

일반 크리프 거동을 고려한 균열 구조물 C^* -적분 예측

김진수* · 김윤재* · 김영진†
(2001년 2월 6일 접수, 2002년 3월 6일 심사완료)

Estimation of C^* -Integral for Defective Components with General Creep-Deformation Behaviors

Jin-Su Kim, Yun-Jae Kim and Young-Jin Kim

Key Words : C^* -Integral(C^* -적분), Creep(크리프), Generalized Creep Law(일반 크리프 법칙), Reference Stress Approach(참조응력법), Enhanced Reference Stress Approach(개선된 참조응력법)

Abstract

For assessing significance of a defect in a component operating at high (creeping) temperatures, accurate estimation of fracture mechanics parameter, C^* -integral, is essential. Although the J estimation equation in the GE/EPRI handbook can be used to estimate the C^* -integral when the creep-deformation behavior can be characterized by the power law creep, such power law creep behavior is a very poor approximation for typical creep behaviors of most materials. Accordingly, there can be a significant error in the C^* -integral. To overcome problems associated with GE/EPRI approach, the reference stress approach has been proposed, but the results can be sometimes unduly conservative. In this paper, a new method to estimate the C^* -integral for defective components is proposed. This method improves the accuracy of the reference stress approach significantly. The proposed calculations are then validated against elastic-creep finite element (FE) analyses for four different cracked geometries following various creep-deformation constitutive laws. Comparison of the FE C^* -integral values with those calculated from the proposed method shows good agreements.

1. 서론

정상상태 크리프(steady-state creep)나 광역 크리프(extensive creep) 조건에서의 파괴역학 매개변수인 C^* -적분의 정확한 계산은 고온 크리프 환경하에서 작동하는 균열 구조물의 안전성 평가를 위해서 필요하다.^(1,2) 일반적으로 균열 구조물의 C^* -적분을 계산하기 위해서는 GE/EPRI 방법⁽³⁻⁵⁾이 사용된다. 이 방법은 J -적분 예측식의 변형률(strain) 성분을 변형률 속도(strain rate)로 치환함으로써 C^* -적분을 계산하는 방법으로, 재료의 크리프 거동이 멱급수 크리프 법칙(power-law creep)을 따를 때만

적용할 수 있다. 그러나 일반적인 크리프 거동은 멱급수 크리프 법칙을 따르지 않는다. 따라서 GE/EPRI 방법은 재료의 크리프 거동을 제대로 묘사하기 어려우며, 상당한 오차가 발생할 수 있다. 또한 GE/EPRI 방법은 특정범위의 제한된 형상에서만 해를 제공하기 때문에 사용이 제한적이라는 문제점이 있다. Ainsworth⁽⁶⁾는 이러한 GE/EPRI 방법의 문제점들을 해결하기 위해 참조 응력법(reference stress method)을 제시하였고, 현재 R5,⁽⁷⁾ R6⁽⁸⁾ 평가법에 채택되어 널리 사용되고 있다. 이 방법의 장점은 실제 응력 변형률 데이터나 실제 크리프 변형 데이터를 이용하여 J -적분이나 C^* -적분을 예측하므로, 일반 크리프 거동을 포함한 임의의 응력-변형률 선도에 사용할 수 있다는 것이다. 그러나 이 방법은 참조응력의 정의 방법에 따라 예측결과가 민감하게 변하는 단점이 있다. R5나 R6 평가법에 제시된 참조응력은 균열 구조물

* 회원, 성균관대학교 기계공학부

† 책임저자, 회원, 성균관대학교 기계공학부
E-mail : yjkim@yurim.skku.ac.kr
TEL : (031)290-5274 FAX : (031)290-5276

에 대한 소성 한계하중(limit load)으로부터 정의된다. 이러한 방법은 사용하기에는 쉽지만 C^* -적분 계산결과가 매우 보수적일 수 있다. 따라서 계산 결과를 향상시키기 위해선 새로운 참조하중의 정의가 필요하다.

일반적으로 C^* -적분 계산식의 타당성을 검증하기 위해서는 고온 환경하에서 작동하는 균열 구조물에 대한 크리프 실험 자료가 필요하다. 그러나 크리프 실험은 많은 시간과 비용을 필요로 하므로 유한요소해석을 통한 검증이 매우 유용하게 사용될 수 있다. 그러나 현재까지 실제 크리프 거동을 고려한 유한요소해석은 매우 적은 실정이다.^(9,10)

본 연구에서는 일반 크리프 거동을 모사할 수 있는 기존 참조응력법의 정확성을 향상시킨 개선된 참조응력법(Enhanced Reference Stress Method; ERSM)에 입각한 새로운 공학적 C^* -적분 계산식을 제시하였다. 또 제시된 계산식의 타당성을 검증하기 위해, 다양한 구속조건(constraint condition)을 가진 총 4 가지 균열시편에 대한 2 차원 유한요소해석을 수행하였다. 총 3 가지 크리프 거동에 대한 유한요소 해석결과를 제시된 계산식으로부터 얻은 결과와 비교하여 타당성을 입증하였다.

2. 공학적 C^* -적분의 예측

정상상태 크리프 조건하에서 먹급수 크리프 법칙을 따르는 재료의 경우, GE/EPRI 방법을 이용하여 C^* -적분을 예측할 수 있다. 이 방법은 정상상태 크리프가 먹급수 법칙의 소성항과 유사하다는 사실에 기초한 것이다.⁽¹⁾ 그러나 일반 크리프 법칙의 경우, 크리프 거동이 먹급수 법칙을 따르지 않는 경우가 대부분이며, 따라서 GE/EPRI 방법을 적용하기 어렵다. 재료의 거동이 먹급수 법칙이 아닌 일반 크리프 거동을 따를 경우, C^* -적분은 참조응력법(reference stress method)을 이용하여 다음 식으로부터 계산할 수 있다.

$$C^* = \frac{K^2}{E'} \frac{\dot{\epsilon}^c}{\sigma_{ref}} \quad (1)$$

여기서, K 는 응력확대계수, E' 은 탄성계수로서 평면변형률 조건의 경우, $E'=E/(1-\nu^2)$, 평면응력 조건의 경우, $E'=E$ 이며, σ_{ref} 는 참조응력, $\dot{\epsilon}^c$ 는 응력이 σ_{ref} 에서의 실제 크리프 변형률 데이터에서 결정된 크리프 변형률 속도를 나타낸다. 예로 먹급수 법칙의 경우, $\dot{\epsilon}^c$ 는 다음과 같은 관계식을 이용하여 구할 수 있다.

$$\dot{\epsilon}^c = A(\sigma_{ref})^n \quad (2)$$

여기서, A, n 은 재료상수이다. 식 (1)과 (2)로부터 결정되는 먹급수 법칙에 대한 C^* -적분은 시간에 대해 독립적이다. 그러나 일반 크리프 법칙의 경우, σ_{ref} 와 $\dot{\epsilon}^c$ 의 관계는 매우 복잡하며, $\dot{\epsilon}^c$ 는 일반적으로 시간의 함수이다. 따라서 일반 크리프 법칙에서의 C^* -적분은 시간과 함께 변화할 수 있다.

2.1 참조응력법

참조응력법의 경우(R5⁽⁷⁾ 평가법 참고), 참조응력 σ_{ref} 는 $\sigma_{0.2}$ 의 한계응력을 가지는 완전-소성재료가 대한 소성한계하중 P_L 을 이용하여 다음과 같이 정의된다.

$$\sigma_{ref} = \frac{P}{P_L} \sigma_{0.2} \quad (3)$$

여기서, P 는 작용하중, P_L 은 소성한계하중, $\sigma_{0.2}$ 는 0.2% 비선형 변형률에서의 응력을 나타낸다. P_L 은 $\sigma_{0.2}$ 에 선형적으로 비례하므로, σ_{ref} 는 $\sigma_{0.2}$ 에 독립적이다. 대부분의 균열구조물에 대해 P_L 식이 제시되어 있으므로(예로 Miller⁽¹¹⁾ 참고), σ_{ref} 는 식 (3)으로부터 쉽게 정의될 수 있다. 그러나 식 (3)은 낮은 구속상태에 대한 구조물에 대해서는 비교적 정확한 경로적분의 예측이 가능하지만, 높은 구속상태에 대한 구조물에 대해서는 상당히 부정확한 결과를 초래한다고 알려져 있다.⁽⁷⁾ 식 (1)에 따른 C^* 의 예측은 σ_{ref} 의 정의(따라서 P_L)에 매우 민감하며, 보다 정확한 C^* -적분의 계산을 위해서는 정확한 무차원 하중의 정의가 필요하다. 본 연구에서는 이를 위해 다음과 같은 ERSM을 제안하였다.

2.2 개선된 참조응력법(ERSM)

이 방법은 참조응력을 한계하중인 P_L 대신 최적 참조하중 P_{OR} 을 사용하여 나타낸 것이다.

$$\sigma_{ref} = \frac{P}{P_{OR}} \sigma_{0.2} \quad (4)$$

P_{OR} 과 P_L 사이에는 일반적으로 다음 관계가 성립한다.

$$P_{OR} = \gamma \cdot P_L \quad (5)$$

따라서 P_{OR} 은 $\sigma_{0.2}$ 에 선형적으로 비례하며 σ_{ref}

는 식 (3)과 마찬가지로 $\sigma_{0.2}$ 에 독립적이다. 무차원 계수인 γ 는 균열형상만의 함수이며, 제한된 유한 요소해석을 통한 J-적분 결과로부터 얻을 수 있다. 예로, 원주방향 관통균열이 존재하는 배관에 대해 γ -식을 기존의 유한요소 해석결과⁽⁵⁾를 이용하여 결정된 뒤, 제시된 J-적분과 균열개구변위 계산식 결과를 실험 결과 및 유한요소 결과와 비교한 바 있다.^(12,13) 본 연구에서 수행한 4 가지 균열 형상에 대한 γ -계수는 이미 발표되어 있는 GE/EPRI 유한 요소해^(3,4)를 이용하여 구하였다. P_L 식과 γ -식은 각각 Tables 1 과 2 에 나타내었다.

3. 유한요소 탄성 크리프 해석

3.1 크리프 변형률 법칙

본 연구에서는 다양한 크리프 변형률 법칙에 대한 탄성 유한요소해석을 수행하였다. 사용된 크리프 변형률 법칙은 멱급수 법칙, θ 투영 법칙, RCC-MR(Design and Construction Rules for Mechanical Components of Fast Breeder Reactor Nuclear Islands) 법칙이다. 본 연구에서 사용된 멱급수 크리프 법칙은 다음과 같다.

$$\dot{\epsilon}^c = 10^{-16} \cdot \sigma^5 \quad (6)$$

여기서, $\dot{\epsilon}^c$ 는 크리프 변형률 속도(creep strain rate) (1/hour)이며, σ 는 작용응력(MPa)이다.

θ 투영 법칙은 일반적인 Cr-Mo-V 페라이트 강

Table 1 Expression of the P_L for the cracked geometries used in the present finite element analyses

Geometry	P_L
M(T)	$\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_{0.2}(w-a)$
C(T)	$\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_{0.2}\left(-1-1.702x+\sqrt{2.702+4.599x^2}\right)^*$
ECCC	$\sigma_{0.2}\pi(R_c^2 - R_t^2)^{**}$
EACC	$\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_{0.2}\ln\left(\frac{R_o-a}{R_i}\right)$

* $x=a/w$ ** $R_c=R_o-a$, $R_o=R_t+w$

Table 2 Expression of the γ -factor for the cracked geometries used in the present finite element analyses

Geometry	γ
M(T)	1.0
C(T)	$0.72+1.29x-1.01x^2$
ECCC	$0.95+0.46x+0.69x^2$
EACC	$0.79+0.21x+0.47x^2$

의 크리프-변형률을 나타내며, 다음과 같이 정의된다.

$$\epsilon^c = \theta_1 \left(1 - e^{-3600\theta_2 t}\right) + \theta_3 \left(e^{3600\theta_2 t} - 1\right) \quad (7a)$$

$$\log \theta_i = a_i + b_i T + c_i \sigma + d_i \sigma T ; i=1-4 \quad (7b)$$

여기서, ϵ^c 는 크리프 변형률, σ 는 작용 응력(MPa), t 는 시간(hour), T 는 절대 온도(Kelvin)이다. 식 (7b)에서 θ_i 는 565°C에서의 데이터⁽¹⁴⁾를 사용하여 결정하였으며, θ_i 계산에 필요한 각 변수 값을 Table 3에 나타내었다. Fig. 1(a)는 θ 투영 법칙에 대한 크리프 변형률을 각 응력상태에 따라 나타낸 것이다. 본 논문에서 사용된 RCC-MR 법칙은 RCC-MR에서 제시한 일반적인 TP316 스테인레스 강에 대한 크리프 법칙⁽¹⁵⁾이다. 유한요소해석시 565°C에서의 자료를 이용하여 다음과 같이 크리프 변형률을 계산하였다.

$$\epsilon^c = \begin{cases} 2.2243 \times 10^{-12} \sigma^{4.3056} t^{0.44633} & \text{for } t \leq t_{fp} \\ 2.2243 \times 10^{-12} \sigma^{4.3056} t_{fp}^{0.44633} \\ + 1.7122 \times 10^{-23} \sigma^{8.20} (t - t_{fp}) & \text{for } t > t_{fp} \end{cases} \quad (8)$$

$$t_{fp} = 2.75366 \times 10^{19} \sigma^{-7.0337}$$

여기서, ϵ^c 는 크리프 변형률(%)이며, t 는 시간(hour), σ 는 작용응력(MPa)이다. Fig. 1(b)는 RCC-MR 법칙에 대한 크리프 변형률을 각 응력상태에 따라 나타낸 것이다. RCC-MR 법칙은 $t \leq t_{fp}$ 인 시간 영역까지는 1차 크리프(primary creep) 거동이 지배적이며, $t > t_{fp}$ 인 경우, 1차 크리프와 더불어 2차 크리프(secondary creep)가 지배적이다. Fig. 1에 나타낸 바와 같이 본 논문에서 사용된 θ 투영법칙과 RCC-MR 법칙은 각각 3차 크리프, 1차 크리프가 지배적이다.

3.2 유한요소해석모델

균열구조물에 존재하는 다양한 구속상태를 고려하기 위해 총 4가지 경우에 대한 2차원 유한요소해석을 수행하였다. Fig. 2는 본 연구에서 사용된

Table 3 a_i, b_i, c_i, d_i values for θ -projection law

I	a_i	b_i	c_i	$d_i(\times 10^4)$
1	-8.736	0.004604	-0.04489	0.6814
2	-23.46	0.02225	0.02195	-0.1951
3	-1.869	-0.002034	-0.05497	0.799
4	-16.43	0.009149	-0.04723	0.719

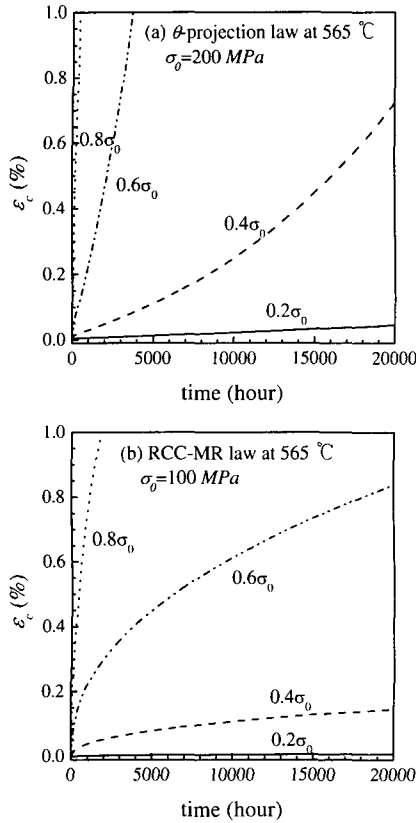


Fig. 1 Creep-deformation behaviors for generalized creep law: (a) θ -projection law and (b) RCC-MR law

해석모델을 나타내며 각 해석 모델은 다음과 같다.

- Plane strain middle crack tension (M(T)) specimen
- Plane strain compact tension (C(T)) specimen
- External circumferential cracked cylinder (ECCC)
- External axial cracked cylinder (EACC)

3.3 유한요소해석

본 연구에서는 Fig. 2 와 같이 총 4 개 유한요소 모델에 대한 탄성-크리프 해석을 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS⁽¹⁶⁾를 이용하여 수행하였다. 비압축성(incompressibility) 문제를 피하기 위해 평면변형률 조건의 경우는 2 차원 8 절점 평면변형률 요소(CPE8R)를 사용하였으며, 축대칭 조건의 경우 8 절점 축대칭 요소(CPX8R)를 사용하여 요소망을 구성하였다. Fig. 3 은 본 연구에서 사용한 유한요소망의 한 예로 C(T) 시편에 대한 요소망을 나타낸다. 사용된 요소(element)는 총 226 개이며, 절점(node)수는 총 762 개이다. 맥급수 크리프 법칙의 경우, ABAQUS 프로그램은 자동적으로 C^* -적분값을 제공한다. 반면에 θ -투영법칙이나 RCC-MR

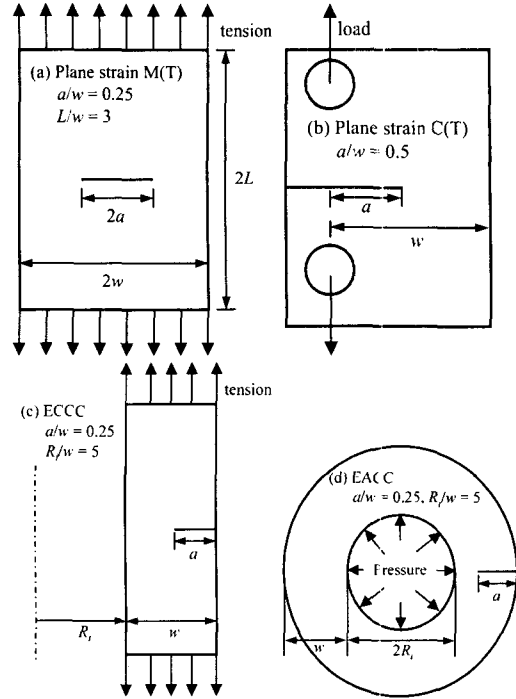


Fig. 2 The four geometries used in the present finite element analyses: (a) M(T) specimen, (b) C(T) specimen, (c) ECCC and (d) EACC

법칙과 같은 일반 크리프 법칙의 경우, ABAQUS C^* -적분을 계산하기 위해 ABAQUS 사용자 정의 함수인 CREEP 을 사용하여 크리프 변형 법칙, 변형률 경화 법칙(strain-hardening law)이나 시간 경화 법칙(time hardening law)과 같은 적분 절차에 관한 정보 및 음함수(implicit function) 계산에 필요한 자코비안(Jacobian) 등을 입력하여 계산하였다. 특히 일반 크리프 법칙의 C^* -적분을 계산하기 위해 식 (9)로 정의되는 변형 에너지 변화율 밀도(strain energy rate density)의 계산을 CREEP 함수내에서 정의하였다.

$$\dot{W} \equiv \int_0^{\dot{\epsilon}^c} \sigma \cdot d\dot{\epsilon}^c \quad (9)$$

여기서, σ 와 $\dot{\epsilon}^c$ 는 각각 등가 Mises 응력과 크리프 변형률 속도를 나타낸다. \dot{W} 계산방법에 대한 타당성을 이미 입증된 바 있다.^(9,10)

CREEP 함수 사용시, 크리프 변형률 계산에 필요한 적분절차를 정의하는 일은 매우 중요하다. 변형률 경화법칙의 경우, 재료의 상태는 각 순간에서의 크리프 변형률의 향으로 정의되고, 시간 경화 법칙의 경우는 각 크리프 발생 시점에서의

시간으로서 정의된다. 먹급수 크리프 법칙의 경우, 변형률 속도가 시간에 의존하지 않기 때문에 변형률 속도는 변형률 경화 법칙이나 시간 경화법칙의 영향을 받지 않는다. 그러나 일반 크리프 법칙의 경우, 변형률 속도가 시간에 의존하기 때문에 두 법칙은 다른 결과를 초래한다. 본 연구에서는 θ 투영 법칙에 대해서는 변형률 경화법칙을 사용하였으며, RCC-MR 법칙에 대해서는 수치해석상의 수렴문제로 시간 경화 법칙을 사용하였다.

하중조건은 초기에 한계하중의 약 40%에 해당하는 기계적 하중을 가해 탄성해석을 수행하고, 이후 하중을 일정하게 유지시키면서 시간 의존형 크리프 해석을 수행하였다. 크리프 해석의 경우, 효율적인 계산을 위해 복합된 양함수 및 음함수 적분법(combined explicit and implicit integration)을 사용하였다.

시간 의존형 C -적분은 시간의 함수로 ABAQUS 해석결과로부터 쉽게 얻을 수 있다. 초기 크리프 거동의 경우, 크리프 변형률이 균열 구조물을 통해 재분배되는 동안 과도상태 크리프 조건이 발생하며, ABAQUS의 C -적분값은 심한 경로 의존성을 나타낸다. 그러나 크리프 변형의 재분배가 완료되면 정상상태 크리프 조건이 발생하며, 이 때 ABAQUS C -적분은 경로 독립성을 보이며, 다음과 같이 정의된다.⁽¹⁰⁾

$$C^* = \int_{\Gamma} \left[\dot{W} dy - T_i \left(\frac{\partial u_i}{\partial x} \right) ds \right] \quad (10)$$

여기서, T_i 는 외향법선 벡터(traction vector)의 성분, u_i 는 변위 속도 벡터이다.

이 논문의 제2절에 제시된 공학적 방법은 정상상태 크리프 조건에서 유효하므로 유한요소 해석 결과와의 비교를 위해서는 유한요소해석에 대한 재분배 시간, t_{red} ,의 결정이 중요하다. 먹급수 크리

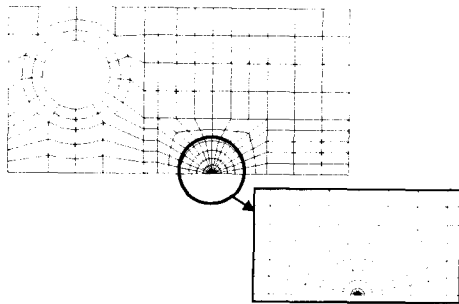


Fig. 3 Finite element mesh used for the C(T) specimen with $a/w = 0.5$

프 법칙의 경우, C^* -적분값은 일정하며, t_{red} 은 다음과 같이 결정된다.⁽¹¹⁾

$$t_{red} = \frac{K^2}{(n+1)E'C^*} \quad (11)$$

반면, 일반 크리프 법칙의 경우, 크리프 변형률 속도는 시간의 함수이며, 따라서 정상상태 경로 적분인 C^* -적분도 시간과 함께 변화한다. 따라서 식 (11)이 사용될 수 없다. 본 논문에서는 재분배 시간 t_{red} 을 탄성 변형률과 크리프 변형률이 같아지는 시간으로 식 (12)와 같이 정의하였다. 이 경우, 광범위 크리프(wide-spread creep) 상태가 되며, 본 논문에서는 $t > t_{red}$ 이상인 광범위 크리프 상태이면 정상상태가 이루어진다고 가정하였다.

$$\epsilon_c(\sigma_{ref}, t_{red}) = \epsilon_e = \frac{\sigma_{ref}}{E} \quad (12)$$

본 논문에서 고려된 형상과 크리프법칙에 대해 계산된 t_{red} 값들은 Table 4에 정리되어 있다. 작성

Table 4 Values of the t_{red} for generalized creep law and the corresponding C^*

Geometry	θ -projection		RCC-MR	
	t_{red} (hour)	$C_{FE}(t=t_{red})$ (N/mm/hr)	t_{red} (hour)	$C_{FE}(t=t_{red})$ (N/mm/hr)
M(T)	1709.20	0.104202	326.85	0.92439
C(T)	2927.15	0.77395	944.01	0.32293
ECCC	1723.87	1.78178	322.12	1.49754
EACC	805.51	3.41463	101.77	5.48365

Table 5 Comparisons of the K values

Geometry	K (MPa \sqrt{mm})		
	Reference	ABAQUS	Difference (%)
M(T)	637.22	638.01	0.12
C(T)	704.10	702.14	-0.28
ECCC	797.46	797.42	-0.01
EACC	809.36	818.52	1.13

Table 6 Comparisons of the C^* values for power-law creep

Geometry	C^* (kN/mm/hr)		
	GE/EPRI	ABAQUS	Difference (%)
M(T)	0.00161710	0.00170623	5.51
C(T)	0.00101802	0.00100358	-1.42
ECCC	0.00230670	0.00253081	9.72
EACC	0.00466846	0.00528543	13.22

된 유한요소모델에 대한 타당성을 검증하기 위해 응력확대계수 K 와 C^* -적분을 타당성이 검증된 해와 비교하였다. Table 5는 유한요소해석으로부터 얻은 K 를 Tada 핸드북⁽¹⁸⁾과 비교한 것으로, 두 결과는 1% 이내로 잘 일치하였다. Table 6은 맥급수 법칙의 경우, 유한요소해석으로부터 얻은 C^* -적분을 GE/EPRI 해^(3,4)와 비교한 것이다. 두 해석결과는 -2%~13%의 차이를 나타내었으며, 이는 GE/EPRI 식이 가지고 있는 수치적인 오류의 결과로 판단된다.⁽¹⁸⁾

4. 공학적 예측식과 유한요소 해석결과의 비교

4.1 맥급수 크리프 법칙

맥급수 크리프 법칙에 대한 유한요소 해석결과인 Fig. 4 는 탄성 맥급수 크리프 법칙에 대한 전형적인 경향을 나타낸다. 즉 $t \leq t_{red}$ 인 영역에서 경로적분은 시간에 따른 크리프 영역의 증가로 점차 감소하며, 매우 작은 시간 영역에서는 특이 거동을 보인다. $t > t_{red}$ 인 영역에서는 경로적분이 일정하게 유지된다. 따라서 Fig. 4 에서는 유한요소 해석으로부터 얻은 C^* -적분 결과를 유한요소 해석으로부터 얻은 C^* -적분으로 무차원화하였다. 시간 t 는 식 (11)에서 구한 t_{red} 로 무차원화하였다.

Fig. 4 에서 $t > t_{red}$ 인 정상상태 영역의 경우, GE/EPRI 방법(GE/EPRI), 참조 응력법(RSM), 그리고 본고에서 제안한 ERSM 을 이용하여 계산한 C^* -적분을 유한요소해석결과와 비교하였다.

GE/EPRI 방법의 경우, GE/EPRI J -적분 예측식^(3,4)으로부터 영향함수(influence function)인 h_j 을 계산하였으며, 이로부터 C^* -적분을 계산하였다. 참조응력법의 경우, Table 1 에 제시된 한계하중(P_L)을 이용하여 식 (3)으로부터 σ_{ref} 를 정의하였으며, C^* -적분은 식 (1)을 이용하여 예측하였다. ERSM 의 경우에는 Tables 1 과 2 에 제시된 P_L 과 γ 계수 계산식과 식 (4)와 (5)를 이용하여 σ_{ref} 를 정의하였으며, C^* -적분은 식 (1)을 이용하여 예측하였다.

GE/EPRI 방법은 EACC 의 경우, 유한요소해석결과와 12%의 차이를 보였으며, 다른 경우에는 비교적 잘 일치하였다. 이러한 차이는 h_j 함수와 관련된 오차라고 판단된다.⁽¹⁷⁾ 참조응력법에 의한 결과는 구속상태가 낮은 M(T) 시편의 경우, 유한요소해석결과와 비교적 잘 일치하였다. 그러나, 비교적 높은 구속상태인 C(T) 시편과 EACC 에 대해서는 유한요소해석결과를 지나치게 크게 예측하였다. EACC 의 경우에는 오히려 유한요소해석결과보다

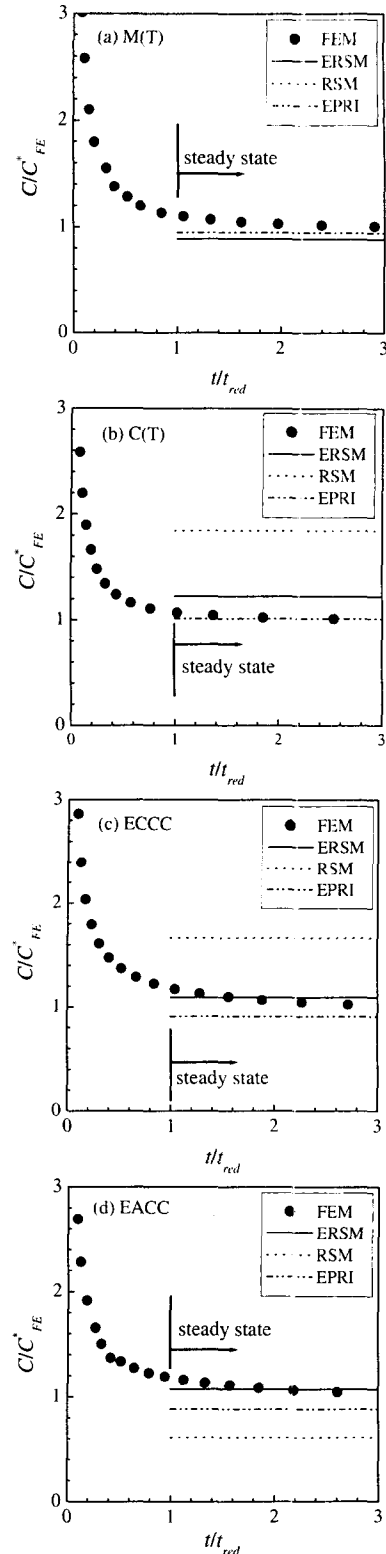


Fig. 4 Comparisons of the ABAQUS results with the estimation results for the power-law creep

더 낮은 예측결과를 나타낸다. 따라서 참조응력법에 의한 해석결과는 GE/EPRI 방법에 비해 정확성이 떨어진다고 할 수 있다. ERSM에 의한 결과는 4 가지 해석모델에 대해 유한요소해석결과와 비교적 잘 일치하였다.

4.2 일반 크리프 법칙

Fig. 5는 θ -투영 법칙과 RCC-MR 법칙과 같은 일반 크리프 법칙에 대한 탄성 크리프 유한요소해석결과를 각 예측식으로부터 얻은 결과와 비교한 것이다. 일반 크리프 법칙의 경우, GE/EPRI 방법이 적용되지 않으므로 참조응력법(RSM)과 ERSM에 대한 해석을 수행하였다. 일반 크리프 법칙의 경우, 크리프 변형률 속도는 시간의 함수이며, 따라서 정상상태 경로 적분인 C^* -적분도 시간과 함께 변화한다. 따라서 본 연구에서는 C -적분을 식 (12)에서 구한 재분배시간(Table 4)에서 유한요소해석 결과로부터 얻은 C^* -적분 값, $C_{FE}(t=t_{red})$ 으로 무차원화하였다. $C_{FE}(t=t_{red})$ 값들은 Table 4에 정리하였다.

시간이 t_{red} 이상인 경우, 즉 $t > t_{red}$ 인 경우, 정상상태라고 가정하여, 이 영역에서 유한요소 결과와 계산결과를 비교하였다. 정상상태 영역에서 일반 크리프 법칙에 대한 경로적분 해석결과는 멱급수 법칙과는 달리 시간에 따라 변화하는 경향을 나타낸다. θ -투영 법칙의 경우 C^* -적분은 시간에 따라 증가하며, RCC-MR 법칙의 경우 시간에 따라 감소한다. 이러한 경향은 θ -투영법칙과 RCC-MR 법칙에 대한 크리프 변형률 속도가 시간에 따라 변화하기 때문이다. 즉, θ -투영 법칙의 경우, 3차 크리프 거동을 나타내며, RCC-MR 법칙의 경우, 1차 크리프 거동을 나타내기 때문이다. 물론 RCC-MR 법칙의 경우, 시간이 경과되어 2차 크리프가 전체 크리프 거동을 지배하면 C^* -적분은 일정한 값을 나타낼 것이다.

Fig. 5에서 보이는 바와 같이 ERSM에 의한 해석결과는 참조응력법에 비해 유한요소해석결과를 더 잘 예측하였다. 참조응력법을 이용한 결과는 멱급수 법칙에 대한 결과와 마찬가지로 구속상태가 높은 $C(T)$ 시편, ECCC의 경우, 예측결과가 더 크게 나타났으며, EACC인 경우, 더 낮게 예측하였다. $M(t)$ 시편의 경우는 참조응력법과 ERSM 결과와 동일하였다. 따라서 Fig. 5는 참조응력법의 정의 방법이 경로적분 예측결과의 정확도에 큰 영향을 미친다는 것을 나타낸다.

5. 결론

본 연구에서는 기존 공학적 C^* -적분 예측식의

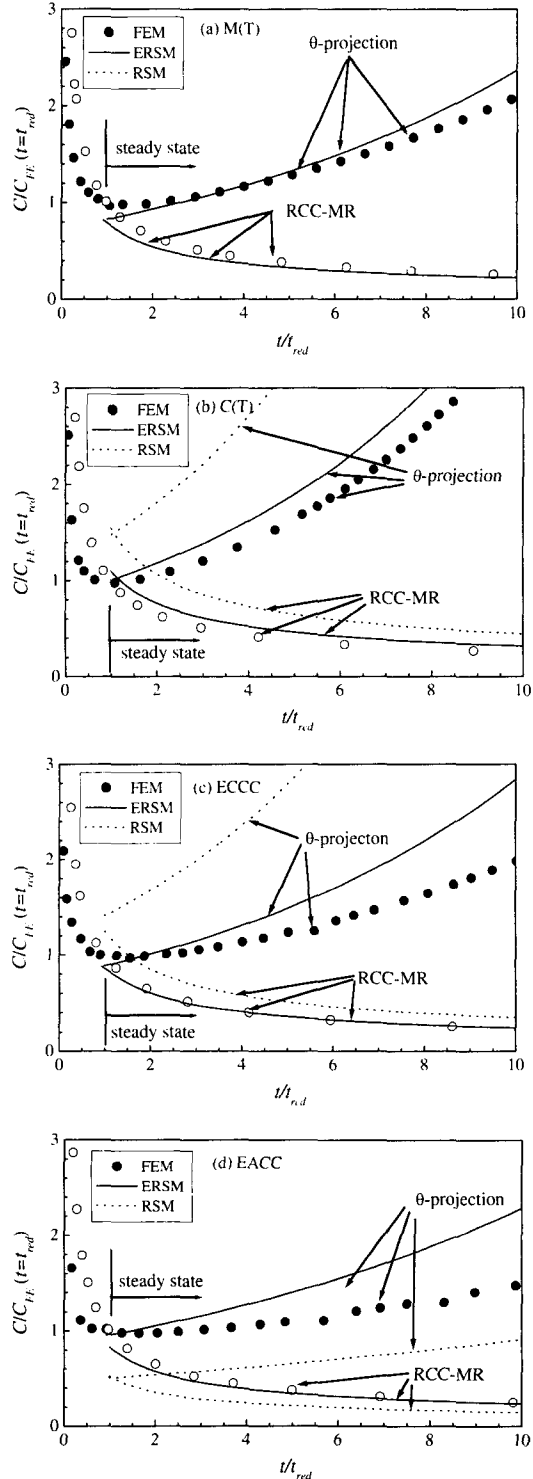


Fig. 5 Comparisons of the ABAQUS results with the estimation results for the generalized creep law

단점을 보완한 최적참조 응력법(ERSM)에 입각한 새로운 C^* -적분 예측식을 제시하였다. 본 연구에서 제시한 예측식은 참조응력법을 기반으로 하여, 정확성을 높이기 위해 새로운 참조응력을 정의한 것이다. 제시한 계산식의 타당성을 검증하기 위해 다양한 구속상태를 고려한 해석 모델에 대해 2 차원 탄성 크리프 유한요소해석을 수행하였다. 크리프 해석은 일반적인 크리프 거동을 조사하기 위해 멱급수 법칙, θ -투영법칙, RCC-MR 법칙에 수행하였다. 해석에 사용된 모델은 M(T), C(T), ECCC, EACC 이며 유한요소해석결과는 GE/EPRI 평가법, 참조응력법, ERSM 으로 예측한 결과와 비교하였다. 모든 경우에 대해 기존의 방법들에 비해 본 연구에서 제시된 ERSM 이 비교적 정확한 결과를 주었다.

따라서 본 연구에서 제시한 ERSM 은 고온 환경 하에서 일반적인 크리프 거동을 보이는 구조물의 안전성을 평가하는데 중요한 자료가 될 것으로 사료된다.

후 기

본 논문은 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Riedel, H., 1987, *Fracture at High Temperature*, Springer-Verlag, Berlin.
- (2) Webster, G.A. and Ainsworth, R.A., 1994, *High Temperature Component Life Assessment*, Chapman & Hall, London.
- (3) Kumar, V., German, M.D. and Shih, C.F., 1981, "An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis," EPRI Final Report to NP 1931.
- (4) Kumar, V., German, M.D., Wilkening, W.W., Andrews, W.R., deLorenzi, H.G and Mowbray, D.F., 1982, "Estimation Technique for the Prediction of Elastic-Plastic Fracture of Structural Components of Nuclear Systems," Combined 5th and 6th Semi-annual Report, EPRI RP-1237-1.
- (5) Kumar, V and German, M.D., 1988, "Elastic-Plastic Fracture Analysis of Through-Wall and Surface Flaws in Cylinders," EPRI Report to NP-5596.
- (6) Ainsworth, R.A., 1984, "The Assessment of Defects in Structures of Strain Hardening Materials," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 19, pp. 633~642.
- (7) R5: Assessment Procedure for the High Temperature Responses of Structures, Issue 2, 1998, British Energy.
- (8) R6: Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, Revision3, Amendment 10, 1999, British Energy.
- (9) Kim, Y.J., 2001, "Contour Integral Calculation for Generalised Creep Laws within ABAQUS," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 78, pp. 661~666.
- (10) Kim, Y.J., 2000, "Evaluation of Time Dependent Contour Integrals (J and C) in Creep: Comparison of ABAQUS and BERSAFE Results," EPD/GEN/REP/0500/99, Issue 1, British Energy/Generation Ltd.
- (11) Miller, A.G., 1988, "Review of Limit Loads of Structures Containing Defects," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 32, pp. 191~327.
- (12) 김윤재, 허남수, 김영진, 2001, '원주방향 관통 균열이 존재하는 배관의 J-적분 및 COD 계산을 위한 새로운 공학적 계산식,' 대한기계학회논문집 A 권, 제 25 권, 제 3 호, pp. 548~553.
- (13) 허남수, 김윤재, 김영진, 2001, '원자력 배관의 파단전누설 해석을 위한 개선된 참조응력법의 수치해석적 검증,' 대한기계학회논문집 A 권, 제 25 권, 제 4 호, pp. 741~747.
- (14) Hamm, C.D. (ed.), 1999, *R66 AGR Materials Data Handbook*, Issue 5.
- (15) RCC-MR, 1985, Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Islands, AFCEN, Paris.
- (16) ABAQUS Standard/User's Manual, Version 5.8, 1998, Hibbit Karlsson & Sorensen, Inc., Pawtucket, RI, USA.
- (17) Tada, H., Paris, P.C. and Irwin, G.R., 1985, "The Stress Analysis of Cracks Handbook," Del Research Corporation, St Louis, MI.
- (18) Miller, A.G. and Ainsworth, R.A., 1989, "Consistency of Numerical Results for Power-Law Hardening Materials and the Accuracy of the Reference Stress Approximation for J," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 32, pp. 237~247.