하는 것으로 알려져 있다⁽¹²⁾.

본 연구에서는 C^* 적분을 수정하여 균열 진전의 효과를 배제하는 새로운 크립 파괴의 하중 매개변수 C_m 을 제안하고 그 타당성을 검토한다. 또한 C_m 의 전개 과정에서 유도되는 다른 하중 매개변수들의 특성과 그 이용가능성을 조사한다. 균열 진전 속도가 C^* 의 지배를 받는 것으로 알려져 있는 스테인레스 강(stainless steel) STS 304(KS 규격)를 사용한 크립파괴 실험을 600°C에서 수행하여 C_m 의 크립 파괴에 대한 적용 가능성을 조사하도록 한다.

2. C^* 적분의 수정

2.1 균열 선단 열림 변위의 속도

변형률(strain rate)이 응력에만 의존하는 멱함수 크립(power-law creep)의 구성 방정식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_x = B \left[\frac{\sigma_x}{\sigma_0} \right]^{n-1} \cdot \left[\frac{\sigma_x}{E} \right] \quad (2)$$

식(2)에서 $\dot{\epsilon}_x$ 는 변형률, σ_x 는 응력, σ_0 는 항복 응

력, E 는 탄성 계수, B 는 크립 상수(creep coefficient), n 은 크립 지수(creep exponent)를 나타낸다. 크립 변형이 시편면의 전 영역에 확산되어 있는 대규모 크립(extensive creep)의 경우, 균열 선단 열림 변위(crack tip opening displacement, 앞으로는 δ_t 로 표기함)는 다음과 같다 <부록 A. 참조>.

$$\delta_t = d_n \cdot \frac{Cb}{\sigma_0} \quad (3)$$

식(3)에서 d_n 은 재료에 따른 상수이고, Cb 는 δ_t 를 지배하는 하중 매개변수로서 다음과 같이 주어지는 양이다.

$$Cb = \left[\int_0^t C^*(t^1)^{\frac{n}{n+1}} dt^1 \right]^{\frac{n+1}{n}} \cdot B^{\frac{1}{n}} \quad (4)$$

식(4)에서 t 는 시간을 나타낸다. 식(3)을 시간에 대해 미분함으로써 균열 선단 열림 변위의 속도(the rate of crack tip opening displacement, 앞으로는 $\dot{\delta}_t$ 로 표기함)를 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\dot{\delta}_t = a \cdot Cr \quad (5)$$

식(5)에서 Cr 과 a 는 다음과 같이 정의되는 양이다.

$$Cr = \left(\frac{n+1}{n} \right) \cdot \left[\int_0^t C^*(t^1)^{\frac{n}{n+1}} dt^1 \right]^{\frac{1}{n}} \cdot C^*(t)^{\frac{n+1}{n}} \cdot B^{\frac{1}{n}} \quad (6)$$

$$a = \frac{d_n}{\sigma_0} \quad (7)$$

식(6)의 오른쪽의 C^* 적분은 J 적분과 마찬가지로 균열이 정지되어 있을 때만 정의된다 그러나 J 적분의 경우처럼 C^* 적분도 균열 진전시까지 확장하여 근사적으로 사용하고 있다^(6~9). 본 연구에서도 균열 진전시에 측정된 C^* 적분을 사용하므로써 Cr 을 균열 진전시까지 확장하여 사용한다.

균열이 진전할 때 측정된 Cr 을 사용할 경우 균열 진전의 효과가 Cr 에 어떻게 영향을 미치는지를 조사하여 보자. 크립 변형에 의해 균열이 이전할 때, 균열 선단 열림 변위의 속도 $\dot{\delta}_t$ 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\dot{\delta}_t = (\dot{\delta}_t)_c + (\dot{\delta}_t)_a \quad (8)$$

식(8)에서 $(\dot{\delta}_t)_c$ 는 크립 변형이 $\dot{\delta}_t$ 에 기여하는 양이고, $(\dot{\delta}_t)_a$ 는 균열 진전에 의해 발생하는 추가적인 변형(additional deformation)이 $\dot{\delta}_t$ 에 기여하는 양이다. 식(8)에서 $(\dot{\delta}_t)_c$ 는 식(5)로 표시된 $\dot{\delta}_t$ 와 같은 것이고, $(\dot{\delta}_t)_a$ 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$(\dot{\delta}_t)_a = \frac{\partial (\delta_t)_a}{\partial a} \Big|_b \cdot \dot{a} \quad (9)$$

식(9)에서 a 는 균열 길이, \dot{a} 는 균열 진전 속도, P 는 하중을 나타낸다. 이때 $\frac{\partial(\delta_i)_a}{\partial a}|_P$ 를 다음과 같이 가정하자.

$$\frac{\partial(\delta_i)_a}{\partial a}|_P = \beta \quad (10)$$

식(10)에서 β 는 상수이다. 식(10)은 $(\delta_i)_a$ 가 a 에 대해 선형적으로 변한다는 가정으로 이 가정의 타당성은 4.1절에서 논의하기로 한다. 식(5), 식(8), 식(9), 그리고 식(10)에서 다음의 식을 얻을 수 있다.

$$\dot{\delta}_i = \alpha \cdot Cr + \beta \cdot \dot{a} \quad (11)$$

또한 균열 선단 열림 변위의 속도 $\dot{\delta}_i$ 와 균열 열림 변위의 속도 $\dot{\delta}$ 의 관계를 다음과 같이 가정하자.

$$\dot{\delta}_i = \eta \cdot \dot{\delta} \quad (12)$$

식(12)에서 η 는 상수이다. 이 가정의 타당성도 역시 4.1절에서 논의하기로 한다. 식(11)과 식(12)에서 다음의 결과를 얻을 수 있다.

$$Cr = \phi \cdot \dot{\delta} + \psi \cdot \dot{a} \quad (13)$$

식(13)에서 ϕ , ψ 는 상수이다. 식(13)은 균열 진전시 Cr 을 $\dot{\delta}$ 와 \dot{a} 의 선형 결합으로 표현할 수 있다는 의미이다. 이 결과는 다음 절에서 정의되는 Cm 이 균열 진전의 효과가 배제된 것임을 증명할 때 사용된다.

2.2 Cm의 정의

다음과 같이 Cm 을 정의하자.

$$Cm = Cr - \int_{a_0}^a \frac{\partial Cr}{\partial a}|_s da \quad (14)$$

식(14)에서 첫번째 항의 Cr 은 균열 진전시까지 확장된 식(6)으로 정의된 양이고, 두번째 항은 균열 진전 속도의 영향을 배제시키는 역할을 하는 항이다. 식(14)로 정의된 Cm 값이 균열 진전 속도에 무관함을 증명하기 위해 식(14)를 시간에 대해 미분하면 다음과 같다.

$$\dot{Cm} = \dot{Cr} - \frac{\partial Cr}{\partial a}|_s \dot{a} \quad (15)$$

균열 진전시 Cr 에 대한 \dot{a} 와 $\dot{\delta}$ 의 영향은 식(13)으로 주어져 있다. 이 식(13)을 식(15)에 대입하면 다음의 결과를 얻을 수 있다.

$$\dot{Cm} = \phi \cdot \dot{\delta} \quad (16)$$

식(16)은 Cm 이 $\dot{\delta}$ 만의 함수임을 나타낸다. 따라서 Cm 은 균열 진전 속도의 영향이 배제된 크립 하중 매개변수임을 알 수 있다.

Cm 값을 실험에서 결정하기 위하여 식(15)를 유

한차분(finite piffrence)형태로 쓰면 다음과 같다.

$$(Cm)_i = (Cm)_{i-1} + (Cr)_i - (Cr)_{i-1} - 0.5 \cdot \left[\left\{ \frac{\partial Cr}{\partial a} \Big|_s \right\}_i + \left\{ \frac{\partial Cr}{\partial a} \Big|_s \right\}_{i-1} \right] (\dot{a}_i - \dot{a}_{i-1}) \quad (17)$$

식(17)에서 첨자 (i)는 (i)번째의 값을, ($i-1$)번째의 값을 나타낸다. 실험에서 C^* 의 값을 구했을 때, Cr 은 식(6)으로부터 결정될 수 있으나, 식(17)의 우변에 있는 $\frac{\partial Cr}{\partial a}|_s$ 는 바로 결정되지 않는다. 이 $\frac{\partial Cr}{\partial a}|_s$ 의 값을 다음과 같은 방법으로 구할 수 있다.

먼저 $\frac{\partial Cr}{\partial a}|_s$ 를 다음과 같이 쓰자.

$$\frac{\partial Cr}{\partial a} \Big|_s = \frac{\partial Cr}{\partial a} \Big|_s \frac{da}{da} \quad (18)$$

식(18)에 식(6)으로 정의되는 Cr 을 대입한 후 정리하면 다음과 같다.

$$\frac{\partial Cr}{\partial a} \Big|_s = \left[\frac{n}{n+1} \frac{Cr}{C^*} \frac{\partial C^*}{\partial a} \Big|_s + \frac{Cr}{n\dot{a}} \frac{C^{*\frac{n}{n+1}}}{\int_0^t C^{*\frac{n}{n+1}} dt'} \right] \cdot \left(\frac{\dot{a}}{\dot{a}} \right) \quad (19)$$

식(19)에 있는 $\frac{\partial C^*}{\partial a}|_s$ 은 다음과 같이 유도할 수 있다(부록 B. 참조).

$$\frac{\partial C^*}{\partial a} \Big|_s = -\gamma \cdot \left(\frac{C^*}{b} \right) \quad (20)$$

식(20)에서 b 는 균열비형성부(uncracked ligament)의 길이이고, γ 는 시험편 형상에 따라 달라지는 함수로서 삼점 굽힘 시험편(three point bending specimen)의 경우는 1, 컴팩트 인장 시험편(compact tension specimen)의 경우는 $\{1+0.76(a/W)\}$ 이다⁽¹³⁾. 식(19) 및 식(20)을 식(17)에 대입하면 다음의 최종식을 구할 수 있다.

$$(Cm)_i = (Cm)_{i-1} + (Cr)_i - (Cr)_{i-1} - 0.5 \left[\left\{ \left(-\frac{n}{n+1} \frac{\gamma Cr}{b} + \frac{1}{n\dot{a}} \frac{C^{*\frac{n}{n+1}}}{\int_0^t C^{*\frac{n}{n+1}} dt'} \right) \frac{\dot{a}}{\dot{a}} \right\}_i + \left\{ \left(-\frac{n}{n+1} \frac{\gamma Cr}{b} + \frac{1}{n\dot{a}} \frac{C^{*\frac{n}{n+1}}}{\int_0^t C^{*\frac{n}{n+1}} dt'} \right) \frac{\dot{a}}{\dot{a}} \right\}_{i-1} \right] \cdot (a_i - a_{i-1}) \quad (21)$$

식(21)의 Cm 을 결정하기 위해서는 C^* 를 시간에 대한 함수로 표시해야 한다. 본 연구에서는 다음 두가지 경우를 고려한다. 첫째, C^* 가 시간에 대해

리고 $F(a/w)$ 는 시험편의 형상에 의해 결정되는 함수로서 참고문헌 (16)에 자세히 나와 있으므로 생략하기로 한다.

4. 결과 및 토론

4.1 가정의 검토

본 연구에서는 다음 두 가지의 가정을 사용하였다. 첫째, 식(10)으로 표현된 바 처럼 균열 진전에 의한 균열 선단 열림 변위의 증가량이 균열 길이에 선형적으로 변한다는 것과 둘째, 식(12)로 표현된 바 처럼 균열 선단 열림 변위 속도와 균열 열림 변위 속도의 관계가 선형적이라는 것이다.

먼저 식(10)으로 표현되는 첫번째 가정을 조사하자. 탄성 조건에 대해 균열 진전과 균열 열림 변위의 관계식은 Wells⁽¹⁷⁾와 Burdekin 등⁽¹⁸⁾에 의해 유도되었다. 그들은 균열 선단 열림 변위의 양이 응력 강도 계수 K 의 제곱에 비례함을 보였다. 그 후 Rice 등⁽¹⁹⁾은 완전 소성 조건의 경우, 균열 진전에 의한 균열 선단 열림 변위의 양이 응력 강도 계수 K 의 제곱에 비례함을 보였다. 그 후 Rice 등⁽¹⁹⁾은 완전 소성 조건의 경우, 균열 진전에 의한 균열 선단 열림 변위의 증가량이 균열 진전 길이에 비례함을 보였다. 그러나 탄소성 변형이 모두 존재하는 경우에 대한 균열 선단 열림 변위의 평가식은 아직 정확하게 알려져 있지 않다. 따라서 본 연구에서는 다음의 근사식을 이용하여 균열 진전에 의한 균열 선단 열림 변위의 변화를 조사한다⁽²⁰⁾.

$$(\delta_i)_a = \frac{K^2}{2\sigma_0 E'} + \frac{0.4(W-a)}{0.4(W-a) + a} \delta_{pl} \quad (27)$$

식(27)에서 첫번째 항은 균열 진전에 의한 부가적 탄성 변형의 효과를 나타내고, 두번째 항은 균열 진전에 의한 부가적 소성 변형의 효과를 나타낸다. 여기서 δ_{pl} 은 하중선 변위의 소성 성분으로 다음과 같이 쓸 수 있다⁽²¹⁾.

$$\delta_{pl} = \alpha_p \cdot \left(\frac{\sigma_0}{E}\right) \cdot a \cdot h(a/W, \eta_p) \cdot \left(\frac{P}{P_0}\right)^{\eta_p} \quad (28)$$

식(28)에서 α_p 는 경화 계수, η_p 는 경화 지수, P_0 는 한계 하중(limit load) 그리고, $h(a/W, \eta_p)$ 는 시험편 형상과 재료의 경화 지수에 따라 결정되는 함수이다. 크립 파괴의 경우 하중이 일정하므로, δ_{pl} 은 균열 길이 a 만의 함수가 된다. 본 연구에서는 균열 진전에 의한 균열 선단 열림 변위의 증가량의 균열 길이에 선형적으로 변한다는 첫번째 가

정의 타당성을 크립 파괴 실험의 결과를 이용하여 조사하였다. Fig. 2는 식(27)으로 구한 균열 선단 열림 변위와 균열 진전양과의 관계를 나타낸 것이다. 그림에서 균열 선단 열림 변위와 균열 진전양은 각각의 최대값으로 무차원화 되어있다. 그림에 나타난 바와 같이 균열 진전에 의한 균열 선단 열림 변위의 증가량은 대체적으로 균열 진전양에 비례함에 알 수 있다.

다음 식(12)로 표현되는 크립 파괴에서의 $\dot{\delta}_i$ 와 $\dot{\delta}$ 의 관계가 선형적이라는 가정을 조사하자. 이 관계의 타당성도 크립 파괴 실험의 결과를 이용하여 조사한다. 먼저 본 연구에서는 균열 열림 변위 δ 를 하중선에서의 균열면 변위(crack surface displacement at load line)로 정의하기로 한다. 따라서 δ 는 하중선 변위에서 구할 수 있다. 또한 $\dot{\delta}_i$ 는 식(11)을 사용하여 구할 수 있다. 멱급수 크립과 멱급수 소성에 대한 구성 방정식의 유사성으로 인해 식(7)의 상수 dn 은 Shih⁽²²⁾에 의해 탄소성 파괴에서 유도된 dn 과 같은 값을 갖는다. 이렇게 구한 $\dot{\delta}_i$ 와 $\dot{\delta}$ 의 관계가 Fig. 3에 표시되어 있다. 그림에서 $\dot{\delta}_i$ 와 $\dot{\delta}$ 의 값들은 각각의 최대값으로 무차원화 되어 있다. 그림에 나타난 바와 같이 $\dot{\delta}_i$ 와 $\dot{\delta}$ 의 값들은 각각의 최대값으로 무차원화 되어 있다. 그림에 나타난 바와 같이 $\dot{\delta}_i$ 와 $\dot{\delta}$ 의 관계는 크립 파괴 실험의 전 범위에 대해 거의 선형적임을 알 수 있다.

4.2 여러 크립 하중 매개변수들의 비교

Fig. 4는 C^* 의 시간에 대한 변화를 나타낸 그림

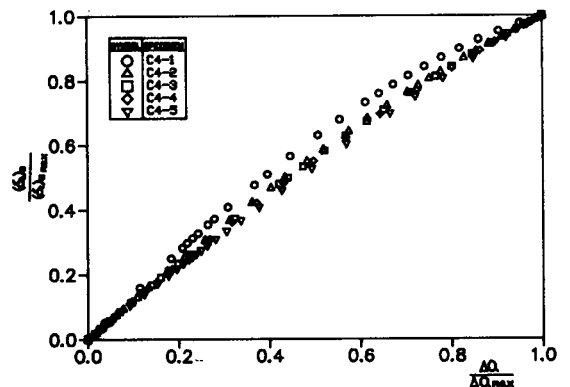


Fig. 2 Curves for the normalized crack tip opening displacement due to the crack growth vs. the normalized crack growth amount for 304SS at 600°C. The values are normalized by their maximum values respectively

이다. 이 결과는 C4-2 시험편에 대한 것으로 그림의 X 축은 실험 시간을 최종 실험 시간으로 무차원화 시킨 양이다. C*의 값은 시간이 증가함에 따라 급격히 증가함을 보여준다.

Fig. 5는 C*와 \dot{a} 의 관계를 나타낸 그림이다. 데이터들 간에 약간의 산포가 있지만 이 결과는 600°C에서 STS 304 스테인레스강의 균열 진전 거동을 C*로서 비교적 잘 표현할 수 있음을 보여준다. 이것은 STS 304에 대한 다른 실험 결과와 일치한다(6-8).

Fig. 6은 식(4)로 정의된 Cb와 \dot{a} 의 관계를 나타낸 그림이다. 초기 하중과 두께의 변화에 대해 데이터들 간에 비교적 큰 산포를 보이고 있다. 이것은 Cb가 크립 균열 진전의 거동을 나타내는데 적

합하지 않음을 의미한다. 또한 Cb는 식(3)에서 본 바 처럼 균열 선단 열림 변위를 지배하는 하중 매개변수이므로 600°C에서의 STS 304의 균열 진전 거동을 나타내는데 균열 선단 열림 변위가 적합하지 않음을 보여주고 있다.

Fig. 7은 Cr과 \dot{a} 의 관계를 나타낸 그림이다. Cr은 식(5)에서 본 바 처럼 균열 선단 열림 변위의 속도를 지배하는 하중 매개변수로서 C*적분과 Cm을 연결해 주는 역할을 한다. 그림에서 나타난

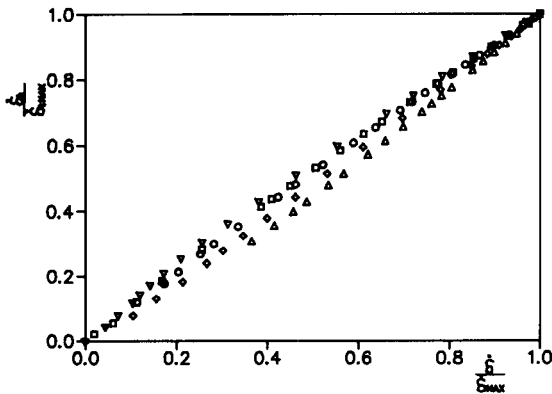


Fig. 3 Curves for the normalized rate of the crack tip opening displacement vs. the normalized rate of the crack opening displacement for 304SS at 600°C. The values are normalized by their maximum values respectively

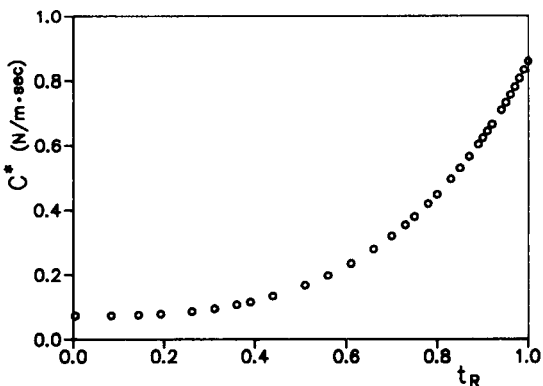


Fig. 4 The relationships between the C* integral and the noralized time for the C4-2 specimen of 304SS at 600°C

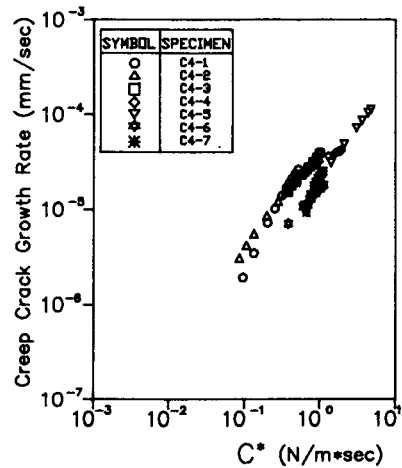


Fig. 5 The relationships between the creep crack growth rate and the C* integral for 304SS at 600°C. The experimental conditions of above specimens are represented in Table 2

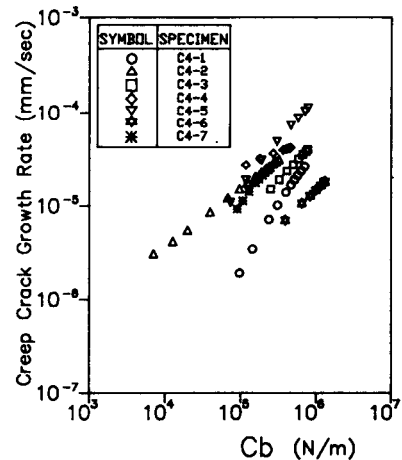


Fig. 6 The relationships between the creep crack growth rate and the Cb parameter for 304SS at 600°C. The experimental conditions of above specimens are represented in Table 2

바와 같이 Cr 은 \dot{a} 와 좋은 상관 관계를 가지고 있다. 이것은 다음 두 가지의 의미를 가지고 있다. 첫째, 균열 선단 열림 변위의 속도를 크립 진전의 거동을 나타내는데 사용할 수 있음을 의미한다. 균열 선단 열림 변위의 속도를 크립 파괴의 매개변수로 사용하는 것은 이미 여러 연구가들에 의해 제안되어 있다^(23~25). 둘째, Cr 과 \dot{a} 의 좋은 상관 관계는 Cr 이 C^* 적분과 Cm 을 연결해 주는 하중 매개변수로서의 타당성을 가지고 있음을 보여준다. Cm 은 먼저 Cr 을 정의한 후, Cr 에서 균열 진전의 효과를 고려하여 정의된다. 따라서 Cr 과 \dot{a} 간의 어느 정도의 상관 관계가 없다면 Cm 과 \dot{a} 간의 좋은 상관 관계를 기대하기 어렵다.

Fig. 8은 Cm 과 \dot{a} 의 관계를 나타낸 것이다. $C^* - \dot{a}$ 의 관계와 비교할 때 균열 진전 속도가 커질수록 산포가 줄어들음을 보여준다. 균열 진전 속도가 커질수록 $Cm - \dot{a}$ 의 상관 관계가 좋아지는 것은 Cm 전개의 타당성을 보여주는 것이다. 또한 $Cm - \dot{a}$ 관계는 균열 진전 속도가 큰 범위에서 $C^* - \dot{a}$ 관계보다 더 좋은 상관 관계를 보여 주고 있다. 이것은 균열 진전의 영향을 고려해 주었기 때문이다. 대규모 크립(extensive creep)의 경우 유한 두께의 시험편에서 평면변형도(plane strain) 상태와 평면응력(plane stress) 상태를 구분하는 기준이 아직 없으므로 본 연구의 시험편의 상태를 확실하게 판정할 수는 없다. 그러나 Fig. 5, Fig. 6, Fig. 7, 그리고 Fig. 8의 결과는 본 연구에서 사용한 시험편의 두께 범위(6mm~25mm) 내에서는 두께의 영향은 특별히 나타나고 있지 않다.

크립 하중 매개변수와 균열 진전 속도의 관계에 대한 산포의 정도를 정량적으로 표현하자. 여러 변수들 중 C^* , Cr , Cm 은 서로 같은 단위를 가지고 있으나, Cb 는 앞의 변수들과 다른 단위를 가지고 있으므로 균열 진전 속도를 기준으로 산포를 비교해야 한다. 먼저 크립 하중 매개변수와 균열 진전 속도와의 관계를 다음의 역함수 형태로 최소자승법으로 피팅(fitting)하자.

$$\dot{a} = \xi C(t)^\varphi \tag{29}$$

식(29)에서 ξ 와 φ 는 상수이고 $C(t)$ 는 C^* , Cb , Cr , 그리고 Cm 을 포괄적으로 나타낸 것이다. 이때 \dot{a} 의 단위는 [mm/sec]이고 C^* , Cb , Cr , Cm 의 단위는 각각 [N/m*sec], [N/m], [N/m*sec], [N/m*sec]이다. \dot{a} 에 대한 편차 Sx 를 다음과 같이 정의하자.

$$S_x = \left[\frac{\sum_{i=1}^N | \dot{a}_m - \xi C(t)^\varphi |^2 / N}{\dot{a}_m^2} \right]^{0.5} \tag{30}$$

식(30)에서 \dot{a}_m 은 실험에서 측정된 균열 진전 속도이고, ξ 와 φ 는 식(29)에서 정의된 양이다. 또한 N 은 전체 데이터의 갯수이다. 본 연구에서는 다음 두가지 경우의 산포를 구한다. 첫째, 실험의 전 범위에 대한 산포와, 둘째, 균열 진전 속도가 빠른 곳의 경향을 보기 위하여 균열 진전이 최종 균열 진전 양의 반 이상되는 곳의 산포를 구한다. 두 경우의 산포를 각각 $Sx1$, $Sx2$ 라 할때, 여러 하중 변

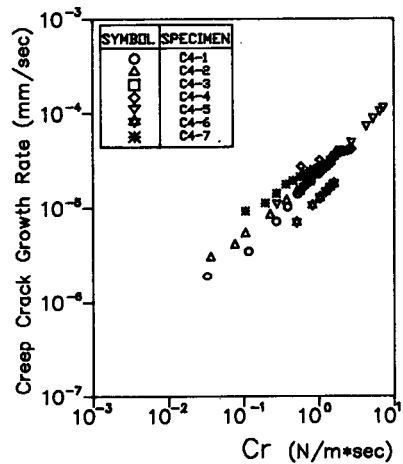


Fig. 7 The relationships between the creep crack growth rate and the Cr parameter for 304SS at 600°C. The experimental conditions of above specimens are represented in Table 2

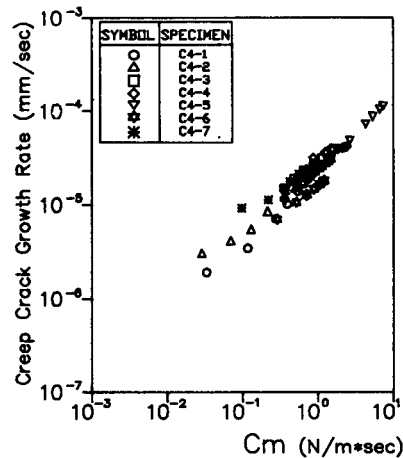


Fig. 8 The relationships between the creep crack growth rate and the Cm parameter for 304SS at 600°C. The experimental conditions of above specimens are represented in Table 2

Table 3 Deviations for \dot{a} vs. $C(t)$ in Eq. (29)

$C(t)$ \ S_x	S_{x1} (mm/sec)	S_{x2} (mm/sec)
C^*	6.98E-6	7.02E-6
C_b	2.00E-5	2.45E-5
C_r	6.22E-6	5.83E-6
C_m	5.65E-6	4.96E-6

수에 대한 S_{x1} 과 S_{x2} 의 값이 Table 3에 표시되어 있다. 표에 나타난 바와 같이 C_b 의 산포는 다른 하중 매개 변수에 비해 매우 큼을 알 수 있다. 또한 C^* , C_r , C_m 산포는 C^* , C_r , C_m 의 순으로 감소하고 있음을 알 수 있다. 특히 균열 진전 속도가 큰 범위만을 고려할 때, C_m 의 산포는 C^* 의 산포에 비해 크게 감소하고 있음을 보여준다.

4.3 C_m 의 성분

C_m 을 구성하는 각 성분의 영향을 알아보자. 식 (14)로 표현된 바와 같이 C_m 은 C_r 과 균열 진전의 효과를 고려 해 주는 부분으로 구성되어 있다. 여기서 C_p 를 다음과 같이 정의하자.

$$C_p = - \int_{\dot{a}_0}^{\dot{a}} \frac{\partial C_r}{\partial \dot{a}} \Big|_i d\dot{a} \tag{31}$$

C_r 과 C_p 가 C_m 에 어느 정도 기여하는 지를 조사하기 위하여 다음과 같이 R_1, R_2 를 정의하자.

$$R_1 = C_r / C_m \tag{32}$$

$$R_2 = C_p / C_m \tag{33}$$

Fig. 9는 시험편 C4-1에 대한 R_1 과 R_2 를 나타낸 그림이다. 그림에서 t_R 은 실험 시간을 최종 실험 시간으로 무차원화 시킨 양이다. 균열 진전 속도가 증가함에 따라 C_p 의 값이 증가하여 C_m 값에 대해 최대 10%의 기여를 하고 있음을 보여 준다.

C_p 의 적분내함수 $\frac{\partial C_r}{\partial \dot{a}} \Big|_i$ 은 식(21)에서 나타난 바와 같이 다음 두 가지 성분 E_1 과 E_2 로 구성되어 있다. 여기서 E_1 , E_2 그리고 두 값의 비, R_3 는 다음과 같다.

$$E_1 = \left[\frac{n}{n+1} \frac{\gamma C_r}{b} \right] \frac{\dot{a}}{\ddot{a}} \tag{34}$$

$$E_2 = \frac{C_r}{n \dot{a}} \frac{C^{*\frac{n}{n+1}}}{\int_0^t C^{*\frac{n}{n+1}} dt'} \tag{35}$$

$$R_3 = E_2 / E_1 \tag{36}$$

Fig. 10은 시험편 C4-2에 대한 R_3 의 값을 무차원화된 시간 t_R 에 대해 나타낸 그림이다. R_3 의 값이 균열 진전 속도의 증가에 따라 급격히 감소하고 있음을 보여 주고 있다. 이것은 균열 진전의 초기에

는 E_2 가 $\frac{\partial C_r}{\partial \dot{a}} \Big|_i$ 값을 지배하고, 균열 진전이 큰 범위에서는 E_1 값이 $\frac{\partial C_r}{\partial \dot{a}} \Big|_i$ 의 값을 지배하고 있음을 의미한다.

5. 결 론

- (1) C^* 적분을 수정하여 균열 진전의 효과를 배제한 새로운 크립 하중 매개변수 C_m 을 유도하였다.
- (2) C_m 이 크립 파괴의 균열 진전을 지배하는 유용한 하중 매개변수임을 600°C에서 STS 304 스테인리스 강을 사용한 크립 파괴 실험을 통하여 확인하였다.

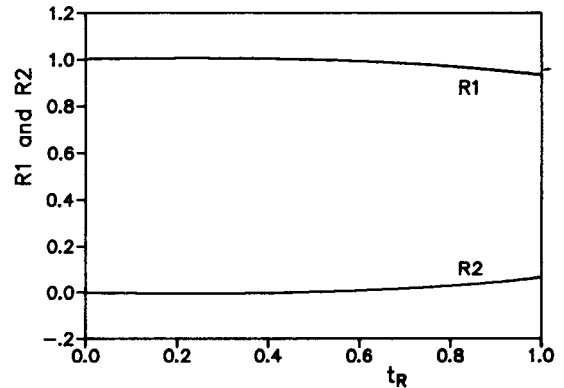


Fig. 9 Variations of R_1 and R_2 with the normalized time for the C4-1 specimen of 304SS at 600°C. R_1 , and R_2 are respectively defined in Eq.(32) and Eq.(33). The time is normalized by its maximum value

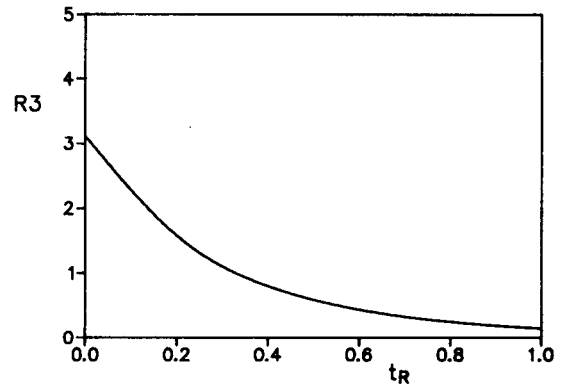


Fig. 10 Variations of R_3 with the normalized time for the C4-1 specimen of 304SS at 600°C. R_3 is defined in Eq.(36). The time is normalized by its maximum value

(3) C^* 적분과 C_m 을 연결해 주는 중간 변수인 C_r 은 균열 선단 열림 변위의 속도를 지배하는 하중 매개변수이다. STS304에 대한 크립 파괴 실험 결과는 C_r 과 균열 진전 속도간의 좋은 상관 관계를 보여 주고 있다. 이것은 균열 선단 열림 변위의 속도를 크립 파괴의 균열 진전을 지배하는 매개변수로 사용할 수 있음을 나타낸다.

참 고 문 헌

(1) Siverns, M.J. and Price, A.T., 1973, "Crack Propagation under Creep Condition in a Quenched 2.1/4 Cromium 1 Molybdenum Steel", International Journal of Fracture, Vol. 9, pp. 199~207.

(2) Nazmy, M.Y. and Wutherich, C., 1983, "Creep Crack Growth in IN-738 and IN-939 Nickel-base Superalloys", Materials Science and Engineering, Vol. 64, pp. 119~125.

(3) Sadanands, K. and Shahinian, P., 1980, "The Effect of Environment on the Creep Crack Growth Behavior of Several Structural Alloys", Materials Science and Engineering, Vol. 43, pp. 159~168.

(4) Nicholson, R.D., 1976, "The Effect of Temperature on Creep Crack Propagation in AISI 316 Stainless Steel", Materials Science and Engineering, Vol. 22, pp. 1~6.

(5) Curbrishley, I., Pilkington, R., and Lloyd, G.J., 1986, "Macroscopic Creep Crack Growth in in Type 316 Stainless Steel (3)", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 23, pp. 401~422.

(6) Saxena, A., 1980, "Evaluation of C^* for the Characterization of Creep Crack Growht Behavior in 304 Stainless Steel", ASTM STP 700, pp. 131~151.

(7) Koterazawa, R. and Mori, T., 1977, "Application of Fracture Mechanics Parameter to Crack Propagation under Creep Condition", Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 99, pp. 298~305.

(8) Krompholz, K., Huthmann, H., Grosser, E.D., and Pierick, J.B., 1982, "Creep Crack Growth Behavior in Air and Sodium for an Unstabilized Austenitic Stainless Steel and Assessment of Evaluation Concept", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 16, p. 809.

(9) Landes, J.D. and Begley, J.A. 1976, "A Fracture Mechanics Approach to Creep Crack Growth", ASTM STP 590, pp.128~148.

(10) Rice, J.R., 1969, "A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notch and Crack", Journal of Applied Mechanics, Vol. 35, pp. 379~386.

(11) Hutchinson, J.W. and Paris, P.C., 1979, "Stability Analysis of J-Controlled Crack Growth", ASTM STP 668, pp. 37~64.

(12) Ernst, H.G., 1983, "Materials Resistance and Instability Beyond J-Controlled Crack Growth", ASMT STP 803, Vol. 1, pp. 191~213.

(13) Mercle, J.G. and Corten, H.T., 1974, "A J-Integral Analysis for the Compact Tension Specimen, Considering Axial Force as well as Bending Force", Journal of Pressure Vessel technology, Vol. 96, pp. 286~296.

(14) Frost, H.J. and Ashby, M.F., 1982, "Deformation Mechanism Maps", Pergamon Press, pp. 60~70.

(15) Aronson, G.H. and Ritchie, R.O., 1979, "Optimization of Electric Potential Technique for Crack Growth Monitoring in Compact Test Pieces Using Finite Element Analysis", Journal of Testing and Evaluation, Vol. 7, pp. 208~215.

(16) Smith, D.J. and Webster, G.a., 1983, "Estimates of the C^* Parameter for Crack Growth in Creeping Materials", ASTM STP 803, Vol. 1, pp. 654~674.

(17) Wells, 1961, "Unstable Crack Propagation", Proc. Crack Propagation Symposium, Cranfield, pp. 210~230.

(18) Burdekin, F.a. and Stone, D.E.W., 1966, "The Crack Opening Displacement in Yielding", Journal of Strain Analysis, Vol. 1, pp. 145~153.

(19) Rice, J.R., Drugan, W.J., and Sham, T.L., "Elastic Plastic Analysis of Growing Cracks", ASTM STP 700, pp. 189~221.

(20) British Standard Institute Document BS5762, 1972.

(21) Shin, C.F., German, M.D., and Kumar, V., 1981, "An Engineering Approach fir Examining Crack Growth and Stability in Frawed Structures", International Journal of Pressure Vessel and Piping, Vol. 9, pp. 159~196.

(22) Shih, C.F., 1981, "Relation between the J-Integral and the Crack Openg Distance for Stationary and Extendig Crack", Journal of Mechanics and Physics of Solids, VOL. 29, pp. 305~326.

(23) Haigh, J.R., 1975, "The Mechanics of Macroscopic High Temperature Crack Growth", Material Science and Engineering, Vol. 20, pp. 213~223.

(24) Kobayashi, M., Miyagawa, O., and Takahashi, J., 1984, "Creep Crack Propagation in Austenitic Steels Having Different Level of Ductility", Bulletin of JSME, Vol. 27, pp. 2619~2626.

- (25) Radhakrishnan, V.M., 1984, "A Note on the Creep Crack Growth in Type 316 Stainless Steel", International Journal of Fracture, Vol. 25, p. r69.
- (26) Riedel, H. and Rice, J.R., 1980, "tensile Cracks in Creeping Solids", ASTM STP, pp. 112~130.
- (27) Ernst, H.A., Paris, P.C., and Landes, J.D., 1981, "Estimations on J Integral and Tearing Modulus T from a Single Specimen Test Record", ASTM STP 743, pp. 476~502.

부 록

부록 A

대규모 크립하에서 균열 선단 주위의 응력장은 다음과 같다⁽²⁶⁾.

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left[\frac{C^*}{\left[\frac{B\sigma_0^2}{E} \right] \cdot r \cdot I_n} \right]^{\frac{1}{n}} \bar{\sigma}_{ij}(\theta) \quad (A-1)$$

식(A-1)에서 I_n 은 n 에 따라 변하는 함수이고 $\bar{\sigma}_{ij}(\theta)$ 는 응력의 θ 방향 성분이다. 이때 변위는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$u_j = \left[\frac{B\sigma_0}{E} \right] \cdot \left[\frac{1}{\left[\frac{B\sigma_0^2}{E} \right] I_n} \right]^{\frac{n}{n+1}} \cdot r^{\frac{1}{n+1}} \cdot \int_0^t C^*(t')^{\frac{n}{n+1}} dt' \cdot \bar{u}_j(\theta) \quad (A-2)$$

식(A-2)에서 u_j 는 변위, $\bar{u}_j(\theta)$ 는 변위의 θ 방향 성분이다.

다음과 같이 δ_t 를 정의하자.

$$\delta_t = 2u_2(r_c, \pi) \quad (A-3)$$

여기서 균열 선단 열림각(crack tip opening angle)이 45°C라는 가정에서부터 다음식을 구할 수 있다⁽²²⁾.

$$u_2(r_c, \pi) = u_1(r_c, \pi) - r_c \quad (A-4)$$

Fig. 11은 위의 정의에 따른 δ_t 를 나타낸 그림이다. 식(A-2), 식(A-3) 그리고 식(A-4)로부터 δ_t 를 다음과 같이 쓸 수 있음을 보일 수 있다.

$$\delta_t = d_n \frac{Cb}{\sigma_0} \quad (A-5)$$

여기서 Cb 와 d_n 은 다음과 같다.

$$Cb = \left[\int_0^t C^*(t')^{\frac{n}{n+1}} dt' \right]^{\frac{n+1}{n}} \cdot B^{\frac{1}{n}} \quad (A-6)$$

$$d_n = \left[\frac{\sigma_0}{E} \right]^{\frac{1}{n}} \cdot \left[\frac{1}{I_n} \right] \cdot [\bar{u}_1(\pi) + \bar{u}_2(\pi)]^{\frac{1}{n}} \cdot 2\bar{u}_2(\pi) \quad (A-7)$$

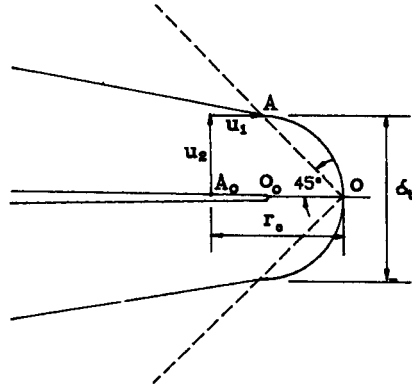


Fig. 11 The shape of the crack tip under blunting. u_1 , u_2 , r_c , and δ_t are respectively the displacement at x direction, the displacement at y direction, the critical radius, and the crack tip opening displacement

부록 B

C^* 적분은 다음과 같이 쓸 수 있다⁽¹⁶⁾.

$$C^* = \left[\frac{g(a/W)}{B \cdot b} \right] \cdot \int_0^{\dot{\delta}} P d\dot{\delta} \quad (B-1)$$

역함수 크립에 대한 하중, P 와 하중선 변위 속도, $\dot{\delta}$ 의 관계는 다음과 같이 쓸 수 있다⁽¹⁶⁾.

$$P = C_n(a/W) \cdot \dot{\delta}^n \quad (B-2)$$

굽힘을 받는 시험편의 경우 $C_n(a/W)$ 는 다음과 같이 쓸 수 있다⁽²⁷⁾.

$$C_n(a/W) = \left[\frac{b^2}{W} \right] \cdot h(a/W) \quad (B-3)$$

식(B-1), 식(B-2), 식(B-3)에서 다음의 결과를 구할 수 있다.

$$C^* = \int_{a_0}^a -\gamma \cdot \frac{C^*}{b} da + \int_0^{\dot{\delta}} \frac{g(a/W) \cdot h(a/W) \cdot b}{WB_t} \cdot \dot{\delta} d\dot{\delta} \quad (B-4)$$

여기서 γ 는 다음과 같이 정의되는 함수이다.

$$\gamma = g(a/W) - 1 - \left(\frac{b}{W} \right) \cdot \left[\frac{g^1(a/W)}{g(a/W)} \right] \quad (B-5)$$

따라서 $\frac{\partial C^*}{\partial a} |_{\dot{\delta}}$ 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\frac{\partial C^*}{\partial a} |_{\dot{\delta}} = -\gamma \cdot \left(\frac{C^*}{b} \right) \quad (B-6)$$