

변동하중을 받는 강구조부재의 피로거동 해석

The Fatigue Evaluation of Structural Steel Members under Variable-Amplitude Loading

장	동	일*
Chang,	Dong	Il
곽	종	현**
Kwak,	Jong	Hyun
박	용	걸***
Bak,	Yong	Gol

Abstract

The principle objective of this study is to evaluate the fatigue behavior of structural steel components of highway bridges subjected to service stresses. The main aspects of this investigation are;

- 1) a measurement and statistical analysis of service stress cycles observed in highway bridge.
- 2) fatigue tests under equivalent constant-amplitude(CA) loading and simulated variable-amplitude(VA) loading
- 3) a evaluation of the fatigue behavior under VA-loading by equivalent root mean cube (RMC) stress range.

Theoretically, the RMC model is adequate in evaluation of fatigue behavior under VA-loading, because the regression coefficient (m) of crack growth rate is 3 approximately. The result of fatigue test shows that the RMC model is fitter than the current RMS model in fatigue evaluation under VA-loading. The interaction effects and sequence effects under VA-loading affect little fatigue life of structural components. As the transition rate of stress ranges is higher, the crack growth rate is higher.

요 지

본 연구의 목적은 변동하중을 받는 구조부재의 피로거동을 해석하는 것이다. 이 연구의 해석 과정은 다음과 같다.

- (1) 도로교의 실동응력파측정 및 통계적해석

* 정회원 · 한양대학교 공과대학 교수

** 정회원 · 대전공업대학교 교수

*** 정회원 · 대전공업대학교 전임강사

(2) 등가의 일정진폭하중과, 통계적해석에 의해 모형화된 변동하중下的 피로시험

(3) 등가응력개념의 RMC 모델에 의한 변동하중下的 피로해석

등가응력개념에 의한 변동하중下的 피로해석은 대부분의 구조용강재의 균열성장속도회귀수치가 $m=3$ 이므로 이론적으로 RMC 모델이 합당하다. 변동하중下的 피로시험해석결과 RMC 모델이 기존의 RMS 모델보다 변동하중에 의한 피로거동치($da/dN-\Delta K, N_f$)에 더 가까웠다.

또 변동하중下에서 응력범위의 변화로 인한 interaction 효과나 응력범위적용순서(sequence) 효과 등은 피로수명에 거의 영향을 미치지 않으며, 응력범위변화속도가 클수록 피로균열성장속도가 빨라짐을 알 수 있었다.

1. 서 론

대부분의 구조물들은 복잡한 하중조건을 받는다. 도로교의 경우 일반적으로 사하중과 활하중의 최대응력에 대해 정적으로 설계된다. 물론 활하중의 동적인 효과는 충격계수를 추가함으로써 고려된다. 그러나 많은 반복하중은 허용응력보다 현저히 낮은 응력수준에서 구조부재에 피로손상을 일으킨다는 것이 널리 알려져 있다. 실제로 설계응력에 훨씬 못 미치는 응력수준에서 피로균열에 의한 파괴사고를 일으킨 사례가 많았다^(1,2). 이와같은 피로손상을 방지하기 위한 피로설계는 설계활하중에 의해 야기되는 응력범위(range)의 값을 제한함으로써 이루어질 수 있다⁽³⁾.

현재 구조물의 피로문제를 취급하고 있는 미국의 AASHTO 나 ACI 사양서에 주어진 허용응력범위의 값은 일정진폭하중下的 피로시험결과를 기초로 한다^(5,6). 그러나 실제로 구조물의 활하중은 응력범위가 일정치 않은 변동하중이며 따라서 이와같은 변동하중下的 피로거동을 이해하고 더 실제적인 피로설계기준에 도달하기 위하여 많은 연구가 행해지고 있다^(7,8,9).

본 논문에서는 변동하중下的 응력범위 변화에 따른 강구조부재의 피로균열성장과 피로수명에 대한 영향을 조사하고 그 해석방법으로 등가응력범위개념의 RMC(root mean cube)모델을 제시한다.

2. 변동하중下的 피로해석이론

2.1 균열성장식의 해

파괴역학을 이용하여 피로균열성장속도와 피

로수명을 구하기 위해서는 응력확대계수의 계산이 필수적이다.

선형파괴역학으로부터 균열면에 수직하게 작용하는 인장응력(σ)을 받는 부재에 길이 a 의 균열이 존재할 때 응력확대계수는⁽⁴⁾

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} f(a) \quad (2.1)$$

여기서, $f(a)$ 는 부재의 두께, 균열모양, 응력구배, 균열의 위치등에 따른 수정계수이다. 이때 동적인 하중상태의 응력범위 σ_r 에 대한 응력확대계수범위는⁽⁴⁾

$$\Delta K = \sigma_r \sqrt{\pi a} f(a) \quad (2.2)$$

본 논문에서 사용하는 C·T 시험편에 대한 응력확대계수는 ASTM E-399에 추천된 다음 식을 이용한다⁽⁴⁾.

$$K_I = \frac{P\sqrt{a}}{BW} \left\{ 29.6 - 185.5 \left(\frac{a}{w} \right) + 655.7 \left(\frac{a}{w} \right)^2 - 1017 \left(\frac{a}{w} \right)^3 + 638.7 \left(\frac{a}{w} \right)^4 \right\} \quad (2.3)$$

$$\Delta K_I = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \frac{2+a/w}{(1-a/w)^{1.5}} \left\{ 0.886 + 4.64 \frac{a}{w} - 13.32 \left(\frac{a}{w} \right)^2 + 14.72 \left(\frac{a}{w} \right)^3 - 5.6 \left(\frac{a}{w} \right)^4 \right\} \quad (2.4)$$

구조부재의 피로설계는 재료특성으로서 구조용강의 균열성장속도에 대한 지식을 필요로 한다. 여러 연구자들에 의해 상당히 많은 균열성장식이 발표되었지만⁽¹⁰⁾ 대부분 단위하중회수당 균열성장길이 즉 균열성장속도(da/dN)가 응력확대계수범위의 함수로 나타난다는 paris의 식이 가장 많이 사용된다⁽⁴⁾.

$$\text{즉, } da/dN = C(\Delta K)^m \quad (2.5)$$

여기서 C, m 은 K 값을 아는 notch를 가진 시편에 대한 피로시험으로부터 결정된다.

초기균열길이 (a_0)로부터 최종균열길이 (a_f)까지 균열을 성장시키는데 필요한 하중반복횟수 즉 피로수명은 (2.5)식을 변수분리와 적분에 의해 풀므로써 얻을 수 있다⁽⁴⁾.

$$N_f = \int_{a_0}^{a_f} \frac{1}{C(\Delta K)^m} da \quad (2.6)$$

(2.2)식으로부터 ΔK 를 대입하면

$$N_f = \left(\frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_f} \frac{1}{\{\sqrt{\pi a} f(a)\}_w^m} da \right) \sigma_r^{-m} \quad (2.7)$$

윗 식으로부터 피로수명은 대부분 균열길이의 함수라는 것을 알 수 있다.

선형탄성파괴역학의 관계식으로부터 적용하중 범위에 따른 피로수명 $S-N$ 의 관계식은 다음과 같다⁽⁴⁾.

$$\log N = B_1 + B_2 \log \sigma_r \quad (2.8)$$

윗 식에서 \log 를 소거하면

$$N = 10^{B_1} \cdot \sigma_r^{B_2} \quad (2.9)$$

이 되며 (2.9)식을 (2.7)식과 비교하면

$$B_2 = -m \quad (2.10)$$

$$10^{B_1} = \frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_f} \frac{1}{\{\sqrt{\pi a} f(a)\}_w^m} da \quad (2.11)$$

가 된다. 이 때 m 은 재료에 따라 2~8의 값을 갖는다⁽⁴⁾.

2.2 등가응력범위이론의 RMC 모델

이와같은 일정진폭하중하의 피로해석과는 달리 변동하중하에서는 ΔK_I 의 크기가 각 cycle마다 변하므로 파괴역학적인 항으로 이를 정립 하려면 균열길이와 응력범위변화, 그리고 각 응력범위에 대한 하중반복횟수의 상호관계의 확립이 필요하다.

Palmgren-Miner의 선형손상이론에 따르면 어떤 하중반복횟수 n_i 에 의해 야기된 손상은 같은 응력범위에서 구조부재를 파괴시키는데 필요한 전체 하중반복횟수 N_i 에 대한 n_i 의 비로서 표현될 수 있으며 이 비의 합이 1이 될 때 파괴가 일어난다는 것이다⁽¹⁸⁾. 수식적으로

$$\sum_{i=1}^S \frac{n_i}{N_i} = 1.0 \quad (2.12)$$

일 때 파괴가 된다^(1,16).

등가응력범위이론은 변동하중과 같은 피로수명을 주는 일정진폭하중의 응력범위로 정의된다.

이와같은 등가응력이론으로 mean, model, median, RMS 등 여러 모델이 제안된다⁽¹⁾.

본 논문에서는 등가응력으로서 RMC 모델을 제시하며 이것은 다음과 같이 정의된다.

(2.9)식을 (2.12)식에 대입하면 P-miner 이론은

$$\sum_{i=1}^S \frac{n_i}{10^{B_1} \sigma_{r_i}^{B_2}} = 1.0 \quad (2.13)$$

으로 된다. 등가응력범위 $\sigma_{r,eqiv}$ 에 의한 피로수명은 (2.9)식에 의해

$$N = 10^{B_1} \cdot \sigma_{r,eqiv}^{B_2}$$

혹은

$$\frac{N \sigma_{r,eqiv}^{-B_2}}{10^{B_1}} = 1.0 \quad (2.14)$$

이 된다.

(2.13)식과 (2.14)식을 등치하면

$$\frac{N \sigma_{r,eqiv}^{-B_2}}{10^{B_1}} = \frac{1}{10^{B_1}} \sum_{i=1}^S n_i \sigma_{r_i}^{-B_2} \quad (2.15)$$

$$\sigma_{r,eqiv} = \sum_{i=1}^S \left(\frac{n_i \sigma_{r_i}^{-B_2}}{N} \right)^{-1/B_2} \quad (2.16)$$

이다.

그런데 (2.10)식으로부터 $B_2 = -m$ 이고 구조용강재에 대해 $m \approx 3$ 이므로⁽¹⁹⁾ 등가응력범위는

$$\sigma_{r,eqiv} = \sum_{i=1}^S \left(\frac{n_i \sigma_{r_i}^3}{N} \right)^{1/3} = \sigma_{r,RMC} \quad (2.17)$$

즉, RMC 응력범위로 되어야 한다. 결과적으로 변동하중하의 피로균열성장속도 및 피로수명은 (2.17)식을 이용한 일정진폭하중으로부터 계산할 수가 있다.

3. 응력파의 모형화

3.1 교량의 실동응력과 측정

본 논문에서 대상으로한 교량은 경부고속도로 선상의 천안 속창교 상행선으로 5개의 I-beam으로 구성된 지간 15m의 단순 I형 강교이다. 교량의 제원은 그림 (3.1)과 같다.

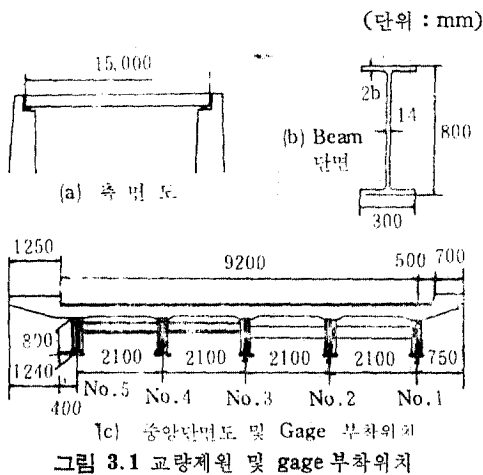
beam의 응력파를 얻기 위하여 그림 3.1(c)에 표시한 바와 같이 beam 1, 2, 3 세 곳의 지점 중앙부에 strain gage (factor 2.11, length 5 mm)를 부착하였다.

3.2 응력파의 통계적해석

대상교량의 응력파를 얻기 위하여 한국도로공

표 3.1 응력범위의 분포

Beam No.	응 력 범 위 (kg/cm ²)							
	25	50	75	100	125	150	175	200
응력 범위의 분포								
No. 1	1,170	299	384	305	54	19	2	3
No. 2	418	666	557	472	75	27	20	1
No. 3	198	931	639	262	88	102	16	0
평균 돛수 분포(대)	595	632	527	346	72	49	13	2
빈 도 분 포(%)	26.6	28.3	23.6	15.5	3.2	2.2	0.6	0.1
Mean 빈도분포(%)	1.06	1.13	0.94	0.62	0.13	0.09	0.02	0.004



사의 트계에 의해 교통량이 가장 많은 총 6 시간 동안(12:00~14:00 PM, 20:00~24:00 PM) 측정을 실시하였다. 이 응력파로부터 각 beam 에 대한 6 시간동안의 응력범위의 분포가 표 (3. 1)에 기록된다⁽²¹⁾.

피로해석을 위해 이러한 응력범위들 중 구조 부재의 피로수명에 영향을 미치지 않는 작은 응

력범위가 소거되어야 한다^(10,11). 문헌으로부터 대부분의 절단점(cut-off point)은 0.15~0.33 $\sigma_{r,max}$ 사이의 값이며, 이 때 최대응력범위는 steel girder 의 경우 200~738kg/cm² 정도의 값을 갖는다^(6,13). 본 논문에서는 0.25 $\sigma_{r,max}$ (=50kg/cm²)를 절단점으로 택하였다. 이와같은 최대응력범위의 25%의 절단점을 갖는 응력범위빈도분포가 표 3.2에 기록된다. 표 3.2에서 각 응력범위가 최대응력범위의 비로 무차원화되어 나타난다.

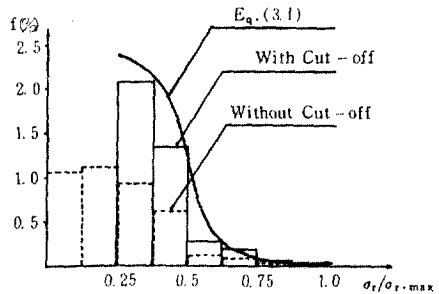


표 3.2 절단점을 고려한 응력범위분포

응력 범위 분포	응 력 범 위 (σ_r)							
	무 차 원 응 력 범 위 ($\sigma_r / \sigma_{r,max}$)							
	25	50	75	100	125	150	175	200
	0.125	0.25	0.375	0.50	0.625	0.75	0.875	1.00
빈 도 분 포(%)	0	0	52.2	34.3	7.1	4.9	1.3	0.2
누적 빈도 분포(%)	0	0	52.2	86.5	93.6	98.5	99.8	100
Mean 빈도분포(%)	0	0	2.09	1.37	0.28	0.20	0.05	0.01

0.25 $\sigma_{r,max}$ 의 절단점을 갖는 6개의 무차원 응력범위의 mean 빈도분포에 대한 회귀분석결과가 그림 3.2에 확률밀도곡선으로 나타난다.

이 곡선은 다음과 같은 확률밀도함수로 표현된다.

$$f(x) = -3.98x^3 + 15.65x^2 - 17.88x + 6.33 = 0$$

$$0.25 \leq x \leq 1.0 \quad 0 \leq x < 0.25 \quad (3.1)$$

여기서, $x = \sigma_r / \sigma_{r,max}$ 는 무차원 응력범위이다. 이식은 불규칙한 응력파를 각 응력범위에 대한 발생빈도의 합으로 모형화한 기본식이며, 이식이 변동하중에서의 피로설계에 이용될 때 각 응력범위는 최대설계응력범위에 의해 곱해지면 된다.

3.3 기본 block의 결정

위의 확률밀도함수로부터 각응력범위의 빈도 분포상태를 하중반복횟수(cycles 수)의 백분율로 나타낸 것이 그림 3.3이고 응력범위를 불규칙한 순서로 배열한 것이 그림 3.4이다.

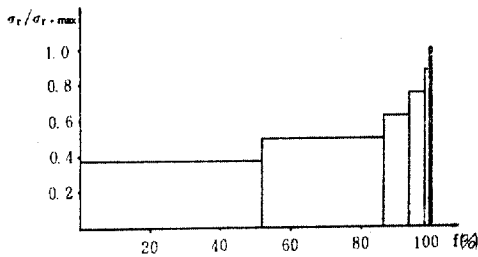


그림 3.3 각 응력범위에 대한 하중반복 횟수비

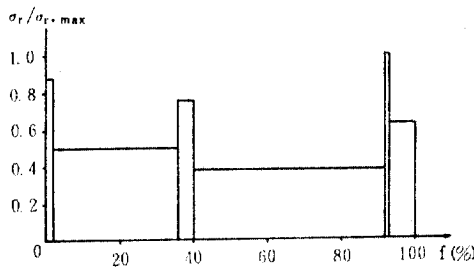


그림 3.4 변동하중을 모형화한 기본응력범위 Block

이것이 변동하중을 모형화(simulation)한 기본 응력범위 block이다. 변동하중에서의 피로시험에서 응력범위변화에 따른 순서효과 등을 조사하기 위하여 기본응력범위 block 내의 응력범위의

순서를 여러형태로 변화시켜 적용한다^(12,14,15).

4. 실험

4.1 시험편 및 사용기기

본 실험에 사용한 강재는 용접구조용강 중 강도로교에 가장 많이 사용되는 SWS 58이며, 기계적성질 및 화학적성분은 각각 표 4.1, 4.2와 같다⁽²²⁾.

표 4.1 강재의 기계적 성질

강종	인장시험		안전율 n	탄성계수 E (kg/cm ²)
	항복점응력 (kg/mm ²)	인장강도 (kg/mm ²)		
SWS 58	44~47	58~73	1.77	2.1×10 ⁶

표 4.2 강재의 화학적 성분

화학적 성분(%)	C	Si	Mn	P	S
강종					
SWS 58	0.18	0.55	1.50	0.04	0.04

시험편은 ASTM E 647-78 T 규정에 의해 평면변형상태를 충분히 만족하도록 제작하였다(그림 4.1)⁽¹⁾.

실험기기는 전기유압식 피로시험기(EHFUB25-70. shimazu : cap. 30^t)이며, 부속장치로는 load cell (5ton 용), clip gage, 하중-변위를 기록하기 위한 X-Y recorder, 균열길이를 측정하기 위한 이동식현미경(travelling microscope; cap. 0.02mm) 등이다.

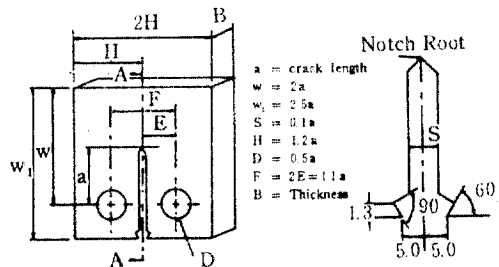


그림 4.1 CT 시험편의 형상 및 치수

4.2 시험하중 모델

시험하중의 모델은 하중범위의 변화에 따르는 interaction 효과를 고려하기 위한 단일과하중(SP)과, 응력범위의 순서에 따른 영향을 고려하

표 4.3 시험 하중 모델

단 일 과 하 중	시 편 분 류	ΔP	P_{max}	d_{min}	P_{SP}
	SP 1	492	592	100	1000
SP 2	492	592	100	1300	
SP 3	492	592	100	1500	

접 중 접 감 하 중	시 편 분 류	Block 당 Cycle 수	P_1	P_2	P_3	P_4	P_5	P_6
			N_1	N_2	N_3	N_4	N_5	N_6
A S	10 ⁴		375	500	625	750	875	1000
			5220	3430	710	490	130	20
D S	10 ⁴		1000	875	750	625	500	375
			20	130	490	710	0343	5220

변 동 하 중	시 편 분 류	Block 당 Cycle 수	P_1	P_2	P_3	P_4	P_5	P_6
			N_1	N_2	N_3	N_4	N_5	N_6
RD 1	10 ⁴		875	500	750	375	1000	625
			130	3430	490	5220	20	710
RD 2	5×10 ⁴		875	500	750	375	1000	625
			650	17150	2450	26100	100	3550
RD 3	10 ⁵		875	500	750	375	1000	625
			1300	34300	4900	52200	200	7100

등 가 하 중	시 편 분 류	ΔP	P_{max}	P_{min}
	R M C	492	592	100
R M S	476	576	100	

기 위한 점중하중(AS), 점감하중(DS), 실제 도로교에서 측정된 응력파의 확률밀도함수로부터 결정된 변동하중(RD), 변동하중파의 피로거동을 비교하기 위한 등가하중(RMC, RMS)으로 구성된다.

5. 변동하중하의 피로해석

5.1 변동하중하의 interaction 효과

변동하중하의 응력범위 변화에 따른 interaction 효과가 피로거동에 미치는 영향을 고려하기 위하여 단일과하중시험을 행하고 elber의 균열단형이론을 적용하여 해석하였다^(17,20).

그 결과 단일과하중 작용직 후 약간의 가속현상이 나타난 후 현저한 지연현상이 나타났다(그림 5.1). 또 과하중의 크기가 증가함에 따라 지연현상이 커지며 지연현상이 나타나는 영역(a^*)과 소성역의 크기(r_{SP})도 증가한다(표 5.1). 과

하중작용 직후 약간의 가속현상이 나타난 것은 균열선단이 과하중에 의한 소영역을 통과한 후 잔류응력의 영향을 받기 때문인 것으로 추론된다. 전체적인 균열성장속도를 나타내는 C 와 m 값은 paris 식에 의한 것보다 elber 식에 의한 것이 작다. 표 5.1 이는 elber가 제안한 균열단형 현상으로 인해 작용응력의 일부가 균열을 여는데 사용되고 그 나머지 즉 유효응력만이 균열을 성장시키는데 사용되었기 때문이다⁽¹⁷⁾.

그러나 그림 5.1에서 보는 바와같이 과하중 작용전의 균열성장속도는, 과하중작용직 후(0.1~0.3mm)의 가속—지연현상을 제외하고는, 과하중 작용 후의 균열성장속도와 같다. 이것은 결국 변동하중하의 응력범위변화에 의한 interaction 효과는 균열성장 거동의 어떤 일시적인 경향을 나타내지만 전체 피로수명에는 큰 영향을 미치지 않는다는 것이다. 이것은 같은 응력

표 5.1 단일과하중下的 Interaction 효과

시	번	r_{SP}	σ^*	C		m		
				Paris 식	Elber 식	Paris 식	Elber 식	
S	P	1	0.176	0.10	0.44296 E-11	0.93031 E-12	3.8744	3.6164
S	P	2	0.244	0.21	0.43521 E-11	0.18412 E-11	4.0948	3.9178
S	P	3	0.294	0.28	0.76989 E-11	0.40676 E-11	3.9871	3.7619

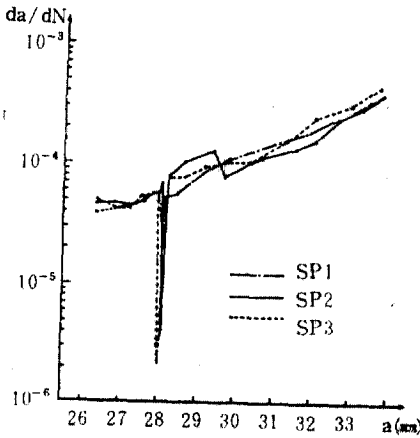


그림 5.1 단일과하중下的 피로균열성장속도 변화

범위의 일정진폭하중에 대한 균열성장속도(C, m)의 비교에 의해서도 증명될 수 있다⁽²⁰⁾.

5.2 피로균열성장속도의 계산

앞의 실험으로부터 구한 균열길이-하중반복횟수(a-N)의 data로부터 (2.4)식과 (2.5)식에 의해 균열성장속도(da/dN)와 응력확대계수범위

표 5.2 각 하중모델에 대한 균열성장속도

하중모델	m	C	참 고
RDC 1	4.02481	0.243686 E-11	하중모델명뿐 의 C와 S는 각각 RMC와 RMS에 의한 계산치임을 나타낸다.
RDS 1	4.02481	0.278367 E-11	
RDC 2	3.77228	0.666200 E-11	
RDS 2	3.77228	0.754686 E-11	
RDC 3	3.75257	0.754829 E-11	
RDS 3	3.75257	0.854538 E-11	
A S C	4.22442	0.110339 E-11	
A S S	4.22442	0.126877 E-11	
D S C	3.70649	0.882476 E-11	
D S S	3.70649	7.997519 E-11	
R M C	3.97867	0.266811 E-11	
R M S	4.32963	0.705796 E-12	

(ΔK)가 구해지며 da/dN=ΔK 관계로부터 회귀 분석에 의해 기울기(m)와 절편(C)의 값이 구해진다(표 5.2). 이러한 계산은 각각 computer program 'DANK'와 'CM'에 의해 수행된다.

표 5.2으로부터 등가응력범위개념에 의한 피로균열성장의 추정이 변동하중하의 피로균열성장치와 상당히 잘 부합된다는 것을 알 수 있으며, RMC 모델이 RMS 모델보다 변동하중下的 피로균열성장치에 더 가깝다는 것을 알 수 있다. 이는 구조부재에 대한 m 값이 대부분 3보다 다소 큰 값을 가지므로 이론적으로 RMC가 RMS보다 응력범위의 빈도분포를 변동하중에 더 가깝게 나타내기 때문이다. 또 변동하중과 점중, 점감하중에 대해 응력범위를 $\sigma_{r,RMC}$ 로 놓았을 경우와 $\sigma_{r,RMS}$ 로 놓았을 경우 서로 잘 일치됨을 알 수 있다. 이는 실제로 $\sigma_{r,RMC}$ 와 $\sigma_{r,RMS}$ 가 큰 차이가 없음을 보여준다. 따라서 m>3인 경우 RMC 모델에 의한 해석이 바람직하다. 그런데 등가응력 $\sigma_{r,RMC}$ 는 응력범위 빈도분포의 특성을 나타내지만 응력범위의 적용순서나 변화속도의 효과는 고려하지 않는다. 따라서 응력범위의 적용순서와 변화속도가 피로거동에 어떤 영향을 미치는지를 조사하기 위해 RD2, RD3, AS, DS 하중모델에 대해 피로시험이 수행된다. 그 결과 표 5.2으로부터 변동하중下的 응력범위의 적용순서 변화가 피로균열성장속도에 큰 영향을 미치지 않는다는 것을 알 수 있다.

또 응력범위 변화속도가 증가함에 따라 균열성장속도가 다소 커짐을 알 수 있다. 이는 응력범위의 변화가 빨라짐에 따라 균열전단의 소성역이 항상 큰 상태로 남아있기 때문으로 추론된다.

5.3 피로수명 예측

초기균열길이(a_i) 0.5w로부터 한계균열길이(a_c)를 0.75w라 하면 피로수명(N_f)은 (2.6)식

표 5.3 각 하중모델에 대한 피로수명

하 중 모 델	실측된 N_f	계산된 N_f
RD1	421000	489736
RD2	432000	513842
RD3	436000	525576
SO1	487600	571246
SO2	464700	567825
SO3	460200	566179
AS	440000	534604
DS	429000	501381
RMC	480000	574352
RMS	501500	641305

에 의해 계산된다(표 5.3). 이때 N_f 의 계산은 program 'NF'에 의해 수행된다.

표 5.3 으로부터 RMC 모델에 의한 피로수명 값이 RMS 모델보다 변동하중에 의한 피로수명 값에 더 가깝다는 것을 알 수 있다. 이는 앞의 계산치와 같은 이유 때문이다.

6. 결 론

1. 변동하중下의 피로거동은 등가응력범위 이론의 RMC 모델에 의해 잘 해석되며, 이것은 기존의 RMS 모델보다 실측치에 더 가까운 값을 나타낸다. 이는 구조부재에 대한 피로균열성장속도의 회귀지수가 $m=3$ 이므로 이론적으로 RMC가 RMS 보다 응력범위빈도분포 특성을 더 잘 표현하기 때문이다.

2. 교량에서 실측된 응력파의 응력범위빈도분포는 다음과 같은 확률밀도 함수로 모형화(simulation)된다($x=\sigma_r/\sigma_{r,max}$).

$$f(x) = -3.98x^3 + 15.65x^2 - 17.88x + 6.33 = 0$$

$$0.25 \leq x \leq 1.0 \quad 0 \leq x < 0.25$$

3. 변동하중下의 응력범위변화에 따른 interaction 효과는 피로균열성장 거동의 일시적인 경향을 나타내지만 전체 피로수명에는 큰 영향을 미치지 않는다. 또 응력범위 적용순서의 변화도 피로균열성장속도에 영향을 미치지 않는다.

4. 변동하중下에서 응력범위의 변화속도가 증가함에 따라 균열성장속도가 빨라진다. 이는 응력범위의 변화가 빨라짐에 따라 균열전단의 소성역이 항상 큰 상태로 남아있기 때문으로 추론

된다.

5. 변동하중에 대한 응력범위를 $\sigma_{r,RMC}$ 와 $\sigma_{r,RMS}$ 로 놓았을 경우 서로 잘 일치된다. 이는 $\sigma_{r,RMC}$ 와 $\sigma_{r,RMS}$ 가 큰 차이가 없음을 보여준다. 따라서 $m > 3$ 인 경우 RMC 모델에 의한 해석이 바람직하다.

참 고 문 헌

1. Rolfe, Barsom, "Fracture and Fatigue Control in Structures", Prentice-Hall Inc., pp.208~291.
2. H.O. Fuchs, R.I. Stephens, "Metal Fatigue in Engr." John Willey & Sons, pp.188~216.
3. Osgood, "Fatigue Design", Pergamon pp.41~153.
4. D. Broak, "Elementary Engr. Fracture Mech.", Martinus Nijhoff, pp.250~287, 434~454.
5. K. Yamada, "Fatigue Behavior of Structural Components Subject to Variable Amplitude Loading", Univ. Maryland, Thesis, 1975.
6. J.A. Ruhl, "Stress Histories for Highway Bridge Subjected to Traffic Loading", Univ. Illinois at Urbana, Thesis, 1974.
7. J.W. Fischer, D.R. Mertz, A. Zhong, "Steel Bridge Members under Variable Amplitude Long Life Fatigue Loading", NCHRP, Report 267, 1987.
8. C.G. Schilling, K.H. Klippstein, J.M. Barsom, "Fatigue of Welded Steel Bridge Members under Variable-Amplitude Loading", NCHRP, Report 188, 1987.
9. F.J. Zwerneman, K.H. Frank, "Fatigue Damage under Variable Amplitude Loads", ASCE, Vol. 114, No. 1, 1988, pp.67~83.
10. C. Miki, Y. Goto, "Computer Simulation Studies on the Fatigue Loading and Fatigue Design of Highway Bridges", JSCE Vol. 2, No. 1, 1985.
11. P. Albrecht, K. Yamada, "Simulation of Service Fatigue Loads for Short-Span Highway Bridges", ASTM, STP 671, 1979, pp.255~277.
12. C.G. Schilling, "Stress Cycles for Fatigue Design of Steel Bridges", ASCE, Vol. 110, No. 6, 1984.
13. P.H. Wirsching, M.C. Light, "Fatigue under Wide Band Random Stresses", ASCE, Vol. 106, No. ST7, 1979.

14. P.H. Wirsching, J.T.D Yao, "Statistical Methods in Structural Fatigue", *ASCE*, Vol. 96, No. ST6, 1970.
15. C.G. Schilling, K.H. Klippstein, "Fatigue of Steel Beams by Simulated Bridge Traffic", *ASCE*, Vol. 103, No. ST8, 1977.
16. H.W. Liu, H.T. Corten, *Fatigue Damage under Varying Stress Amplitudes*, NASA, TN, D-647, 1960.
17. 장동일, 박용걸, 단순변동하중을 받는 용접구조용강의 피로균열성장, *大韓土木學會論文集*, 제 7 권, 4 호, 1987.
18. 장동일, 실동하중을 받는 구조용강재의 피로강도, *大韓土木學會誌*, 제 25 권 2 호, 1977.
19. 장동일, 박용걸, 경갑수, 철도궤도의 용접연결부에 대한 피로균열성장, *大韓土木學會論文集*, 제 6 권 3 호, 1986.
20. 윤경구, 단순변동하중을 받는 용접구조용강의 피로균열성장에 관한 연구, 한양대대학원, 석사학위논문, 1987.
21. 장동일, 조효남, 신재철, 강도로교의 피로신뢰성 해석모형, 문교부, 86 자유과제 학술연구, 1987.
22. 도로교표준시방서, 건설부, 1983, pp.119~120.
(接受: 1988. 4. 9)