

# 강철도교의 응력발생모형을 이용한 피로수명 추정에 관한 연구

## A Study on the Estimation of the Fatigue Life Using the Stress Generated Models in the Steel Railroad Bridges

용 환 선<sup>1)</sup> · 김 석 태<sup>2)</sup> · 이 승 수<sup>3)</sup>  
YONG, Hwan Sun KIM, Seok Tae LEE, Seong Soo

**ABSTRACT:** In this paper, it is presumed that the stress time history was generated by simulation method and investigated compatibility in regard to the reappearance of stress time history.

In this procedure, the identified frequency distribution of stress range of the steel railroad bridge varies with the rational values of cut off point and bar width. Thus, we show variable aspect of the equivalent stress range results from change of cut off point and bar width. In addition, we analyze the variable of RMC and RMS model due to the cut off point and bar width of the measured stress history which influences the prediction of fatigue life in the steel railroad bridge.

The simulated stress time history is carried out by the superposition method incorporating the vertical load with rotation moment obtained from the Hermitian interpolation function, and compared with developing stress results from measured maximum stress.

Through this study, we can estimate the remaining fatigue life from a safety point of view and comparative accuracy.

### 1. 서 론

근래 국가 경제의 급속한 성장은 산업물동량의 증가와 유동인구의 증가로 인하여 공용차량 증대 및 주행의 고속화를 가져왔으며, 이로 인해 강철

도교 및 강도로교의 피로손상을 한층 가중시키고 있다. 또한, 시설물 안전에 대한 사회적인 관심이 고조됨에 따라 시설물의 유지·보수의 중요성이 크게 대두되고 있으며 강교량의 모재나 용접부 등에 피할 수 없는 균열이 존재하게 된다면 균열을

1) 정회원, 수원대학교 공과대학 토목공학과, 교수  
2) 수원대학교 공과대학 토목공학과, 공학석사  
3) 수원대학교 공과대학 토목공학과 대학원, 석사과정

포함한 부재 단면에서 피로 균열의 성장수명 추정  
은 유지·보수계획을 수립하기 위한 필수적인 지  
표가 된다.

국내 철도의 발전과정을 살펴보면 1899년 경인  
철도가 개설된 이래 97년의 역사를 갖고 있으며,  
1905년 경부선 진구간이 개통되면서 국가의 대동  
맥으로서 국가 경제 발전에 크게 기여하였고, 공  
공성을 지닌 육상교통수단으로 사명을 다해 왔다.  
[1] 그러나, 중요한 철도 시설물의 하나인 철도 교  
량은 가설 당시 대부분이 파괴와 피로 현상에 대  
한 지식의 부족으로 충분한 피로검토 없이 현재까  
지 공용중에 있다.

강구조물의 공용수명 중 사용성을 확보하기 위  
해서는 설계시 공용수명 중 구조물의 detail에 피  
로균열이 발생하지 않도록 하는 피로균열 방지기  
준에 의한 피로 설계법이 적용되고 있으며, 이 개  
념이 피로균열발생 수명설계(Safe Life Design)  
개념이다. 그러나, 용접교와 같은 강철도교에서는  
균열의 존재나 발생을 피할 수 없는 경우가 대부  
분이어서 공용중 발생한 균열에 대한 구조물의 사  
용성 보장을 위해서는 내재한 균열이 구조물의 기  
능을 손상하지 않는 한계균열 이하가 되도록 하는  
피로균열 진전수명설계(Fail Safe Design)개념에  
의한 접근이 시도되고 있으며, 이와 같은 설계개  
념은 강구조물의 제작 및 공용특성을 생각해 볼  
때 합리적이고 경제적인 설계가 될 것으로 사료된  
다.[2][3]

이에 따라 최근 강철도교에 관한 피로손상 예측  
이론들이 많은 연구자에 의해 수립·정리되고 있  
으며, 교량의 유지관리 시스템의 연구와 개발이  
진행되어 왔다.[4][5]

이와 같이, 여러가지 발전적인 노력에도 불구하  
고 대부분의 강철도교의 피로수명을 추정한다는  
것은 인적, 물적으로 많은 노력과 수고가 수반된  
다. 따라서, 합리적인 응력이력의 재현이 필수적이  
며 복잡한 실측과정을 거치지 않고 단면의 형상과  
외적인 상태 등에 의해 잔존 피로 수명을 예측할  
수 있는 시뮬레이션의 검증이 필요하게 되었다.

선형과괴역학적인 관점에서 부재의 잔존수명은  
균열의 크기 및 단면의 형태, 작용응력의 범위가  
주요변수가 된다. 특히, 기존 연구결과에 의하면  
변동하중에 의한 등가응력은 cut off 비율과 bar  
width 크기에 따라 변화한다는 것이 보고되고 있  
어 합리적인 cut off 비율과 bar width 크기 설정  
이 정확한 잔존수명의 예측에 절대적인 영향을 미  
칠것으로 생각된다.

본 연구에서는 강철도교에서의 합리적인 피로  
수명 추정에 상당한 영향을 미치는 cut off 비율과  
bar width의 크기에 따른 등가응력(RMS, RMC)  
모델의 변동을 기존 연구와 비교 분석하고 실동하  
중에 의한 응력이력과 시뮬레이션에 의해 재현된  
응력이력의 비교를 통해 보다 합리적이며 경제적  
인 피로수명 예측 방안을 제시함을 목적으로 한  
다.

## 2. 피로피해이론 및 피로수명

일정하중을 받는 강구조 부재에서 피로균열성  
장 해석방법으로는 균열성장률( $da/dN$ )과 응력확  
대계수범위( $\Delta K$ )만의 함수로 정의하는 Paris-Er-  
dogan이 제안한 식(2.1)이 가장 많이 사용된다.[6]

$$da/dN = C(\Delta K)^m \quad (2.1)$$

여기서,  $C, m$  : 재료 상수

또한 일정하중하에서 균열길이가 초기균열 길  
이  $a_0$ 에서 최종 균열길이  $a_f$ 까지 성장하는데 필요  
한 하중 반복회수, 즉 피로수명은 식(2.2)에서 구  
할 수 있다.

$$N = \int_{a_0}^{a_f} \frac{1}{C(\Delta K)^m} da \quad (2.2)$$

일반적으로 강구조 부재에 작용하는 실동하중  
은 그 진폭과 주기가 일정치 않은 불규칙하중  
(Random Loading)이므로 구조물의 각 부재에는  
이에 따르는 변동하중(Variable Loading)이 작용

한다. 이러한 변동하중하에서의 균열성장 해석방법은 변동하중에 따른 지연효과(Retardation)와 지속효과(Acceleration Effect)를 고려치 않고 구조물에 작용하는 하중반복회수에만 의존하는 해석방법으로 Miner의 선형피해이론(Linear Damage Rule)이 현재 가장 보편적으로 사용되어지고 있다.<sup>[7]</sup>

변동하중하에서의 변동응력범위  $\sigma_n$ 과 구조물부재의 파단에 이르는 하중반복회수  $N$ 과의 관계는 식(2.3)과 같이 나타낼 수 있다.

$$(\sigma_n)^m \cdot N = C \quad (2.3)$$

구조물에 발생하는 각각의 응력범위에 해당하는 응력반복회수  $n_i$ 와 전체 응력반복회수  $N_i$ 의 관계는 피로손상이 선형으로 누적된다는 가정하에 식(2.4)와 같이 표현된다.

$$\sum \frac{n_i}{N_i} = 1 \quad (2.4)$$

여기서,  $N_i$  : 전체응력 반복회수

Miner-Palmgren의 선형 피로피해 이론으로부터 수식적으로 식(2.4)일 때 파괴에 이른다. 식(2.3)과 식(2.4)로부터 응력범위 분포에 대한 손상비(Damage Ratio)  $D_I$ 는

$$D_I = \sum \frac{n_i}{N_i} = \sum \frac{n_i \cdot (\sigma_n)^m}{C} \quad (2.5)$$

와 같이 표현되며, 식(2.5)에 등가응력범위  $\sigma_{eq}$ 를 적용하면

$$D_I = \sum_{i=1}^k \frac{n_i \cdot \sigma_{eq}^m}{C} = \frac{\sigma_{eq}^m}{C} N \quad (2.6)$$

가 되며, 결과적으로 식(2.5)와 식(2.6)은 같은 손

상 정도를 나타내므로

$$\sum \frac{n_i \cdot \sigma_n^m}{C} = \frac{\sigma_{eq}^m}{C} N \quad (2.7)$$

와 같이 나타낼 수 있으며, 식(2.7)로 부터 등가응력범위는

$$\sigma_{eq} = [\sum (\sigma_n)^m \cdot f_i]^{\frac{1}{m}} \quad (2.8)$$

여기서,  $\sigma_n$  : 응력범위

$f_i$  : 전체응력변동횟수에 대한  $i$ 번째 응력범위 발생빈도 ( $\frac{n_i}{N}$ )

등가응력  $\sigma_{eq}$ 는 변동하중과 같은 피로수명을 갖는 일정진폭하중하에서의 응력범위로 정의되며, 식(2.8)에서  $m=2$ 일때 Barsom에 의해 제안된 RMS(Root Mean Square),  $m=3$ 일때 Yamada에 의해 제안된 RMC(Root Mean Cube)등가응력 모델이 성립된다.<sup>[8]</sup>

Barsom과 Rolfe에 의해 제안된 RMS 등가응력 모델에 해당하는 응력확대계수는 식(2.9)과 같다.<sup>[13]</sup>

$$\Delta K_{RMS} = \left[ \frac{\sum_{i=1}^K n_i \cdot \Delta K_i^2}{N} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.9)$$

또한 Albrecht, Yamada에 의해 제안된 RMS 등가응력모델에 해당하는 응력확대계수는 식(2.10)과 같다.<sup>[8]</sup>

$$\Delta K_{RMS} = \left[ \frac{\sum_{i=1}^K n_i \cdot \Delta K_i^3}{N} \right]^{\frac{1}{3}} \quad (2.10)$$

등가하중하에서의 피로수명은 식(2.9)와 식(2.10)을 식(2.2)에 대입하므로써 구할 수 있다.

또한, 일반적으로 철도교에서 기관차가 1회 통과하는 동안에 응력범위  $\sigma_i$ 가 일어나는 회수를  $n_i$

라 하고, 교량 공용기간, 즉 수명동안에 통과하는 기관차의 수를  $N_i$ 라 하면 Miner-Palmgren법칙으로부터

$$\frac{n_i}{N_i} = \sum_{i=1}^k n_i \left[ \frac{\sigma_i}{\sigma_f} \right]^m = 1.0 \quad (2.11)$$

으로 된다. 여기서  $\sigma_f$ 는 대표적인 응력수준이고  $N_i$ 는  $\sigma_i$ 에 대한 피로파괴 수명이다. 따라서 한대의 열차로 인한 피로손상을 기준응력범위  $\sigma_f$ 의 반복회수로 환산한 등가반복횟수  $N_{eq}$ 는

$$N_{eq} = \sum_{i=1}^k n_i \left[ \frac{\sigma_i}{\sigma_f} \right]^m \quad (2.12)$$

이로부터 어떤 기본응력  $\sigma^*$ 에 대한 기본 반복 횟수  $N^*$ 를 알면, 한 열차 통과 중의 대표응력  $\sigma_i$ 에 대한  $N_i$ 를 직접 이용하지 않고도  $\sigma_i$ 에 대한 피로수명  $N_i$ 를 구할 수 있다.

$$N_i = N^* \left[ \frac{\sigma^*}{\sigma_i} \right]^m \quad (2.13)$$

교량 공용기간 동안에  $S$  종류의 열차가 통과한다고 하고, 1년間に 통과하는 각 열차계의 수를  $N_j$  ( $j=1, 2, 3, \dots, S$ )로 나타내면 교량의 피로수명  $Y$ 는

$$Y = \frac{N^*}{\sum_{j=1}^S n_j \left[ \frac{\sigma_j}{\sigma^*} \right]^m} \quad (2.14)$$

여기서,  $\sigma^*$ 는 기본응력,  $N^*$ 는 기본응력에 대한 피로기본수명,  $\sigma_j$ 는  $j$ 번째 열차에 의한 등가 최대 응력범위이며,  $n_j$ 는 반복횟수이다.

### 3. 철도교의 응력이력 시뮬레이션

열차의 주행에 의해 발생하는 철도교의 실거동을 정확하게 해석하기 위해서는 차량과 교량의 동

적특성, 차량의 형태 및 속도 등 많은 인자들을 고려해야 한다. 철도교의 응력이력 시뮬레이션을 위한 구조해석은 차량과 교량의 모델링에 있어서 다음의 가정을 두고 실시하였다. 이러한 가정들은 해에 큰 영향을 주지 않는다는 것이 여러 연구 결과에서 밝혀졌다.<sup>[10][11]</sup>

첫째, 구조물은 선형탄성 거동을 한다.

둘째, 열차하중은 각 차축에 균등히 분배되며, 축하중은 집중하중으로 표시될 수 있다.

셋째, 열차의 롤링(Rolling) 및 요잉(Yawing)의 영향은 무시한다.

넷째, 플레이트 거더교의 경우 단면상수는 중앙 단면을 사용하며, 하나의 보 또는 격자로 해석할 수 있다.

다섯째, 하중이 교량에 진입하기 전에 교량은 움직이지 않으며 직선으로 생각한다.

실제 열차는 차체와 차바퀴 사이에 스프링과 감쇠장치가 부착되어 있어, 열차 통과중 각 축하중은 변하지만, 이들에 대한 축하중 변화율은 불규칙한 노면조도를 갖는 도로교와는 달리 정적 축하중의 10% 이하로 매우 낮으므로 松浦章夫는 철도교의 동적거동에 관한 연구에서 계산시간이 많이 소요되는 스프링과 감쇠장치를 고려한 복잡한 열차모델을 사용하기 보다는 이들에 대한 축중변화를 무시한 열차모델을 사용할 것을 권장했는데 본 연구에서는 열차하중 모델에서 스프링과 감쇠장치는 무시하여 해석하였다.<sup>[9]</sup>

이러한 가정을 기초로 해서 실제 구조해석시에는 평면상 해석이 경제적이며 타당하다는 연구결과<sup>[10]</sup>를 토대로 프레임 요소를 사용하여 주거더(Main Girder)와 브레이싱(Bracing)을 격자구조로 모델링하여 매트릭스 구조해석법에 따른 범용 유한요소해석 프로그램인 SAP90 Package를 사용하였다.

동적하중은 임의의 위치에 있는 하중을 점점하중으로 변환하여 해석을 실시해야 하는데, 구조물

의 절점에서 수직 변위와 휨 회전만을 고려하는 경우 Hermitian 보간함수를 이용하면 된다. 하나의 하중이 주행하는 경우 동적하중이  $i$ 번째 요소에 있는 경우, 그 요소의 좌·우측 절점에서 분배되는 수직하중 및 모멘트 하중은 식(3.1) 및 식(3.2)와 같다. 여기서  $P$ 는 작용하중으로, 차축의 자중과 열차 주행시 발생하는 관성력의 합으로 표현된다.

그러나, 기 연구된 자료에 의하면 철도교량의 동적 해석시 관성력의 영향이 근소하여 고려하지 않아도 되므로 본 연구에서는 차축의 자중만을 고려하였다.<sup>[11]</sup>

$$P_i^o(t) = \begin{cases} 0 & t < \frac{x_{i-1}}{V_0} \\ P \cdot f_2(V_0 \cdot t - x_{i-1}) & \frac{x_{i-1}}{V_0} \leq t < \frac{x_i}{V_0} \\ P \cdot f_1(V_0 \cdot t - x_i) & \frac{x_i}{V_0} \leq t < \frac{x_{i+1}}{V_0} \\ 0 & t \geq \frac{x_{i+1}}{V_0} \end{cases} \quad (3.1)$$

$$P_i^m(t) = \begin{cases} 0 & t < \frac{x_{i-1}}{V_0} \\ P \cdot f_4(V_0 \cdot t - x_{i-1}) & \frac{x_{i-1}}{V_0} \leq t < \frac{x_i}{V_0} \\ P \cdot f_3(V_0 \cdot t - x_i) & \frac{x_i}{V_0} \leq t < \frac{x_{i+1}}{V_0} \\ 0 & t \geq \frac{x_{i+1}}{V_0} \end{cases} \quad (3.2)$$

교량위에 여러대의 차축이 동시에 재하되는 경우 각각의 차축이 놓이는 위치를 확인하여 각각의 차축에 의한 하중벡터는 식(3.1) 및 식(3.2)을 이용하여 구한 후 중첩하여 구하였다. 그림 3.1은 일정한 속도  $V_0$ 로 주행하는 하중을 받는 교량의 유한요소모델이다.  $f_i$ 는 Hermitian 보간함수,  $V_0$ 는 차량의 속도,  $x_i$ 는 교량에서  $i$ 번째 절점의 좌표값이다.

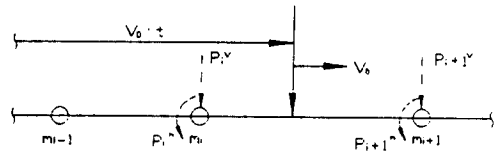


그림 3.1 일정한 속도  $V_0$ 로 주행하는 하중을 받는 교량의 해석모델

탄성보에서 Hermitian 보간함수는 식(3.3)과 같이 주어진다.

$$\begin{aligned} f_1(x) &= 1 - 3\left(\frac{x}{\Delta L}\right)^2 + 2\left(\frac{x}{\Delta L}\right)^3 \\ f_2(x) &= 3\left(\frac{x}{\Delta L}\right)^2 - 2\left(\frac{x}{\Delta L}\right)^3 \\ f_3(x) &= x - 2\left(\frac{x^2}{\Delta L}\right) + \left(\frac{x^3}{\Delta L^2}\right) \\ f_4(x) &= \left(\frac{x^3}{\Delta L^2}\right) - \left(\frac{x^2}{\Delta L}\right) \end{aligned} \quad (3.3)$$

여기서,  $\frac{x_{i-1}}{V_0} \leq t < \frac{x_i}{V_0}$ 일때, 요소길이  $\Delta L = x_i - x_{i-1}$ 이고,  $\frac{x_i}{V_0} \leq t < \frac{x_{i+1}}{V_0}$ 일때, 요소길이  $\Delta L = x_{i+1} - x_i$ 이다.

## 4. 현장 측정

### 4.1 대상교량의 제원 및 단면

대상교량은 경부선(평택-성환간)서울기점 77.343km에 위치한 간포천교 하선 플레이트 거더교 및 호남선 대전기점 90.868km에 위치한 만경제2교 하선 플레이트 거더교로서 대상교량의 일반도 및 단면도는 그림 4.1 및 그림 4.2와 같고 교량의 단면 제원 및 특성은 표 4.1 및 표 4.2와 같다.

표 4.1 대상교량의 제원(간포천교 하선)

준공년도	1911년	교 하 공간	3.3m
상부구조	Plate Girder	하부구조	중력식
형식	단순교	설계하중	L-22
연장	93.46m	대상경간길이	12.90m

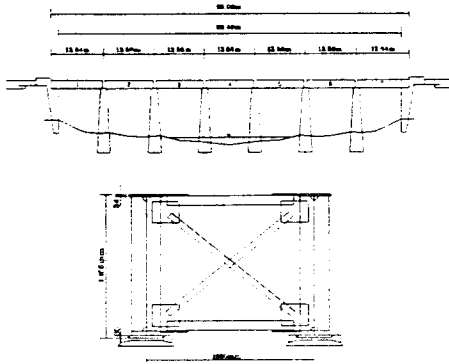


그림 4.1 대상교량의 일반도 및 단면도  
(간포천교 하선)

표 4.2 대상교량의 제원(만경제2교 하선)

준공년도	1936년	교하공간	6.0m
상부구조	Plate Girder	하부구조	중력식
형식	단순교	설계하중	LS-18
연장	499.82 m	대상경간길이	12.19 m

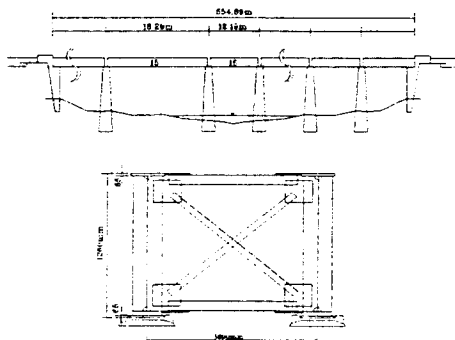


그림 4.2 대상교량의 일반도 및 단면도  
(만경제2교 하선)

#### 4.2 현장측정 및 데이터 획득

응력빈도분석을 실시하기 위한 기본 데이터인 실동응력파를 획득하기 위하여 대상 교량인 간포천교 플레이트 거더 제 1경간과 만경제2교 제 15경간에 대하여 최대모멘트 발생부위인 시간 중앙부 하부 플랜지에 변형게이지를 부착하고 측정시스템을 형성한 후 대상교량을 통과하는 열차에 대한 무작위 주행시험(Random Test)을 실시하여

응력이력 데이터를 얻었다. 응력범위 빈도분석에는 피로수명이 응력범위에 의존하고 평균응력의 영향이 미미한 점을 감안하여 레인플로우 계수법을 사용하여 응력범위 빈도 데이터를 획득하였다.

#### 4.3 실측 응력이력

대상교량을 통과하는 열차에 대해 대표적인 시간-응력 관계 그래프와 빈도해석 그래프는 그림 4.3 및 그림 4.4와 같다.

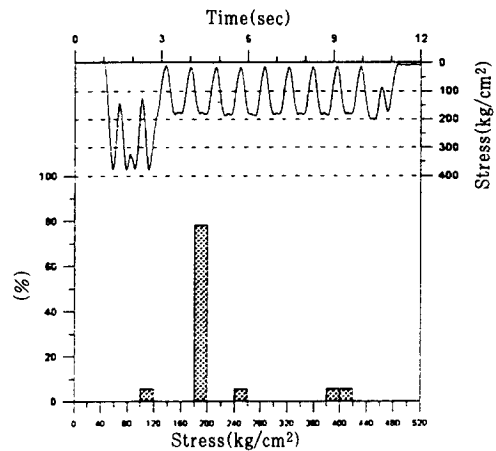


그림 4.3 대표적인 응력범위빈도 그래프  
(간포천교 하선)

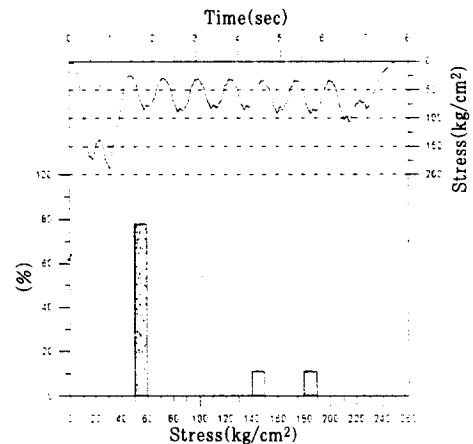


그림 4.4 대표적인 응력범위빈도 그래프  
(만경제2교 하선)

#### 4.4 응력범위 빈도 분석

철도교의 응력빈도 분포는 대상교량 및 교량의 외적 조건에 따라 변할 수 있다. 또한, 응력범위 빈도분포에 대한 cut off 비율 및 bar width 크기에 대한 고찰은 변동 응력하의 실동응력 해석에 있어 필수적이다.

##### 4.4.1 cut off 비율의 영향

대상교량의 실동응력 빈도분포에 대한 cut off 비율의 영향은 표 4.3에 정리했으며, 변화양상은 그림 4.5 및 그림 4.6와 같다.

표 4.3 cut off 비율의 영향 (kg/cm<sup>2</sup>)

차종	cut off 비율 (%)	5		20		30		50		60		
		RMS	RMC	RMS	RMC	RMS	RMC	RMS	RMC	RMS	RMC	
A 거 더	새 마 술	등가응력	219.32	224.95	219.32	224.95	219.32	224.95	222.37	227.69	263.82	267.27
		RMC	1.03		1.03		1.03		1.02		1.01	
		RMS	1.03		1.03		1.03		1.02		1.01	
	무 궁 화	등가응력	194.68	212.46	204.75	219.99	209.55	223.94	337.39	344.02	337.59	344.02
		RMC	1.08		1.07		1.06		1.02		1.02	
		RMS	1.08		1.07		1.06		1.02		1.02	
	통 일	등가응력	204.90	227.27	211.17	232.61	211.17	232.61	390.51	391.02	390.51	391.02
		RMC	1.10		1.09		1.09		1.01		1.01	
		RMS	1.10		1.09		1.09		1.01		1.01	
	화 물 차	등가응력	249.10	262.07	254.17	265.65	254.17	265.65	293.04	301.66	323.26	332.26
		RMC	1.05		1.04		1.04		1.03		1.03	
		RMS	1.05		1.04		1.04		1.03		1.03	
차종	cut off 비율 (%)	5		20		30		50		60		
		RMS	RMC	RMS	RMC	RMS	RMC	RMS	RMC	RMS	RMC	
B 거 더	새 마 술	등가응력	212.23	218.42	212.23	218.42	212.23	218.42	216.28	222.14	240.62	245.06
		RMC	1.03		1.03		1.03		1.02		1.02	
		RMS	1.03		1.03		1.03		1.02		1.02	
	무 궁 화	등가응력	234.02	252.68	234.02	252.68	237.02	253.38	368.92	377.22	396.44	402.09
		RMC	1.07		1.07		1.06		1.02		1.01	
		RMS	1.07		1.07		1.06		1.02		1.01	
	통 일	등가응력	220.79	244.30	220.79	244.30	226.26	249.14	379.96	388.32	430.46	430.93
		RMC	1.10		1.10		1.09		1.02		1.01	
		RMS	1.10		1.10		1.09		1.02		1.01	
	화 물 차	등가응력	266.88	282.87	266.88	282.87	266.88	282.87	323.88	335.51	384.01	393.84
		RMC	1.06		1.06		1.06		1.03		1.02	
		RMS	1.06		1.06		1.06		1.03		1.02	

Yamada와 Albrecht는 도로교에 있어 최대응력에 대한 25%이하의 낮은 응력범위 값들은 피로손상에 크게 영향을 미치지 않고 빈도그래프상의 확

률밀도함수를 왜곡시킬 경향이 있으므로 cut off 비율을 약 25%를 제안하고 있으며, 기 발표된 연구에서는 철도교의 빈도그래프 특성상 cut off 비율이 60%까지는 변화가 크지 않은 것으로 보고된 바 있다.<sup>41</sup> 그림 4.5와 그림 4.6에서 보는 바와 같이, 대상 철도교의 cut off 비율에 따른 등가응력의 변화는 거더A에서 대략 cut off 비율이 30% 선에서 변동하기 시작하거나 변동의 폭이 커지며, B 거더의 경우 역시 30%이상에서 변동하기 시작하거나 변화가 크다.

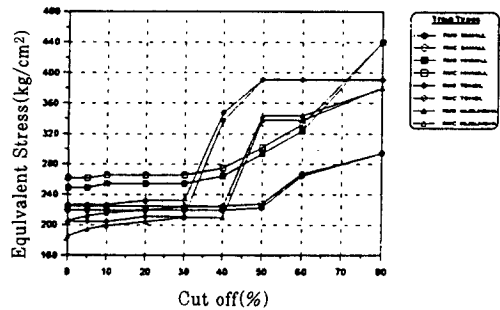


그림 4.5 등가응력에 대한 cut off의 영향 (간포천교 하선 A거더)

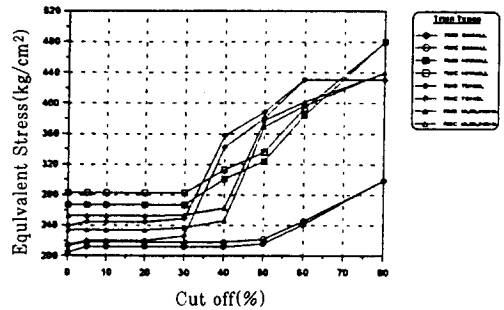


그림 4.6 등가응력에 대한 cut off의 영향 (간포천교 하선 B거더)

또한, A 거더인 경우 cut off 비율 30%에 대한 cut off 비율 60%의 등가응력 증가비는 1.18~1.85배까지 증가하며, B 거더인 경우 1.12~1.9배까지 변화함을 볼 수 있었다. 그러나 각각의 거더에서 새마울호나 화물차가 주행할 경우 등가응력의 증가율은 30%이하로서 무궁화호나 통일호에 비해

여 비교적 변화율이 적은 것으로 나타났다.

또한, 속도가 높은 경우 cut off 비율이 30~60% 사이에서 등가응력범위가 크게 변화하는 것을 볼 수 있다. 이것은 저속일 때 미세한 변형이 있어 낮은 응력빈도의 발생이 커지나 고속일 때는 발생된 응력범위가 집중되는 양상을 보이기 때문인 것으로 사료된다. 이상에서와 같이 등가응력에 대한 cut off 비율의 영향은 각각의 빈도분포의 특성에 상당한 영향을 받으며, 빈도분포의 특성은 교량의 시간장, 단면의 형상, 주행 열차 하중의 속도 등에 영향을 받으며 이에 대한 신중한 고려를 해야 하는 것으로 나타났다.

#### 4.4.2 bar width 크기의 영향

bar width 크기에 따른 등가응력범위의 영향은 표 4.4에 나타냈으며 bar width 크기에 따른 등가응력의 변화양상은 그림 4.7 및 그림 4.8에 나타내었다.

그림 4.7과 그림 4.8에서와 같이 bar width 크기에 따른 등가응력의 변화양상은 모든 차량하중에 대해 불규칙하게 증가 또는 감소를 하고 있다.

그리고 bar width 크기가 30kg/cm<sup>2</sup> 이상에서는 그 변화가 크고 불규칙하여 A거더인 경우 30kg/cm<sup>2</sup>를 기준으로 하여 0.96~1.1까지 변화하고 있으며 B거더인 경우 0.96~1.07까지 변화한다. 따라서 변동 폭에 따라 등가응력범위 산정에 상당한 정도의 편차를 주는 것으로 나타났다. 그러나, bar width 크기가 5kg/cm<sup>2</sup>에서 30kg/cm<sup>2</sup>까지의

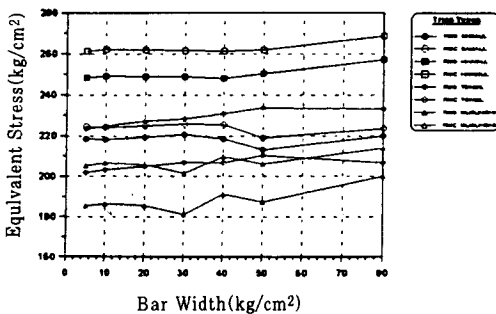


그림 4.7 등가응력에 대한 bar width 크기의 영향(간포천교 하선 A거더)

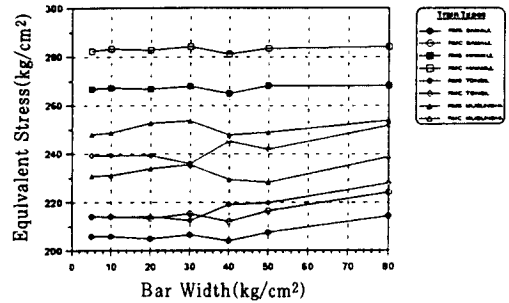


그림 4.8 등가응력에 대한 bar width 크기의 영향 (간포천교 하선 B거더)

변동추위를 보면 A거더인 경우 10kg/cm<sup>2</sup>를 기준으로 하여 0.97~1.02까지 변화하고 있으며, B거더인 경우 0.99~1.02까지 그 변화가 미소하여 본 연구에서는 5kg/cm<sup>2</sup>에서 20kg/cm<sup>2</sup>까지 bar width 크기의 결정은 그 이상의 범위와 비교할 때 편차

표 4.4 bar width 크기의 영향 (kg/cm<sup>2</sup>)

차종	bar width 크기		5		10		20		30		50	
	등가응력	RMC	RMS	RMC	RMS	RMC	RMS	RMC	RMS	RMC	RMS	
A 거더	새	등가응력	218.54	234.71	218.12	234.09	219.32	234.95	220.76	225.81	213.01	218.97
		RMC										
	마	RMS	1.03		1.03		1.03		1.02		1.03	
		등가응력	185.54	205.31	186.69	206.69	185.64	205.82	181.08	201.61	187.54	206.16
	공	RMC										
		RMS	1.11				1.11		1.11		1.10	
	동	등가응력	201.97	223.36	203.29	224.86	204.90	227.27	206.64	228.29	210.23	233.68
		RMC										
	열	RMS	1.11		1.11		1.11		1.10		1.11	
		등가응력	248.56	261.44	249.26	262.27	249.10	262.07	249.00	261.80	250.25	262.07
	화	RMC										
		RMS	1.05		1.05		1.05		1.05		1.05	
B 거더	새	등가응력	205.89	214.15	205.96	214.25	205.05	213.46	206.65	215.34	207.67	216.41
		RMC										
	마	RMS	1.04		1.04		1.04		1.04		1.04	
		등가응력	230.82	248.09	231.04	248.68	234.02	252.68	235.61	253.73	238.15	248.89
	공	RMC										
		RMS	1.07		1.08		1.08		1.08		1.09	
	동	등가응력	214.15	239.40	213.90	239.22	214.21	239.41	212.41	235.95	219.71	241.89
		RMC										
	열	RMS	1.12		1.12		1.12		1.11		1.10	
		등가응력	266.78	282.36	267.37	283.33	266.88	282.87	268.14	284.30	268.31	283.63
	화	RMC										
		RMS	1.06		1.06		1.06		1.06		1.06	



를 많이 줄일 수 있는 것으로 나타났다.

서로 다른 특성을 갖는 철도 교량의 경우, 피로 손상 평가시에는 bar width 크기에 따른 등가응력범위 변동추위를 파악하는 것이 보다 정확한 등가응력 산정에 도움이 될 것이다.

### 5. 응력이력 시뮬레이션 결과 고찰

측정대상 교량 위를 7000호대 기관차 2량과 객차 10량으로 편성된 열차가 시속 80km/hr의 속도로 주행할 때의 응력이력 시뮬레이션 모형과 기관차 1량과 객차 8량으로 편성된 열차가 주행할 때의 응력이력 시뮬레이션 모형을 그림 5.1 및 그림 5.2와 같이 실측결과와 비교하였다. 응력이력 모형은 거의 실측치와 유사하며 응력비(실측응력/계산응력)는 최대치의 경우 0.82~0.92로써 비교적 실측에 가까운 값을 얻을 수 있었다. 그림 5.3, 그림 5.4는 재현된 응력빈도 분포와 실측응력빈도 분포를 비교한 그래프이며, 표 5.1은 시뮬레이션 모형과 실측결과의 RMS, RMC모델에 의한 등가응력과 각각의 등가응력이 피로수명에 미치는 영향을 상대 비교한 결과이다.

표 5.1의 결과로부터 본 해석의 결과와 실측응력의 비교에서 등가응력은 최대 28%까지 차이를 나타내고 있으나, 피로에 대한 영향은 최대 14%의 차이를 나타내고 있다. 따라서 플레이트 거더 교를 본 구조해석 모델로 사용했을 경우 대체로

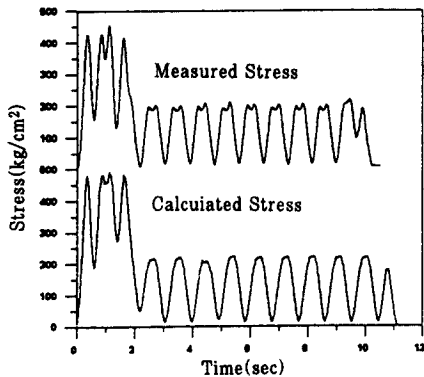


그림 5.1 시뮬레이션에 의해 재현된 응력이력과 실측된 응력이력의 비교(간포천교 하선)

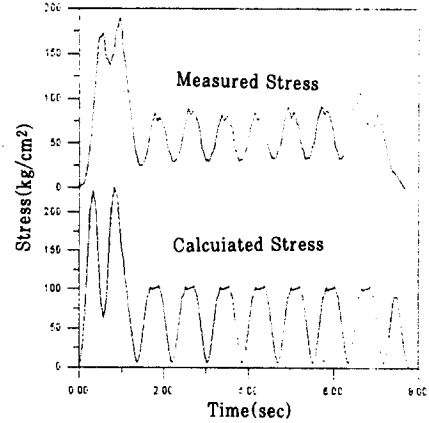


그림 5.2 시뮬레이션에 의해 재현된 응력이력과 실측된 응력이력의 비교(만경제2교 하선)

표 5.1 재현응력과 실측응력의 비교(kg/cm<sup>2</sup>)

		실측치		계산치		응력비		피로에 대한 영향	
		RMS	RMC	RMS	RMC	RMS	RMC	RMS	RMC
간포천교	cut off 20%	237.02	253.38	292.37	313.77	0.81	0.81	0.9	0.93
만경제2교	cut off 20%	92.15	106.42	118.68	129.58	0.78	0.81	0.88	0.93
	cut off 30%	113.42	125.48	118.68	129.58	0.96	0.97	0.98	0.99

실교량의 거동을 등가응력은 25%, 피로수명의 경우 11%정도 안전측으로 해석할 수 있다.

또한, 실동하중에 의한 등가응력을 RMS모델과 RMC모델을 사용하여 비교한 결과 계산된 등가응력의 차이는 10% 이내이므로 두 모델 중 어느 것을 사용하여도 큰 차이는 없으나, 해석결과와의 차는 RMC모델이 더 적은 것으로 나타났다.

이상과 같이 철도교량의 특성상 하중과악이 용이하고 교통류의 분포가 명확한 경우 열차하중 모델에서 스프링과 감쇠효과 및 관성력을 무시하여도 그 해에는 크게 영향을 미치지 않는 것으로 본 연구 결과 나타났으며, 이미 알려진 가정 또한 해에 큰 영향을 미치지 않았다. 따라서, 시뮬레이션만에 의한 피로수명예측은 등가응력의 차이만을

고려하여 비교할 때 보다 안전측으로 비교적 정확한 값을 얻을 수 있을 것으로 사료되며 그 결과는 약 10% 내외에서 차이를 갖는 것으로 나타났다.

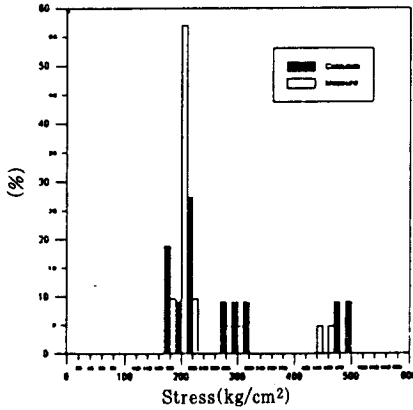


그림 5.3 시뮬레이션에 의해 재현된 응력빈도분포와 실측된 응력빈도분포의 비교(간포천교)

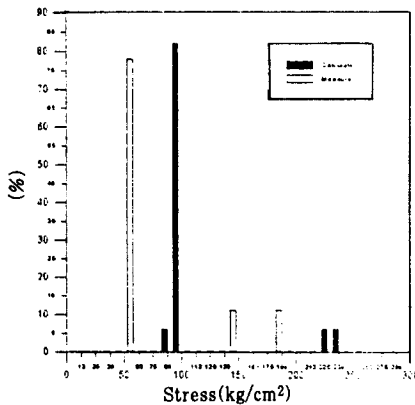


그림 5.4 시뮬레이션에 의해 재현된 응력빈도분포와 실측된 응력빈도분포의 비교(만경제2교)

## 6. 결 론

본 연구에서는 시뮬레이션 기법에 의하여 응력이력을 추정하고 시뮬레이션에 의한 응력이력의 재현의 적합성을 검토하였으며, 실동응력에 의한 응력빈도 분포로부터 cut off 비율 및 bar width 크기의 영향 등을 기 연구된 결과와 비교·검토하였다. 본 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다.

1) 철도교와 같이 하중파악이 용이하고 교통류 분석이 명확할 경우 시뮬레이션에 의한 응력이력의 재현을 통해 얻은 계산치와 실측치의 차이는 등가응력의 단순 비교에서는 최대 25%, 피로수명에 대한 영향은 11%내외의 비교적 안전측으로 정확하게 평가할 수 있다.

2) 본 연구에서는 최대응력의 응력비(실측응력/계산응력)는 0.82~0.92로써 간포천교 모델에서는 실측치와 근사한 값을 얻었으나 만경제2교 모델에서는 다소간의 차이를 나타내었다. 이와 같은 결과는 구조 시스템이 비교적 간단한 단순 플레이트 거더교인 경우 관성력, 스프링 및 감쇠효과를 무시하고 모델링하여도 해에는 큰 영향을 미치지 않으나, 하중의 보다 정확한 설정이 큰 영향을 주는 것으로 사료된다.

3) 실동하중에 의한 등가응력을 RMS모델과 RMC모델을 사용하여 비교한 결과 계산된 등가응력의 차이는 10% 이내이므로 두 모델 중 어느 것을 사용하여도 큰 차이는 없으나, 해석결과에는 RMC모델이 더 적합한 것으로 나타났다.

4) 등가응력에 대한 cut off 비율의 영향은 응력빈도분포에 관계가 깊고 따라서 교통류에 의한 하중 분포와 교량의 제원 등에 따라 영향을 받는 것으로 파악되었으며 교통류의 속도와도 관계가 있었다. Yamada와 Albrecht가 제시한 약 25% cut off값은 상당히 안정적인 것으로 파악된다.

5) 등가응력에 대한 bar width 크기의 영향은 width의 증가에 따라 증가하거나 감소하고 본 연구 대상 교량의 경우 bar width 크기가 5~20 kg/cm<sup>2</sup>까지에서 영향이 다소 작은 것으로 파악되었으며, 피로손상 평가시에는 bar width 크기에 따른 등가응력범위 변동추위를 파악하는 것이 보다 정확한 등가응력 산정에 도움이 될 것이다.

이상의 연구결과에 따라 철도교의 몇가지 모델을 산정하여(공용연수, 지간장, 교량형식 등) 피로수명에 영향을 미치는 cut off 비율 및 bar width 크기 등을 산정해 놓는다면 실측없이 시뮬레이션만으로 비교적 정확한 응력이력을 재현할 수 있으며 시뮬레이션의 적용에 따라서는 더욱 더 실측치에 가까운 정량적인 값을 얻을 수 있을 것으로 사료되며 보다 경제적이고 합리적인 피로수명 추정이 가능할 것이다.

### 참 고 문 헌

1. 이종득, 철도공학, 노해출판사, 1989.
2. 경갑수, 최영재, "강구조부재의 피로균열성장에 미치는 제인자에 관한 연구( I )", 한국강구조학회 논문집, 제8권 제2호, pp 263~272, 1996. 6.
3. 용환선, 정경섭, 이희현, "실교통 하중하에서 강교량 용접부의 피로수명예측", 한국강구조학회 논문집, 제4권 제1호, pp 125~134, 1992. 3.
4. 장동일, 이종득, 김성훈, "강철도교의 피로손상평가", 한국강구조학회 논문집, 제3권 제1호, pp 173~183, 1991. 3.
5. 장동일, 조효남, "중앙선 이하-안동간 성낙천 교량 내하력 조사 보고서", 영주 지방 철도청, 1990. 12.
6. P. C, Paris, F. Erdogan, "A Critical Analysis of Crack Propagation Laws", Trans, of ASME, Jour, of Basic Engrs., Vol.85, Series D., No.3, pp.528~534, 1963
7. M, A, Miner. "Cumulative Damage in Fatigue", Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, Vol.67 A, pp 159~164, 1945.
8. P. Albrecht, K. Yamada, "Simulation of Service Fatigue Loads for Short-Span Highway Bridges, Service Fatigue Loads Monitoring, Simulation and Analysis", ASTM STP 671, pp 255~277, 1979.
9. 松浦章夫, "高速鐵道における橋の動的舉動に關する 研究", 日本土木學會 論文報告集 256號, 1976.
10. 최강희, "강철도교의 실거동에 관한 연구", 한양대학교 박사학위 청구논문, 1989.
11. 이종득, "실측 주행 관성력에 의한 철도 교량의 진동특성", 한양대학교 박사학위 청구논문, 1991.
12. Miki, C., Yoshimura, Y., "Stress Reduction Factor for Fatigue Assessment Highway Bridge", Proc. of JSME, No. 368, 1987.
13. J. M. Barsom, S.T Rolfe, "Fracture and Fatigue Control in Structures-Applications of Fracture Mechanics", 2nd Ed., pp 328~331, 1987.