

<학술논문>

DOI:10.3795/KSME-A.2009.33.10.1065

복합응력이 작용하는 균열 배관에 대한 천이 크리프 조건에서의 $C(t)$ -적분 예측 (II)
- 탄-소성-크리프 -

송 태 광* · 김 윤 재†

(2009년 4월 20일 접수, 2009년 8월 14일 수정, 2009년 8월 17일 심사완료)

Estimation of $C(t)$ -Integral in Transient Creep Condition for Pipe with Crack Under Combined Mechanical and Thermal Stress (II)
- Elastic-Plastic-Creep -

Tae-Kwang Song and Yun-Jae Kim

Key Words : $C(t)$ -Integral($C(t)$ -적분), Crack(균열), Transient Creep Condition(천이 크리프 조건), Combined Mechanical and Thermal Stress(기계응력 및 열응력의 복합응력), Elastic Plastic Creep(탄소성 크리프)

Abstract

In this paper, the estimation method of $C(t)$ -integral for combined mechanical and thermal loads is proposed for elastic-plastic-creep material via 3-dimensional FE analyses. Plasticity induced by initial loading makes relaxation rate different from those produced elastically. Moreover, the interactions between mechanical and thermal loads make the relaxation rate different from those produced under mechanical load alone. To quantify $C(t)$ -integral for combined mechanical and thermal loads, the simplified formula are developed by modifying redistribution time in existing work done by Ainsworth et al..

기호설명

$C(t)$: 천이영역에서의 크리프 매개변수
 (non-steady creep characterizing parameter)
 C^* : 광범위크리프에서의 크리프 매개변수
 (wide-spread creep characterizing parameter)
 m, A : 소성 응력 지수 및 재료 상수, 식 (1)
 n, B : 크리프 응력 지수 및 재료상수, 식 (2)
 J -integral : J -적분
 J_e : J -적분의 탄성성분, $=K^2/E'$
 J_p : J -적분의 소성성분, 식 (3) 및 (4)
 K : 응력확대계수(stress intensity factor)
 K_I^P, K_I^S, K_I^{P+S} : 기계하중, 열하중, 기계하중 및 열하중의 복합하중에 대한 응력확대계수

L_r : 소성붕괴에 대한 근접성, 식 (5)
 $K_r(=f(L_r))$: 파괴에 대한 근접성, 식 (7)
 σ_{ref} : 참조응력, 식 (8)
 β : 열응력 크기에 대한 특성 변수, 식 (9)
 t : 크리프 시간
 τ : 무차원 시간, 식 (12)
 t_{red} : 재분배 시간, 식 (13)
 V -factor : V -계수, 식 (19)
 E, E' : 탄성계수, 평변 변형률 조건에서의 E
 σ_0 : 항복강도
 ϵ^p : 소성 변형률
 ϵ^e, ϵ^C : 크리프 변형률, 크리프 변형률 속도
 r : 배관의 평균 반경, Fig. 1
 w : 배관의 두께, Fig. 1
 a : 배관 균열의 깊이, Fig. 1
 θ : 배관 균열 원주 크기의 반각, Fig. 1

† 책임저자, 회원, 고려대학교 기계공학부
 E-mail : kimy0308@korea.ac.kr
 TEL : (02)3290-3372 FAX : (02)929-1718
 * 고려대학교 대학원

1. 서론

$C(t)$ -적분은 고온 구조물 평가 시 필요한 매개 변수로서 크리프 영역에서의 균열 부근 응력장 및 변형률 속도장의 크기를 나타내며 균열 진전 예측 시 중요한 인자가 된다.⁽¹⁻³⁾ 이러한 이유로 $C(t)$ -적분 예측을 위한 다양한 연구가 수행되었지만 대부분의 연구는 인장, 굽힘, 내압과 같은 기계 하중을 받고 있는 균열 구조물에 국한되었다.⁽⁴⁻¹⁰⁾

Riedel,⁽⁴⁾ Ehlers⁽⁵⁾ 및 Ainsworth^(6,7)는 기계하중을 받고 있는 탄성-크리프 재료에 대한 $C(t)$ -적분 예측식을 개발하였으며 Joch⁽¹⁰⁾는 기계하중을 받고 있는 탄-소성-크리프 재료에 대한 $C(t)$ -적분 예측식을 개발하여 초기 하중에 의한 소성이 크리프 특성에 미치는 영향을 정량화하였다. 그러나 일반적인 고온 구조물은 기계 및 열 하중의 복합하중을 받고 있다. 따라서 고온 구조물에서의 크리프 평가 시 이와 같은 특성을 고려해야 한다.

Joch 및 Ainsworth 는 복합하중에 대한 크리프 특성을 연구하였지만 탄성재료에 대한 정성적인 분석 수준이었다.⁽¹¹⁾ 또한 탄성 회복(elastic follow-up) 개념을 도입한 Lei 의 연구는 탄성 회복에 대한 매개변수인 Z -계수를 예측하지 못한다는 점에서 예측식 사용에 한계가 있었다.⁽¹²⁾

본 논문에서는 복합하중을 받고 있는 탄-소성-크리프 재료의 균열 배관에 대한 $C(t)$ -적분을 예측하였다. 열응력이 $C(t)$ -적분에 미치는 영향은 R6 및 SINTAP 에서 제시하는 V -계수를 도입하여 정량화하였다.^(13,14) 본 논문의 결과와 상응하는 탄성-크리프 재료의 균열 배관에 대한 $C(t)$ -적분 연구 결과는 동반 논문에서 확인할 수 있다.⁽¹⁵⁾

2. 유한요소 해석 개요

복합응력을 받는 탄-소성-크리프 재료에 대한 J -적분 및 $C(t)$ -적분 계산을 위해 본 연구에서 고려한 형상, 재료물성 및 하중은 다음과 같다.

2.1 해석 대상

Fig. 1 은 본 연구에서 고려한 원주 방향 내면 균열이 있는 배관으로서 360° 표면 균열 및 부분 표면균열을 보여준다. 배관의 반경 비(r/w)는 10 을 고려하였으며 다양한 균열 두께(a/w) 및 균열 길이 (θ/π)를 고려하였다. 표면균열에 대한 유한요소 망은 Fig. 2 에서 확인할 수 있다.

2.2 재료 물성

소성 및 크리프 재료 물성은 멱급수 법칙(power law)을 사용하였으며 식 (1) 및 (2)와 같다.

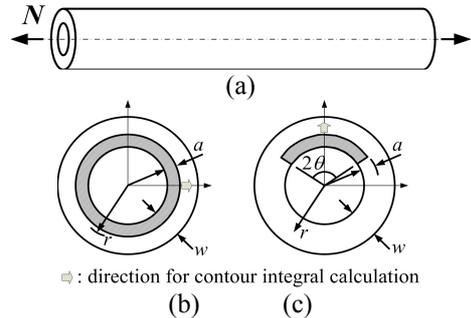


Fig. 1 (a) Schematic illustration for pipe with circumferential crack under tension. (b) 360° circumferential surface crack and (c) part-through surface crack were considered

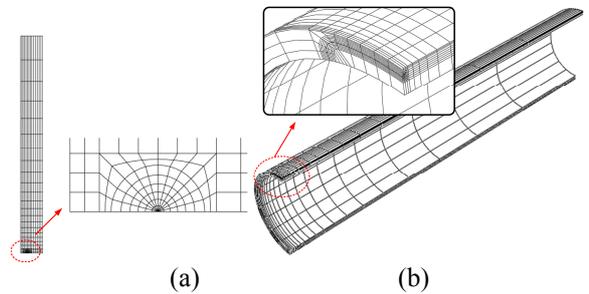


Fig. 2 FE mesh for (a) 360° circumferential surface crack and (b) part-through surface crack

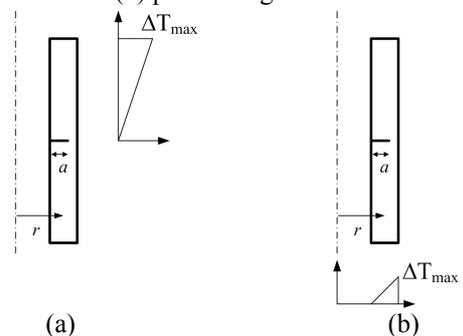


Fig. 3 Schematic illustration of type of thermal load. (a) Axial temperature gradient and (b) radial temperature gradient were employed

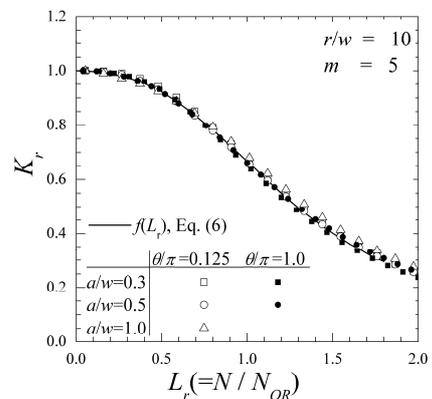


Fig. 4 Comparison of J -integral results with estimating equation in failure assessment diagram. Various crack shapes were considered with mechanical load alone

$$\epsilon^p = A\sigma^m \quad (1)$$

$$\dot{\epsilon}^c = B\sigma^n \quad (2)$$

식에서 A 및 B 는 재료 상수이며 m, n 은 소성 응력 지수, 크리프 응력 지수로서 본 연구에서는 $m=n$ 을 고려하였으며 일반적인 응력 지수인 $m=n=5, 10$ 두 가지 경우를 고려하였다.

2.3 작용 하중 (기계하중 및 열하중)

배관에 작용하는 하중은 인장하중을 고려하였다.

Fig. 3 은 본 연구에서 고려한 열하중 형태를 나타내며 그림에서와 같이 축 방향 온도 구배(axial temperature gradient) 및 방사형 온도 구배(radial temperature gradient)를 고려하였다. 열하중 크기(β)에 대한 설명은 3.2 절에서 확인할 수 있다.

3. J-적분 예측

3.1 기계하중에 대한 J-적분예측

식 (1)과 같이 정의한 소성재료에 대한 J-적분은 GE/EPRI 핸드북^(16,17) 또는 R6 코드⁽¹³⁾에 적용된 참조응력법(reference stress method)을 통해 구할 수 있으며 각각 식 (3) 및 (4)와 같다.

$$J_p = AGh_1(a/w, m)(P\sigma_o / P_o)^{m+1} \quad (3)$$

$$J_p = \left(\frac{K^2}{E'} \right) \frac{E\epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} \quad (4)$$

식 (3)에서 G 는 형상변수이며 h_1 은 형상 및 m 에 대한 무차원 함수로서 핸드북에서 확인할 수 있다.^(16,17) 그리고 P 는 작용하중이며 σ_o 는 재료의 항복응력, P_o 는 무차원 하중이다. 식 (4)에서 σ_{ref} 는 참조응력으로서 식 (5)에서와 같이 균열구조물의 한계하중(P_L)을 통해 구할 수 있다. 식 (3) 및 (4) 는 선행연구결과 10%내외의 비슷한 값을 제시하며⁽¹⁸⁾ 본 연구에서는 다양한 형상 및 재료에 적용 가능한 참조응력법을 통해 J-적분을 계산하였다. 참조응력에 대한 정의는 일반적으로 균열 구조물의 한계하중을 사용하며(식 (5)), R6 의 option 2 에서 제시하는 J-적분은 식 (6)과 같다.

$$L_r = \frac{P}{P_L} = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_o} \quad (5)$$

$$\frac{J}{J_e} = \left(\frac{E\epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} + \frac{L_r^2}{2} \frac{\sigma_{ref}}{E\epsilon_{ref}} \right) = f^{-2}(L_r) \quad (6)$$

Fig. 4 는 다양한 구조물에 대한 J-적분 해석 결과를 파손평가도(FAD, Failure Assessment Diagram)에

Table 1 Correction factor for optimized reference stress

θ/π	a/w	$m=5$	$m=10$
0.125	0.3	0.79	0.90
	0.5	0.80	0.91
	1.0	0.76	0.86
1.0	0.3	1.03	1.14
	0.5	1.16	1.28

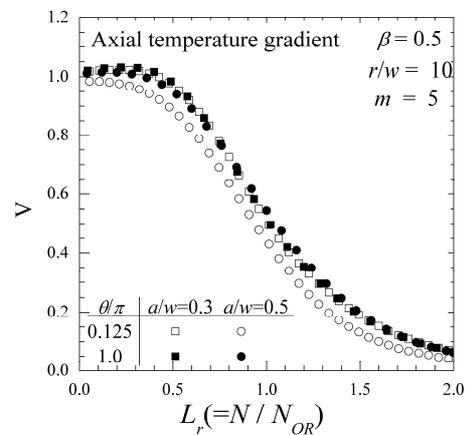


Fig. 5 V-factor calculated by FE analysis under combined mechanical and thermal load

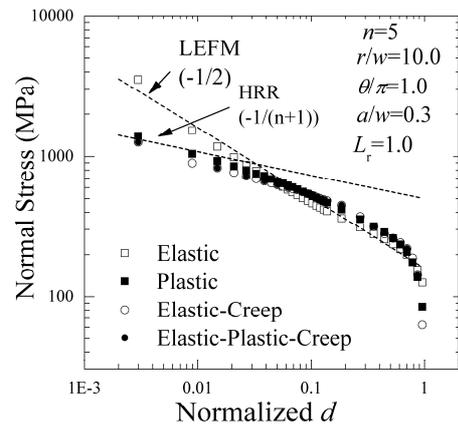


Fig. 6 Stress distribution along the ligament. Note that elastic-creep and elastic-plastic-creep material were considered

나타낸 그림이다. 그림에서 K_r 은 식 (7)과 같이 정의된다. 본 연구에서는 보다 정확한 J-적분 예측을 위해 식 (8)과 같이 한계하중에 대한 형상보정계수(γ)를 도입하였으며 Fig. 4 의 L_r 은 식 (8)을 통해 정의되었다. 각 형상 및 m 에 대한 보정계수는 Table 1 에서 확인할 가능하다.

$$K_r = \sqrt{\frac{J_e}{J}} = f(L_r) \tag{7}$$

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_o} = \frac{P}{P_{OR}} = \frac{P}{\gamma P_L} \tag{8}$$

3.2 복합하중에 대한 J-적분예측

기계하중 및 열하중은 대표적인 1차 하중 및 2차 하중으로서 균열 평가 시 서로 다른 거동특성에 대한 보정이 필요하며 본 연구에서는 R6 및 SINTAP에서 제시하는 V-계수를 사용하였다.^(19,20) R6에서는 단순계산법 및 상세계산법을 통해 V-계수를 제시하나 저자들의 선행연구결과 코드 제시값은 다소 보수적인 결과를 제시하므로⁽²¹⁾ 본 연구에서는 유한요소 해석을 통해 구한 정확한 V-계수값을 사용하였으며 Fig. 5에서 m=5인 다양한 균열 크기에 대한 V-계수 결과를 확인할 수 있다. 그림에서 β는 열하중의 크기를 나타내는 계수로서 식 (9)와 같이 정의된다. 본 연구에서는 β=0.5, 1.0, 2.0, 5.0 이 고려하였으며 Fig. 3에서 ΔT_{max} 크기 조절을 통해 β값을 조절 하였다. 식 (9)를 포함한 본 논문의 표기에서 위첨자 “P”는 기계하중을, “S”는 열하중을, “P+S”는 복합하중을 의미한다. 따라서 식 (9)에서 K_I^S는 열하중만 작용하는 경우에 대한 응력확대계수를 의미한다.

$$\beta = \frac{K_I^S}{K_I^P / L_r} \tag{9}$$

4. C(t)-적분 예측

4.1 기계하중에 대한 탄-소성 C(t)적분 예측

Ehlers 과 Riedel 은 탄성-크리프 재료에 대해 식 (10)과 같이 C(t)-적분 예측식을 제시하였으며⁽⁵⁾ Ainsworth 와 Budden 은 식 (10)에 비해 천이구간 크리프 거동 특성을 개선한 식을 식 (11)과 같이 제시하였다.⁽⁶⁾

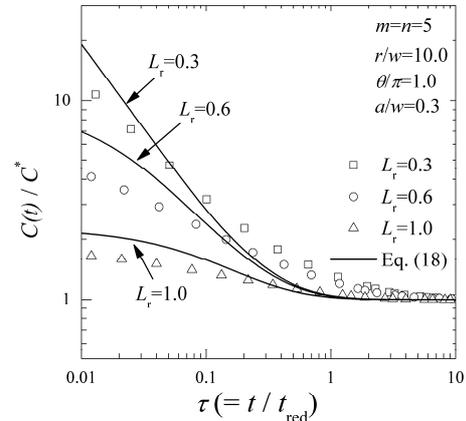
$$\frac{C(t)}{C^*} = 1 + \frac{1}{(n+1)\tau} \tag{10}$$

$$\frac{C(t)}{C^*} = \frac{(1+\tau)^{n+1}}{(1+\tau)^{n+1} - 1} \tag{11}$$

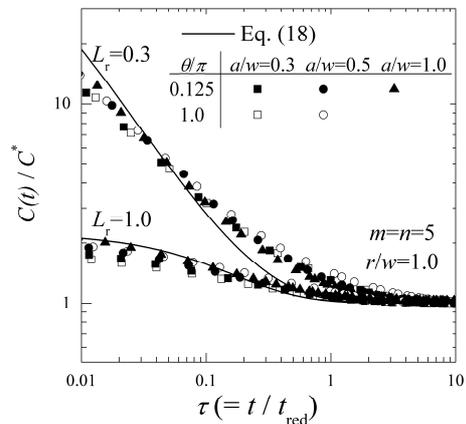
식 (10) 및 (11)에서 τ는 무차원 시간을 나타내며 식 (12) 및(13)과 같이 정의된다. 여기서 J_o는 크리프가 발생하기 직전의 J-적분에 해당한다.

$$\tau = \frac{t}{t_{red}} \tag{12}$$

$$t_{red} = \frac{K^2}{E'C^*} = \frac{J_o}{C^*} \tag{13}$$



(a)



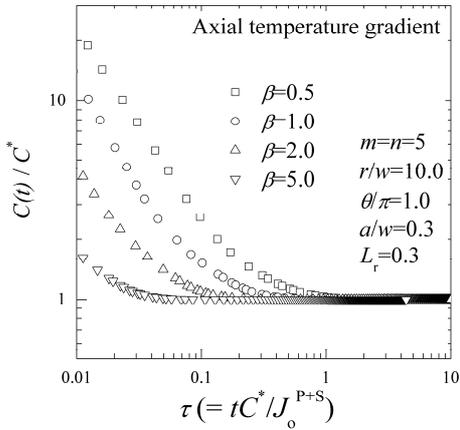
(b)

Fig. 7 Comparison of C(t)-integral of FE analysis with estimating equation, Eq. (18). (a) Various amplitudes of mechanical load were considered and (b) Various crack shape were considered

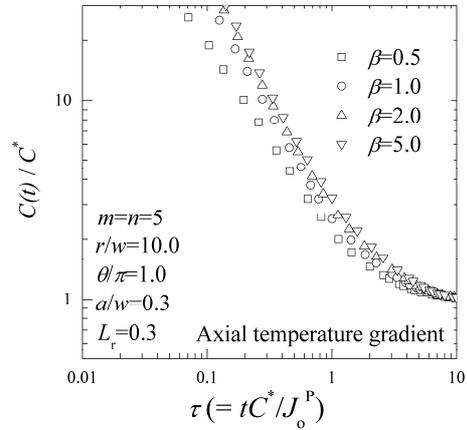
Joch 및 Ainsworth 는 탄-소성-크리프 재료에 대해 초기 하중에 의한 소성 영향을 확인하였다. 그 결과 식 (14)와 같이 변수 φ를 도입하여 초기 하중에 의한 소성이 C(t)-적분에 미치는 영향을 정량화하였다.⁽¹⁰⁾ 즉, φ=1 은 탄성-크리프 재료를 나타내며 하중에 의한 초기 소성이 커질수록 φ가 감소하며 완전 소성재료에 대해 φ=0 이 된다. 즉, 완전 소성재료에 대해 C(t)=C*가 된다. 이는 광범위(wide-spread) 소성 및 광범위 크리프에 대해 균열 끝단에 발생하는 응력장이 HRR 장 (Hutchinson, Rice and Rosengren field) 을 따르기 때문에 탄성에 비해 소성응력장이 크리프 응력장과 비슷하기 때문이다.^(6,7,10)

$$\frac{C(t)}{C^*} = \frac{(1+\tau)^{n+1}}{(1+\tau)^{n+1} - \phi} \tag{14}$$

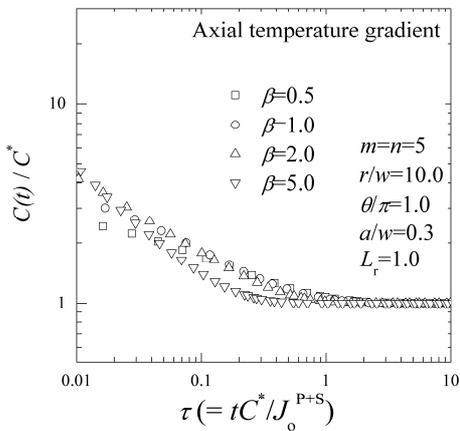
$$\phi = 1 - \frac{AC^*}{BJ_o} \quad (0 \leq \phi \leq 1) \tag{15}$$



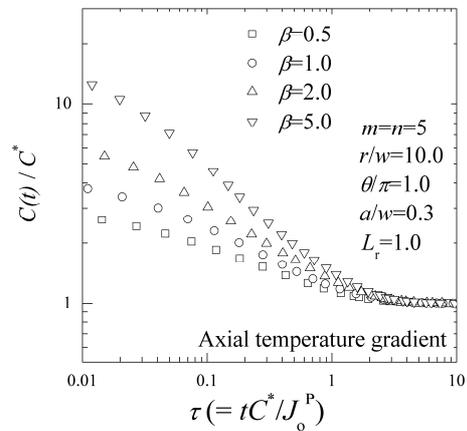
(a)



(a)



(b)



(b)

Fig. 8 Variation of $C(t)$ -integral for various β , $\beta=0.5, 1.0, 2.0, 5.0$ under combined mechanical and thermal load. (a) $L_r=0.3$ and (b) $L_r=1.0$

Fig. 9 Variation of $C(t)$ -integral for various β , $\beta=0.5, 1.0, 2.0, 5.0$ under combined mechanical and thermal load. (a) $L_r=0.3$ and (b) $L_r=1.0$

식 (16) 및 (17)은 소성 재료 및 크리프 재료에 대해 균열 끝단에 발생하는 응력장을 나타낸다.⁽²²⁾ 식에서 d, ζ 는 균열 끝단을 중심으로 한 극좌표계 (polar coordinate)를 나타내며 I_n 및 $\bar{\sigma}_{ij}(\zeta, m)$ 은 하중 및 형상과 무관한 무차원 변수이다.

$$\sigma_{ij} = \left[\frac{J_0}{AI_n d} \right]^{m+1} \bar{\sigma}_{ij}(\zeta, m) \quad (16)$$

$$\sigma_{ij} = \left[\frac{C(t)}{BI_n d} \right]^{n+1} \bar{\sigma}_{ij}(\zeta, n) \quad (17)$$

식 (16), (17)은 log-log 비율로 나타내면 균열 끝단에서의 응력은 균열 끝단에서의 거리(d)에 대해 소성 재료에서는 $-1/(m+1)$ (또는 $-1/(n+1)$)기울기를, 탄성재료에 대해서는 $-1/2$ 기울기를 나타내며 이는 Fig. 6에서 확인할 수 있다. Fig. 6은 탄성-크리프, 탄-소성-크리프 재료에 대해 크리프 전 및 광범위 크리프에서의 균열부근 응력분포를 나타낸다.

그림에서와 같이 탄, 소성에 관계없이 광범위 크리프 조건에서는 식 (17)을 만족함을 알 수 있으며 소성응력상태와 유사한 응력분포 및 크기를 나타냄을 알 수 있다.

Kim et al.은 다양한 형상에 대한 탄성-크리프, 탄-소성-크리프 계산결과 식 (11) 및 (14)는 n 에 민감하지 않으며 따라서 식 (18)에서와 같이 $n=3.5$ 를 적용한 $C(t)$ -적분 평가식을 제시하였다.

$$\frac{C(t)}{C^*} = \frac{(1+\tau)^{4.5}}{(1+\tau)^{4.5} - \phi} \quad (18)$$

Fig. 7(a)는 $m=n=5, \theta/\pi=1.0, a/t=0.3$ 인 균열배관에 대한 $C(t)$ -적분 결과를 나타낸다. 다양한 기계하중 ($L_r=0.3, 0.6, 1.0$)이 고려되었으며 그림에서와 같이 기계하중이 증가할수록 ϕ 가 0에 가까워짐을 알 수 있다. 이와 같은 특성은 Fig. 7(b)에서와 같이 균열 형상에 상관없이 공통적으로 나타났으며, 또한 $m=n=10$ 에서도 확인할 수 있었다.

Table 2 Value of f for $n=m=10$ for various mechanical and thermal loading condition

L_r	Load type	β	$\phi (n=m=5)$
0.3	Mechanical only	-	0.992
	Combined load (Axial temperature gradient)	0.5	0.999
		1.0	1
		2.0	1
		5.0	1
1.0	Mechanical only	-	0.558
	Combined load (Axial temperature gradient)	0.5	0.735
		1.0	0.815
		2.0	0.890
		5.0	0.958

4.2 복합하중에 대한 탄소성 $C(t)$ -적분 예측

Fig. 8 은 인장 하중 및 축 방향 온도 구배가 작용하는 배관에 대한 $C(t)$ -적분 결과를 나타낸다. $L_r=0.3, 1.0$ 에 대해 각각 $\beta=0.5, 1.0, 2.0, 5.0$ 을 고려하였으며 무차원 시간(τ)은 식 (12) 및 (13)에 의해 정의되었다. Fig. 8 을 통해 알 수 있는 사항은 다음과 같다.

1) 일반적으로 열하중이 증가하면 낮은 τ 값에서 $C(t)$ -적분이 C^* 에 수렴한다. 그러나 β 가 커질수록 $C(t)$ -적분이 C^* 에 수렴하는 실제 시간은 증가한다. 이는 열하중이 C^* 에 영향을 미치지 않으며 열하중이 증가할수록 J_0 값이 증가하므로 식 (13)에 따라 t_{red} 이 증가하기 때문이다. 따라서 Fig. 9 와 같이 무차원 시간을 tC^*/J_0^P 로 정의한다면 β 가 증가할수록 $C(t)$ -적분이 C^* 로 수렴하는 시간이 증가하는 것을 알 수 있다. 이와 같은 특성은 탄성-크리프 재료에서도 확인할 수 있었다.⁽¹⁵⁾

2) 하중이 증가하게 되면 초기 소성이 커지기 때문에 ϕ 값은 줄어든다. 그러나 복합하중에서 β 가 증가하면 C^* -적분은 변함없이 J_0 값이 증가하므로 식 (15)에서와 같이 ϕ 값이 증가한다. 특히, 하중이 커질수록 β 증가로 인한 ϕ 값 증가가 커져 Fig. 8(b)에서와 같이 초기 크리프 구간에서의 $C(t)$ -적분값이 증가하게 된다. 각각의 하중에 대한 ϕ 값은 Table 2 에서 확인할 수 있다.

이와 같은 특성은 탄-소성-크리프 재료에 대해 ϕ 를 고려해야 되는 점을 제외하면 탄성-크리프 재료에서 나타나는 특성과 일치한다. 따라서 복합하중에 대한 무차원 시간을 제정의 함으로서 유한요소 해석결과와 잘 일치하는 평가식을 제시할 수 있음을 짐작할 수 있다.

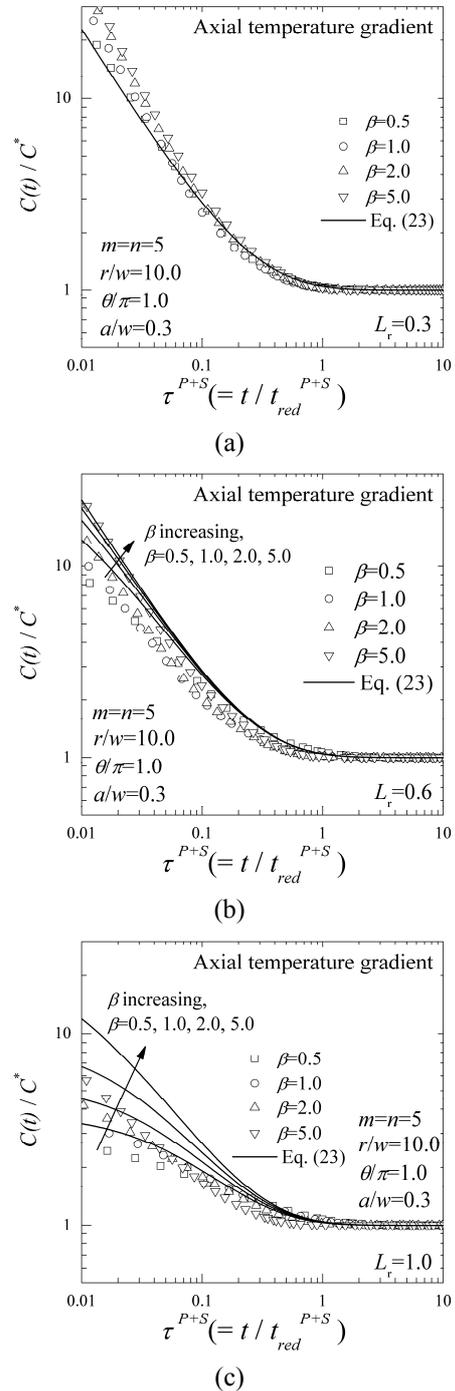
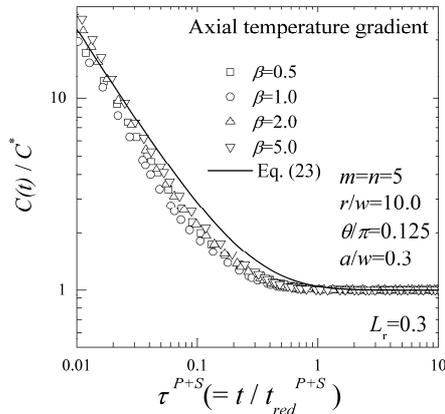
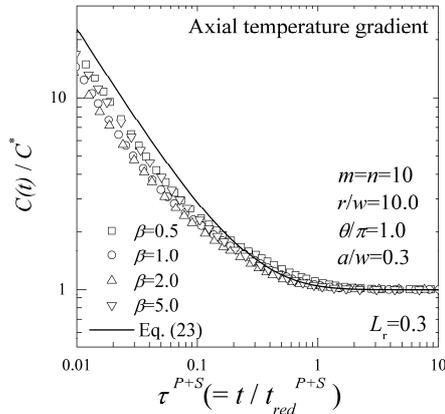


Fig. 10 Comparison of $C(t)$ -integral results with estimation eq., Eq. (23), for various β . Axial temperature gradient with mechanical load of (a) $L_r=0.3$, (b) $L_r=0.6$ and (c) $L_r=1.0$ are considered for $m=n=5$, $\theta/\pi=1.0$ and $a/w=0.3$

복합하중을 받고 있는 탄-소성 재료에 대한 응력확대계수는 식 (19)와 같이 V -계수를 도입하여 표현할 수 있다. 식 (19)는 식 (9)를 통해 식 (20)과 같이 나타낼 수 있으며 식 (7)을 통해 초기 J -적분(J_0)은 식 (21)과 같이 나타낼 수 있다.



(a)



(b)

Fig. 11 Comparison of $C(t)$ -integral results with estimation eq., Eq. (23), for various β . (a) Another crack shape of $\theta/\pi=0.125$, $a/w=0.3$ and (b) another stress index of $m=n=10$ is considered comparing with Fig. 10

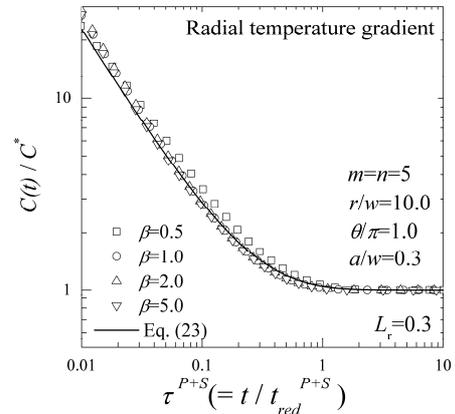
$$K_I^{P+S} = K_I^P + VK_I^S \quad (19)$$

$$K_I^{P+S} = K_I^P \left(1 + V \frac{\beta}{L_r} \right) \quad (20)$$

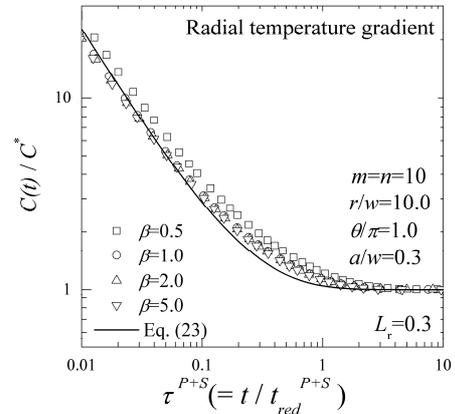
$$J_o = f^{-2}(L_r) \frac{[K_I^{P+S}]^2}{E'} \quad (21)$$

$$= f^{-2}(L_r) \frac{(K_I^P)^2}{E'} \left(1 + V \frac{\beta}{L_r} \right)^2$$

본 연구에서는 복합하중에 대한 재분배 시간 (t_{red}^{P+S})을 식 (22)와 같이 제시하였다. 다양한 하중에 대한 유한요소 해석 결과 식 (21)의 적용은 $[1+V\beta/L_r]^2 f^2(L_r) \leq 10$ 에서와 같이 기계하중이 크고 열응력이 작은 경우였으며 $[1+V\beta/L_r]^2 f^2(L_r) \geq 10$ 에서와 같이 기계하중이 적고 열하중이 큰 경우에는 기계하중에 의한 J -적분(J_o^P)으로서 재분배 시간에 대한 정의가 가능하였다. 따라서 복합하중에 대한 $C(t)$ -적분 예측식은 식 (22)를 통해 식 (23)과 같이 정의할 수 있다.



(a)



(b)

Fig. 12 Comparison of $C(t)$ -integral results with estimation eq., Eq. (23), for various β . Radial temperature gradient was employed with (a) $m=n=5$ and (b) $m=n=10$

$$t_{red}^{P+S} = \begin{cases} \frac{J_o}{C^*} = \frac{(K_I^P)^2}{E'C^*} \left[1 + \frac{V\beta}{L_r} \right]^2 f^{-2}(L_r) & \text{for } \left[1 + \frac{V\beta}{L_r} \right]^2 f^{-2}(L_r) < 10 \\ 10 \frac{J_o^P}{C^*} = 10 \frac{(K_I^P)^2}{E'C^*} f^{-2}(L_r) & \text{for } \left[1 + \frac{V\beta}{L_r} \right]^2 f^{-2}(L_r) \geq 10 \end{cases} \quad (22)$$

$$\frac{C(t)}{C^*} = \frac{(1 + \tau^{P+S})^{4.5}}{(1 + \tau^{P+S})^{4.5} - \phi} \quad \text{with } \tau^{P+S} = \frac{t}{t_{red}^{P+S}} \quad (23)$$

4.3 복합하중에 대한 탄소성 $C(t)$ -적분 결과

Fig. 10 은 축방향 온도 구배 및 인장하중을 받고있는 $m=n=5$, $\theta/\pi=1.0$, $a/w=0.3$ 인 배관에 대한 $C(t)$ -적분 예측 결과를 나타낸다. 그림에서 실선은 $C(t)$ -적분에 대한 평가식인 식 (23)을 나타내며 심벌은 $C(t)$ -적분에 대한 유한요소 해석 결과로서 평가식 및 해석 결과는 식 (22)에서 정의한 무차원 시간을 사용하였다. 그림에서와 같이 유한요소 해석 결과 및 평가식은 잘 일치하고 있다. Fig. 10(c)

와 같이 기계하중이 큰 경우($L_r=1.0$) 평가식은 유한요소 해석 결과에 비해 다소 보수적인 결과를 나타내나 기존 평가식인 식 (14)와 비교하면 식 (23)의 보수성이 줄어들므로 기존 평가식에 대한 개선이 이루어졌다.

제시한 $C(t)$ -적분 평가식은 Fig. 11 에서와 같이 $\theta/\pi=0.125$, $a/w=0.3$ 인 표면균열 및 $m=n=10$ 재료에서도 유한요소 해석 결과와 일치함을 알 수 있다. 또한 Fig. 12 에서와 같이 방사형 온도구배에 대해서도 정확한 결과를 제시하였다.

5. 결 론

본 논문에서는 복합하중을 받고 있는 탄-소성-크리프 재료에 대해 $C(t)$ -적분을 예측하였다. 본 연구의 결과는 다음과 같다.

1) 알려진 바와 같이 열하중은 C^* -적분에 영향을 미치지 않음을 확인하였다. 그러나 초기 J -적분 (J_0)값에는 영향을 미치며 β 가 커질수록 재분배 시간(t_{red})이 증가한다.

2) 기계하중이 커지면 초기 소성이 커지게 되며 $\phi \rightarrow 0$ 이 되어 짧은 크리프 시간에 대한 $C(t)$ -적분이 C^* -적분에 가까워 진다. 그러나 β 가 증가하면 C^* -적분은 변화없이 J_0 값이 증가하므로 식 (15)에서와 같이 ϕ 값은 증가한다. 따라서 초기 $C(t)$ -적분값이 커지게 된다.

3) 1), 2)와 같은 특성을 바탕으로 본 논문에서는 복합하중이 작용하는 경우에 대한 재분배 시간을 식 (22)와 같이 정의하였다. 식 (22)는 기계하중이 상대적으로 크고 열하중이 상대적으로 작은 경우 V -계수를 도입한 J -적분을 통해 재분배시간을 정의할 수 있으며 기계하중이 상대적으로 작고 열하중이 상대적으로 큰 경우에는 기계하중만 작용할 때의 J -적분으로 재분배시간을 정의할 수 있음을 의미한다. 기계하중과 열하중의 크기에 대한 정량적 기준은 식 (22)에서 제시하였다.

4) 식 (22)에서 제시한 재분배시간을 사용한 식 (23)은 복합하중에 대해 유한요소 해석과 잘 일치하는 $C(t)$ -적분을 예측하였다. 이와 같이 본 연구에서 제시된 식 (23)은 기계하중만을 고려한 기존 평가식에 비해 복합하중을 받고 있는 균열 구조물에서 개선된 $C(t)$ -적분을 예측하였다.

후 기

본 연구는 한국과학재단의 특정기초연구(R01-2008-000-11891-0) 지원으로 수행 되었습니다.

참고문헌

- (1) Webster, G. A., Ainsworth, R. A., 1994, "High Temperature Component Life Assessment," Chapman & Hall.
- (2) Ainsworth, R. A., 1982, "Some Observations on Creep Crack Growth," *International Journal of Fracture*, Vol. 20, pp. 147~159.
- (3) British Energy Generation Ltd., 2003, "R5: An Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures. Revision 2," British Energy
- (4) Riedel, H., Rice, J. R., 1980, "Tensile Cracks in Creeping Solids," *Fracture Mechanics : Twelfth Conference*, ASTM STP 700, pp. 112~130.
- (5) Ehlers, R., Riedel, H., 1981, "A Finite Element Analysis of Creep Deformation in a Specimen Containing a Macroscopic Crack," *In Proc. Fifth Int. Conf. on Fracture (Edited by D. Francois)*, Vol. 2, pp. 691-698, Pergamon Press, Oxford.
- (6) Ainsworth, R. A., Budden, P. J., 1990, "Crack Tip Fields Under Non-Steady Creep Conditions-I. Estimates of the Amplitude of the Fields," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 13, No. 3, pp. 263~276.
- (7) Ainsworth, R. A., Budden, P. J., 1990, "Crack Tip Fields Under Non-Steady Creep Conditions - II. Estimates of Associated Crack Growth," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 13, No. 3, pp. 277~285.
- (8) Kim, Y. J., 2001, "Contour Integral Calculations for Generalized Creep Laws Within ABAQUS," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 78, pp. 661~666
- (9) Kim, Y. J., Dean, D. W. and Budden, P. J., 2001, "Finite Element Analysis to Assess the Effect of Initial Plasticity on Transient Creep for Defects Under Mechanical Loading," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 78, pp. 1021~1029.
- (10) Joch, J., Ainsworth, R. A., 1992, "The Effect of Geometry on the Development of Creep Singular Fields for Defects Under Step-Load Controlled Loading," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 15, No. 3, pp. 229~240.
- (11) Joch, J., Ainsworth, R. A., 1992, "The Development of Creep Singular Fields for Defects in Thermally Loaded Structures," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 15, No. 7, pp. 685~693.
- (12) Lei, Y., 2008, "Finite Element RCC-MR Creep Analysis of Circumferentially Cracked Cylinders Under Combined Residual Stress and Mechanical Load," *British Energy Report E/REP/BDBB/0027/GEN/07*, British Energy Generation Limited.
- (13) British Energy Generation Ltd., 2007, "R6: Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, Revision 4," British Energy
- (14) Stacey, A., Barthelemy, J.-Y., Leggatt, R.H., Ainsworth,

- R.A., 2000, "Incorporation of Residual Stresses into the SINTAP Defect Assessment Procedure," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 67, pp.573~611.
- (15) Song, T. K., Kim, Y. J., 2009, "Estimation of $C(t)$ -Integral in Transient Creep Condition for Pipe with Crack Under Combined Mechanical and Thermal Stress (Part II – Elastic Plastic Creep), *submitted to Transactions of the KSME(A)*.
- (16) Kumar, V., German, M. D. and Shih C. F., 1981, "An Engineering Approach for Elastic Plastic Fracture Analysis," EPRI report, No. NP1931.
- (17) Kumar, V., German, M. D., Wilkening, W. W., Andrews, W. R., DeLorenzi H. G. and Mowbray, D. F., 1984, "Advances in Elastic-Plastic Fracture Analysis," ERPI Report, No. NP-3607.
- (18) Miller, A. G., 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, No. 2, pp. 233~247.
- (19) Ainsworth, R.A., The treatment of thermal and residual stresses in fracture assessments, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.24, pp.65-76, 1986
- (20) Ainsworth, R.A., Hooton, D.G., 2008, "R6 and R5 procedures : The Way Forward," *Int. J. of Pres. Ves. and Piping*, Vol.85, pp. 175~182
- (21) Song, T. K., Oh, C. K., Kim, Y. J., 2008, "V-Factor Estimation Under Thermal and Mechanical Stress for Circumferentially Cracked Cylinder," *Trans. of KSME(A)*, Vol. 32, No. 12, pp. 1123~1131.
- (22) Anderson, T.L., 2005, *Fracture Mechanics-Fundamentals and Applications-3rd edition*, CRC press.