

크리프-피로상호작용하의 파단수명에 관한 연구

조 용 이*, 김 희 승**

Study on Fracture Life Under Mutual Interaction of Creep and Fatigue

Yong-Ee Cho*, Hei-Song Kim**

ABSTRACT

This is the study on fracture life under the interaction of creep and fatigue. It is difficult to explain the interaction of the creep and fatigue with indication of frequency but the dependency of the time should be considered. The formulation of material varieties causing by interaction of creep and fatigue is required in the accumulative damage method. The strain range partition method requires some of modification corresponding to the changes in temperature and load. All of other method also comprehended with above mentioned problems. Generally, in this field, the variety of stress-strain and suitable parameter is required and connective study between the macro and micro results seems to be insufficient. The linear damage rule is acquiring the support generally but it requires modification in the high temperature instruments. The variety of stress effecting on crack and variety of stress on the metallurgical side are considered to be problems in the future days.

Key Words : Modified Fatigue(수정피로), Accumulated Damage(축적손상), Stress and Strain Concentration(응력 및 변형률 집중), Crack growth(균열성장), Strain Range Partition(변형률 범위분할), Total Strain Energy(전변형률 에너지), Micro-crack Distribution(미소 균열분포), Stress Concept(응력개념), Inelasticity Analysis(비탄성 해석)

1. 서 론

고온 기기를 장시간 사용할 때에 최근에 고온 피로와 크리프 문제에 대한 많은 회의에서 공업적 중요성을 지적하고 있다. 특히, 파워 프랜트는 고도의 성능에 의해 고응력과 고온도를 받고 있다. 손상과 파괴기구는 온도와 응력조건에 의해서 변하고, 따라서 조건의 다양성에 응하는 신뢰성이 필요하고 신뢰성도 안정과 경제성 때문에 동일하게 필수적이다. 지금까지 크리프-피로 수명평

가법으로서 선형손상칙(1), 주파수 수정칙(2), Ostergren법(3), 손상속도칙 기타 연성소모율법, 공공(vacancy) 밀도 등을 재료손상 측도로 하는 매개변수 법 등이 제안되어 있고 이들의 타당성 평가정도에 관해 검토를 하고 있지만 파괴수명의 예측에 대한 충분히 좋은 방법이 아직 나와 있지 않다.

이 연구는 피로-크리프 환경하의 재료의 파괴수명을 예측하는 방법에 대해서 그 동안의 연구를 바탕으로 하여 검토하고자 한다.

* 단국대학교 기계공학과 대학원(정회원)

** 단국대학교 기계공학과(정회원)

2. 예측방법

공기중에서 반복된 스트레인의 진폭과 파괴까지의 반복 수에 대해 그래프를 그리면 곡선의 기울기는 고온과 긴 hold time에 대해서 더 경사가 급하다. 일반적으로 변형률 속도가 더 느리거나 hold period를 도입하면 반복 피로 수명이 감소할 뿐 아니라 파괴 수명이 증가된다 hold time은 길수록 손해를 주는 것 같다. Krempl과 Walker⁽⁴⁾는 축방향의 결과와 역 굽힘 hold time에 관한 자료를 상관시켜서 이것을 지지한다. 그러나 이것은 축시험에서는 반대 경향도 있으니 일반성이 없다. 일반적으로 hold time이 길면 축 결과보다 역 굽힘 결과때가 더욱 나쁜 영향을 준다.

사이클에서 압축 hold가 없는 경우는 반복수명이 심하게 감소하고 임간파괴가 되었으나 압축 hold를 가하면 반복수명이 길어지고 임간파괴하고 압축 hold의 영향은 불명하다. 대부분의 합금은 실온에서 선형칙을 만족하나 고온에서는 그렇지 않다. 이 경우에는 피로형을 수정하거나 축적피로모델과 크리프 손상모델을 결합해야 한다.

크리프-피로 수명을 예측하는 방법으로서 다음 식이 인정되고 있다. (ASME code CASE N47)

$$\sum \frac{n}{N_f} + \sum \frac{t}{t_r} = D$$

이 식은 다음 가정을 전제로 하고 있다.

I) 크리프와 피로 손상의 초기 단계는 전체에 비해서 짧다.

II) 두 과정의 손상 기구는 단순한 선형으로 상호작용하고 서로 높이지 않는다.

그러나 이 가정은 실제 조건에서는 맞지 않는다. 실제의 경우 상호작용 때문에 N_f 값이 작아진다.

2-1 수정 피로법

(1) Coffin⁽⁶⁻⁸⁾은 주파수 수정 피로수명의 개념으로 표현한 저온 관계를 확장했다. Eckel⁽⁹⁾과 Coels 등은 ν 로 수명을 수정하여 주파수 수정 수명으로서 다음과 같이 표현하였다.

$$(N_f \times \nu^{k-1})^\beta \times \Delta \epsilon_p = C_1$$

위식은 2개의 기울기로 되어 있고 지수 β 는 수명이 긴쪽으로 온도에 따라 증가한다. 이 기울기는 연성입내 균열에서 취성입내균열로 변화하는 균열 유형에 따라서 변한다고 생각된다.

Morrow⁽¹⁰⁾는 반복 응력-변형을 관계를 주파수 수정으로 나타내고 전 변형을 범위를 도출했다. 이 식은 저온에서 Manson^(11,12)의 일반화 기울기 식과 Langer 식⁽³⁾과 동일하다. 변형률속도, hold time, 재료에 관계없이 실험결과와 잘 일치한다⁽¹⁴⁻¹⁶⁾. Fig. 1에 이것을 예시한다. 그러나 hold 기간이 인장이거나 압축이거나 예측수명이 같은데 이것은 Berling과 Conway⁽¹⁷⁾ 연구와는 모순된다. 이 방법은 응력에 지배되고 산화와 같은 다른 시간 의존 과정이 이 방법에서 가능하다.

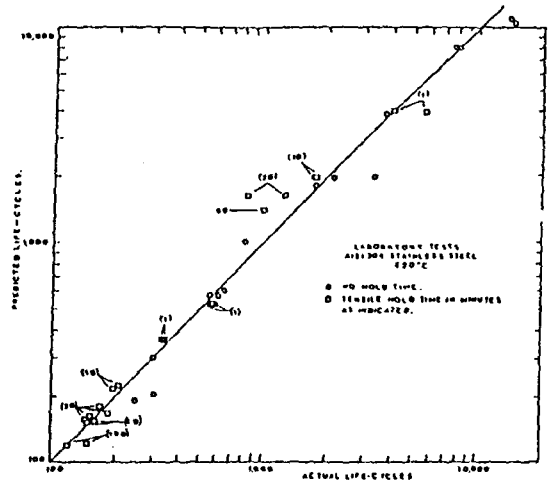


Fig. 1 Comparison of actual and predicted life with hold time-AISI 305 stainless steel at 650°C

(2) 위식은 두개의 기울기로 구성되어 있는데 Manson은 일반화 기울기법을 개발하였다. 그는 이 방법에 의해서 순수 저 사이클 피로거동을 전 변형률 범위, 인장강도, 탄성계수, 연성으로 기술하였다. 이 방법에 10% 규칙을 도입하여 이 방법에서 예측한 수명의 10%를 피로 수명으로 하였다. 그러나 여기에서는 주파수 영향을 고려 안했다. 그 뒤에 선형 손상칙에 의해 수정하여 광범위의 데이터를 설명하였다. 이 방법은 단순한 인장 시험과 정 크리프 파단시험만에 의해 예측할 수 있으나 수명의 상한과 하한비가 확실하지 않다.

(3) 이상의 기울기 개념 외에 hold time에 의한 방법이 연구되었다. 이 방법은 시험조건이 실제 조건에 맞지 않으나 hold time 곡선을 크리프 파단강도로 확장해서 공업용에 맞추고 있다.

2-2 축적 손상방법

이 방법에서는 순수 피로와 크리프 저항을 고려하고

이 두과정의 영향을 어떻게 결합해서 파괴를 예측하나가 필요하다. 주어진 변형을 범위에 대한 순수한 크리프와 피로가 복합할 때는 크리프의 손상과 피로의 손상의 단순한 선형합이 아니고 크리프와 피로의 상호작용에 의한 손상을 가산해야 한다.

주어진 변형을 범위에 대한 순수한 피로 손상은 cycle fraction에 의해 추정되고 피로 수명은 탄성 변형률, 소성 변형률, 연성등에 영향을 받는다. 순수 크리프 손상은 time fraction rule에 의해 추정되고 이 rule은 응력이 서서히 변할 때 유효하다.

고온 기기용 구조재료의 수명평가에서 장시간 크리프-피로 거동은 대단히 중요하다. 이 때는 크리프 성장이 크게 관련되고 온도-응력 조건에 따라 변하는 크리프 손상-파괴 기구와 관련하여 검토해야 한다. 정현적 (sinusoidal) 응력하에서의 복합 피로-크리프는 평균응력의 alternating에 대한 비가 1 보다 작을 때는 그 거동은 크리프 자료에서만 예측할 수 있고 1 보다 클 때는 피로 영향을 손상칙으로 예측해야 한다는 결론을 얻었다.

Hales⁽¹⁸⁾는 장시간 크리프 데이터를 써서 크리프-피로 내구력을 책정하는 방법을 제공하였다. 고온 반복 변형에서 크리프-피로 영향은 사이클에서의 변형속도의 차와 이 때의 변형속도에 대한 연성의 변동에 의해서

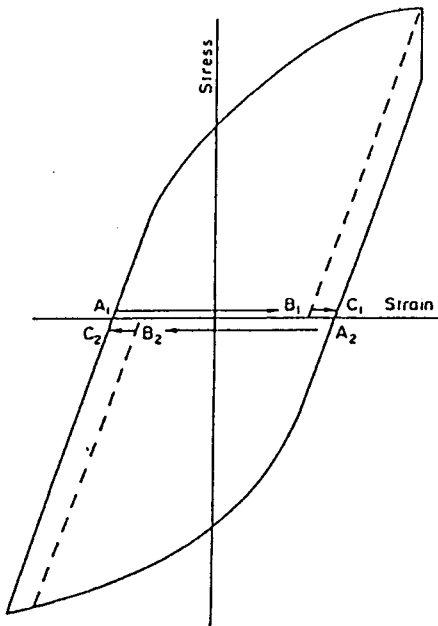


Fig. 2 An idealized hysteresis loop under strain control

지배된다고 보고하였다. 연성의 공동(void) 성장기구를 파라미터화하여 다음과 같이 정의하였다.

$$D' = \frac{1}{\epsilon_f}$$

$$\int D' \cdot d\epsilon = 1$$

$$D^* = \int D'(\dot{\epsilon}_p) d\epsilon = \int_0^{t_h} D'(\dot{\epsilon}_p) \dot{\epsilon}_p(t) \cdot dt$$

$$H^* = D' \left(\frac{a_b}{E} \right) \cdot \frac{b}{E} \ln(a_{th} + 1)$$

$$D = D^* - H^*$$

이 D를 써서 좋은 상관을 얻었다.

Majumdar와 Maiya는 인장에서 hold time이 N_f 값을 감소시키고 파단형식도 입내파괴에서 입계파괴로 바뀐다고 하고 Swiderman은 hold time에 따라서 N_f 의 효과가 달라지고 Edmunds와 White는 hold time의 효과는 변형률 진폭이 작을수록 크다고 하였다.

Koichi Yagi⁽¹⁹⁾는 크리프-피로 하중하의 SUS 316 스트레인레스강의 수명 예측 연구에서 크리프에 의한 손상량과 피로에 의한 손상량 사이의 관계와 크리프 파괴 양식 사이에 관련이 있는 것을 발견하여 크리프에 의한 손상량, 크리프-피로 상호작용에 의한 손상량 및 피로에 의한 손상량의 합을 1로 하여 크리프-피로 상호작용하의 파괴수명을 예측하였다. 이 결과는 SUS 316의 실측 수명과 잘 일치하였다.

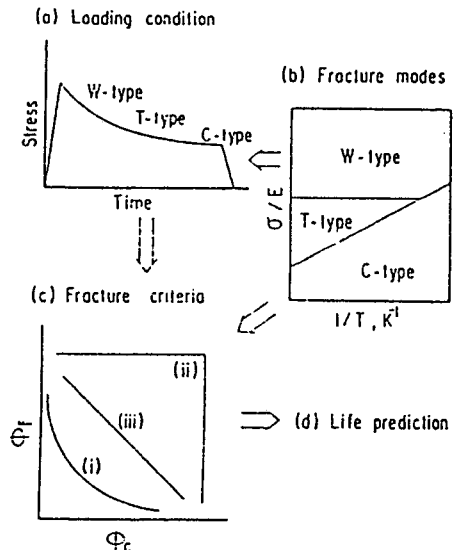


Fig. 3 Procedure to predict life under creep-fatigue loading condition

인장 변형을 유지 대형과 피로시험에서의 파단반복수의 1/2에서의 반복수로 얻어진 응력 relaxation 곡선을 토대로 하여 크리프 손상량을 산출했다.

Koichi Yagi는 상호작용항하의 수명예측을 다음과 같이 제안했다.

$$(i) \{ \Delta \phi_{CW} + 2.66 (\Delta \phi_{CW} \cdot \Delta \phi_f)^{1/2} + \Delta \phi_f \} \cdot N_{fPred} = 1$$

인장변형을 유지 대형과 피로 시험의 한 사이클중의 각 크리프 손상양식에 대응하는 크리프 손상이론은 정 크리프 시험때 쇠기형 입계균열에 의해서 입계파괴하는 크리프 손상 경우는 위식을 쓰고, 입내파괴하는 손상 양식때는 다음과 같다.

(ii) $\Delta \phi_{CT} \cdot N_{fPred} = 1$, 또는 $\Delta \phi_f \cdot N_{fPred} = 1$ 공동에 의해서 입계파괴하는 손상 양식때는 다음과 같다.

$$(iii) (\Delta \phi_{CC} + \Delta \phi_f)^{10} N_{fPred} = 1$$

여기서 $\phi_{CW} = \int_0^{t_n} \frac{dt}{t_{RW}}$, $\Delta \phi_{CT} = \int_0^{t_n} \frac{dt}{t_{RT}}$,

$\Delta \phi_{CC} = \int_0^{t_n} \frac{dt}{t_{RC}}$, t_{r1} = 유지시간, t_{RW} , t_{RT} ,

t_{RC} 는 각각 손상양식 (i), (ii), (iii) 조건하에서의 정 크리프 파단시간, $\Delta \phi_f$ 는 피로 손상량이다.

이 방법은 장시간하중에서 발생할 수 있는 크리프 손상 양식을 미리 시험 조건으로서 설정할 수 있는 장점이 있다.

부분 손상칙(fractional damage rule)을 기준으로 한 위식에서 Swindermann⁽²⁰⁾은 선행한 피로가 어떻게 다음의 크리프 연성을 감소시킬 수 있는가를 연구하였고 그 뒤에 Wood⁽²¹⁾는 cyclic strain test에서 크리프를 cycle의 인장 부분에 주어 선형 손상 plot에서 유해한 상호작용을 발견했다.

NASA⁽²²⁾는 평활한 시편과 V-노치(notch)가 있는 시편에 대한 크리프 파단 자료를 써서 일정한 응력에서 unrestricted creep strain과 한 cycle의 일정 변형을 예에서의 restricted creep relaxation을 시뮬레이션 하였다. 그 결과 인장 압축을 반복하고 일정한 한계 사이에 크리프 변형하는 복합 사이클릭 크리프 파단 시험을 제안했다.

Manson 등⁽²³⁾은 광범위 주파수, 변형을 영역 및 온도에서 두 합금의 저사이클 피로시험에서 L605 코발트 합금은 주파수 의존이고 316 스테인레스강은 그렇지 않았다. 이것을 선형손상칙에서 반복 크리프 또는 V-

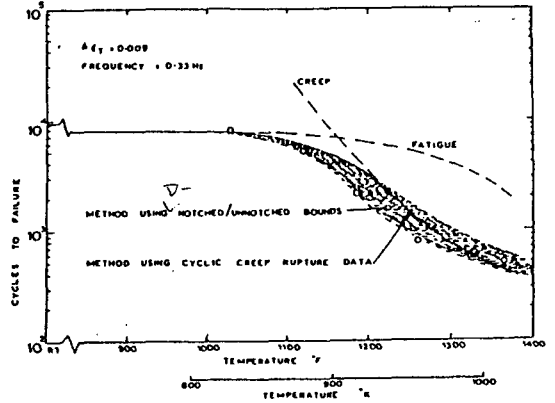


Fig. 4 Creep fatigue in low-cycle fatigue of L605 over a range of temperature

notch가 있는 것과 없는 것의 크리프 데이터를 고찰해서 이 차이를 알았다. Fig. 4에서 반복 거동에 대한 온도의 영향을 L605에 대해서 표현했다. 그리고 1200F 이상에서는 크리프 지배이고 1100F 이하에서는 피로 지배, 1100~1200F에서는 피로 크리프 조합 지배였다. 온도 의존성을 조사하기 위하여 Spera^(22, 24-25)는 모래의 열/냉 유체 배드에서 시험한 테이퍼진 쇠기 시편의 수명을 예측하기 위하여 손상을 해석하였다. 이 과정에서 시편의 얇은 edge에 열피로 균열이 시작한다. 이 실험에서 In100은 크리프 주도이고 B1900 합금은 피로-크리프 상호작용의 영향을 얻었다. 결국 열 피로는 크리프 의존에서 해석하는 것이 좋다는 결론을 얻었다.

Marshall과 Cook⁽²⁶⁾는 변형률로 조절한 hold time의 cycle에서 한 축적 손상법을 제안했다. stress relaxation은 천이하기 전에 cyclic damage가 일어나고 뒤이어 이완된 응력에서 크리프 손상이 발생한다고 가정했다. 이완현상에 대해서는 하중속도와 초기 변형률만이 이완곡선의 초기 기울에 영향을 주고 그 뒤의 응력은 이 두인자에 독립이다라는 실증이 있고 실험 결과와 잘 일치한다.

Tilly⁽²⁷⁻³⁰⁾는 11Cr강과 니켈 합금의 고온에서의 반복 인장시험에서 인장하중 시간을 조정하여 고온 거동을 연구하였다. 이 연구에서 각형 사이클의 hold time중의 크리프 손상이 hold time과 하중시간의 비가 10 보다 클 때는 이 크리프 손상이 주도하는 것을 얻었다. 500°C에서의 주파수 영향을 시험한 결과 임계주파수가 존재하고 이 이하에서는 시간 의존성이 지배적이고 이 위에서는 사이클 손상이 지배적이었다는 것을 알았다.

2-3 응력 및 변형을 집중

또 다른 시도법으로 모든 실제 구조물에는 notch를 다 갖고 있고 이 notch에서의 응력 및 응력 집중으로서 수명을 평가하는 것이다. 이 방법은 공칭응력과 변형을 인자를 곱해서 이들 한계점에서의 국부적 값을 얻는 것이다. Neuber⁽³¹⁾는 탄성응력 집중계수를 다음과 같이 제안했다.

$$K_t = (K_o K_\epsilon)^{\frac{1}{2}}$$

K_o , K_ϵ : 탄소성 응력집중계수, 탄소성 변형을 집중계수
Stowell은 notch에서의 응력집중계수와 변형을 집중계수를 다음과 같이 나타냈다.

$$K_o = 1 + (K - 1) \frac{E_s}{E_\infty}, K_s = K_o \frac{E_\infty}{E_s}$$

여기서, E_s : secant module at stress raiser,

E_∞ : secant module remote from the stress raiser

Stowell식⁽³²⁾은 K_ϵ 의 값이 클 때 더 정확하고 Neuber 식은 적용하기가 쉽다. Morrow⁽³³⁾는 K_t 대신에 피로강도 감소계수를 대입하여 약간 좋은 결과를 얻었다.

Masateru Ohnami⁽³⁴⁾는 650°C에서의 내열강 A286의 hold time을 가지는 피로 시험에서 크리프-피로에 미치

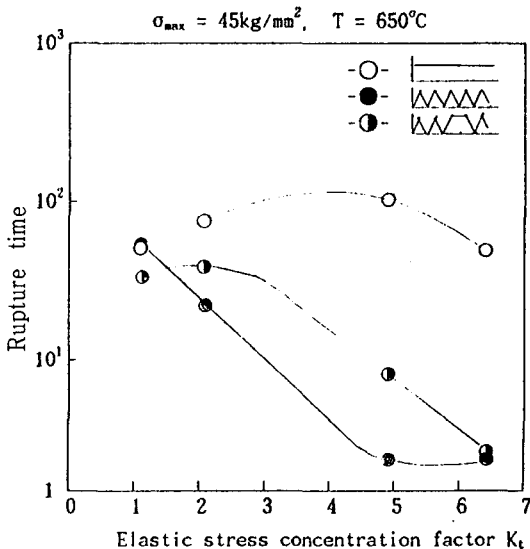


Fig. 5 The effect of elastic stress concentration factor on time to rupture in the three types of tests under $\sigma_{max}=45kg/mm^2$, at 650°C

는 notch(notch)의 영향을 조사하였다. 이 연구에서 인장 정 크리프 파단, 정응력의 편진인장 저사이클피로 및 인장응력 일정의 hold time을 가지는 편진인장 저사이클피로의 세가지 종류의 하중파형의 실험을 평활제 및 형상계수(탄성응력 집중계수) K_t 가 2.1, 4.8, 6.4의 세가지 종류의 notch재료에 대하여 하였다. 이 결과 하중파형에 따라서 notch의 영향이 크게 달랐다. 크리프 시험에서 notch가 있는 시편과 평활제 시편의 파단 시간비는 모든 탄성응력 집중계수에 대해서 1 보다 크고 그 최고치는 거의 4이다. 한편 피로 시험에서는 그 파단 시간비는 모든 탄성응력 집중계수(K_t)에 대해서 1 보다 작고 감소율이 탄성응력 집중계수가 크면 작다. hold time이 있는 피로에서는 파단시간비는 2에 가까운 K_t 에서 작고 K_t 가 증가함에 따라서 1 보다 작은 값으로 단조 감소하였다. 축적 손상적은 hold time을 가지는 피로 시험에서는 크리프 손상과 피로 손상의 도합 손상은 탄성응력 집중계수에 의존하고 피로 손상은 큰 K_t 의 조건에 지배된다.

2-4 균열성장

피로수명의 예측방법은 주로 균열개시까지의 수명에 집중 되었다. 공업적 크기의 균열이 초기단계에 발생할 지도 모르기 때문에 후속 균열 전파의 예측이 가능한 설계척이 필요하다. 균열의 J 적분에 의해서 균열성장을 구하여 다음 식을 얻는다.

$$N_f = \int_{a_i}^{a_f} \left(\frac{da}{dN} \right) dN$$

이 기준에서는 수명식에서 알 수 있는 바와 같이 균열개시와 균열성장 속도가 중요하다. 응력방향에 45°에서의 균열개시에서는 균열이 결정학적 미끄럼 면에 따라서 관찰되었다⁽³⁵⁾. Smith⁽³⁶⁾와 Barnaby는 결정질 고체에서 균열성장은 Cottrell이 제안한 전위모델에 의해 균열이 개시된다고 하였다. 피로균열이 저사이클 응력에서의 슬립밴드의 강화에 의한 것인지, 고사이클 응력에서의 표면 rumpling에 의한 것인지 불명확하며 정의 자체가 확립된 것이 없었다.

전파는 비결정학적이고, 균열은 가장 큰 국부 인장 응력에 수직인 면에 따라서 성장한다. 높은 변형을 피로파손은 전파에 주도되고⁽³⁷⁾, 높은 응력에서 개시된 균열은 비교적 저응력에서 전파한다⁽³⁸⁻⁴⁰⁾. 그래서 파손은 균열이 개시되는 반복응력 보다 균열을 성장시키는데 필요한 응력에 더 의존한다. 파라미터로서 응력확대계수

는 저사이클 응력에서는 유효하지만⁽⁴¹⁾ 고사이클 응력에서는 소성과 파괴 불안정 때문에 의심스럽다. White D. J. ⁽⁴²⁾는 균열성장을 연속체역학으로 처리하여 Manson-coffin 관계식을 수정하여 온도와 반복 이력 변동을 잘 만족시켰다. 이 응력확대계수 접근은 높은 반복하중에서는 제한이 있어 Crooker와 Lange ⁽⁴³⁾는 전변형을 범위를 써서 항복점 상하에서 여러 재료에 대한 결과를 잘 설명하였다. 용접부에서는 균열전파가 중요하고 결합이 많은 재료는 전파상(Propagation Phase)으로 생각하고 전파속도를 응력확대계수로서 수명을 예측하고 있다^(44,45). Kandoya ⁽⁴⁶⁾는 2¼ Cr-Mo 강재료에 대해서 균열성장을 바탕으로 하여 크리프-피로 수명 추정을 연구하였다. 표면의 미소균열 성장 거동은 주균열의 진전거동과 수명비에 좋은 상관성이 있고 균열은 비교적 초기 단계에서 발생하고 수명의 대부분이 균열성장이다. 결국 전파수명이 수명을 지배한다.

Koterazawa ⁽⁴⁷⁾는 650°C에서 반복응력에 304 스테인레스강의 균열 진전과정 사이에 크리프-피로 상호작용을 fractography에 의해서 연구하였다. 일반적으로 편진반복 하중 시험의 경우, 파면상에서 균열 전파과정의 초기의 입내 피로 파면에서 후기의 입제 크리프 파면의 천이 일어나고 하중의 주기의 감소에 따라 천이점은 균열 전파과정의 후기에 이행하고 피로파면 영역이 증가한다. 이 천이현상은 반복 하중하에서는 주로 응력 반복수에 의존하는 입내 피로균열 진전과 응력 부하시간에 의존하는 입제 크리프 균열 진전의 두가지 진전형식이 가능하고 양자중 속도가 큰쪽이 실제로 일어난다고 할 수 있다. 그리고 이 생각에서는 균열전파수명의 추정이 가능하다. 크리프 균열 전파속도도 피로균열 전파속도와 같이 응력확대계수에 의한 정리가 근사적으로 가능하다.

다축·응력하의 균열 전파속도를 통일적으로 정리할 수 있는 파괴역학 파라미터에 대해서는 J 적분이나 COD가 유효한 것 같다. 반복하중이 부하 하는 경우의 구성 관계에 Mises 형의 상당응력-상당변형률, 최대전단응력-전단변형률의 두가지가 있다. 비례부하 때는 전자로 정리할 수 있으나 주응력 방향이 변동할 때는 적용이 힘들다. 다축응력 때는 공동의 발생, 균열의 발생에 영향을 미친다.

2-5 변형률 범위 분할법

Manson은 변형률 범위 분할법으로서 다음과 같이

기술하였다.

$$\frac{1}{N_{Nf}} = \frac{1}{N_{pp}} + \frac{1}{N_{cp}} + \frac{1}{N_{pc}} + \frac{1}{N_{cc}}$$

여기서, N_{pp} , N_{cp} , N_{pc} , N_{cc} 는 각 변형 모우드에 대한 파단 반복수이다.

Zamrik ⁽⁴⁸⁾는 변형률 영역 분할방법을 비틀림 크리프-피로해석에 적용하였다. 크리프 변형률을 반복 변형률에 중첩하니까 합 변형률 영역은 네개의 성분으로 분할되었다. (완전역 소성 전단 변형률, 소성 전단 변형률에 뒤따르는 크리프 변형률, 크리프 변형률에 뒤따르는 소성 변형률, 완전역 크리프 변형률)이 각 성분은 재료의 반복수명에 관련이 있다. 비틀림 시험결과를 축시험결과에 비교하였다. 각각의 변형률 성분의 손상 영향은 선형수명 fraction rule에 의해 표현되었다. 전단 변형률 소성 성분은 소성 변형률에 의해서 역행된 크리프 변형률에 비교했을 때의 least detrimental factor를 나타내었다. 후자의 경우에 1.5배 정도의 크기의 비틀림 피로 수명의 감소가 있었다.

2-6 주파수 수정 손상 함수칙

W. J. Ostegreu은 Coffin 등의 Rene' 80이나 SUS304, Cr-Mo V 강의 크리프-피로수명데이터를 써서 주파수 수정 손상함수칙을 제안했다.

이 수명칙은 압축 크리프의 취급상 문제와 비대칭 파형에 적용되지 않는 문제점이 있다.

2-7 전변형률 에너지법

Matsuda ⁽⁴⁹⁾는 전변형률 범위중 탄성 변형률 범위가 큰 경우에 적용되는 수명평가법으로 전변형률 에너지법을 제안했다. 파손수명, 균열 발생수명 및 균열 진전속도를 명확히 표현할 수 있다고 보고하고 있다. 이것은 주파수 수정 전변형률 에너지칙이라 할 수 있다. 인장축의 비탄성변형률 에너지와 탄성변형률 에너지도 고려한 전변형률 에너지를 기본적으로 한 파라미터를 쓰고 있다.

인장축 전변형률 에너지를 인장응력이 작용하는 시간을 써서 수정한 주파수 수정 전변형률 에너지에 의해 정리한 것이 다음의 수명평가법이다.

$$\Delta W_{rr} \tau_{rr}^n \cdot N_f^m = C$$

여기서, ΔW_{rr} 는 전변형률 에너지, τ_{rr} 는 인장응력이 작용하는 시간, N_f 는 파손 반복수이다.

2-8 미소 분포 균열

Sakurai⁽⁵⁰⁾는 고온 기기의 안정과 신뢰성에 대한 수명 예측 방법을 미소균열 성장속도와 미소균열 분포를 바탕으로 하였다. 변형률조정 저사이클 피로시험을 공기중에서 923K에서 SUS316의 평활시험편에서 표면 미소균열의 개시와 성장을 관찰하였다.

그 결과 크리프-피로수명은 미소균열 성장에 지배되고, 주 표면 균열길이와 수명비 사이에 선형관계가 있고, 미소 균열길이의 분포는 Weibull 분포인 것을 알았다. 균열의 2중지수형의 최대치 분포로 가정하고 샘플 데이터를 정리하여 수명을 추정했다.

Katagawa는 미소 분포균열의 균열표면길이(2a)의 분포와 최대 균열표면장(2a max.)의 분포 데이터와 극치 통계적 해석을 하였다. 그 결과 재료에 관계없이 동일 균열밀도로 판단하고 2a max. 데이터의 효용이 크다.

2-9 응력 개념법

유효응력으로 표시되는 두개의 손상지표 즉, 시간비 의존 손상지표와 시간 의존 손상지표로서 크리프-피로수명을 평가하는 것이다. 전손상 ϕ 는 시간비 의존 손상 ϕ_I 와 시간 의존 손상 ϕ_D 의 선형 합이고 각각의 손상은 시간비 의존 손상지표 D_I , 시간 의존 손상지표 D_D 는 유효응력의 한 사이클당의 비탄성 변형을 적분으로 정의한다.

$$D_I = \oint \sigma_e d\epsilon_p \quad d\epsilon_p : \text{비탄성 변형을 충분한}$$

한 사이클당의 시간 비의존 손상 ϕ_I 를 시간 비의존의 변형을 파형의 수명 N_{fD} 의 역수로 정의한다.

$$\phi_I = \frac{1}{N_{fD}}$$

이 관계에 관한 경험식은 다음과 같다.

$$\phi_I = C_1 D_I^m$$

시간 의존 손상지표 D_D 는 유효응력 σ_e 한 사이클당의 시간 적분으로 정의된다.

$$D_D = \oint \sigma_e dt$$

한 사이클당 시간 의존 손상 ϕ_D 는

$$\phi_D = \frac{1}{N_f} - \frac{1}{N_{f0}}$$

N_f : 시간 의존의 변형을 파형의 수명

N_{f0} : D_I 에서 계산한 수명

이 관계에는 다음 경험식이 성립한다.

$$\phi_D = C_2 D_D^n$$

이상에서 예측 수명은

$$N_{fPred} = (C_1 D_I^m + C_2 D_D^n)^{-1}$$

Morishita는 과응력(over stress)를 쓴 크리프-피로 손상 모델은 비탄성 변형에 직접 기여하는 응력성분인 과응력을 손상 파라미터로 사용하고 손상기구를 반영한 수명 예측법이라 생각할 수 있다. 이 모델은 고진공 중에서의 SUS304 강을 대상으로 제안한 것이고, Asayama는 고진공 중에서 2¼ Cr-Mo 강에 적용했다. 이 손상 모델은 과응력에 의한 한 사이클의 시간 비의존 및 시간의존 손상 파라미터 D_I , D_D 를 쓰고 있다.

$$D_I = \int_{1\text{cycle}} (\sigma - \alpha) d\epsilon_s$$

$$D_D = \int_{1\text{cycle}} (\sigma - \alpha) dt$$

D_D 는 시간 의존 손상은 인장 이행 행정에서 누적되고 압축 이행 행정에서 회복된다. 이 손상 모델에 의한 수명 예측식은 다음과 같다.

$$(\phi_I + \phi_D) N_f = 1$$

여기서, $\phi_I = A \cdot D_I^m, \phi_D = B \cdot D_D^n$

이 모델을 사용한 결과 전 Fast-slow 파에서 양의 평균응력이 나타나고 이 파형에서의 수명저하는 이 평균응력에 의한 가능성이 있으나 시간 의존 손상에 의해서도 설명할 수 있는데 주 원인의 검토가 필요하다.

2-10 비탄성 해석법

Setoguchi⁽⁵¹⁾는 비탄성 해석과 수명예측의 정밀도를 2¼ Cr-1 Mo 강에 대해서 연구하였다. Life fraction rule는 응력 계산치의 정확도에 민감(influential)하고 예측한 수명은 계산 응력값이 높기 때문에 짧았다. 이 정밀도를 개선하기 위하여 소성-크리프 상호작용을 비탄성 해석으로 고려해야 한다. 변형을 범위 분할법은 계산 응력치의 정밀도에 민감하지 않았다. 선형 손상칙은 크리프 파단시간 소비율이 비탄성 해석결과와 응력치에 민감하고 히스테리시스 루우프의 실험치를 쓰면 비교적 정도가 좋은 수명 추정이 가능하다⁽⁵¹⁾.

수명 추정 정도에 대한 검토가 없는 것은 변형을 속도가 다른 경우의 변형 거동의 표현능력외에, 소성-크리프 상호작용하의 비탄성 해석에 쓰이는 구성식이 확립이 되지 않는 것과 비탄성 해석결과를 어떻게 수명 평가법과 연결하는가를 명확히 밝히고 있지 않기 때문이다.

Yamauchi⁽⁵²⁾는 modified 9 Cr-1 Mo 강의 크리프-피로 손상칙에 의해 비탄성 해석법 및 수명 평가법의 양관점에서 검토하여 응력 변형을 특성은 변형을 반복 및 고온 시효 양자에 의해서 연화하고 이것을 누적 비탄성 변형률과 고온 시효 시간의 곱으로 나타낸 파라미터로 정리했다. 크리프 특성도 변형률반복에 의해 연화하고 크리프 속도는 가속된다. 선형 손상칙에서의 크리프 손상의 평가에서는 크리프 파단특성으로서 변형률 반복후의 것을 사용하면 된다.

3. 고 찰

선형 손상칙은 아직까지 유력한 수명평가법으로 적용되고 있다. Yamauchi는 선형 손상칙을 비탄성해석 및 수명평가법 양쪽에서 검토하였다. 응력 스트레인 특성은 스트레인 반복 및 고온 시효, 양자에 의해서 연화되고 이 연화경향은 누적 비탄성 스트레인과 고온 시효시간의 곱으로 나타낸 parameter로 정의할 수 있다.

크리프 특성도 스트레인 반복에 의해서 연화되고 크리프 속도는 가속된다. 선형 손상칙에서의 크리프 손상의 평가에서는 크리프 파단 특성으로서 스트레인 반복후의 것을 쓰면 선형 손상법으로 평가할 수 있다.

이 분야의 연구에서 남아있는 문제가 많이 있다. 고온 장시간 하중에서는 hold time은 나쁜 영향을 주기 때문에 hold time이 있는 경우에 비교 검토할 때는 주의해야 한다. 시험조건에 따른 응력의 재분포, 파손의 정의, 응력 및 변형률의 다양성, 파괴양식 이완현상(relaxation)조직의 변화등을 고려해서 비교해야 한다.

선형 손상칙은 크리프나 피로등의 단독손상을 받을 때 이때까지 적용해 왔지만 크리프-피로 복합하의 수명이나 여수명을 정확하게 평가할 때는 무리할 때가 많아 상호작용에 의한 손상량을 추가한다든가 수정하여 사용해 왔다. 시험조건에 의해서 재료의 내부에 큰 변화가 있을 때는 불리한 것 같다. Smith는 피로와 크리프가 복합할 때는 크리프와 피로의 변형양식의 차이에서 복합하중하의 정확한 수명예측에 곤란성을 지적하고 있다.

Manson이 제안한 변형률 범위 분할법은 비탄성 변형률을 흡수하는 능력이 고온 사이클릭 거동을 지배한다고 가정했으며 좋은 상관을 보였으나 어떤 온도-하중 사이클은 쉽게 변형률 범위를 하지 못할 때가 있어 불리하다. 이때는 구성방정식으로 해석하는 것이 좋을 것 같다.

주파수 수정 피로 수명칙은 압축 크리프에 곤란하고, 비대칭 파형에 부적합하다는 보고가 있다. 주파수 수정 손상 함수칙은 압축 크리프에 의한 손상을 평가하고 있으나 비대칭 파형의 고려가 없음. 이 수명칙은 인장칙의 히스테리시스 루우프의 면적을 주파수로 수정 하므로서 유지시간의 영향을 고려하고 있다.

균열의 전파수명이 재료의 파괴수명의 대부분을 점유한다는 것에 입각한 균열 기준의 평가법을 근래에와서는 많은 연구를 하고 Kitagawa는 늦치가 있을 때의 수명 예측에서 미소 균열군의 고밀도 불규칙 균열간 간섭, 균열간 합체를 고려하여 평가 하였다. 여기에서 심한 합체에 의해서 균열 분포 특성이 심하게 변하는 경우는 확률적 처리가 곤란하다. 실제 중기 터어빈 고-중압차실의 경우 주강품이기 때문에 재료의 다공성 및 비금속 개재물의 내재에서 균열 발생의 빈도가 증가한다.

Setoguchi는 비탄성 해석결과를 수명평가법에 결합하는 방법, 비탄성 해석결과에 의한 스트레인 분할 수법, 또 손상 평가 때 비탄성 변형률만을 기준으로 할 때의 실제의 고온 구조물에의 적용문제 등을 지적하고 있다.

상당 스트레인, 상당 응력법은 탄성파손 또는 항복 조건에서의 파라미터로 사용하였으나 다축 저사이클 피로수명을 잘 정리할 수 없다. 즉, 균열의 발생이나 전파가 주요인자가 되는 저사이클 피로에 문제점이 있는 것을 지적하고 있다. 또 파손 수명에 미치는 최대 전단율과 ϵ_n 의 기여 정도를 조사하려면 많은 실험이 필요하다.

Mises, Tresca형의 등가 스트레인, 등가 응력 기준에서의 수명평가법은 고온 다축 저사이클 피로에는 적당하지 않음을 Ohnami는 지적하고 Ogata는 SUS304 강에 인장압축, 비틀림 시험을 한 결과 Majumdar의 손상속도식을 바탕으로 하여 등가 전단 비탄성 변형률을 피로 손상의 기준으로 한 수명평가식이 적용가능하다고 보고 있다.

4. 결 론

크리프-피로 상호작용하의 수명예측법에 대해서 검토하여 얻은 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 피로를 주파수로 수정해서 이것으로 크리프-피로 상호작용을 설명하기에는 무리이고, 여기에다 시간 의존성을 고려하는 것이 필요하다.
- (2) 축적손상법에서는 크리프와 피로 상호작용 현상에서

- 재료내부의 변화에 따른 정식화가 요구된다.
- (3) 변형률 범위분할법은 온도-하중변화에 대응하도록 하는 수정이 필요하다.
 - (4) 응력의 다양성, 변형률의 다양성에 따른 파라미터의 수정이 요구된다.
 - (5) 크리프-피로 상호작용의 거시적 연구와 미시적 연구의 교량적 연구가 필요하다.
 - (6) 선형손상칙은 대체로 지지를 받고 있으나 고온기기 조건에서는 수정을 요한다.

참고문헌

1. Robinson, E. L., Trans. ASME, 74, 1952, p. 771.
2. Coffin, L. F., Fracture, 1969, p. 643.
3. Ostergren, W. J., J. Testing and Evaluation, 4, 1976, p. 327.
4. Krempl, E. and Walker, C. D., in Fatigue at High Temperature, ASTM STP 459, American Society for Testing and Materials, 1968, p. 75.
5. Ellision, E. G. and Smith, E. M., in Fatigue at Elevated Temperature, ASTM STP 520, American Society for Testing and Materials, 1973, p. 575.
5. Coffin, L. F. and Goldhoff, R. M., Report No. 71-C-114, General Electric Company, April 1971.
7. Coffin, L. F., Jr, in Proceedings, Air Force Conference on Fatigue and Fracture of Aircraft Structure and Materials, AFFDL TR 70-144, Air Force Flight Dynamics Laboratory, 1970.
8. Coffin, L. F., Jr., Journal of Materials, Vol. 6, No. 2, 1971, p. 388.
9. Eckel, J. R., Proceedings, American Society for Testing and Materials, Vol. 51, 1951, p. 745.
10. Morrow, J., in Internal Friction, Damping, and Plasticity, ASTM STP 378, American Society for Testing and Materials, 1945, p. 45.
11. Manson, S. S., Thermal Stress and Low Cycle Fatigue, Mcgraw-Hill, New York, 1966.
12. Manson, S. S., Experimental Mechanics, Vol. 5, No. 7, 1965, p. 193.
13. Langer, B. F., Journal of Basic Engineering, Series D, Trans. ASME, Vol. 84, 1962, p. 389.
14. Coles, A. D., Hill, G. J., Dawson, R. A. T., and Watson, S. J., in Proc. Int. Conf. on Thermal and High Strain Fatigue, Institute of Metals, London, 1967, p. 270.
15. Berling, J. T. and Slot, T., in Fatigue at High Temperature, ASTM STP 459, 1969, p. 3.
16. Cammett, J. T., R69AEG-332, General Electric Co., Cincinnati, Ohio, 1969.
17. Berling, J. T. and Conway, J. B., in First International Conference on Pressure Vessel Technology, Part II, Delft, Holland, Sept. 1969, p. 96.
18. Hales, R., Fatigue of Engineering Materials and Structures, Vol. 6, No. 2, 1983, p. 121.
19. Yagi, K., Kanemaru, O., Kubo, K., and Tanaka, C., 材料, 35, 1985, p. 82.
20. Swindeman, R. W., in Int. Conf. on Creep, Institute of Mechanical Engineering, Proceedings, Vol. 178, part 3A, 1963-1964, p. 3.
21. Wood, D. S., Welding Journal Reserach Supplement, Feb. 1966.
22. Spera, D. A., NASA TMX-52558, National Aeronautics and Space Administration, May 1971.
23. Manson, S. S., Halford, G. R., and Spera, D. A., in A. E. Johnson Memorial Volume, Applied Sciences Publisher, 1971, p. 31.
24. Spera, D. A., Howes, M. A. H., and Bizon, P. T., NASA TMX-529575, National Aeronautics and Space Administration, 1971.
25. Spera, D. A., NASA Sp-227, National

- Aeronautics and Space Administration, 1969.
26. Marshall, P. and Cook, T. R., Thermal Stresses and Thermal Fatigue, Central Electricity Generating Board, Berkeley, Butterworth, London, Paper 6, Sept, 1969, p. 81.
 27. Tilly, G. P., *Proceedings, Institute Mechanical Engineering*, Vol. 180, Part 31, 1966, p. 403.
 28. Tilly, G. G., *Proceedings, Institute Mechanical Engineering*, Vol. 180, Part 1, No. 46, 1966, p. 1045.
 29. Tilly, G. P., in *International Conference on Thermal and High Fatigue*, Institute of Metal, London, 1967, p. 198.
 30. Tilly, G. P., *Journal of Strain Analysis*, Vol. 7, No. 1, 1972, p. 61.
 31. Neuber, H., *Journal of Applied Mechanics*, Dec. 1961, p. 544.
 32. Stowell, E. Z., NASA TN 2073, *National Aeronautics and Space Administration*, 1950.
 33. Morrow, J. D., Wetzel, R. M., and Topper, R. H., in *Effects of Environment and Complex Load History on Fatigue life*, ASTM STP 462, American Society for Testing and Materials, 1968, p. 74.
 34. Ohnami, M. and Sakane, M., *材料*, 24, 1975, p. 55.
 35. Laird, C., in *Fatigue Crack Propagation*, ASTM STP 452, 1968, p. 217.
 36. Smith, E. and Barnaby, J. T., *Metal Science Journal*, Vol. 1, 1967, p. 56.
 37. Laird, C. and Smith, G. C., *Philosophical Magazine*, Series 8, Vol. 8, 1964, p. 1945.
 38. Marsh, K. J., Report 373, *National Engineering Laboratory*, Nov. 1968.
 39. Marsh, K. J., Appendix to NEL Progress Report 1967-1968, "Strength of Components", Report 402, *National Engineering Laboratory*, March 1969.
 40. Tompkin, B., *Philosophical Magazine*, Vol. 18, 1969, p. 1041.
 41. Paris, P. and Erdogan, F., *Transactions, American Society for Mechanical Engineers*, Vol. 85, 1963, p. 528.
 42. White, D. J., in *Thermal Stress and Thermal Fatigue*, Central Electricity Generating Board, Berkeley, Butterworth, London, Paper 1, Sept. 1969, p. 3.
 43. Corrker, T. W. and Lange, E. A., in *Fatigue Crack Propagation*, ASTM STP 415, American Society for Testing and Materials, 1966, p. 94.
 44. Jerram, K., in *Fatigue of Welded Structures, Conference*, The Welding Institute, Paper 2, 1970, p. 18.
 45. Maddox, S. J., in *Fatigue of Welded Structures, Conference*, The Welding Institute, Paper 6, 1970, p. 73.
 46. Kadoya, Y., Goto, T., Kaneko, H., and Sakon, T., *材料*, 41, 1992, p. 648.
 47. Koterazawa, R. and Iwata, Y., *材料*, 24, 1975, p. 32.
 48. Zamrik, S. Y. and Bilir, O. G., *Trans. ASME, Journal of Engineering Materials and Technology*, July 1976, p. 244.
 49. Matsuda, N., Umezawa, S., and Miyata, H., *材料*, 38, 1989, p. 83.
 50. Sakurai, S., Usami, S., and Miyata, H., *材料*, 35, 1986, p. 76.
 51. Setoguchi, K., Igari, T., and Yamaguchi, M., *材料*, 33, 1984, p. 76.
 52. Yamaguchi, M., Igari, T., and Mastubara, T., *材料*, 39, 1990, p. 133.