

研究論文

용접 계면균열의 크리프 균열성장 거동에 관한 연구

윤기봉* · 김광웅** · 정용근***

A Study on Creep Crack Growth Behavior of Weld Interface Crack

K. B. Yoon*, K. W. Kim** and Y. K. Chung***

Key Words : Creep (크리프), Creep Crack Growth (크리프 균열성장), C*-integral (C*-적분), C_r-parameter (C_r-매개변수), HAZ (열영향부), Weld (용접부), Primary Creep (1차 크리프)

Abstract

Cracking problems which high temperature plant components suffer during long-term service, occur very often at welded locations. The crack occurs due to accumulated creep damage near fusion line or at heat affected zone(HAZ). However, most of the studies on creep crack growth behavior have been performed with matrix metal not with welded metal due to the difficulty of interpreting the test results.

In this study, creep crack growth rates were measured with C(T) specimens whose cracks were formed along the fusion line or HAZ. The measured crack growth rates were characterized by C_r-parameter derived for elastic-primary-secondary creeping material. Since contribution of primary creep was significant for the tested 1Cr-0.5Mo steel, its effect was carefully studied. Effects of crack tip plasticity and material aging were also discussed.

1. 서 론

1960년대 건설되었던 많은 화력 발전설비들이 설계수명을 지나 30~40년 사용되어 오고 있다.

이렇게 장기간 사용되었던 보일러 튜브, 보일러 헤더, 터어빈 케이싱 등과 같은 노후 발전 설비요소는 교체 및 폐기 결정에 앞서 검사, 보수를 통한 수명연장 혹은 고온 파괴역학을 이용한 잔여수명 예측이 선행되어야만 한다¹⁾. 고온에서 사용되는

※ 1998년 3월 12일 접수

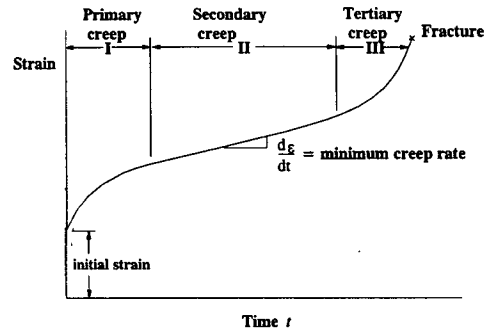
* 정회원, 중앙대학교 기계공학부

** 비회원, 중앙대학교 대학원(기계물성연구실)

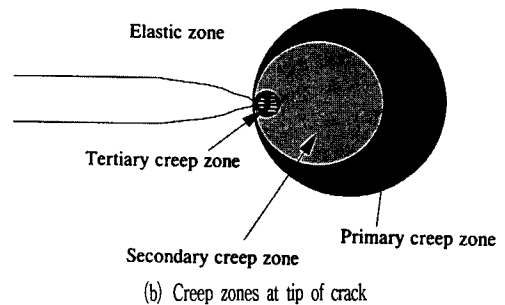
*** 비회원, 한국중공업 기술연구원

보일러 튜브와 같은 얇은 부재의 요소는 광범위한 크리프 손상에 의해 수명이 소진되어 파열되지만 보일러 헤더, 터빈 케이싱 등의 두꺼운 부재 요소에서는 제작 당시 형성된 균열이나 사용 중에 생긴 균열이 크리프조건에서의 균열성장에 의해 파괴된다. 이러한 균열성장에 의한 파괴는 특히, 모재보다 내크리프성과 파괴인성이 떨어지는 용접부의 용융선(fusion line) 또는 열영향부(HAZ, heat affected zone)에서 발생빈도가 높다고 알려져 있다². 따라서, 용접 열영향부에 존재하는 균열의 크리프조건에서의 성장거동 예측은 설비의 잔여수명평가에 매우 중요하다. 본 연구에서는 용접 열영향부 및 용융선 근처 계면에 균열이 존재하는 경우에 고온에서 정하중에 의한 균열성장률을 실험적으로 측정하여 고온 파괴 매개변수로 특성화한 결과를 제시하였다. 측정된 크리프 균열성장률과 고온 파괴 매개변수 사이에 Paris-law 형태의 균열성장모델을 가정하여 사용하였고, 고온 파괴 매개변수는 실험에 의해 측정된 C_0 -매개변수를 사용하였다. C_0 -매개변수는 크리프에 의한 균열성장률을 특성화하는 파괴 매개변수로서 $C(t)$ -적분과는 달리 실험으로 쉽게 구할 수 있고, 작은 시편으로 측정된 결과로부터 실기의 커다란 부재에 적용할 수 있다는 이점이 있다.

지금까지 연구되었던 탄성-2차 크리프 재료에서의 C_0 즉, 평가식^{3,4}과 실험 중 실측된 C_0 값의 차이는 균열주위 재료의 구성방정식을 정확히 가정함으로써 개선할 수 있다⁵. 일반적으로, 재료는 일정 하중 유지 하에서 Fig. 1(a)에 보인 바와 같이 크리프 변형이 나타나고, 크리프 변형속도가 일정한 2차 크리프를 전 후로 1차 크리프와 3차 크리프가 나타난다. 따라서, Fig. 1(b)와 같이 균열주위의 가까운 곳에서부터 3차 크리프, 2차 크리프, 1차 크리프 우세영역이 순서대로 나타나고, 크리프 영역 바깥에는 탄성거동을 보이게 된다. 특히, 본 연구에 사용된 Cr-Mo 저합금강의 경우 하중 부과 후 초기에 나타나는 1차 크리프의 영향이 상당히 크기 때문에 균열선단 주위의 재료거동을 탄성-1차-2차 크리프로 가정하여 2차 크리프만 고려한 이전의 용접부의 균열성장모델⁶을 개선하였다. 또한, 초기에 균열선단에서의 소성효과도 고려하여 크리프 균열성장모델에 적용시켜 이 모델과 소성효과⁷를 고려하지 않은 모델과의 크리프 균열성장거동 모델의 차이를 알아 보았다.



(a) Schematic creep behavior of a material subject to a constant stress.



(b) Creep zones at tip of crack

Fig. 1 Creep behavior near the crack tip.

2. 실험

2.1 시편 제작 및 크리프 균열성장 시험

본 연구에 사용된 재료는 1965년부터 폐기될 때까지 약 180,000시간 사용되었던 화력발전소 보일러 과열기 출구 헤더재료로 1Cr-0.5Mo 강이며 화학성분은 Table 1에 보인 바와 같다. 크리프 균열성장시험에는 SNS, NNN 2가지 형태의 용접부 시편이 사용되었다. 재질이 열화된 상태의 사용재(serviced material)를 S로 표기하고, 인성회복 열처리를 실시하여 신재(new material)로 가정된 재료를 N으로 표기하였다. 즉, SNS시편은 사용된 모재에 새로이 용접을 실시해서 사용 중 설비에 실제 보수용접을 한 상태와 유사한 조건이 되도록 한 것이며, NNN시편은 신재를 모재로 하여 그 사이를 동종재료로 용접한 시편으로 제작 당시 용접부 상태의 조건이 되도록 한 것이다. 용접은 싱글 베벨 맞대기 용접으로 하였고 Fig. 2에 보인 바와 같

Table 1. Chemical composition of the test material (in weight percent).

Elements	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	Al	Fe
Test Material	0.18	0.27	0.68	0.016	0.014	0.095	0.94	0.44	0.12	0.008	bal.
ASTM A387 Grade12	0.05~ 0.17	0.15~ 0.40	0.40~ 0.65	0.035max	0.035max	.	0.80~ 1.15	0.45~ 0.60	.	.	bal.

이 균열 발생 노치를 용융선과 같은 방향으로 가공하였다.

C(T) 시험편 가공과 크리프 균열성장시험은 ASTM E1457 규격⁹⁾에 제시된 방법에 따라 실시하였으며, SNS시편 4개 및 NNN시편 2개에 대해 균열성장시험을 실시하였다. 각 시편에 대한 시험하중 및 시험시간 등의 시험조건은 Table 2에 보인 바와 같다. 시험하중의 크기를 변화시켜, 부하된 응력확대계수의 범위가 550~1015 N·mm^{-3/2}이 되도록 조정하였다. 최종 시험시편은 시편두께 12mm, 시편높이 28.8mm, 시편폭(W) 23.7mm 크기의 시편을 사용하였으며, 예비균열 형성 후 양쪽 표면에 각각 1.5mm깊이의 측면홈(side groove)을 가공하여 크리프 균열성장 시험을 실시하였다.

2.2 균열크기 측정

시험 중 균열길이를 연속적으로 모니터하기 위해 직류전위차법을 사용하였다. 시험은 최종파단이 일어나기 전에 중단하여 시편을 액체질소에 담근 후 저온에서 파단시켜 파면에 균열성장량을 육안으로 식별할 수 있도록 하였다. 파단된 시편은 두께 방향으로 8등분한 9점에서 예비 균열 및 최종 균열길이를 현미경으로 측정하였고, 이 실측한 길이들에 대한 평균값을 초기 및 최종 균열길이 값으로 사용하였다. 한편, 측정된 직류전위차 데이터로부터 균열성장량과 전압변화량의 관계를 나타낸 Johnson식인 (1)식을 이용해 균열성장량을 예측하였다^{9, 10)}.

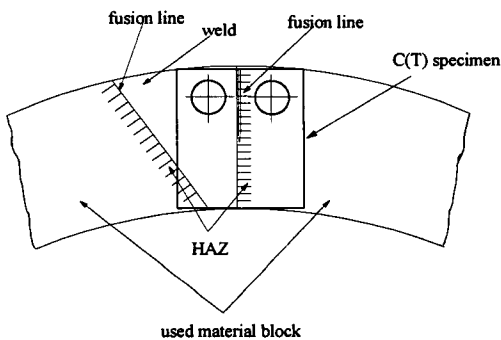


Fig. 2 Sampling location of a C(T) specimen from the welded block.

Table 2. Creep crack growth test conditions.

Specimen	Load (N)	Applied K_I (N·mm ^{-3/2})	Test Period (hr)
NNN1	3920	672.7	261
NNN3	5880	1015.0	854
SNS2	3920	600.9	571
SNS3	3920	694.8	266
SNS5	4900	766.5	158
SNS9	2940	548.5	2136

$$\frac{a}{W} = \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left\{ \frac{\cosh \left(\frac{\pi Y_0}{2W} \right)}{\cosh \frac{V}{V_0} \cosh^{-1} \left\{ \frac{\cosh \pi Y_0 / 2W}{\cos \pi a_0 / 2W} \right\}} \right\} \quad (1)$$

(1)식에서 V_0 , a_0 는 실험시작 초기의 출력단자전압 및 균열크기이며, W 는 시편의 폭, Y_0 는 시편 중심선에서 출력단자까지의 거리이다. 이 식으로 출력단자전압 V 로부터 균열크기 a 를 예측할 수 있다. 측정된 균열성장량을 예측된 균열성장량 값과 비교하여 만약 예측된 값과 측정된 값이 다를 때는 오차가 균열성장량에 비례한다고 가정하여 (2)식으로 보정하였다¹⁰⁾.

$$a_c = a_o + (a_p - a_o) \left[1 + \frac{a_{mf} - a_{pf}}{a_{pf} - a_o} \right] \quad (2)$$

이때, a_c 는 보정된 균열크기, a_p 는 보정전에 Johnson식으로 예측된 균열크기, a_o 는 측정된 초기 균열크기, a_{mf} 는 측정된 최종 균열크기, a_{pf} 는 예측된 최종 균열크기이다. Table 3에 각각의 시편에

Table 3. Measured and predicted crack lengths.

Specimen	a_0 (mm)	a_{me} (mm)	a_p (mm)	error (mm)
NNN1	11.24	12.49	12.73	0.24
NNN3	11.23	13.12	13.23	0.11
SNS2	10.20	11.83	11.69	-0.14
SNS3	11.38	13.98	13.94	-0.04
SNS5	10.69	13.20	13.43	0.23
SNS9	11.98	13.39	13.52	0.13

대해 측정된 균열길이 및 예측된 균열길이와 이들 사이의 오차를 나타내었다. 직류전위차법을 사용한 측정오차는 -0.14mm~0.24mm 이었다.

2.3 재료 물성 측정

재료의 사용 온도인 538°C에서 인장 및 크리프 재료 물성을 측정하여 파괴 매개변수 평가식에 사용하였다. 인장 기계 물성 및 2차 크리프 상수는 이전 연구결과^{6,12)}를 이용하였고 이는 각각 Table 4, Table 5에 보인 바와 같다.

본 연구에서는 크리프 시험 데이터를 재해석하여 1차 크리프 상수를 결정하였다. 재료의 1차 크리프 상수를 결정하기 위하여 실험에 의해 측정된 크리프 변형률-시간 관계선도에서 하중 부과 후 초기의 크리프 변형률이 급격히 증가하는 부분의 데이터를 각 응력별 시험데이터 세트로부터 일정 갯수씩 선택하였다. 재료의 1차 크리프 거동에 의한 변형률을 $\dot{\epsilon}_{pc} = A_1 \sigma^{n_1} \epsilon^p$ 으로 가정하고, 전체 크리프 변형률을 1차, 2차 변형률의 합인 $\dot{\epsilon} = A_1 \sigma^{n_1} \epsilon^p + A_2 \sigma^n$ 으로 가정

Table 5. Primary and secondary creep constants of the test material at 538°C.

Material	A	n	A_1	n_1	p
New	1.828E-26	9.03	2.291E-24	6.19	1.46
Serviced	3.856E-25	9.36	1.259E-20	5.42	1.51

Table 4. Tensile properties of the test material at 25°C and 538°C.

Cr-0.5Mo Material	Test Temperature (°C)	Young's Modulus (GPa)	Yield Stress (MPa)	Ultimate Tensile Strength (MPa)	D	m
New	25	210	412.5	541.0	5.89E-18	5.86
Serviced			282.0	494.5	2.54E-1	4.68
New	538	147	338.0	445.0	6.46E-25	8.62
Serviced			258.8	308.0	4.95E-34	12.75

하여 2차 크리프 상수를 결정하는 방법과 유사한 방법인 최소자승법으로 A_1 , n_1 및 p를 결정하였다. 결정된 1차 크리프 상수는 Table 5에 보였다.

3. 결과 및 토의

3.1 1차 크리프 상수 결정

신재 및 사용재 각각에 대하여 크리프 실험으로 측정된 크리프 변형률-시간 관계데이터와 Table 5에 보여준 2차 크리프 상수인 A와 n을 $\dot{\epsilon}_c = A \sigma^n$, 2차 크리프 모델링식에 대입하여 계산된 크리프 변형률 데이터를 함께 Fig. 3 및 Fig. 4에 나타내었다. Fig. 3, 4를 관찰해보면, 실험 초기에 변형률이 급격히 증가하는 1차 크리프변형이 우세한 영역에

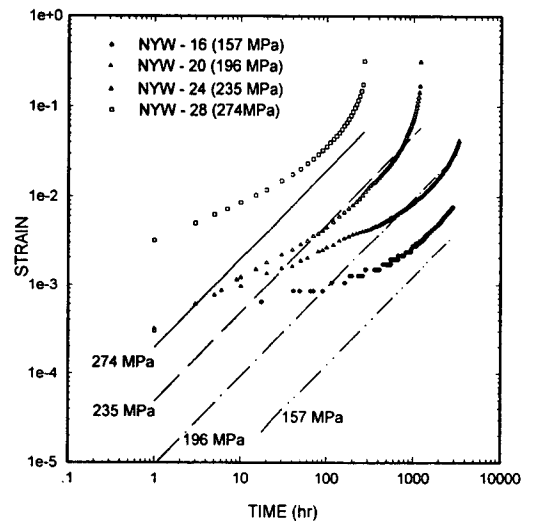


Fig. 3 Comparison between measured creep data and estimated data based on secondary creep modeling for new material.

서 실험 데이터와 모델링 데이터가 잘 맞지 않는 것을 알 수 있다. 따라서, 이러한 오차를 개선하기 위해서 1Cr-0.5Mo 강의 경우에는 2차 크리프 거동에 1차 크리프 거동도 함께 고려하여야 한다. Fig.5, 6에 실험데이터를 1차 및 2차 크리프 상수를 1차-2차 크리프 모델링식, $\dot{\epsilon} = A_1 \sigma^{n_1} \epsilon_{cr}^{-p} + A_2 \sigma^{n_2}$ 에 대

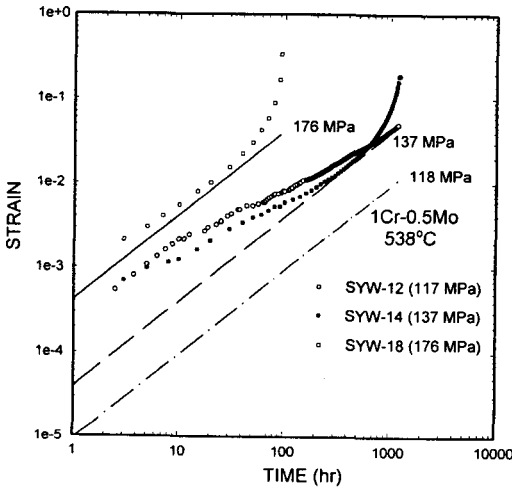


Fig. 4 Comparison between measured creep data and estimated data based on secondary creep modeling for serviced material.

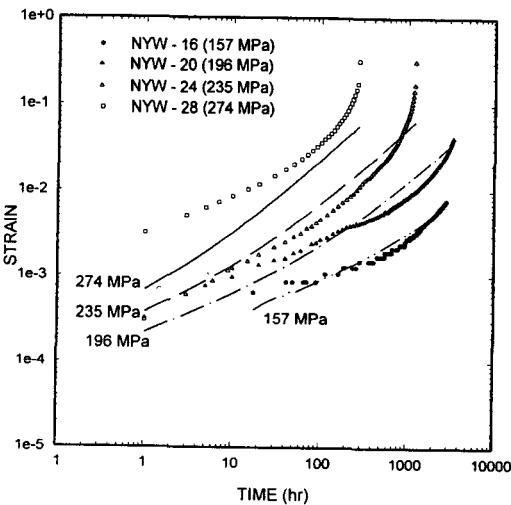


Fig. 5 Comparison between measured creep data and estimated data based on primary-secondary creep modeling for new material.

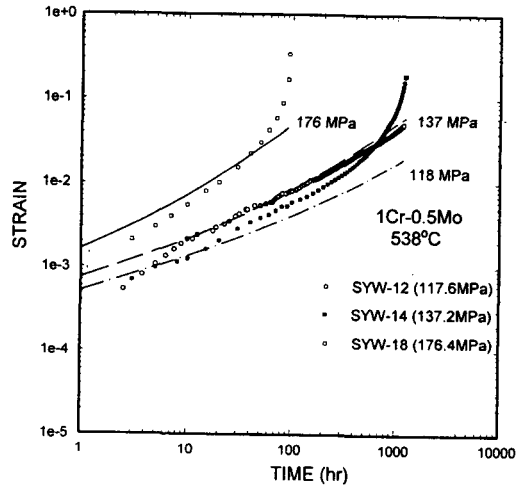


Fig. 6 Comparison between measured creep data and estimated data based on primary-secondary creep modeling for serviced material.

입하여 계산된 크리프 변형률 데이터와 함께 나타내었다. 이 그림에서 보면 실험초기뿐만 아니라 전 영역에서도 모델링 데이터와 실험 데이터가 Fig.3 및 Fig.4와는 달리 상당히 근사해짐을 알 수 있다.

3.2 탄성-1차-2차 크리프 재료에서 균열성장 모델링

C_1 의 정확한 평가를 위해서는 실제 재료거동을 잘 나타내는 구성방정식 가정이 필요하다. 균열 선단의 크리프 영역은 실제로 Fig.1(b)에 보인 바와 같이 1차, 2차, 3차 크리프 영역이 분포된다. 만약, 재료가 1차 크리프 거동을 나타내어 균열 선단에 1차 크리프 영역이 크게 형성된다면, 1차 크리프 거동이 균열체의 크리프 균열성장 거동에 크게 영향을 주어 이전 연구⁶에서 제안된 탄성-2차 크리프 거동재료에서의 C_1 평가식은 1차 크리프를 고려한 식으로 바뀌어야 된다.

Fig.5,6에 보였듯이, 본 연구에 사용된 1Cr-0.5Mo 강은 1차 크리프의 영향이 커서 정확한 C_1 의 평가를 위하여 1차 크리프도 함께 고려되어야만 한다. 탄성-2차 크리프 거동재료에 변형경화에 의한 1차 크리프 거동이 구성방정식에 포함되면 재료구성방정식은 (3)식과 같이 표현될 수 있다.

$$\dot{\epsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + A_1 \sigma^{n_1} \epsilon^p + A \sigma^n \quad (3)$$

다음 (4) 식은 탄성-1차-2차 크리프 구성방정식 재료를 가정하고 유도된⁹⁾ C_i 평가식이다.

$$C_i = \frac{PV_c F'}{B_N W F} - C^* \left[\left(\frac{t_2}{t} \right)^{\frac{p}{p+1}} + 1 \right] \left(\frac{F'}{F \eta} - 1 \right) \quad (4)$$

$$\text{단, } \eta \left(\frac{a}{W}, n \right) = \frac{1}{1 - \frac{a}{W}} \cdot \left(\frac{n}{n+1} \right) \cdot \left(\gamma - \frac{\delta}{n} \right)$$

여기서, A_1, n_1, p, A, n 은 1차 및 2차 크리프 상수이고, F 는 응력확대계수 표현식에 사용되는 무차원 함수이다. γ 와 δ 역시 균열비 (a/W)에 대한 무차원 함수로 문헌^{13,16)}에서 정의되었다. t_2 는 소규모 2차 크리프를 포함하는 전반적 1차 크리프 상태 (extensive primary creep condition)에서 전반적 2차 크리프 상태 (extensive secondary creep condition)까지의 천이시간으로 (5)~(8)식과 같이 정의된다. M 은 $n_1/(1+p)$ 이다.

C_h^* 는 전반적 1차 크리프 (extensive primary creep) 상태에서, 비균열부의 응력장이 시간의 함수가 아니며, 이때 균열선단의 HRR 특이응력장의 세기를 나타내는 균열선단 매개변수이고, 식 (6)에 보인 바와 같이 J-적분과 유사하게 Kumar등이 제안한 해석적인 방법으로 구할 수 있다.¹⁵⁾ h_1 함수는 HRR함수¹⁵⁾를 사용하여 신재와 사용재에 대하여 $M=2.517, M=3.123$ 인 경우에 각각 식 (7), 식 (8)에 보인바와 같이 유도하여 사용하였다.

$$t_2 = \left[\frac{n+p+1}{(1+p)(1+n)} \frac{C_h^*}{C^*} \right]^{\frac{1+p}{p}} \quad (5)$$

$$C_h^* = \frac{[A_1(1+p)]^{\frac{1}{1+p}}}{(W-a)^M} h_1 \left(\frac{a}{W}, M \right) \left(\frac{P}{1.455\alpha B} \right)^{M+1} \quad (6)$$

$$h_1 \left(\frac{a}{W}, 2.517 \right) = 4.004 - 16.274 \left(\frac{a}{W} \right) +$$

$$24.792 \left(\frac{a}{W} \right)^2 - 11.446 \left(\frac{a}{W} \right)^3 \quad (7)$$

$$h_1 \left(\frac{a}{W}, 3.123 \right) = 3.428 - 9.698 \left(\frac{a}{W} \right) +$$

$$13.503 \left(\frac{a}{W} \right)^2 - 5.897 \left(\frac{a}{W} \right)^3 \quad (8)$$

NNN 및 SNS, 각 시편의 크리프 균열성장시험에서 실측된 하중선 변위데이터와 탄성-1차-2차 크리프 재료에 대한 C_i 평가식인 (4) 식을 사용하여 da/dt 대 C_i 를 결정하였다. SNS시편으로 측정된 da/dt 대 C_i 데이터와 NNN시편으로 측정된 데이터의 크리프 균열성장거동의 차이가 크지 않았으므로 Fig. 7에 보인 바와 같이 한 그래프 상에 나타내었다. 따라서, 1Cr-0.5Mo 강의 용접부 균열의 크리프 균열성장률은 NNN, SNS 시편의 경우 모두가 데이터의 회귀선 (regression line) 식인 (9) 식으로 크리프 균열성장률을 모델링하여 C_i 값을 평가한 후에 균열성장률을 예측할 수 있다.

$$\frac{da}{dt} = 1.221 \times 10^{-2} C_i^{0.761} \quad (9)$$

Fig. 7에 크리프 균열성장률 데이터의 상부 분산폭 (upper scatter band)도 점선으로 함께 표시하였다. 이 분산폭의 상부경계를 나타내는 식은 (10) 식으로 나타낼 수 있다. 따라서, 크리프 균열성장

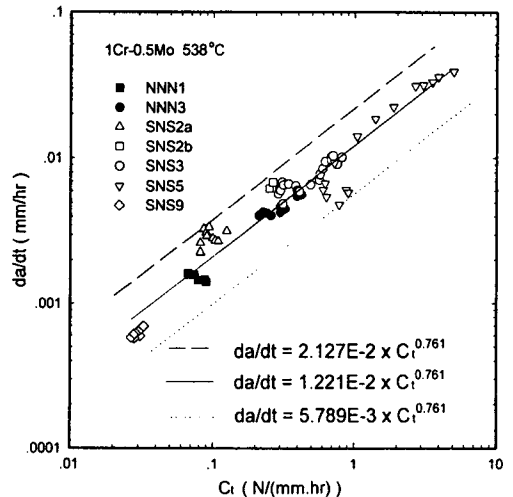


Fig. 7 da/dt vs. C_i relationship of 1Cr-0.5Mo steel weld.

에 의한 실기요소 용접부 균열의 잔여수명을 평가할 때에는 (10)식을 사용하여야 보수적인 균열성장 수명해석 결과를 얻을 수 있다.

$$\frac{da}{dt} = 2.127 \times 10^{-2} C_i^{0.761} \quad (10)$$

탄성-1차-2차 크리프 거동재료에서 유도된 C_i 식으로 크리프 균열 성장거동을 특성화한 Fig. 7과 탄성-2차 크리프 거동재료에서 유도된 C_i 로 균열성장률과의 관계를 나타낸 그래프⁸⁾를 비교하면 (9) 식으로 표현된 균열성장률 모델식에서 상수의 차가 크지 않다. 그러나, Fig. 7의 크리프 균열 성장을 데이터의 분산폭(상하부 경계와 평균 거동의 차)을 비교하면 분산폭의 크기가 탄성-1차-2차 크리프 거동재료로 해석한 경우 1.548×10^2 으로, 탄성-2차 크리프 거동재료경우의 1.595×10^2 보다 약간 작다. 따라서, 1차 크리프를 고려한 결과, 현저하지는 않지만 데이터의 산포(scatter)가 약간 줄어들었다. 이와 같이 실험적으로 측정된 크리프 균열 성장률을 탄성-1차-2차 크리프 거동 재료의 C_i 로 특성화하는 경우에도 역시 데이터의 산포가 적은 좋은 관계를 보여주고 있다.

이 관계를 사용해서 구조물에 존재하는 균열의 성장에 의한 잔여수명을 계산할 때 고온구조물에서의 균열에 대한 C_i 는 (11)식을 사용하여 해석적으로 평가한다. 이때 재료거동에는 1차 크리프도 고려할 수 있게 된다.

$$C_i = \frac{K^4(1-\nu^2)}{E\pi W} \beta r_c(\theta, M) \frac{F'}{F} \left[(n_1 + 1 + p) A_1 \right]^{\frac{2}{(1+p)(M-1)}} \frac{2}{(1+p)(M-1)} \left(\frac{I_M E}{2\pi(1-\nu^2)} \right)^{\frac{2}{M-1}} \left[\left(\frac{t_2}{t} \right)^{\frac{p}{p+1}} + 1 \right] \quad (11)$$

여기서, $\beta, r_c(\theta, M)$ 는 무차원 상수들이고, ν 는 포아송 상수이다.

Fig. 8은 (11)식을 사용하여 크리프상수 및 하중 조건, 균열치수 등의 데이터로부터 계산된 해석적인 C_i 값과 실험에 의해 실측된 C_i 값을 비교한 그래프이다. 계산된 C_i 와 실측된 C_i 가 45° 선을 따라서 비교적 동일한 값을 가짐을 알 수 있다. 따라서,

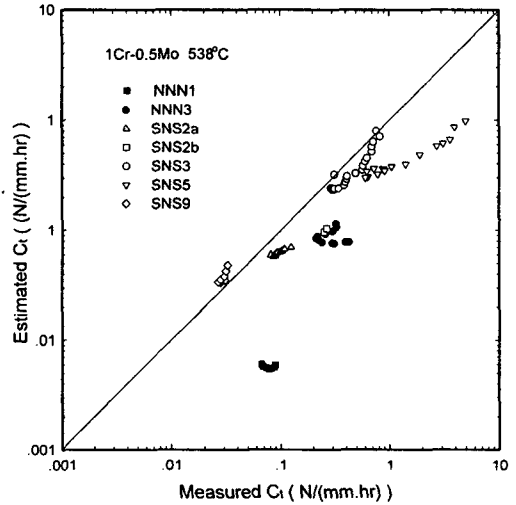


Fig. 8 Relations between C_i estimated by analytical method and C_i obtained from experimental measurement.

앞에서 제시한 크리프 균열성장모델식, (10)식과 C_i 평가식인 (11)식을 사용하면 고온 용접구조물에 용융선이나 열영향부에 존재하는 균열의 잔여수명을 평가할 수 있을 것이다.

3.3 소성효과를 고려한 C_i 평가식의 적용

크리프 균열성장 시험에서는 초기 하중부과 후 균열선단에 소성영역이 형성되게 된다. 따라서 하중부과 후 형성되는 균열선단의 응력장은 소성영역의 영향으로 초기부터 완화되게 된다. 이러한 응력의 완화로 시간의 경과에 따른 크리프 영역의 팽창속도도 함께 둔화되게 된다. 결과적으로, 초기 균열선단 소성에 의하여 C_i 값이 감소되는데, 이 영향을 고려하고자 t_{pl} 을 C_i 평가식에 도입하였다.⁷⁾ t_{pl} 은 소성을 고려하지 않은 탄성-2차 크리프 재료의 균열선단 응력장의 세기가 초기 소성에 의하여 완화된 응력장의 세기와 같아지는데 필요한 시간으로 정의된다. 따라서 C_i 의 값은 식(12)에 t 대신 $t + t_{pl}$ 을 대입한 경우로 근사화 할 수 있다.

$$C_i = \frac{4\alpha\beta r_c(\theta, n)}{E(n-1)} (1-\nu^2) \frac{K^4 F'}{W F} (EA)^{\frac{2}{n-1}} \frac{1}{(t + t_{pl})^{\frac{n-3}{n-1}} + C^*} \quad (12)$$

이때, t_{pl} 을 구하는 식은 다음과 같다.

$$t_{pl} = \frac{1}{(n_1 + 1 + p)A_1} \left(\frac{2\pi(1 - \nu^2)}{I_M E} \right) \left(\xi \frac{2\pi}{f_c(\theta, M)} \left(\frac{m-1}{m+1} \right) \left(\frac{1}{2\sigma_{ys}} \right)^2 \right)^{\frac{m-1}{2} + p} \quad (13)$$

여기서, m 은 소성상수이며, σ_{ys} 는 항복응력이다. ξ 는 유한요소해석을 이용하여 소성영역과 크리프영역의 크기를 비교하여 구한다. 식 (13)으로부터 신재 및 사용재에 대하여 각각 0.302시간, 0.108시간의 t_{pl} 을 얻었다. 이러한 균열선단 소성효과를 크리프 균열성장모델에 적용하기 위하여 (12)식을 사용하여 C_i 를 평가하였다. NNN, SNS 각 시편의 경우에 대하여 C_i 값 크기의 변화가 소성효과를 고려하지 않은 C_i 값과 비교하여 0.00025%~1.5%정도 완화되었다. 결과적으로, 소성효과를 고려한 C_i 평가결과는 그렇지 않은 경우와 비교하여 큰 차이가 없었다. 이는 균열선단에서의 소성영역 형성에 의한 응력장 완화효과는 초기 하중부과 후 잠시 나타나며, 시간이 경과됨에 따라 균열선단 크리프 영역이 형성되어 이 영역이 균열선단 소성영역보다 커지게 되는 대부분의 정상상태 크리프 조건에서는 초기 소성영역의 존재가 C_i 값에 큰 영향을 미치지 않기 때문이다.

4. 결 론

본 연구에서는 고온 요소의 용접 열영향부 또는 용융선 근처에 균열이 존재하는 경우에 정하중 크리프 조건에서 균열성장률을 예측할 수 있는 모델을 제안하였다. 탄성-1차-2차 크리프 거동을 보이는 2종류의 1Cr-0.5Mo 강 용접부 시편을 사용하여 크리프 균열성장 시험을 실시하였고, 균열성장률, da/dt 와 C_i 와의 관계를 연구하였다. 본 연구 결과 얻은 결론은 다음과 같다.

1. 1Cr-0.5Mo 강 용접 열영향부에 존재하는 균열의 크리프 균열성장률을 특성화하기 위한 파괴매개변수로 C_i -매개변수를 사용하였다. C_i -매개변수는 다양한 하중조건에 6개 시편으로부터 측정된

크리프 균열성장률을 잘 특성화시켜 주었다.

2. 사용재를 사용하여 용접한 시편의 균열성장 거동과 신재를 사용하여 용접한 시편의 균열성장 거동이 유사하여 동일한 크리프 균열성장 모델링 관계식(da/dt 대 C_i 관계), (9)식 및 (10)식을 크리프 균열성장 수명예측에 사용할 수 있다.

3. 탄성-1차 크리프-2차 크리프 거동재료로 가정하여 평가한 크리프 균열성장률 데이터의 산포가 탄성-2차 크리프 거동재료의 균열성장률 데이터와 비교하여 줄어들었다. 결과적으로, 저합금강인 1Cr-0.5Mo 강의 경우 재료의 1차 크리프의 영향이 크므로, 이를 고려하여 개선된 크리프 균열성장 모델식을 얻을 수 있었다.

4. 소성효과를 고려한 균열성장모델과 그렇지 않은 모델과 비교한 결과 거동의 큰 차이가 없었다. 이는 크리프에서 소성효과는 초기 하중부과 후 잠시 나타나므로 부하 후 오랜 시간 경과 후의 크리프 균열성장 데이터에는 큰 영향을 미치지 않기 때문이다.

5. 해석적인 식((13)식)으로부터 구해진 C_i 는 하중선 변위로부터 실측된 C_i 와 유사한 값을 나타내었다. 따라서 1차 크리프의 영향을 고려한 크리프 균열 성장률 모델식((10)식)은 C_i 의 평가식((13)식)과 함께 실제 고온구조물 용접부 계면균열의 정하중에서의 균열성장 수명평가에 활용할 수 있다.

후 기

본 연구는 한국과학재단 산하 산업설비 안전성 평가 연구센터(SAFE) 및 한국중공업 기술연구원의 연구비 지원으로 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. 김진영 : 국내 화력발전소의 보일러 및 압력 용기의 현안과제 및 향후대책, 대한기계학회지, 제33권, 제8호, (1993), pp. 739-745
2. P. K. Liaw, G. V. Rao and M. G. Burke : Creep Fracture Behavior of 2.25Cr-1Mo Welds from a 31-year-old Fossil Power Plant, Materials Science Eng., A131, (1991), pp. 187-201

3. A. Saxena : Creep Crack Growth under Non-Steady State Condition, ASTM STP 905, (1986), pp. 185-201
4. J. L. Bassani, D. E. Hawk and A. Saxena : Evaluation of the C_t Parameter for Characterizing Creep Crack Growth Rate in the Transient Regime, ASTM STP 995, (1989), pp. 7-26
5. C. P. Leung and D. L. McDowell : Inclusion of Primary Creep in the Estimation of the C_t Parameter, International Journal of Fracture, Vol. 46, (1990), pp. 81-104
6. 윤기봉, 김광웅 : 저합금강 용접부의 크리프 균열성장거동 모델링, to be submitted
7. K. B. Yoon, A. Saxena and D. L. McDowell, : Influence of Crack-Tip Plasticity on Creep-Fatigue Crack Growth, Fracture Mechanics, ASTM STP 1131, (1992), pp. 367-392
8. ASTM Standard, E 1457-92, Standard Test Method for Measurement of Creep Crack Growth Rates in Metals, (1994)
9. H. H. Johnson : Calibration of the Electric Potential Method for Studying Slow Crack Growth, Materials Research and Standard, Vol. 5, No. 9, (1965), pp. 442-445
10. K. H. Schwalbe and D. Hellmann : Application of the Electrical Potential Method to Crack Length Measurements Using Johnson's Formula, Journal of Testing and Evaluation, Vol. 9, No. 3, (1981), pp. 218-221
11. A. Saxena : Electrical Potential Technique For Monitoring Subcritical Crack Growth at Elevated Temperature, Eng. Fracture Mechanics Vol. 13, No. 4, (1980), pp. 741-750
12. 신규인, 윤기봉, 최현창, 박재학, 이해무 : 1Cr-0.5Mo 강 용접부 균열의 고온파괴거동 연구, 산업안전학회논문집, 제12권, 제2호, (1997), pp. 45-56
13. H. A. Ernst : Unified Solution for J Ranging Continuously from Pure Bending to Pure Tension, ASTM STP 791, (1983), pp. 499-519
14. A. Saxena, H. Ernst and J. D. Landes : Creep Crack Growth Behavior in 316 Stainless Steel at 594°C, International Journal of Fracture, vol. 23, (1983), pp. 245-257
15. V. Kumar, M. D. German and C. F. Shih : An Engineering Approach to Elastic-Plastic Analysis, Technical Report EPRI NP-1931, Electric Power Research Institute. (1981)