

변동 하중하의 피로파괴



송 지 호
한국과학기술원 기계공학과 교수

● 1946년생
● 재료의 疲勞破壞에 관하여 연구하고 있으며, 최근의 關心對象은 微小피로균열문제와 피로解析을 바탕으로 한 健全性 평가 절차 및 각종 피로해석소프트웨어의 개발, 그리고 피로強度 데이터베이스構成이다.

1. 머리말

機器나 구조물에 작용하는 實際하중은 振幅동이 불규칙하게 변화하는 이른바 변동하중으로, 強度설계에 있어서는 이러한 변동하중하의 피로에 관하여 충분히 고려할 필요가 있다. 따라서 국외에서는 현재까지 랜덤하중을 포함한 각종 변동하중하에서 많은 연구가 이루어져 유익한 결과도 얻어지고 있으나, 국내에서는 매우 단순한 변동하중하의 소수의 연구를 제외하고는, 실험상의 어려움등으로 주목할 만한 체계적인 연구결과가 없는 것이 실정이다.

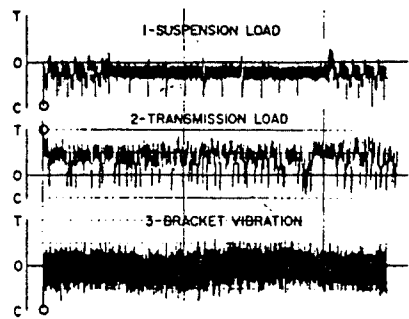
변동하중하의 피로문제는 근래 국내의 현장에서도 그 중요성이 점차 인식되고 있어, 국내 학술지에도 이에 관한 解説등⁽¹⁾이 약간 보이기 시작했다. 이러한 점들을 감안하여 본 글에서는 랜덤하중을 포함한 변동하중하의 피로파괴에 관하여 기초사항과 함께 기본특성을 소개해 보기로 하였으며, 아울러 관련용어들도 정리해 두기로 하였다.

2. 변동하중 형태와 피로수명 예측 방법론

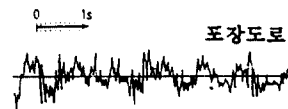
2.1 실제하중과 프로그램하중

실제하중(service loading or real loading, or actual loading)은 그림 1의 예에서 보는 바와

같이 하중의 크기 및 되풀이 속도(주파수)가 복잡하게 변동하는 랜덤하중(random loading)인 경우가 많다. 랜덤하중에는 그 통계적 성질이 시간에 관하여 변하지 않는 定常(stationary)적인 경우와 시간에 따라 변하는 非定常(non-stationary)적인 경우가 있으며, 피로문제에 있어서는 일반적으로 定常랜덤하중을, 그



자동차 rear axle 응력波形



자갈길



그림 1 자동차등의 구조요소에 작용하는 실제하중

리고 그 確率특성으로 正規과정(Gauss 과정이라 하기도 함)(Gaussian random process)을 가정하는 경우가 많다. 왜냐하면, 일반적으로 실제의 여러 물리현상은 많은 要因이 동시에 작용하여 일어난다고 생각할 수 있으며, 이러한 경우에 각 要因의 확률특성이 정규분포가 아니더라도, 그 합으로 나타나는 현상은 中心極限定理(central limit theorem)에 의해서 근사적으로 정규(Gauss)과정이 되기 때문이다.

랜덤하중을 비롯한 일반적인 정상랜덤과정에 대해서는 그 통계적 성질로서 파워 스펙트럼밀도(power spectral density)를 생각한다. 파워 스펙트럼밀도 $S(\omega)$ 또는 $W(f)$ 는 랜덤과정 $X(t)$ 에 포함되는 여러 周波數성분이 어떠한 세기(強度)로 분포하고 있는 가를 나타내는 파라미터로서, 다음과 같은 관계식이 성립한다.

$$\lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T X(t)^2 dt = E[X(t)^2]$$

$$= R(0) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S(\omega) d\omega \quad (1)$$

여기서 E 는 期待值(expectation)를, R 은 自己相關함수(auto-correlation function)를 나타낸다.

그림 2는 컴퓨터 시뮬레이션에 의해 각종 파워 스펙트럼밀도 형태에 대해 랜덤파형을 발생시킨 예⁽²⁾로, 그림 2(a)와 같이 넓은 주파수 범위에 걸쳐 파워 스펙트럼밀도가 일정한 경우의 파형을 廣帶域(wide band)랜덤파형이라 하며, 그림 2(b)와 같이 매우 좁은 범위의 주파수 성분만으로 파형을 이루고 있는 경우를 狹帶域(narrow band)랜덤파형이라 한다.

협대역 랜덤파형과 같이 주파수(되풀이 속도)의 변동이 거의 없어, 거의 일정한 되풀이 속도로 하중의 크기만이 변동하는 하중을 특히 변동진폭 하중(variable amplitude loading) 또는 스펙트럼 하중(spectrum loading)이라 한다.

실제의 기계구조요소의 피로수명을 실험적으로 평가할 필요가 있을 경우에는 실제작용하는 랜덤하중을 사용하여 실험하는 것이 가장 바람

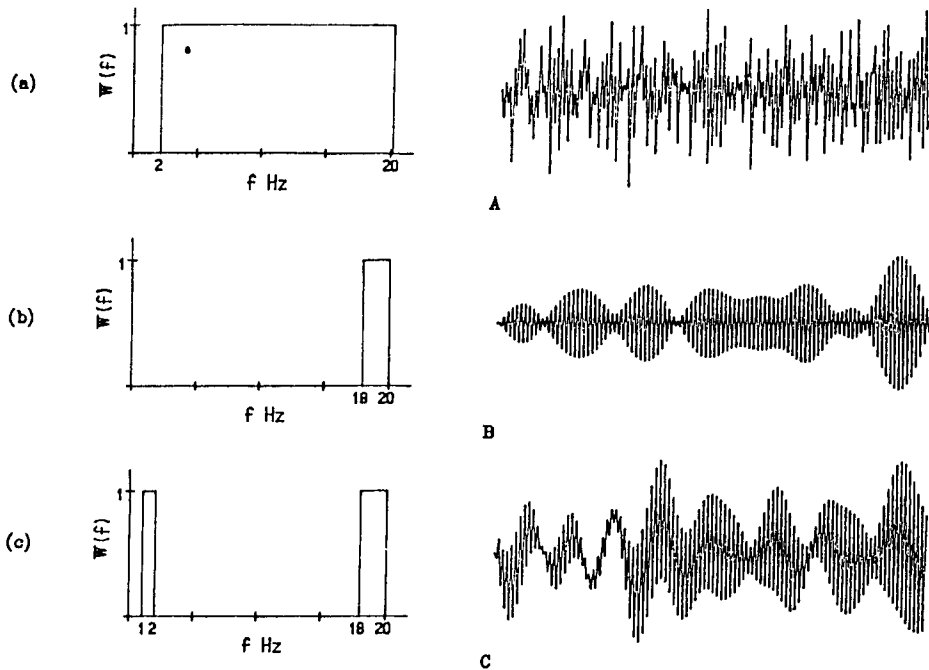


그림 2 각종 파워스펙트럼 밀도형태에 대해 컴퓨터 시뮬레이션에 의해 발생시킨 랜덤파형

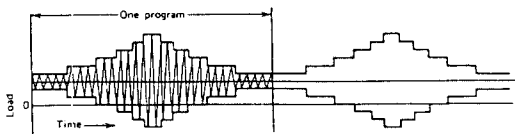


그림 3 多段 프로그램 하중

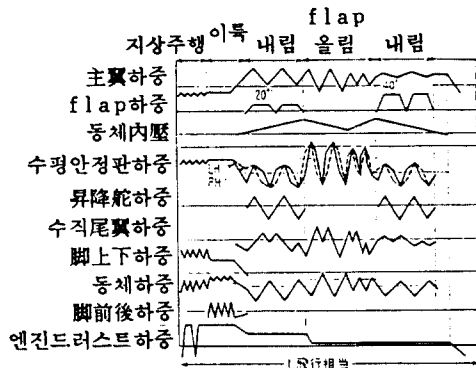


그림 4 보잉 727機의 實機피로시험의 하중패턴

직하나, 일반적으로는 실험상 및 경제적 측면에서 어려운 점이 많아, 하중변동이 비교적 간단한 그림 3, 4와 같은 이른 바 프로그램 하중을 이용하는 경우가 많다.

흔히 변동하중이라 하는 것은 랜덤하중과 프로그램하중을 포함한, 하중 크기가 변화하는 모든 하중을 말한다.

2.2 피로수명 예측 방법론

변동하중하의 피로문제라고 하는 것은 결국 실제하중하의 피로수명 평가를 어떻게 하느냐 하는 것으로, 현시점에서의 피로수명 평가 또는 예측 방법은 표 1에서 보는 바와 같이, 피로수명을 크게 피로균열 발생수명과 진전수명으로 나누어 각각에 대해 적절한 방법을 사용하는 것이다.

3. 하중波形 사이클 계산법 (Cycle Counting Method)

하중이 복잡하게 변동하는 랜덤하중하에서의 피로수명을 평가하려 할 경우, 또는 실제 랜덤하중을 간단한 프로그램하중으로 대체하여 피로시험을 수행하려 할 경우등에 있어서 문제가 되는 것은, 하중파형중의 어떤 인자(event)를 대상으로 하여 수명을 평가하며, 하중 상태를 일치시키느냐 하는 것이다. 이를 해결하기 위

표 1 피로과정과 피로수명 예측 방법

疲労過程	
피로이 變形 → 微小균열發生 → 巨觀균열發生 → 균열進展 → 最終破斷	
<p>疲労균열發生壽命</p> <p>累積疲労損傷 (cumulative fatigue damage)</p>	<p>균열進展壽命</p> <p>피로균열進展量</p> <p>피로균열最終길이</p>
<p>疲労損傷累積概念 (cumulative damage rule)</p>	<p>破壊力學 (fracture mechanics)</p> <p>破面觀察學 (fractography)</p>
<p>평상시험편의 피로수명 시험결과</p>	<p>균열재시험편 시험결과</p>

표 2 하중파형 사이클 계산법

- I -1 Peak Counting
- 2 Mean Crossing Peak Counting (Maximum/Minimum Counting)
- 3 Full Peak Counting
- II-1 Level Crossing Counting
- 2 Restricted Level Crossing Counting (Fatigue Meter Counting Method)
- III Range Counting → Range - Mean Counting
- IV-1 Range - Pair Counting → Range - Pair - Mean Counting
- 2 Hysteresis Loop Counting → Modified One
- 3 Rainflow Counting
- 4 Simplified Rainflow Counting for Repeating Histories

해서 제안되고 있는 것이 하중파형 사이클 계산법(cycle counting method)으로, 현재 표준적인 수행방법이 ASTM E1049-85⁽³⁾에 규정되고 있으며, 하중파형사이클 계산을 위한 機器도 시판되고 있다.

파형 사이클 계산법으로는 표 2에 제시한 바와 같이 크게는, 피크(peak, 極值), 레벨크로싱(level crossing, 레벨교차), 레인지(range, 幅) 혹은 레인지페어(range-pair, 폭쌍) 數를 셈하는 4가지로 나눌 수가 있으며, 각각에 대

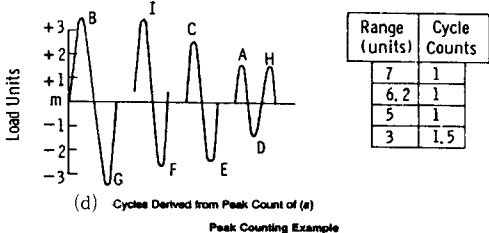
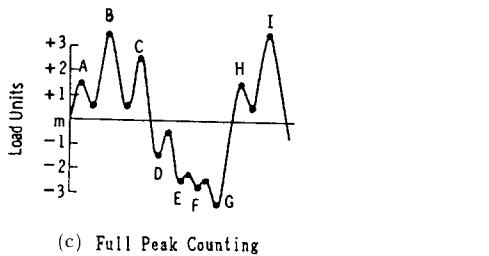
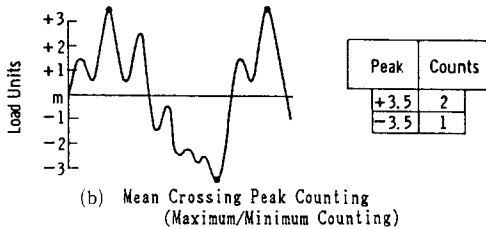
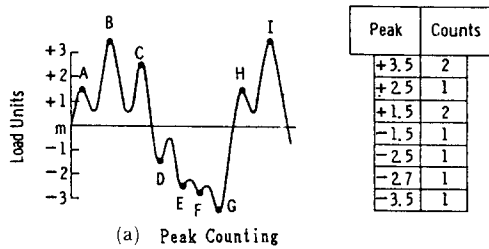


그림 5 피크數 계산법

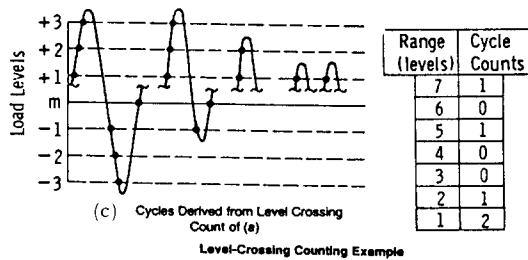
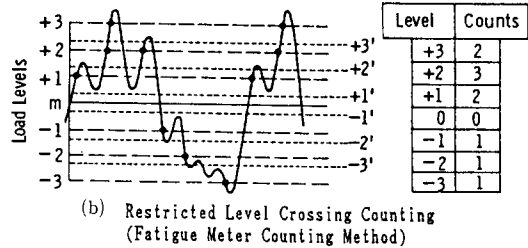
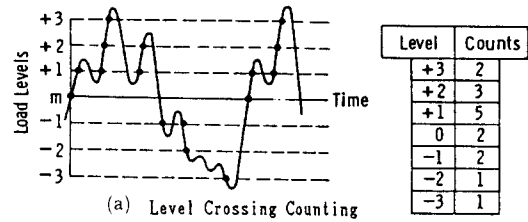
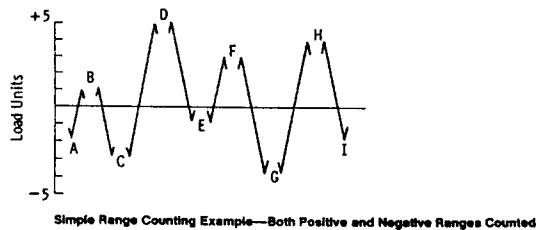
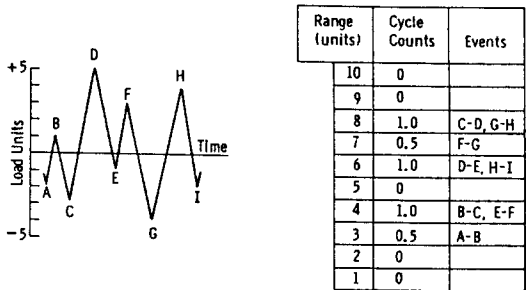


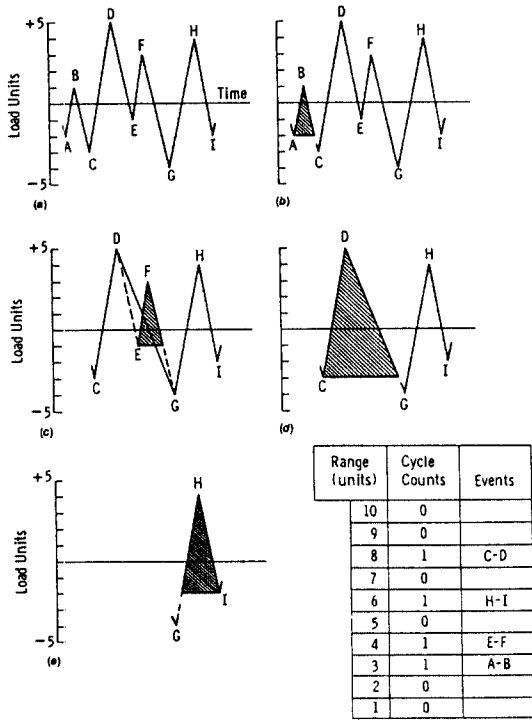
그림 6 레벨크로싱(교차)數 계산법



Simple Range Counting Example—Both Positive and Negative Ranges Counted

Range Counting → Range - Mean Counting

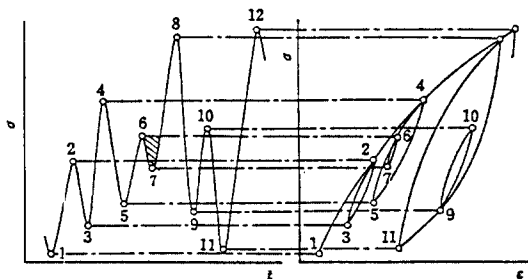
그림 7 레인지數 계산법



Range-Pair Counting Example

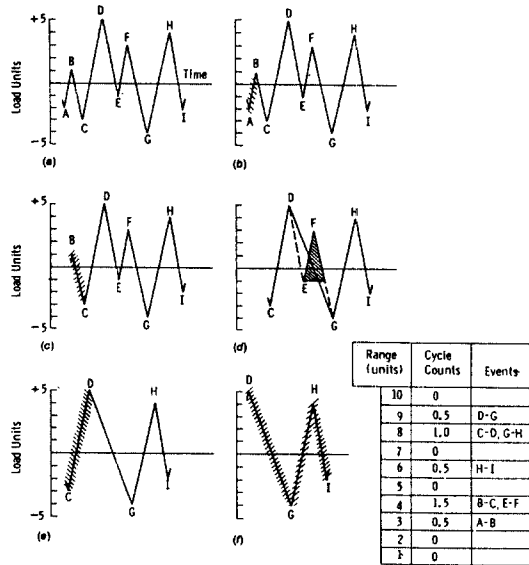
Range - Pair Counting → Range - Pair - Mean Counting

그림 8 레인지 페어數 계산법



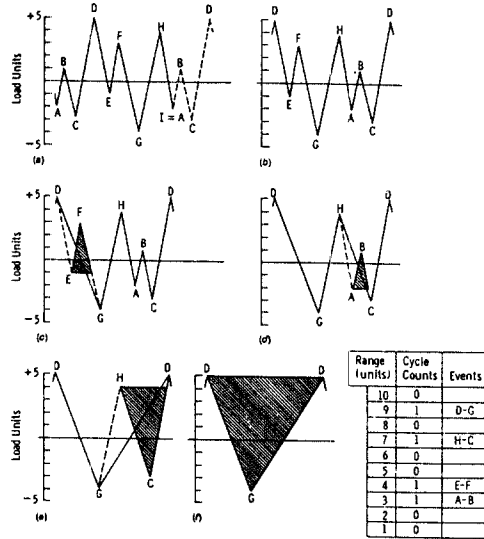
Hysteresis Loop Counting → Modified One

그림 9 히스테리시스 루우프數 계산법



Rainflow Counting Example

그림 10(a) 레인프로 계산법



Example of Simplified Rainflow Counting for a Repeating History

그림 10(b) 파형이 되풀이 되는 경우의 단순화된 레인프로 계산법

해 또한 여러가지 경우가 있다. ASTM E1049 등에 따라 각 방법의 구체적인 내용을 나타낸 것이 그림 5, 6, 7, 8, 9, 10으로, 付言해 두면 종래의 레인지페어 계산법⁽⁴⁾은 그림 9의 히

스테리시스 루우프법에⁽⁵⁾ 해당한다고 생각해 두는 것이 좋을 것이다.

표 2에 제시한 것 이외에도 Racetrack법등 여러 방법이 있으나, 피로균열발생까지의 수명

예측에는 종래의 레인지페어계산법과 레인프로법이 합리적이라 알려져 있으며, 피로균열 진전 평가에도 이 두 방법이 좋다는 보고^{(6)~(8)}가 있다.

상세한 파형 사이클 계산방법이 컴퓨터 프로그램 작성에 알맞도록 ASTM E1049⁽³⁾에 서술되어 있으므로 참고하면 좋을 것이다.

4. 변동하중하의 피로균열 발생수명 평가법

표 1에서 보는 바와 같이 피로균열 발생수명은 피로손상누적(累積)개념에 의해 평가하며, 이 경우 중요한 것이 사용하는 피로손상누적假說이다. 피로손상 누적가설로서는 현재까지 많은 것이 제안되고 있으나, 여기서는 그 중 중요한 것만을 변동하중하의 피로특성과 함께 설명해 두기로 한다.

4.1 Miner의 응력에 관한 線形누적손상가설⁽⁹⁾(Linear Cumulative Damage Rule)

Miner의 가설 또는 Palmgren-Miner의 선형누적가설이라 하는 것은, 피로파괴는 피로하중에 의한 일(work)이 재료가 흡수할 수 있는 일의 總量(限界量)에 도달했을 때 일어나며, 피로손상은 최대응력이 피로限度응력보다 큰 경우만 일어난다는 가정 아래 유도된 것으로, 응력 S_1, S_2, \dots, S_n 에 대한 일정진폭하중하의 수명을 각각 N_1, N_2, \dots, N_n , 변동하중하의 각 응력에 대한 되풀이數를 n_1, n_2, \dots, n_n 이라 할 때, 피로파괴는 다음조건을 만족할 때 일어난다는 것이다.

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \dots + \frac{n_n}{N_n} = 1$$

$$\therefore \sum_i \frac{n_i}{N_i} = 1 \quad (2)$$

여기서 $\frac{n_i}{N_i}$ 를 되풀이數比(cycle ratio)라 하며, 이 되풀이數比의 합, $\sum_i \frac{n_i}{N_i} = D$ 가 누적 피로손상(cumulative fatigue damage)을 나타내게 된다.

피로한도 以上の 응력이 대부분인 경우 비교적 좋은 평가방법으로, Miner의 Alclad 24 S-T에 대한 실험결과는 $D = \sum_i \frac{n_i}{N_i} = 1.49 \sim 0.8$ 이 되고 있다⁽⁹⁾. 그러나 다음에 설명하는 바와 같이 (i) 하중변동에 따른 응력間의 간섭효과(stress interaction effect)와, (ii) 변동하중하의 피로한도 以下の 응력이 피로손상에 미치는 영향을 무시하는 문제점이 있어, 일반적인 변동하중에 대해서는 위험쪽(non-conservative)의 예상이 되는 경우가 많다. 이러한 결점에도 불구하고, 그 간편함 때문에 Miner의 가설은 실제로 가장 많이 사용되고 있다.

4.2 하중負荷순서 및 피로한도 以下の 응력의 영향

그림 11과 같은 3종류의 二段변동하중 피로시험을 수행하여, Miner의 가설에 따라 판단까지의 누적손상 D 를 계산하면, 그림 11(a)의 이른 바 Hi-Lo(高-低)=段하중인 경우, 대체로 $D < 1$ 이 되며, (b)의 Lo-Hi(低-高) 2단하중인 경우, $D > 1$, (c)의 2단되풀이 하중일 경우 $D < 1$ 이 되는 사례가 많다. 이와 같이 하중을 부하하는 순서에 따라 누적손상값이 달라지

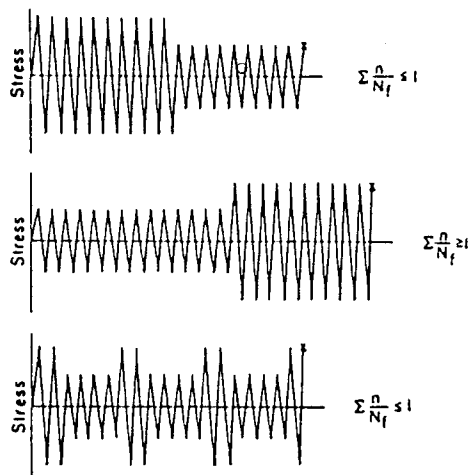


그림 11 하중부하순서의 영향

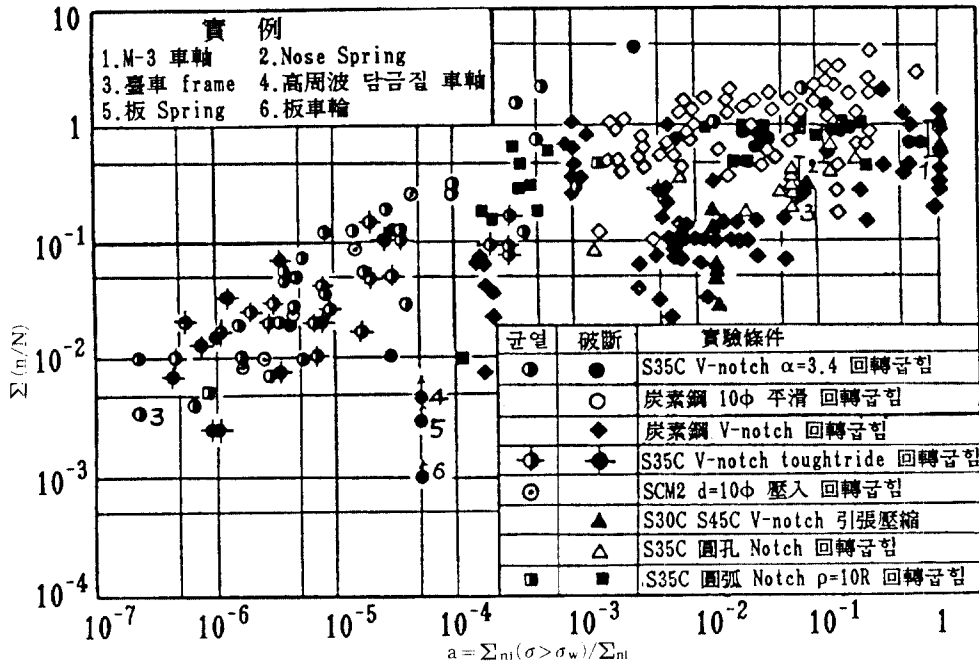


그림 12 피로한도 이하의 응력이 피로손상에 미치는 영향

는 현상을 부하순서영향(sequence effect)이라 하며, 하중변동에 의한 응력간섭효과의 하나이다.

그림 12는 피로한도 이하의 응력이 피로손상에 미치는 영향을 검토한 것⁽¹⁰⁾으로, 가로축에는 변동하중 중의 쏠응력되풀이 수에 대한 피로한도 이상의 응력되풀이수의 비를, 세로축에는 Miner의 가설에 의한 파단까지의 누적손상값을 나타내고 있다. 피로한도 이상의 응력되풀이 수 비가 작아질 수록 파단까지의 누적손상값이 경우에 따라 1/100이하로 작아지는 결과가 되어, 실제 피로손상은 대부분 피로한도 이하의 응력에 의해서 일어나고 있다는 것을 알 수가 있다.

4.3 Miner의 손상가설에 대한 修正

위에서 지적한 바와 같이, Miner의 가설은 여러 문제점이 있으므로, 이를 수정한 여러 가설들이 제안되고 있다.

(1) 修正Miner法(modified Miner's rule)

그림 13과 같이 S-N곡선의 직선부분을 피로한도 σ_w 이하의 영역까지 연장하여, 피로한도 이하의 응력에 의한 손상을 고려하는 방법이다. 하중조건에 따라서는 이 수정으로 충분한 경우도 있으나, 응력간섭효과에 대한 고려

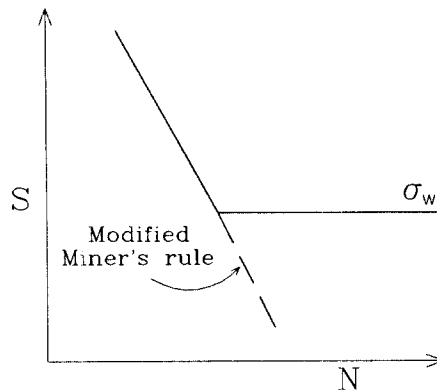


그림 13 修正 Miner법

는 부족하다.

(2) Corten-Dolan, Freudenthal-Heller의 수정 S-N곡선 방법^(11,12)

그림 14와 같이 S-N곡선의 일점(S₁, N₁)을 회전중심으로 하여 경사가 급(急)한 새로운 S-N곡선을 작성하여, 이에 대해 Miner의 가설을 이용하는 방법을 Corten-Dolan의 수정 S-N곡선방법 또는 Freudenthal-Heller의 방법이라 한다. 이 두 방법의 차이는, Corten-Dolan의 방법에서는 회전중심(S₁, N₁)을 변동하중 중의 최대응력에 대응하는 점으로 하는데 비해, Freudenthal-Heller의 방법에서는 회전중심을 응력변동의 영향이 소멸 되리라 예

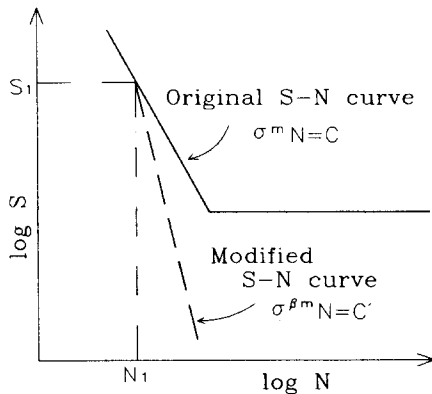


그림 14 Corten-Dolan, Freudenthal-Heller의 修正 S-N곡선

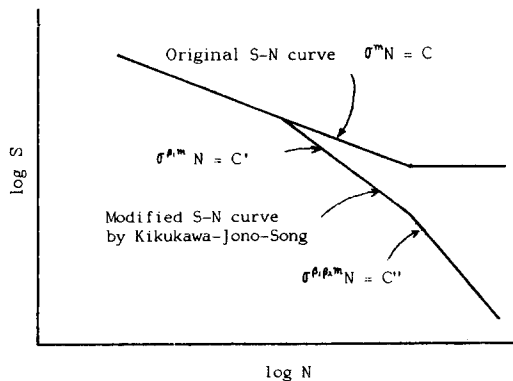


그림 15 Kikukawa-Jono-Song의 修正 S-N곡선

상되는 低 周波이 數(low cycle) 피로영역과 高 周波이 數(high cycle) 피로 영역의 경계, 즉 파단 周波이 수 10³내지 10⁴사이를 생각하는 점이다.

응력간섭효과를 고려한 방법으로, 변동하는 하중의 범위가 그다지 넓지 않은 경우에는 문제가 없으나, 하중의 변동범위가 넓어, 특히 피로한도 이하의 응력이 많이 존재하는 경우에는 위험쪽의 평가가 되는 경우가 있다.

(3) Kikukawa-Jono-Song의 수정 S-N곡선 방법⁽¹³⁾

피로한도 이하의 응력이 많이 존재하는 경우의 Corten-Dolan, Freudenthal-Heller 방법의 문제점을 보완한 방법으로, 그림 15와 같이 피로한도 이하의 영역에서 수정 S-N곡선의 경사를 다시 수정하는 방법이다. 안전쪽(conservative)의 수명평가가 얻어지는 경우가 많다.

4.4 低 周波이 數 피로에서의 塑性 변형률에 관한 손상가설

저 周波이 數 피로에서는 소성 변형률이 피로수명을 지배하는 主因子이며, 하중변동에 의한 간섭효과도 거의 나타나지 않으므로, 소성 변형률(幅 Δε_p)를 사용한 다음 형식의 Manson-Coffin식이 변동하중하에서도 잘 성립한다.

$$\Delta \epsilon_p \cdot N^\alpha = \epsilon_0 \quad (3)$$

여기서 α, ε₀는 재료상수이다. 특히 평균소성 변형률 ε_{pm}이 존재하는 경우에 대해서는 식 (3)을 수정한 다음식을 사용하면 좋다⁽¹⁴⁾.

$$\frac{\Delta \epsilon_p}{\left(1 - \frac{|\epsilon_{pm}|}{\epsilon_f}\right)} N^\alpha = \epsilon_0 \quad (4)$$

여기서 ε_f는 재료의 파단연성(fracture ductility)이다.

4.5 ε-N곡선 방법

준 피로수명영역에 걸쳐 다음과 같은 준변형률 幅 Δε과 파단수명 N_f의 관계식을 이용하

여 피로수명을 평가하는 방법이다.

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{\Delta \epsilon_e}{2} + \frac{\Delta \epsilon_p}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + \epsilon_f' (2N_f)^c \quad (5)$$

여기서 $\Delta \epsilon_e$ 는 탄성변형률 幅이며, E 는 탄성 계수, $b, c, \sigma_f', \epsilon_f'$ 는 재료상수이다.

변형률을 변수로 하고 있어 특별한 수정없이 노치시험편(notched specimen)에도 사용이 가능하다는 등,汎用性이 높아 많이 이용되나, 고되풀이수 피로 영역에서의 응력간섭효과를 충분히 고려하지 못하는 문제점이 있다.

5. 변동하중하의 피로균열 진전

5.1 하중변동에 의한 균열진전의 遲延과 加速

변동하중하의 피로균열 진전문제에서 중요한 것중의 하나가 하중변동에 의한 간섭효과로서 나타나는 균열진전의 지연(retardation)과 가속(acceleration)현상에 대한 합리적인 평가이다.

(1) 單一過大하중의 영향

그림 16은 각종 단일 과대하중(single overload or spike overload)이 균열진전거동에 미

치는 영향을 검토한 Stephens등의 유명한 연구결과⁽¹⁵⁾로, 인장과과대하중을 부하한 경우 현저한 균열진전 지연 현상이 나타나며, 압축과과대하중을 부하한 경우는 반대로 균열진전이 가속화된다.

그림 17은 인장과과대하중 부하後의 균열진전 거동을 더욱 상세히 검토한 것⁽¹⁶⁾으로, 인장과과대하중이 부하되면 균열진전이 지연되나, 진전 속도가 최소치가 되는 것은 과대하중 부하 直後가 아닌, 균열이 어느정도 진전한 후가 되고 있다. 이러한 현상을 특히 지체지연(遲滯遲延, delayed retardation)이라 한다.

(2) 균열진전 지연 모델

인장과과대하중이 부하된 이후의 균열진전 지연현상은 경우에 따라 공학적으로 이용이 가능한 매우 유리한 현상이므로, 이에 관한 연구가 많이 이루어지고 있다. 균열진전 지연의 원인 으로서는 인장과과대하중 부하에 의한 (i) 균열 선단에서의 압축잔류응력 형성, (ii) 균열선단 둔화(blunting)등이 지적되고 있으며, 지연현상을 평가하는 여러 모델들이 제안되고 있다.

(a) Wheeler 모델⁽¹⁷⁾

균열진전 지연은 과대하중 부하에 의해 균열 선단에 형성된 소성역속을 균열이 진전하기 때

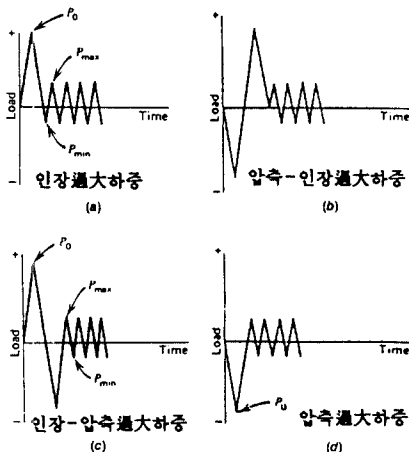
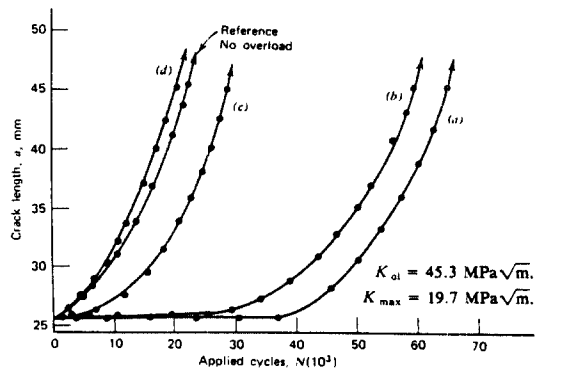


그림 16 과대하중의 균열진전에 미치는 영향



Crack growth following different overload patterns in 7075-T6

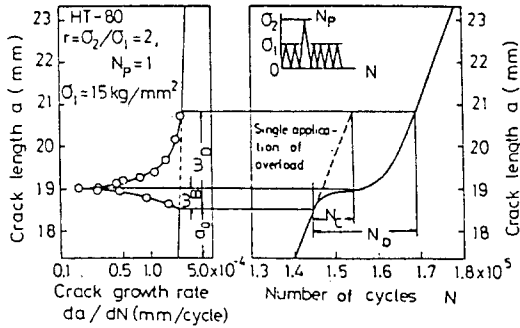


그림 17 단일 인장과대하중 부하후의 피로균열진전거동

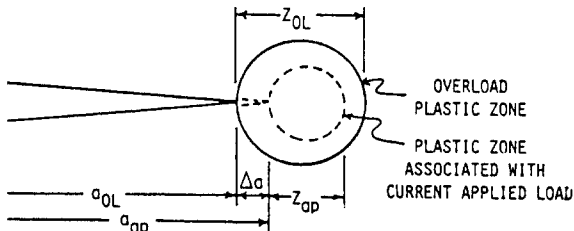


그림 18 균열선단의 소성역

문에 일어난다고 생각하여, 다음과 같이 지연이 일어나는 경우의 진전속도 $(da/dN)_{retard}$ 가 정상적인 일정진폭하중하의 진전속도 $(da/dN)_{nomal}$ 의 C_p (≤ 1) 배가 된다는 모델이다. 즉

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{retard} = C_p \left(\frac{da}{dN}\right)_{nomal} = C_p f(\Delta K) \quad (6)$$

C_p 를 지연계수(retardation parameter)라 하며, 그림 18에 제시한 과대하중에 의한 소성역 Z_{OL} , 현시점의 부하하중에 의한 소성역 Z_{ap} , 과대하중 부하후의 균열진전량 $\Delta a = a_{ap} - a_{OL}$ (a_{ap} : 현재의 균열길이, a_{OL} : 과대하중 부하시의 균열길이)를 사용하여 다음과 같이 얻어지는 값이다.

$$C_p = \begin{cases} \left(\frac{Z_{ap}}{Z_{OL} - \Delta a}\right)^m, & Z_{ap} < Z_{OL} - \Delta a \text{ 일때} \\ 1, & Z_{ap} > Z_{OL} - \Delta a \text{ 일때} \end{cases} \quad (7)$$

여기서 m 은 실험재료상수로서, D6ac鋼인 경우 $m=1.3$, Ti-6Al-4V합금인 경우 $m=3.4$ 가 되는 값이다. 소성역의 크기는 다음식으로부터 얻어진다.

$$Z_{ap} = \frac{1}{\alpha \pi} \left(\frac{K_{max}}{\sigma_{ys}}\right)^2, \quad Z_{OL} = \frac{1}{\alpha \pi} \left(\frac{K_{max}^{OL}}{\sigma_{ys}}\right)^2 \quad (8)$$

여기서 K_{max} 및 K_{max}^{OL} 은 각각 현시점의 부하하중 및 과대하중에 의한 최대응력강도 계수값이며, σ_{ys} 는 재료의 항복응력이다. α 는 응력상태에 따라 달라지는 값으로, 본 모델에서는 $\alpha=4\sqrt{2}$ 를 사용하고 있다.

결국 평면변형률상태의 소성역반경을 사용하고 있다. 매우 간단한 모델로, 각종 프로그램 하중에 적용하여 안전쪽의 평가를 얻고 있으나⁽¹⁷⁾, 식 (7)중의 m 값을 실험적으로 결정해야 하는 문제점이 있다.

(b) Willenborg들의 모델⁽¹⁸⁾

과대하중에 의한 소성역을 기초로 하는 점은 앞의 Wheeler모델과 같으나, 그 소성역에 의해 有效한 응력강도계수값이 감소한다고 생각하는 것이 다르다. 그림 18에서 현시점의 균열선단 a_{ap} 로 부터 과대하중에 의한 소성역의 경계까지의 거리는 $(Z_{OL} - \Delta a)$ 이며, 이 길이에 해당하는 소성역을 형성할 수 있는 응력강도계수 K_{max}^{req} 은 다음과 같이 얻을 수가 있다.

$$\frac{1}{\alpha \pi} \left(\frac{K_{max}^{req}}{\sigma_{ys}}\right)^2 = Z_{OL} - \Delta a \quad (9)$$

이 K_{max}^{req} 은 과대하중에 의한 지연효과를 소멸시키기 위해 필요한 응력강도계수라 생각할 수 있으므로, 이 값과 현시점의 부하하중에 의한 응력강도계수 K_{max} 와의 차이($K_{max}^{req} - K_{max}$)는 일종의 (압축)잔류응력강도계수 K_R^W 라 생각할 수 있을 것이다.

$$K_{max}^{req} - K_{max} = K_R^W \quad (10)$$

따라서 K_R^W 만큼 有效한 응력강도계수가 감소한다고 가정하면, 실제 작용하는 有效응력강도계수 K_{max}^{eff} 는 다음과 같이 된다.

$$K_{max}^{eff} = K_{max} - K_R^W$$

$$\begin{aligned} K_{min}^{eff} &= K_{min} - K_R^W \\ \Delta K^{eff} &= K_{max}^{eff} - K_{min}^{eff} \\ &= K_{max} - K_{min} = \Delta K \end{aligned} \quad (11)$$

유효응력비 (effective stress ratio) R^{eff} 를

$$R^{eff} = \frac{K_{min}^{eff}}{K_{max}^{eff}} = \frac{K_{min} - K_R^W}{K_{max} - K_R^W} \quad (12)$$

와 같이 계산하여 응력비의 영향에 관한 다음의 Forman들의 식 (17)을 이용하여 진전속도를 평가하는 것이 본 모델이다.

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K^{eff})^n}{(1 - R^{eff})K_c - \Delta K^{eff}} \quad (13)$$

앞의 Wheeler모델에서의 m 와 같은 실험재료상수가 필요없어 매우 간편하며, 개념자체도 단순명쾌하여 지연평가를 위한 기본모델로서 많이 이용된다.

식 (9)의 소성역의 계산에서는 $\alpha=2$ 를 사용하여, 평면응력상태의 소성역변경을 생각하고 있다.

(c) Gallagher의 일반 소성역 모델⁽²⁰⁾(generalized yield zone model)

앞의 Willenborg들의 모델에서 식 (10)중의 K_R^W 대신에

$$K_R = \phi K_R^W \quad (14)$$

를 사용하는 방법이다. 식 (8), (9)를 이용하면

$$K_R^W = K_{max}^{OL} \sqrt{1 - \frac{\Delta a}{Z_{OL}}} - K_{max} \quad (15)$$

와 같이 나타낼 수 있으므로, 유효응력강도계수의 최대치 K_{max}^{eff} 등은 다음과 같은 형식이 된다.

$$K_{max}^{eff} = K_{max} - \phi \left[K_{max}^{OL} \sqrt{1 - \frac{\Delta a}{Z_{OL}}} - K_{max} \right] \quad (16)$$

식 (14)중의 ϕ 값은 과대하중이 부하됨으로써 그 이후에 균열진전이 일어나지 않게되는 上限界 과대하중비 (overload shut off ratio) S 를 사용하여 다음과 같이 얻어진다. 상한계과대하중 $K_{max}^{OL} = SK_{max}$ 이 부하되면 균열진전이 멈추므로 ($\Delta a=0$), 이 경우의 유효응력강도계수는 균

열진전下限界 (threshold) 값이 될 것이다. 즉

$$K_{max}^{eff} = K_{maxTH} \quad (17)$$

식 (16)에 이들 조건을 대입하면

$$\phi = [1 - (K_{maxTH}/K_{max})]/(S-1) \quad (18)$$

이 얻어진다. 鋼재료에 대해 $\phi=0.58$ 이 얻어지고 있다⁽²⁰⁾. 이 모델을 일반 Willenborg모델 (generalized Willenborg model)이라 하기도 한다⁽²¹⁾.

지금까지 설명한 3가지 모델은 압축과대하중이 작용하여 균열진전이 가속되는 현상등에 관해서는 설명이 불가능하다.

(3) 균열진전 지연 및 가속을 고려한 모델

(a) Willenborg-Chang모델⁽²¹⁾

균열진전 지연에 관해서는 일반 Willenborg 모델⁽²⁰⁾을 사용하며, 식 (12)의 유효응력비 R^{eff} 가 陰(-)이 되는 경우의 가속현상에 대해서는 다음 평가식을 사용하는 방법이다.

$$\begin{aligned} da/dN &= C[(1 - R^{eff})^q K_{max}^{eff}]^n, \\ R^{eff} &< 0 \text{일때} \end{aligned} \quad (19)$$

여기서 q 는 陰응력비指數 (negative stress ratio index)로, 다음식에 의해 결정되는 값이다.

$$q = [\ln(r)/\ln(1-R)]/n, \quad R < 0 \quad (20)$$

여기서 r 은 대상이 되는 음의 응력비에서의 균열진전속도와 응력비 $R=0$ 에서의 균열진전속도의 비를 나타내며, n 은 $R=0$ 에서의 실험결과 얻어지는 균열진전속도식에서의 指數이다.

이 모델에서는 앞에서 나온 그림 16(c)와 같이 인장과대하중에 이어 압축과대하중이 작용하는 경우의 균열진전 지연의 감소도 고려할 수 있도록, 다음과 같은 유효과대 하중지연 영역크기 (effective overload retardation zone size) Z_{OL}^{eff} 를 정의하여 사용하고 있다⁽⁶⁾.

$$Z_{OL}^{eff} = (1 + R^{eff}) Z_{OL}, \quad R^{eff} < 0 \text{일때} \quad (21)$$

본 모델은 랜덤하중하의 균열진전문제에 적용하여 좋은 결과를 얻고 있다고 보고되고 있

다(6).

참고로 지적해 두면 일반 Willenborg 모델 사용 응력비의 영향에 관한 식으로는 Walk의 식(22)을 다음과 같이 수정하여 사용하고 있다.

$$\begin{aligned} da/dN &= C[\Delta K^{eff} / (1 - \bar{R}^{eff})^{1-m}]^n \\ 0 \leq \bar{R}^{eff} \leq R_{cut}^+, \quad \bar{R}^{eff} &= R^{eff} \\ 0 \leq \bar{R}^{eff} > R_{cut}^+, \quad \bar{R}^{eff} &= R_{cut}^+ \end{aligned} \quad (22)$$

여기서 R_{cut}^+ 는 응력비의 영향이 나타나지 않게 되는 限界응력비(cutoff stress ratio)이다.

(b) Johnson의 多變數 소성역(하중 간섭) 모델(23) [Multi-Parameter Yield Zone (MPYZ) (load interaction) model]

자연, 가속 및 과소하중(underload)의 영향까지도 고려한 모델로서, 균열진전 자연에 대해서는 근본적 일반 Willenborg 모델을 사용하나, 식 (14) 중의 ϕ 를 결정하는 방법이 다음과 같이 식 (18)과는 약간 다르다. 즉

$$\begin{aligned} K_R &= \phi_R K_R^W \\ \phi_R &= [1.0 - (K_{maxTH} / K_{max})] / [(\Psi - 1.0) \\ &\quad \times (1.0 - R_L)] \\ \Psi &= B/A, \quad R_L = S_{UL} / S_{max}^{OL} \end{aligned} \quad (23)$$

여기서 A 는 과대하중이 부하되어도 자연이 일어나지 않는 下限界 과대하중비(no-retardation overload ratio)이며, B 는 식 (18) 중의 S 와 동일한 上限界 과대하중비(shut-off overload ratio)이다. R_L 은, 그림 19에 제시한 현시점에서의 과소응력(underload stress) S_{UL} 과 과대하중응력(overload stress) S_{max}^{OL} 과의 비를 나타낸다.

가속현상에 대해서는 다음식을 이용한다.

$$K_R = \phi_A K_R^W, \quad \phi_A = 1.0 - R_L \quad (24)$$

과소하중의 영향에 관해서는, Willenborg들의 모델에서의 식 (9) 중의 K_{max}^{req} 를 유효과대하중응력강도계수(effective overload stress intensity factor) K_{OL}^{eff} 라 하고, 다음과 같이 정의되는 과소하중계수(underload factor) β 를 사용하여 고려한다.

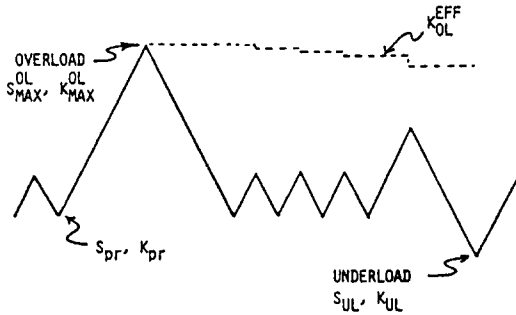


그림 19 변동하중에서의 과대하중과 과소하중

$$\beta = \frac{K_{pr} - K_{UL}}{K_{OL}^{eff} - K_{UL}} \quad (25)$$

여기서 K_{pr} 및 K_{UL} 은 각각 그림 19에서 보는 바와 같이, 과대하중직전의 최소응력강도계수 및 과소하중응력강도계수이다. 이 β 를 사용하여 새로운 유효과대하중응력강도계수 K_{OL}^{eff} 를 다음과 같이 평가한다.

$$K_{OL}^{eff} = \frac{K_{OL}^{eff}}{Z - Y} (Z - \beta) + K_{max} \quad (26)$$

여기서 Y 는 과소하중이 과대하중에 의한 지연현상에 아무런 영향을 미치지 않는 β 의 下限界값을, Z 는 과소하중부하에 의해 즉시 지연현상이 소멸하는 β 의 上限界값을 나타낸다.

하중간섭변수, A, B, Y, Z 모두 실험적으로 결정해야 하는 문제점이 있으나, 2219-T851 알루미늄합금에 대해 $A=1.0, B=2.3, Y=0, Z=0.5$ 를 사용하여 좋은 결과를 얻고 있다.

(4) 균열닫힘현상에 의한 평가

하중변동에 의한 균열진전 자연과 가속현상은 Elber의 피로균열닫힘 거동(24)을 고려한 유효응력강도계수 개념(24)에 의해 비교적 잘 설명된다. 균열닫힘(crack closure)현상이라고 하는 것은 피로균열이 하중이 켜지기 전인 인장하중하에서도 닫히는 현상을 말하며, 유효응력 강도계수 개념이라 하는 것은, 실제 균열진전은 균열이 열려 균열선단에 특이성(singularity)이 존재하는 하중범위, 즉 유효응

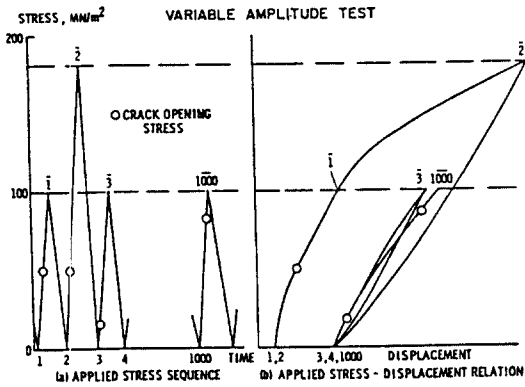


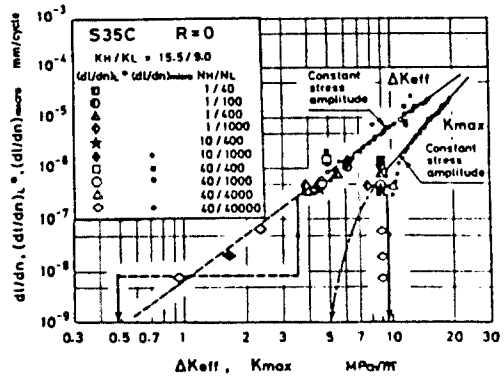
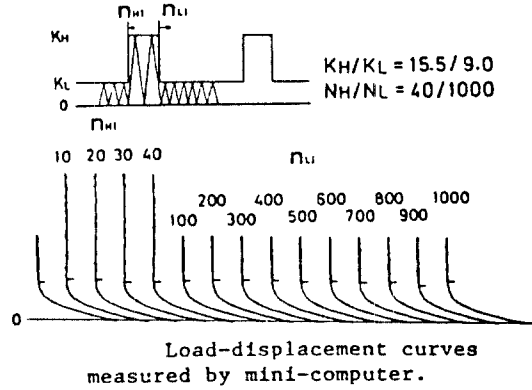
그림 20 인장과대하중 부하후의 균열단힘거동

력 강도계수 범위(혹은 幅) (effective stress intensity factor range) $\Delta K_{eff} (= K_{max} - K_{op}$, K_{op} : 균열열림점 응력강도계수)에 의해 지배된다는 개념이다. 그림 20은 단일 인장과대하중이 부하된 경우의 균열단힘거동을 측정한 Elber의 연구결과⁽²⁴⁾로서, 과대하중 부하 직후 균열열림점 (crack opening point)이 저하하며, 그 이후 높아져, 과대하중 부하 직후 균열진전 속도가 빨라지며, 그 이후 지연이 일어나는 실제 거동을 잘 설명해 주고 있다.

균열단힘현상은 피로균열진전에 있어서 매우 중요하며 많은 연구가 수행되고 있다. 다만, 단일 과대하중 부하에 의한 지연현상은 균열단힘현상만으로는 완전히 설명하기 어렵다는 보고⁽²⁵⁾도 있다.

5.2 변동 하중하의 균열진전 下限界 ΔK_{TH} 의 소멸

Kikukawa등은 균열진전하한계 ΔK_{TH} 의 以上과 以下の 하중을 조합한 2단되풀이 하중하의 시험을 수행하여, 균열단힘 거동과 低 레벨 하중에 대한 진전속도를 검토하고 있다⁽²⁶⁾. 그 결과가 그림 21로, 2단 되풀이 하중 1블록 (block)내에서는 균열열림점은 거의 일정하여, ΔK_{TH} 이하의 低하중에서도 균열은 진전하며, 그 진전속도는 균열단힘을 고려한 유효용



K_{max} , ΔK_{eff} - dl/dn relation for repeated two-step test on S35C.

그림 21 2단되풀이하중하의 균열단힘거동과 ΔK_{TH} 의 소멸

력 강도계수 幅 ΔK_{eff} 에 의해 잘 정리된다는 결론이다. 즉, 2단 되풀이 하중과 같이 과대하중이 주기적으로 되풀이 부하되는 경우에는 지연효과보다는 가속효과가 더 크며, 일정 진폭 하중하에서 존재하는 균열진전 하한계 ΔK_{TH} 가 소멸된다는 것으로, 이 사실은 실제 변동하중 문제에서 매우 중요하다.

5.3 랜덤변동 하중하의 피로균열진전

랜덤변동 하중하의 피로균열진전에 관한 비교적 광범위한 연구로서는 ASTM Task Group E24,06.01의 연구⁽²⁷⁾가 있다. 현재 제안되고 있는 하중간섭효과에 관한 각종 모델을

사용하여 랜덤하중하의 균열진전을 평가하고 있다. 모든 모델에 의한 평균 예상결과는 실제 실험결과의 1.28배 정도의 위험쪽의 예상이 되어 비교적 좋은 평가가 되고 있다. 다만, 이 연구결과에서는 하중간섭효과를 고려하지 않는 가장 간단한 진전속도 예측방법인 평균자승 (root-mean-square, rms)법도 비교적 좋은 예측결과를 주고 있어, 이것은 시험연구 대상이 된 랜덤하중파형이 대체로 협대역(narrow band)파형에 가까운 특성을 갖고 있기 때문이 아닌가 추측된다.

협대역 및 광대역 랜덤파형에 대한 연구도 약간은 있어, 균열단형현상을 고려하면 파형특성에 관계없이 좋은 예측이 된다는 결과⁽⁶⁾가 있는가 하면, 협대역파형인 경우는 좋은 예측이 되나, 광대역파형인 경우에는 균열단형현상만으로는 위험쪽의 예상이 된다는 결과⁽²⁾도 있다.

랜덤하중파형의 파워스펙트럼 특성, 시험에 사용하는 랜덤하중파형의 길이, 랜덤하중 중의 최대하중의 크기등의 영향에 관한 계통적인 연구가 더욱 필요하다.

6. 피로수명 예측 소프트웨어

근래에는 피로수명예측을 위한 많은 컴퓨터 소프트웨어가 개발되어 이용되고 있으며 市販되고 있는 것도 있다. 필자가 아는 바로는, 피로균열발생수명 예측소프트웨어로서, Structural Dynamics Research Corporation社의 IDEAS Tdas중의 Fatigue Analysis모듈, 日本三井造船社의 MiFATIGUE가 있으며, 균열진전평가도 가능한 것으로는 MTS社의 FADAT, Engineering Mechanics Research Corporation社의 ENDURE등이 있으며, 균열진전평가 專用 소프트웨어로서 스위스의 Aptechnologies社의 FRACTURESEARCH중의 RECYCL/LICAFF, 표면균열진전 평가용으로 日本三井造船社의 MiCRACK등이 있다. 국내에서는 피로균열 발생수명 예측 소프트웨

어 FATILIFE-I이 필자들에 의해 개발되었다⁽²⁸⁾.

시판되고 있는 소프트웨어를 이용할 때에는, 소프트웨어에서 채용하고 있는 손상평가에 관한 각종 가설 또는 평가식을 근본적으로 잘 이해하여, 얻어지는 결과의 유용성과 한계를 명확히 할 필요가 있다.

7. 맺음말

변동하중하의 피로파괴에 관한 중요한 기초 사항은 이 이외에도 많으나 紙面관계상 割愛하였으며, 많은 관련 문헌들도 생략하고 있다. 피로연구의 궁극적 목적의 하나는 실제 피로설계에 대한 응용이므로, 이를 위해서는 실제 작용하는 변동하중하의 피로거동을 명확히 파악하지 않으면 안될 것이다. 본 글이 이에 대한 이해와 관련 연구 수행에 약간이나마 도움이 되었으면 한다.

참 고 문 헌

- (1) 권정호, 1987, "항공기 주구조물의 손상허용 설계기법 (I) 및 (II)", 한국항공우주학회지, 제15권, 제1호, pp.64~75, 제15권 제2호, pp.63~73.
- (2) 송지호, 김종한, 김정엽, 1989, "유사랜덤하중파형 작성과 이를 이용한 랜덤하중하의 표면피로 균열진전에 관한 기초적 검토", 대한기계학회논문집, 제13권, 제1호, pp.125~134.
- (3) ASTM Designation: E1049-85, 1985, Standard Practice for Cycle Counting in Fatigue Analysis.
- (4) Schijve, J., 1966, "The Analysis of Random Load-Time Histories with Relation to Fatigue Tests and Life Calculations", Fatigue of Aircraft Structures, ed. by W. Barrois and E.L. Ripley, Pergamon Press, p.

- 115.
- (5) 薄一平, 岡村弘之, 1978, “定常ランダム荷重下の疲労き裂進展(第1報, 試験システムおよびS45Cの實驗結果)”, 日本機械學會論文集, Vol.44, pp.3322~3332.
- (6) Chang, J.B., Szamosi, M. and Liu, K.W., 1981, “Random Spectrum Fatigue Crack Life Predictions with or without Considering Load Interactions”, ASTM STP 748, pp.115~132.
- (7) Socie, D. F. and Kurath, P., 1983, “Cycle Counting for Variable-Amplitude Crack Growth”, ASTM STP 791, pp. II -19~ II -32.
- (8) Jono, M., Song, J. and Kikukawa, M., 1984, “Fatigue Crack Growth and Crack Closure of Structural Materials under Random Loadings”, Advances in Fracture Research, Proc. ICF6, pp.1735~1742.
- (9) Miner, M. A., 1945, “Cumulative Damage in Fatigue”, Journal of Applied Mechanics, Trans, ASME, E, Vol.12, September, pp. A159~A164.
- (10) 中村宏, 1970, “實働荷重疲労試験の總括”, 日本機械學會誌, Vol.73, pp. 1350~1358.
- (11) Corten, H.T. and Dolan, T.J., 1956, “Cumulative Fatigue Damage”, Proc. of International Conference on Fatigue of Metals, pp.235~246.
- (12) Freudenthal, A.M. and Heller, R.A., 1958, “On Stress Interaction in Fatigue and a Cumulative Damage Rule: Part I-2024 Aluminum and SAE 4340 Steel Alloys,” WADC TR, pp.58~69.
- (13) 菊川眞, 城野政弘, 宋智浩, 1972, “繰返し塑性ひずみと累積疲労損傷(疲労限度以下の應力による疲労損傷)”, 材料, Vol.21, pp.753~758.
- (14) Kikukawa, M., Jono, M., Kamata, T., Song, J. and Himuro, H., 1977, “Low-Cycle Fatigue under Varying Strain Conditions (Effects of the Mean Plastic Strain and the Stress Factor)”, Bulletin of the JSME, Vol. 20, pp.145~152.
- (15) Stephens, R.I., Chen, D.K. and Hom, B. W., 1976, “Fatigue Crack Growth with Negative Stress Ratio Following Single Overloads in 2024-T3 and 7075-T6 Aluminum Alloys”, ASIM STP595, pp.27~40.
- (16) Matsuoka, S., Tanaka, K. and Kawahara, M., 1976, “The Retardation Phenomenon of Fatigue Crack Growth in HT80 Steel”, Engineering Fracture Mechanics, Vol.8, pp. 507~523.
- (17) Wheeler, O.E., 1972, “Spectrum Loading and Crack Growth”, Journal of Basic Engineering, Trans, ASME, D, Vol.94, pp.181~186.
- (18) Willenborg, J., Engle, R. M. and Wood, H. A., 1971, “A Crack Growth Retardation Model Using an Effective Stress Concept”, AFFDL-TM-71-1-FBR.
- (19) Forman, R.G., Kearney, V.E. and Engle, R.M., 1967, “Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclic-Loaded Structures”, Journal of Basic Engineering, Trans, ASME, D, Vol. 89, pp.459~464.
- (20) Petrak, G.J. and Gallagher, J.P., 1975, “Predictions of the Effect of Yield Strength on Fatigue Crack Growth Retardation in HP-9Ni-4Co-30C Steel”, Journal of Engineering Materials and Technology, Trans, ASME, H, Vol. 97, pp.206~213.
- (21) Chang, J. B., Engle, R.M. and Stolpestad, J., 1981, “Fatigue Crack Growth Behavior and Life Predictions for 2219-T851 Aluminum Subjected to Variable-Amplitude Loadings”, ASTM STP743, pp.3~27.
- (22) Walker, K., 1970, “The Effect of Stress Ratio During Crack Propagation and

- Fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 Aluminum”, ASTM STP462, pp.1~14.
- (23) Johnson, W.S., 1981, “Multi-Parameter Yield Zone Model for Predicting Spectrum Crack Growth”, ASTM STP748, pp.85~102.
- (24) Elber, W., 1971, “The Significance of Fatigue Crack Closure”, ASTM STP 486, pp.230~242.
- (25) 城野政弘, 金谷哲郎, 菅田淳, 菊川眞, 1983, “單一過大荷重による平面ひずみ条件下の疲労き裂進展の遅延挙動”, 材料, Vol.32, pp.1383~1389.
- (26) Kikukawa, M., Jono, M. and Kondo, Y., 1980, “An Estimation Method of Fatigue Crack Propagation Rate under Varying Loading Conditions of Low Stress Intensity Level”, Advances in Fracture Research, ed. D. Francis et al, Pergamon Press, pp.1799~1806.
- (27) Chang, J.B., 1981, “Round-Robin Crack Growth Predictions on Center-Cracked Tension Specimens under Random Spectrum Loading”, ASTM STP748, pp.3~40.
- (28) 이시중, 송지호, 하재선, 1988, “변동하중하의 피로수명 예측—제2보: 피로균열 발생수명예측을 위한 컴퓨터 소프트웨어—”, 대한기계학회논문집, 제12권, 제 6 호, pp. 1350~1357.

