

〈論 文〉

변형률분할법에 의한 12Cr 단조강의 열피로 수명예측

하정수* · 오장우** · 고승기***

(1993년 12월 31일 접수)

Thermal-Mechanical Fatigue Life Prediction of 12Cr Forged Steel Using Strain Range Partitioning Method

Jung-Soo Ha, Jang-Woo Ong and Seung-Kee Koh

Key Words : Thermal-Mechanical Fatigue(열피로), In-Phase(동상), Out-of-Phase(역상), Cyclic Softening(피로연화), Fatigue Life Prediction(피로수명예측), Strain Range Partitioning(변형률분할), Loop Inversion Method(이력곡선 치환법)

Abstract

Fatigue behavior and life prediction method were presented for thermal-mechanical and isothermal low cycle fatigue of 12Cr forged steel used for high temperature applications. In-phase and out-of-phase thermal-mechanical fatigue test at 350 to 600°C and isothermal low cycle fatigue test at 600°C were conducted using smooth cylindrical hollow specimen under strain-control with total strain ranges from 0.006 to 0.015. Cyclic softening behavior was observed regardless of thermal-mechanical and isothermal fatigue tests. The phase difference between temperature and strain in thermal-mechanical fatigue resulted in significantly shorter fatigue life for out-of-phase than for in-phase. The difference in fatigue lives was dependent upon the magnitudes of inelastic strain ranges and mean stresses. Increase in inelastic strain range showed a tendency of intergranular cracking and decrease in fatigue life, especially for out-of-phase thermal-mechanical fatigue. Thermal-mechanical fatigue life prediction was made by partitioning the strain ranges of the hysteresis loops and the results of isothermal low cycle fatigue tests which were performed under the combination of slow and fast strain rates. Predicted fatigue lives for out-of-phase using the strain range partitioning method showed an excellent agreement with the actual out-of-phase thermal-mechanical fatigue lives within a factor of 1.5. Conventional strain range partitioning method exhibited a poor accuracy in the prediction of in-phase thermal-mechanical fatigue lives, which was quite improved conservatively by a proposed strain range partitioning method.

1. 서 론

고온기기 및 구조물들은 자유스런 열팽창이 부분

적으로 또는 완전히 구속되어 있게 될 때, 가열과 냉각이 반복됨에 따라 재질에 점증적인 손상을 주게 되어 균열을 발생시키고 궁극적으로는 파손에 이르는 열피로 파괴현상이 발생한다. 산업현장에서 사용되고 있는 고온, 고압의 설비들은 대부분 기계적인 응력과 함께 열응력을 감당하게 되고 특히 응력의 변동과 동시에 온도의 변화가 수반되어 고온

*정회원, 한국전력공사(주) 기술연구원

**정회원, 충남대학교 기계설계학과

***정회원, 군산대학교 생산기계공학과

등온피로거동 (elevated isothermal fatigue behavior) 과는 다른 열피로 (thermal-mechanical fatigue) 현상을 보여 주고 있다.⁽¹⁾

현재의 대형 플랜트에서는 열효율 향상을 고온고압화에 의존하고 있으며 특히 발전설비의 경우에 있어서는 운전 중 심한 부하변동과 빈번한 기동 및 정지가 요구되고 있다. 이러한 고온고압하에서의 부하변동과 기동 및 정지는 열적 과도상태를 초래하여 고온고압 기기 및 구조물내의 온도구배에 의한 열응력이 발생하게 되며 특히 응력집중부에서 변동하는 열응력은 기계적 응력과 함께 열피로손상을 주게 된다. 따라서 이처럼 가혹한 사용 조건에서의 열피로거동은 물론 열피로 수명예측에 대한 연구의 중요성이 높아지고 있다.

열피로손상을 극대화 할 수 있는 열피로실험은 실제 조건과 유사하도록 기계적 변형률뿐만 아니라 온도까지 동시에 변화시켜 재료의 피로파괴거동을 고찰하는 것으로서 일반적으로 두가지 형태로 구분하여 실시한다. 이는 최고 온도에서 최대 인장변형률이 발생하는 동상(in-phase) 열피로실험과 최고 온도에서 최대 압축변형률이 발생하는 역상(out-of-phase) 열피로실험으로 구분한다. 이러한 열피로실험은 1950년대에 Coffin에 의하여 실험장치가 구상되어⁽²⁾ 1960년대 후반부터 Manson 등에 의하여 구체화되었으며 소성변형률과 수명과의 관계가 열피로실험에 적용되고 열피로 수명예측에 대한 연구가 시작되어 왔다.^(3,4) 최근에 이르러 각종 고온소재의 열피로거동 및 열피로 수명예측에 대한 연구가 진행되어 오고 있으나,^(5,6) 아직도 기존의 열피로수명식을 이용하여 고온기기 및 구조물의 열피로 수명예측을 함에 있어서 많은 실험 및 해석적 어려움이 있으며, 실제 수명과 예측된 수명의 큰 오차를 보이고 있어 이에 대한 지속적인 연구가 요구되고 있다.

본 논문에서는 595°C의 고온에서 사용될 초임계압 발전소의 터빈로터용으로 시험제작된 12Cr 단조강을 사용하여 열응력과 기계적 응력을 함께 고려할 수 있는 동상 및 역상 열피로실험과 등온(isothermal) 저주기 피로실험을 수행하여 열피로 거동을 파악하고 변형률과 열피로 수명사이의 관계를 제시하였으며, 등온 저주기 피로실험자료를 이용한 변형률분할법을 열피로 수명예측에 적용하여 보다 정확하고 긴밀한 개선된 열피로 수명예측법을 제시코자 한다.

2. 실험편 및 실험방법

2.1 실험재료 및 실험장치

본 연구에서 사용된 12Cr 단조강은 발전 터빈 로터용 강으로 쓰여지고 있는 고온강도가 우수한 재질이다. 그 화학적 조성 및 기계적 성질은 각각 Table 1과 2에 나타내어 있다. 실험편의 형상은 Fig. 1과 같이 표점거리가 15 mm이고 외경이 13 mm, 내경이 10 mm인 중공의 봉상(hollow cylindrical specimen)이다. 실험편의 내표면 및 외표면은 1200번의 연마지로 연마한 후 6 μm입자의 다이아몬드 연마제를 사용하여 마무리 연마를 함으로서 실험편 표면거칠기에 의한 영향을 줄이고자 하였다.

열피로실험에 사용된 실험장치는 10톤 용량의 Instron사의 전기기계식 피로실험기 (electro-mechanical dynamic fatigue testing machine: Instron model 1362)로서 실험편 가열용 고주파 발생장치,

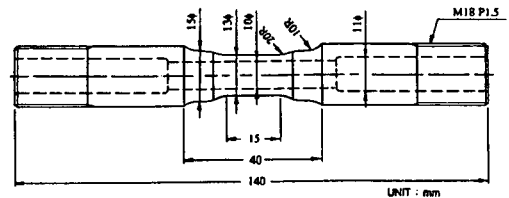


Fig. 1 Isothermal and thermal fatigue test specimen

Table 1 Chemical composition of 12Cr forged rotor steel

C	Si	Mn	S	P	Ni	Cr	Mo	V	Nb
0.16	0.24	0.67	0.003	0.005	0.58	11.01	0.92	0.23	0.05

Table 2 Tensile properties of 12Cr forged rotor steel

Tensile property	25°C	350°C	600°C
Elastic modulus, E(GPa)	226.1	198.9	126.6
0.2% offset yield strength, σ_{ys} (MPa)	777.6	660.1	370.7
Strain hardening exponent, n	0.045	0.062	0.032
Strain hardening coefficient, K(MPa)	1022.7	969.7	448.6

실험편 냉각용 공기압축기 등이 포함되어 있으며, 실험편을 하중방향에 정렬하여 편심이 되지 않도록 우즈메탈그립(Wood's metal grip)을 사용하였다. 변형률은 실험편의 축방향으로 설치된 10 mm 표점거리의 신장계(extensometer)를 사용하여 측정하였으며, 실험편의 온도는 표점거리의 중앙부위에 점용접(spot weld)된 열전대에 의하여 측정되었다.

2.2 실험조건 및 방법

Fig. 2는 본 연구에서 수행된 동상과 역상 열피로실험의 형태를 보여 주고 있다. 동상 열피로실험에서는 온도가 상승하면서 기계적 인장변형률이 작용되므로 기계적 변형률(ϵ_{mech})과 열적 변형률(ϵ_{th})이 더하여진 총 변형률(ϵ_{net})로 반복제어되며, 역상 열피로실험에서는 온도가 강하하면서 기계적 인장변형률이 작용되므로 변형률의 방향이 서로 상이한 기계적 변형률과 열적 변형률의 합인 총 변형률이 제어되는 특징을 지니고 있다. 본 연구에서의 열피로 실험온도 범위는 초임계압 발전소 터빈로터의 사용온도인 350°C와 600°C 사이의 영역이었으며, ASTM standard practice E606에 의거하여 변형률 제어상태로 수행되었다.⁽⁷⁾ 변형률 사이클의 파형은 삼각파(triangular wave)이었으며 주파수는 0.5 cycle/min, 온도변화율은 4.167°C/sec이었고, 총 변형률

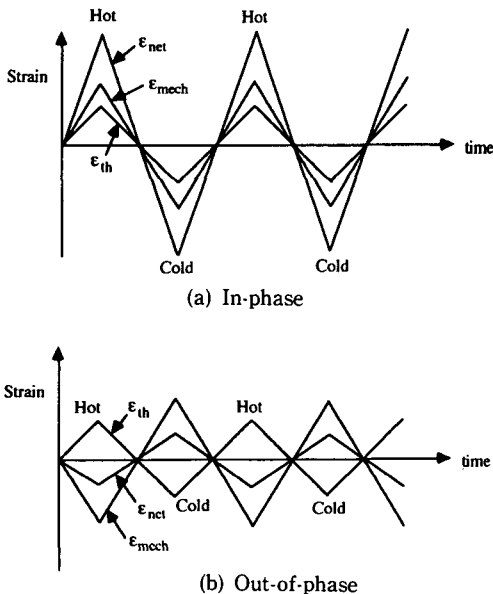


Fig. 2 Strain versus time under in-phase and out-of-phase thermal-mechanical fatigue tests

범위, $\Delta\epsilon=0.015, 0.012, 0.010, 0.008, 0.006$ 에서 실험이 수행되었다.

열피로 파괴거동과 등은 저주기 피로파괴거동을 비교하기 위하여 등은 저주기 피로실험을 열피로 실험의 최고 온도인 600°C에서 열피로실험에서와 같은 주파수인 0.5 cycle/min로 수행되었다. 또한 변형률분할법을 이용하여 열피로수명을 평가 예측하기 위하여 시간에 무관한 소성변형률을 발생시키는 $\dot{\epsilon}=4 \times 10^{-3} \text{sec}^{-1}$ 의 빠른 변형률속도와 시간에 의존하는 크리프변형률을 발생시키는 $\dot{\epsilon}=4 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$ 의 느린 변형률속도를 이용하여 fast-fast(PP), fast-slow(PC), slow-fast(CP), slow-slow(CC)의 변형률 파형을 지니는 등은 저주기 피로실험을 수행하였다. 피로실험과정에서 최대 인장응력이 연속적으로 강하하는 현상이 발생하여 피로수명을 정의하는데 어려움이 있었으므로, 응력-변형률 이력곡선(hysteresis loop)의 최대 인장응력이 피로실험의 준안정상태에서의 최대 인장응력의 75%를 나타낼 때까지의 반복수를 피로수명이라 정의하였다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 주기응력과 변형률의 거동

350~600°C범위의 동상 및 역상의 열피로실험과 600°C, 0.5 cpm의 등은 저주기 피로실험에서 온도와 변형률의 주기적으로 반복에 따른 응력범위의 변화는 Fig. 3와 같다. Fig. 3에서 알 수 있듯이 모든 경우의 실험에서 반복수가 증가함에 따라 점증적으로 응력범위가 감소하는 피로연화(cyclic softening) 경향을 보이고 있다. 이러한 피로연화현상은 최대 인장응력과 최대 압축응력의 크기가 모두

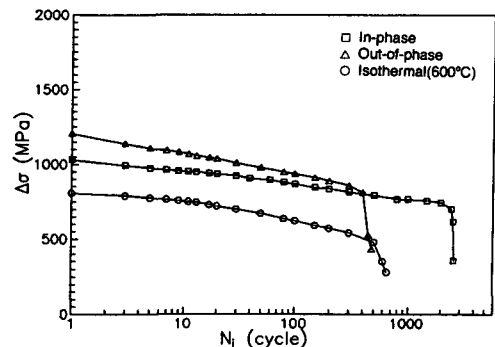


Fig. 3 Variation of stress range during cycling for $\Delta\epsilon = 0.01$

감소함에 기인하며, 이는 저자 등이 연구한 1Cr-0.5Mo강에서의 피로경화(cyclic hardening) 경향과는 상당이 다른 고온 저주기 피로거동을 보여주고 있다.⁽⁸⁾

세가지 실험중 등은 저주기 피로실험과 역상 열피로실험에서의 응력감소 기울기는 유사하나 동상 열피로실험에서는 다른 두 경우에서 보다 상대적으로 완만한 기울기로 응력의 감소가 이루어지고 있음을 알 수 있다. 이는 등은 피로하중 또는 역상 열피로하중하에서의 열피로손상이 동상 하중하에서의 열피로손상이 보다 큼을 의미하며, 따라서 동상 열피로실험은 다른 두 경우보다 현저히 긴 열피로 수명을 나타내었다. 실험이 끝난 후 등은 및 역상 열피로실험편 표면에서는 많은 수의 미세한 표면균열이 관찰되었으나, 동상 열피로실험편에서는 표면 균열은 거의 발견되지 않았다. 이러한 주기적 하중하에서의 기계적 거동은 다음과 같은 응력과 변형률과의 관계로 표현될 수 있다.

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'}\right)^{n'} \quad (1)$$

위에서 n' 은 주기 변형률 경화지수(cyclic strain hardening exponent), K' 은 주기 강도계수(cyclic strength coefficient)이며, 각 등은 피로 및 열피로하중에 대한 n', K' 값은 Table 3과 같다.

3.2 변형률과 열피로 수명사이의 관계

열피로 온도범위인 350~600°C의 동상 및 역상 열피로 실험과 주파수 0.5 cycle/min, 600°C 등은 저주기 피로실험에서의 총 변형률 범위 ($\Delta\epsilon$)와 피로수명 (N_f) 사이의 관계와 소성변형률 범위 ($\Delta\epsilon_p$)와 피로수명 (N_f) 사이의 관계가 각각 Fig. 4와 Fig. 5에 나타내었다. Fig. 5의 소성변형률 범위와 수명과의 관계는 다음과 같이 Coffin-Manson 식으로 표현될 수 있다.⁽⁹⁾

$$\Delta\epsilon_p = CN_f^m \quad (2)$$

위 식에서의 계수와 지수를 로그-로그 선형회귀법(log-log linear regression analysis)을 이용하여 구한 결과는 Table 4와 같다. Fig. 4로부터 역상 열피로수명이 가장 짧으며, 동상 열피로수명이 가장 길게 됨을 알 수 있다. 매우 큰 소성변형률을 포함하는 변형률 범위인 $\Delta\epsilon=0.015$ 에서의 동상 열피로수명은 역상 열피로수명의 약 3배의 긴 수명을 나타내고 있지만 상대적으로 적은 소성변형률을 포함

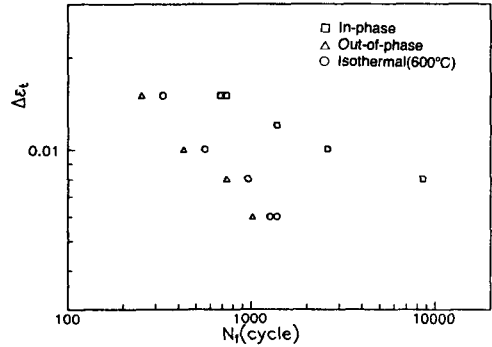


Fig. 4 Total strain versus cycles to failure

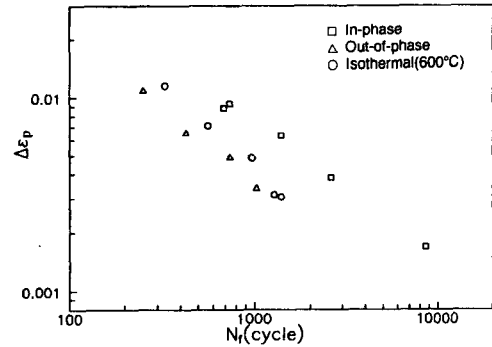


Fig. 5 Plastic strain range versus cycles to failure

Table 3 Cyclic stress-strain properties of 12Cr forged rotor steel

Type	n'	K' (MPa)
Isothermal	0.140	603.7
In-phase	0.180	1164.8
Out-of-phase	0.196	1365.7

Table 4 Coefficients and exponents of plastic strain-life equations

Type	C	m
Isothermal	2.729	-0.939
In-phase	0.727	-0.668
Out-of-phase	0.914	-0.803

하는 변형률 범위에서는 큰 수명의 차이를 보이고 있어서 $\Delta\epsilon=0.008$ 에서는 약 12배의 차이를 나타내고 있다.

열피로손상은 피로손상과 크리프손상의 합으로 알려져 있으므로⁽¹⁰⁾ 같은 변형률주파수를 가지는 Fig. 4와 같은 열피로수명의 차이는 서로 다른 열피로하중에 의한 피로손상에 기인함이라고 생각되며, 이는 Fig. 6의 같은 변형률 범위의 응력-변형률 이력곡선에서 동상 열피로가 상대적으로 작은 소성변형률을 나타내고 있으므로 다른 경우보다 적은 열피로손상을 받게 되어 긴 수명을 나타냄을 확인할 수 있다. 그러나 서로 다른 열피로실험에서 소성변형률 범위가 같음은 같은 열피로수명을 나타내는 것은 아니며, 이는 Fig. 5로부터 알 수 있다. 즉 서로 다른 변형률 범위에서 비록 소성변형에 의한 피로손상이 같을 경우에도 크리프손상이 서로 다르기 때문에 Fig. 5와 같이 같은 소성 변형률 범위에서의 열피로수명은 열피로실험 형태에 따라 상이함을 보이게 된다. 또한 Fig. 6의 역상 열피로 이력곡선에서는 인장 평균응력(tensile mean stress) $\sigma_o=108$ MPa이 존재하고 있으며, 동상 열피로 이력곡선에서는 압축 평균응력(compressive mean stress), $\sigma_o=-123$ MPa의 상당히 큰 평균응력이 존재하고 있다. 이러한 현상은 인장 평균응력이 피로수명을 단축시키며, 압축 평균응력은 피로수명을 연장시키는 영향을 미치게 되어 Koh와 Stephens의 연구와 일치하고 있다.⁽¹¹⁾

3.3 변형률 파형이 등온 저주기 피로수명에 미치는 영향

변형률 파형을 달리 하는 저주기 피로실험이 600°C의 일정한 온도에서 수행되었다. 이는 변형률 속도(strain rate, $\dot{\epsilon}$)를 달리하여 각각 피로손상에 의한 변형률-수명관계와 크리프손상에 의한 변형률

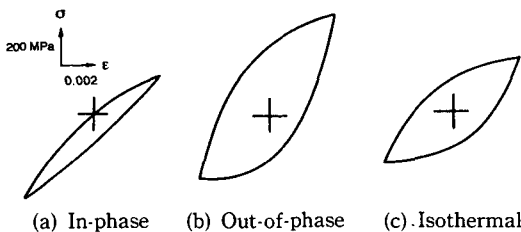


Fig. 6 Hysteresis loops at half lives for $\Delta\epsilon=0.008$

-수명관계, 그리고 피로와 크리프손상에 의한 변형률-수명관계를 구하기 위한 방법이다. 따라서 피로 실험에서 변형률이 빠른 변형률속도인 $4 \times 10^{-3}/\text{sec}$ 와 느린 변형률속도 $4 \times 10^{-5}/\text{sec}$ 의 조합인 PP, PC, CP, CC형태의 변형률 파형을 갖도록 수행하였다.

Fig. 7은 각 변형률 파형에서의 총 변형률 범위와 수명과의 관계를 보여주고 있다. PP파형의 수명은 다른 파형의 수명에 비하여 변형률 범위에 따라 약 1.2에서 2배까지의 긴 수명을 나타내고, 변형률 범위가 작을수록 큰 수명의 차이를 보이고 있으며, CP파형의 수명이 PC파형보다 약간 짧은 경향을 나타내고 있다. 각 변형률 파형을 지니는 등온 저주기 피로수명은 비탄성변형률 범위(inelastic strain range)와 수명과의 관계는 Fig. 8과 같으며, 이 관계는 Coffin-Manson식으로 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\Delta\epsilon_{in}N_f^{0.528}=0.269 \text{ (PP type)} \tag{3}$$

$$\Delta\epsilon_{in}N_f^{0.648}=0.352 \text{ (PC type)} \tag{4}$$

$$\Delta\epsilon_{in}N_f^{0.661}=0.418 \text{ (CP type)} \tag{5}$$

$$\Delta\epsilon_{in}N_f^{0.846}=1.395 \text{ (CC type)} \tag{6}$$

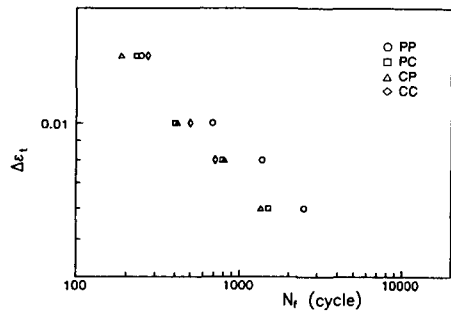


Fig. 7 Total strain range versus cycles to failure for each type of strain waveform in isothermal fatigue tests

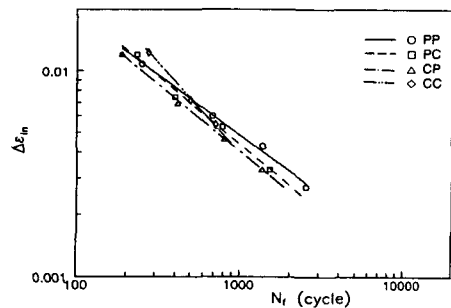


Fig. 8 Strain rate effects on isothermal fatigue life

위 식에서의 지수와 계수는 최소오차법을 이용한 로그-로그 선형회귀법으로 구하여졌다. 식 (3)~(6) 및 Fig. 8로부터 CC파형에서의 비탄성 변형률-수명식 기울기는 PP, PC, CP파형의 기울기 값에 비하여 상당히 큰 경향을 나타내고 있다.

이는 큰 변형률 범위에서는 변형률속도가 피로수명에 비교적 적게 영향을 미치고 있어서 같은 변형률 범위에서 서로 다른 변형률 파형에 따른 피로수명의 차이가 크지 않지만 변형률 범위가 작은 경우에는 변형률속도가 피로수명에 미치는 영향이 상당히 커져서 매우 작은 변형률속도를 지니는 CC파형의 피로수명이 상대적으로 빠른 변형률속도를 지니는 PP파형의 피로수명에 비하여 상당히 감소하는 현상에 기인한다. 그러나 Fig. 8은 큰 변형률 범위에서 CC파형의 수명이 오히려 PP파형보다 긴 수명을 보이고 있는데 이는 일반적으로 CC파형에서 큰 피로손상과 크리프손상에 의한 짧은 수명을 나타내는 결과와 상치되며 이러한 현상은 실험 중의 오차에 기인한 것으로 생각된다. 변형률속도의 피로수명에 대한 영향은 서로 다른 세가지의 변형률속도를 이용하여 얻어진 Fig. 9의 등은 저주기 피로수명 결과로부터 확인될 수 있다. 즉, 변형률의 속도가 감소함에 따라 크리프손상이 커져 피로수명이 짧아지게 되는데 이러한 경향은 변형률 범위가 낮을수록 심하게 나타나고 있다.

3.4 파단면의 미시적 특성

일반적으로 고온 크리프영역에서의 파단면에서는 입계균열(intergranular crack)이 관찰되고 상온 피로에서의 파단면에서는 입내균열(transgranular crack)이 관찰된다.⁽¹²⁾ 등은 저주기 피로실험, 동상 및 역상 열피로실험 후의 파단면은 Fig. 10과 같다. Fig. 10으로부터 동상 열피로 파단면의 양상

은 다른 두 경우의 파단면의 양상과 뚜렷히 구별된다. 동상 열피로 파단면은 스트라이에이션(stria-tion)과 함께 매우 요철이 심한 표면을 지니고 있으며 Fig. 10(b)에서처럼 파면 전체에 딩플(dimple)이 분포하여 있는 입내파단을 나타내고 있으나, 등은 저주기 피로 및 역상 열피로 파단면에서는 대조적으로 매우 평편한 표면과 일정한 방향으로 겹쳐 놓은 층(layer)형상의 입계 및 입내파단의 혼합양상을 보여 주고 있다.

역상 열피로 파단면과 등은 저주기 피로 파단면은 상당히 유사한 형상을 나타내고 있지만 Fig. 10(d)와 Fig. 10(f)로부터 알 수 있듯이 역상 열피로 파단면에서의 스트라이에이션 사이의 골이 등은 저주기의 경우보다 더 넓은을 관찰할 수 있으며, 이는 Sehitoglu에 의하여 지적되었던 것과 같이 산화 손상기구에서의 산화층(oxide layer)간의 깊은 골이 존재하고 이들 간의 전단현상이 발생하면서 균열이 진전되는 현상을 보여 주고 있다.⁽¹³⁾

4. 변형률분할법에 의한 열피로 수명예측

변형률분할법은 등은 저주기 피로실험시 형성되는 응력-변형률 이력곡선상의 비탄성변형률 범위를 소성변형과 크리프변형의 성분으로 분할한 후 각 변형률 범위의 방향성까지 고려하여 피로수명을 예측하는 방법으로서, 분할된 변형률 범위를 Coffin-Manson식에 적용시켜 각 성분별의 변형률 범위와

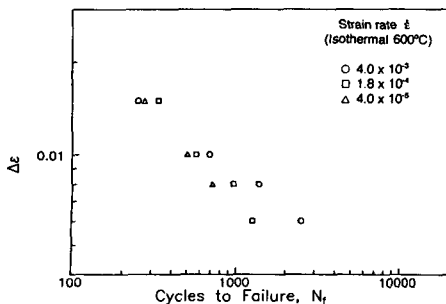


Fig. 9 Strain rate effects on isothermal fatigue life

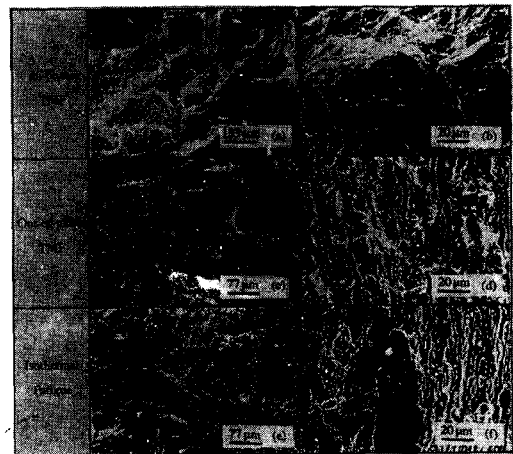


Fig. 10 Fracture surfaces of in-phase, out-of-phase thermal-mechanical land isothermal fatigue tests

피로수명을 중첩하여 합산하는 형태로서 다음과 같이 표현된다. ⁽¹⁴⁾

$$\frac{1}{N_{pre}} = \frac{F_{pp}}{N_{pp}} + \frac{F_{pc}}{N_{pc}} + \frac{F_{cp}}{N_{cp}} + \frac{F_{cc}}{N_{cc}} \quad (7)$$

여기서,

$$F_{pp} = \frac{\Delta \epsilon_{pp}}{\Delta \epsilon_{in}}, \quad F_{pc} = \frac{\Delta \epsilon_{pc}}{\Delta \epsilon_{in}}$$

$$F_{cp} = \frac{\Delta \epsilon_{cp}}{\Delta \epsilon_{in}}, \quad F_{cc} = \frac{\Delta \epsilon_{cc}}{\Delta \epsilon_{in}}$$

$$\Delta \epsilon_{in} = \Delta \epsilon_{pp} + \Delta \epsilon_{pc} + \Delta \epsilon_{cp} + \Delta \epsilon_{cc}$$

위의 식에서 N_{ij} 는 $\Delta \epsilon_{ij}$ ($i, j = p, c$)에 의한 수명을 표시하며 $\Delta \epsilon_{ij}$ 에서 i 는 인장, j 는 압축에서의 변형의 형태를 나타내고 $\Delta \epsilon_{in}$ 는 피로 응력-변형률 이력곡선에서의 비탄성변형률 범위이다. 따라서 $\Delta \epsilon_{pc}$ 는 압축방향의 크리프변형이 발생한 후 인장방향의 소성변형이 발생할 때의 변형률 범위를 의미한다.

위에서 언급한 네개의 기본적인 변형률 성분인 $\Delta \epsilon_{pp}$, $\Delta \epsilon_{pc}$, $\Delta \epsilon_{cp}$, $\Delta \epsilon_{cc}$ 를 얻기 위하여는 PP, PC, CP, CC형태의 각기 다른 변형률 파형으로 실험을 수행하여야 한다. 실험에서 얻어진 이력곡선으로부터 변형률, 즉 시간에 무관한 소성변형률 성분과 시간에 관계있는 크리프변형률 성분을 구별하는 방법은 여러가지 방법이 제안되고 있다. ⁽¹⁴⁾ 이러한 방법 중에서는 실험 중에 변형률속도를 변화시켜야 하는 단점이 있거나 별도의 각 응력과 온도에서의 크리프실험 결과나 동적 응력-변형률의 실험결과 등을 가지고 있어야 하는 등 적용상의 단점이 있어 실험의 특성과 조건에 맞게 변형률을 분할하는 방법을 선택하여야 한다.

4.1 변형률의 분할

각각의 변형률 범위와 수명과의 관계, 즉 $\Delta \epsilon_{ij}$ - N_{ij} 관계를 구하기 위하여는 PC, CP, CC파형의 600°C 등은 저주기 피로실험에서 얻어진 이력곡선을 분할하여 각 변형률 성분을 계산하여야 한다. 본 논문에서는 Fig. 11과 같이 시간에 무관한 빠른 변형률속도의 PP파형의 실험에서 얻어진 이력곡선 위에 시간에 의존하는 느린 변형률속도를 가지는 PC, CP, CC파형의 실험에서 얻어진 이력곡선을 중첩시켜 비탄성변형률 범위를 분할하였다. Fig. 11에서 이력곡선 ABCEDF상의 B점에 시간에 무관한 변형률 범위만을 생성시킬 수 있을 정도의 충분히 빠른 인장 변형률속도로부터 얻어진 이력곡선인

BDH를 중첩하면 BE'은 소성변형 성분, 그리고 E'E는 크리프변형 성분이 된다. 압축과정에서도 인장과정과 동일한 방법에 의하여 BE'과 B'B은 각각 소성 및 크리프변형 성분이 된다. 소성변형률과 크리프변형률을 인장과정에서 각각 ϵ_p^I 와 ϵ_c^I 로 표시하고, 압축과정에서 각각 ϵ_p^C 와 ϵ_c^C 로 표시하면 이력곡선 ABCEDF의 비탄성변형률 범위 BE는 다음과 같이 분할된다.

$$\Delta \epsilon_{pp} = \epsilon_p^C, \quad \Delta \epsilon_{pc} = \epsilon_p^I - \epsilon_p^C, \quad \Delta \epsilon_{cc} = \epsilon_c^I, \quad \text{if } \epsilon_p^I \leq \epsilon_p^C$$

$$\Delta \epsilon_{pp} = \epsilon_p^I, \quad \Delta \epsilon_{cp} = \epsilon_p^C - \epsilon_p^I, \quad \Delta \epsilon_{cc} = \epsilon_c^C, \quad \text{if } \epsilon_p^I \geq \epsilon_p^C$$

구하여진 변형률 범위 $\Delta \epsilon_{pc}$, $\Delta \epsilon_{cp}$, $\Delta \epsilon_{cc}$ 로부터 다음의 식(8)을 이용하여 N_{pc} , N_{cp} , N_{cc} 를 구하였으며 그 결과는 Table 5와 같다.

$$\frac{1}{N_{ij}} = \frac{\Delta \epsilon_{ij}}{\Delta \epsilon_{ij}} \frac{1}{N_f} \frac{\Delta \epsilon_{pp}}{\Delta \epsilon_{ij}} \frac{1}{N_{pp}} \quad (8)$$

분할되어진 $\Delta \epsilon_{ij}$ 와 식(8)로부터 얻어진 N_{ij} 으로부터 각 변형률 조건에서의 $\Delta \epsilon_{ij}$ - N_{ij} 관계는 Fig. 12와 같으며, 선형회귀법을 이용하여 로그-로그 선형 방정식을 구하면 다음과 같이 Coffin-Manson식의 형태로 수식화된다.

$$\Delta \epsilon_{pc} N_{pc}^{0.779} = 0.586 \quad (9)$$

$$\Delta \epsilon_{cp} N_{cp}^{0.901} = 0.991 \quad (10)$$

$$\Delta \epsilon_{cc} N_{cc}^{1.434} = 21.263 \quad (11)$$

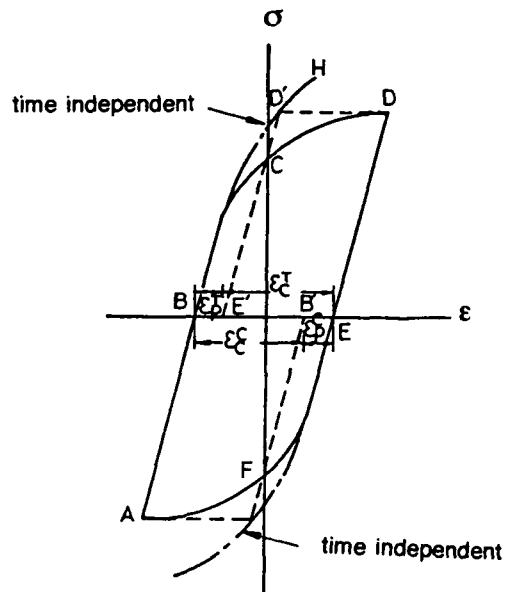


Fig. 11 Procedure of strain range partitioning method for isothermal fatigue

Table 5 Partitioned inelastic strain ranges and calculated failure lives of isothermal fatigue tests

Type	$\Delta\epsilon_t$	$\Delta\epsilon_{in}$	Partitioned strain range				Calculated failure life			
			$\Delta\epsilon_{pp}$	$\Delta\epsilon_{pc}$	$\Delta\epsilon_{cp}$	$\Delta\epsilon_{cc}$	N_{pp}	N_{pc}	N_{cp}	N_{cc}
PP	0.015	0.0108	0.0108				251			
	0.010	0.0060	0.0060				689			
	0.008	0.0043	0.0043				1231			
	0.006	0.0027	0.0027				2682			
PC	0.015	0.1200	0.0019	0.0101				196		
	0.010		0.0074	0.0015	0.0059				324	
	0.008	0.0053	0.0013	0.0040				622		
	0.006	0.0033	0.0009	0.0024				1157		
CP	0.015	0.0121	0.0017		0.0104				161	
	0.010	0.0069	0.0016		0.0053				325	
	0.008	0.0046	0.0014		0.0032				591	
	0.006	0.0033	0.0011		0.0022				967	
CC	0.015	0.0123	0.0027			0.0096				220
	0.010	0.0072	0.0028			0.0044				352
	0.008	0.0054	0.0023			0.0032				487

Fig. 12의 변형률과 수명과의 관계에서 $\Delta\epsilon_{cc}-N_{cc}$ 식은 다른 식에 비하여 기울기가 매우 큰 형태를 보이고 있으며, 이는 같은 변형률 범위에서 $\Delta\epsilon_{cc}$ 의 수명이 다른 변형률 범위에서의 수명보다 짧음을 의미하므로 $\Delta\epsilon_{cc}$ 에 의한 손상이 다른 $\Delta\epsilon_{pp}$, $\Delta\epsilon_{pc}$, $\Delta\epsilon_{cp}$ 보다 상대적으로 크다는 것을 알 수 있다.

4.2 열피로 수명예측에의 적용

변형률분할법을 열피로 수명예측에 사용하기 위

하여는 등은 저주기 피로의 이력곡선보다 일반적으로 복잡한 형상인 열피로의 이력곡선에서의 비탄성 변형률 범위를 분할하여야 한다. 본 논문에서는 열피로 이력곡선에서의 변형률을 분할하기 위하여 Fig. 13과 같은 이력곡선 치환법(loop inversion method)을 사용하였다.⁽¹⁵⁾ 이력곡선 치환법은 열피로실험 중 온도를 상승시키는 과정에서만 크리프변형이 발생되고 온도를 하강시키는 과정에서는 크리프변형이 발생되지 않는다는 가정으로부터 제안되었으며

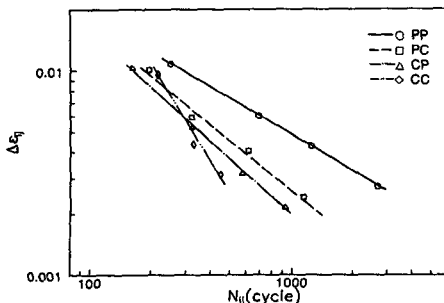


Fig. 12 Relationship between partitioned strain ranges and estimated fatigue lives

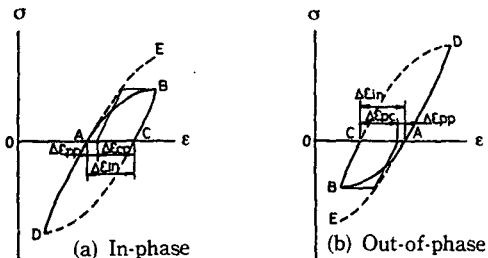


Fig. 13 Procedure of loop inversion method for evaluation creep strain component in thermal mechanical fatigue

간단하게 열피로실험에 적용될 수 있는 장점이 있다. 따라서 Fig. 13에서처럼 온도를 하강시키는 중에 발생하는 이력곡선의 CD를 온도가 상승될 때 생성되는 이력곡선의 AE로 치환하여 $\Delta\epsilon_{pp}$ 성분과 $\Delta\epsilon_{cp}$ 및 $\Delta\epsilon_{pc}$ 성분을 분할하였다.

열피로실험에 있어서 고온으로 온도가 상승하며 인장변형이 발생하는 동상 열피로에서는 $\Delta\epsilon_{pc}$ 성분이 발생하고, 반면에 저온으로 온도가 하강하면서 인장변형이 발생하는 역상 열피로에서는 $\Delta\epsilon_{cp}$ 성분이 발생하고 있으며 최고온도에서 유지시간이 있을 경우에는 $\Delta\epsilon_{cc}$ 성분이 존재하게 된다. 열피로실험에서의 복잡한 응력-변형을 이력곡선을 이력곡선 치환법을 사용하여 얻어진 각각의 $\Delta\epsilon_{ij}$ 와 이 값을 다시 식(3), (9), (10), (11)에 대입하여 구하여진 N_{ij} 는 Table 6과 같다. 구하여진 $\Delta\epsilon_{ij}$ 와 N_{ij} 를 식(7)에 대입하여 구한 수명예측치 N_{pre} 를 열피로실험으로부터 얻은 수명 N_t 와 비교하여 Table 6에 나타내었다.

여기에서 실험치와 예측치를 비교하여 보면 Fig. 14와 같이 역상 열피로실험의 결과는 오차범위 1.5 배 이내에서 비교적 정확하게 일치하고 있으나 동상 열피로실험에서는 상당한 오차가 발생하고 있음을 알 수 있다. 오차의 원인은 실제 동상 열피로수명이 상당히 길은데 반하여 동상 열피로수명을 예측하는데 주된 성분으로 사용되는 CP파형의 피로수명은 오히려 PC파형의 피로수명보다도 상대적으로 짧아 예측치가 실험치보다 작게 나타남으로써 오차를 크게 하고 있다. 또한 열피로실험에서는 기

계적변형률과 열적변형률의 실제 제어되는 총 변형률에 차지하는 비율이 동상과 역상 열피로실험에서 각각 다르다는 열피로의 특성에 기인하는 것으로 보인다.⁽¹³⁾ 이러한 열피로의 특성은 앞에서 파단면의 미시적 특징을 비교하여 본 것처럼 동상과 역상의 열피로 손상기구를 달리하게 되고 이것은 열피로수명에 크게 영향을 미치고 있음을 알 수 있다.

4.3 변형률분할법의 수정모델 제안

변형률분할법을 이용한 피로수명에측법을 열피로 실험에 적용하였을 때 역상 열피로에서는 비교적 정확하게 일치하고 있으나 동상 열피로에서는 상당한 오차를 보이고 있으므로 변형률분할법을 열피로

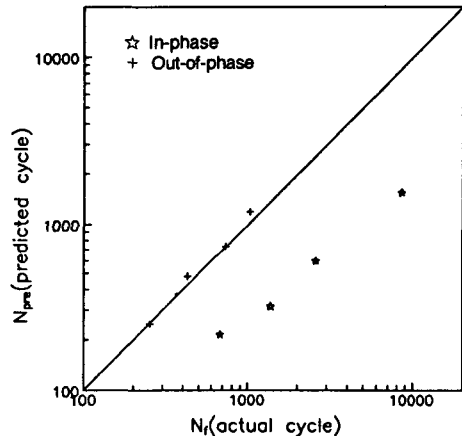


Fig. 14 Relationship between predicted life and experimental life of thermal-mechanical fatigue

Table 6 Partitioned strain ranges and predicted failure failure lives of thermal-mechanical gatigue tests

Type	$\Delta\epsilon_t$	$\Delta\epsilon_{in}$	Partitioned strain range				Predicted failure life						N_t
			$\Delta\epsilon_{pp}$	$\Delta\epsilon_{pc}$	$\Delta\epsilon_{cp}$	$\Delta\epsilon_{cc}$	N_{pp}	N_{pc}	N_{cp}	N_{cc}	N_{pre}	N_{mod}	
In-phase	.015	.0088	.00054		.00826		44116		203		216	241	680
	.012	.0063	.00042		.00586		66400		297		318	382	1382
	.010	.0038	.00040	.00344	72207	537	599	929	2586				
	.008	.0017	.00020		.00148		237581		1369		1533	3994	8566
Out-of-phase	.015	.0109	.00182	.00912			5345	209			249	223	252
	.010	.0066	.00112	.00546			12310	404			484	421	428
	.008	.0049	.00092	.00400			17260	603			736	620	738
	.006	.0034	.00064	.00276			32200	971			1188	983	1026

에 적용시키는 경우에는 열피로의 특성을 고려한 수명예측법의 수정이 요구된다. 일반 등은 저주기 피로와 달리 열피로에서 제어되는 총 변형률 범위는 기계적 변형률과 열적 변형률의 합성이고 특히 Fig. 2에서처럼 총 변형률과 비교하여 기계적 변형률이 차지하는 부분이 동상 열피로에서는 작으며 역상 열피로에서는 상대적으로 크다는 특징이 있다. 이와 같은 특징은 열피로수명에 영향을 미쳐서 기계적 변형률이 차지하는 부분이 적고 대신 열적 변형률의 비중이 큰 동상 열피로에서는 수명이 길고, 반면에 열적 변형률이 작고 기계적 변형률이 큰 역상 열피로에서는 수명이 가장 짧은 것으로 보아 기계적 변형률이 수명에 미치는 영향이 크다는 것을 알 수 있다.

변형률분할법을 열피로 수명예측에 적용키 위하여 이러한 열피로의 특성을 고려하여 수정하기 위하여 본 연구에서 사용된 12Cr 단조강의 열피로 최저온도인 350°C와 최고온도인 600°C 사이의 열적 변형률($\Delta\epsilon_{th}$)을 직접 측정하였으며 그 값은 0.0033으로 얻어졌다. 각 실험에서의 총 변형률 범위에 따른 기계적 변형률과 열적 변형률의 범위 및 기계적 변형률($\Delta\epsilon_{mech}$)과 정미변형률($\Delta\epsilon_{net}$)과의 관계 $\alpha = \Delta\epsilon_{net} / \Delta\epsilon_{mech}$ 는 Table 7과 같다. 변형률분할법의 수명예측식 (7)에서 변형률의 크기와 상호관계를 나타내는 F_{ij} 항에 열피로의 특성을 보정하고자 α 를 이용하여 F_{ij} 항을 보완하였다.

$$\frac{1}{N_{mod}} = \frac{F_{pp}^{\alpha^4}}{N_{pp}} + \frac{F_{pc}^{\alpha^4}}{N_{pc}} + \frac{F_{cp}^{\alpha^4}}{N_{cp}} + \frac{F_{cc}^{\alpha^4}}{N_{cc}} \quad (12)$$

위의 수정된 변형률분할법을 이용하여 얻어진 수정

Table 7 Net, thermal and mechanical strains in thermal-mechanical fatigue

	$\Delta\epsilon_{net}$	$\Delta\epsilon_{th}$	$\Delta\epsilon_{mech}$	α^4
In-phase	0.015	0.0033	0.0117	2.70
	0.012	0.0033	0.0087	3.62
	0.010	0.0033	0.0067	4.96
	0.008	0.0033	0.0047	8.39
Out-of-phase	0.015	0.0033	0.0183	0.45
	0.010	0.0033	0.0133	0.32
	0.008	0.0033	0.0113	0.25
	0.006	0.0033	0.0093	0.17

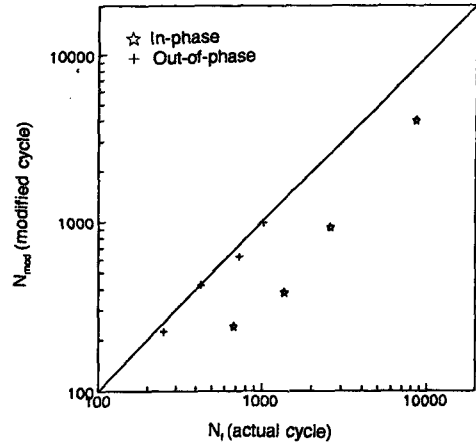


Fig. 15 Relationship between modified life and experimental life of thermal-mechanical fatigue

된 수명예측치 (N_{mod})는 Table 6에 나타내었다. 이 수정된 수명예측치를 실험치와 비교하여 보면 Fig. 15와 같이 전체적으로 실험치와 수명예측치가 상당히 정확하게 일치하고 있는데 특히 동상 열피로수명에서도 오차범위 3배 이내에서 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 또한 역상 열피로에서도 수정된 수명예측치가 실험치와 잘 일치하는 결과를 보여주고 있어 수정된 변형률분할법이 12Cr 단조강의 열피로 수명예측에 매우 잘 적용될 수 있음을 알 수 있다.

5. 결 론

온도와 변형률을 동시에 변화시키는 동상과 역상 열피로 하중을 받는 12Cr 단조강의 열피로거동은 등온 저주기 피로거동과 비교하여 규명하고 변형률 파형이 다른 등온 저주기 피로실험과 변형률분할법을 이용하여 열피로 수명예측을 한 결론은 다음과 같다.

(1) 동상 및 역상 열피로, 등온 저주기 피로의 모든 실험에서 반복수가 증가하면서 응력진폭이 점증적으로 감소하는 피로연화 경향을 보였다. 피로 실험에서 역상 열피로가 가장 짧은 수명을 보였으며 동상 열피로의 수명이 가장 길게 나타났다. 이는 각 열피로하중에 대한 이력곡선의 형상에 기인하며, 특히 비탄성변형률 범위의 크기와 평균응력이 열피로수명에 큰 영향을 미치고 있었다.

(2) 변형률속도를 달리한 등온 저주기 피로실험

으로부터 fast-fast(PP) 변형률 파형의 수명은 다른 파형의 수명에 비하여 1.2에서 2배까지의 긴 수명을 나타냈고 slow-fast(CP) 변형률 파형의 수명이 fast-slow(PC) 변형률 파형보다 약간 짧은 경향을 보였으며, 총 변형률 범위가 작을수록 변형률 속도가 피로수명에 미치는 영향이 커지고 있음을 알 수 있었다.

(3) 변형률분할법을 열피로실험에 적용하여 얻어진 역상 열피로의 수명은 오차범위 1.5 이내에서 정확하게 일치하고 있으나 동상 열피로의 수명은 상당히 큰 오차가 발생하고 있다. 이러한 오차는 동상 열피로 수명예측의 주된 요소인 slow-fast(CP) 변형률 파형의 열피로수명이 다른 변형률 파형의 수명에 비하여 상대적으로 짧은 열피로 특성에 기인한 현상으로 생각된다.

(4) 변형률분할법을 이용한 열피로 수명예측의 정확성을 개선하기 위하여 기계적 변형률과 열적 변형률을 고려한 수정된 변형률분할법을 제시하여 열피로 수명예측을 수행하였으며, 예측된 수명은 실험으로부터 얻어진 수명과 잘 일치하였다.

참고문헌

- (1) Spera, D. A., 1976, "What is Thermal Fatigue?," *Thermal Fatigue of Materials and Components*, ASTM STP 612, Spera, D. A., and Mowbray, D. F., Eds., pp. 3~9.
- (2) Coffin, J. R., Jr. and Wesley, R. P., 1954, "An Apparatus for the Study of Effects of Cyclic Thermal Stress on Ductile Metals," *Trans. ASME*, Vol. 76, pp. 923~930.
- (3) Manson, S. S., 1966, *Thermal Stress and Low-Cycle Fatigue*, McGraw-Hill, New York.
- (4) Manson, S. S., 1973, "The Challenge to Unify Treatment of High Temperature Fatigue - A Partisan Proposal Based on Strainrange Partitioning," *Fatigue at Elevated Temperatures*, ASTMSTP 520, pp. 744~782.
- (5) Ohtani, R., Ohnami, M. and Inoue, T., Eds., 1988, *High Temperature Creep-Fatigue*, Elsevier, New York.
- (6) Degallaix, G., Korn, C. and Pluvinaige, G., 1990, "Lifetime Prediction on Cr-Mo-V and 316L Steel under Thermal and Mechanical Cycling," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 13, No. 5, pp. 473~485.
- (7) Standard E606, 1993, "Strain-Controlled Fatigue Testing," *Annual Book of ASTM Standards*, Vol. 03.01, pp. 632~646.
- (8) 하정수, 김건영, 정태섭, 고승기, 웅장우, 1992, "1Cr-0.5Mo관 강의 열피로 거동에 관한 연구," 대한기계학회 추계학술대회논문집(II), pp. 29~33.
- (9) Coffin, L. F., Jr., 1954, "A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal," *Trans. ASME, Journal of Basic Engineering*, Vol. 76, pp. 931~950.
- (10) Viswanathan, R., 1989, "Damage Mechanisms and Life Assessment of High-Temperature Components," *ASM, Metals Park*, pp. 132~152.
- (11) Koh, S. K. and Stephens, R.I., 1991, "Mean Stress Effects on Low Cycle Fatigue for High Strength Steels," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 12, No. 4, pp. 413~428.
- (12) Jaske, C. E. and Leis, B.N., 1979, *Important Considerations in Thermal-Mechanical Fatigue Evaluation of Metallic Materials*, Paper 131, Int. Corrosion Forum, Atlanta, Georgia, USA.
- (13) Sehitoglu, H., 1985, "Constraint Effect in Thermo-mechanical Fatigue by Isothermal Fatigue Testing," *Symp. on Mechanical Behavior of Materials*, pp. 257~264.
- (14) Manson, S. S., Halford, G. R. and Nachitigall, A. C., 1975, "Separation of the Strain Components for Use in Strainrange Partitioning," *Advances in Design for Elevated Temperature Environment*, ASME, pp. 17~28.
- (15) Nitta, A. and Kuwabara, K., 1988, "Thermal-Mechanical Fatigue Failure and Life Prediction," *High Temperature Creep-Fatigue*, Ohtani, R., Ohnami, M. and Inoue, T., Eds., Elsevier, New York, pp. 203~222.