

강바닥판 종리브와 횡리브 교차부의 피로거동에 대한 종리브내 다이아프램의 영향

The Effect of Diaphragm inside Trough Rib on Fatigue Behavior of Trough Rib and Cross Beam Connections in Orthotropic Steel Decks

최 동 호¹⁾ · 최 항 용²⁾ · 최 준 혁³⁾

Choi, Dong Ho Choi, Hang Yong Choi, Jun Hyeok

요 약 : 본 연구에서는 강바닥판의 실물 대형시험체를 제작하여 정적시험 및 피로시험을 실시하였다. 정적 및 영향면 재하시험 결과를 통하여 다이아프램의 유무에 따른 강바닥판 슬릿부의 면내와 면외응력을 검토하였으며, 피로시험결과로부터는 강바닥판의 피로거동, 피로균열의 발생과 진전에 대한 연구를 수행하였다. 다이아프램이 설치된 상세는 설치되지 않은 상세에 비하여 지점조건에 상관없이, 종리브·횡리브 교차부의 종리브측으로는 약 50%의 응력경감효과가 있으나, 횡리브측 하단부에는 오히려 상당히 큰 응력을 야기함을 알 수 있었으며, 피로균열 진전해석결과로부터는 슬릿부의 노치에 의한 초기균열길이가 피로균열성장예 상당한 영향을 끼치고 있음을 알 수 있었다. 측정자료와 FEM 해석을 통하여 공칭응력과 핫스팟응력에 의한 피로강도를 추정한 결과, 다이아프램이 설치되지 않은 상세는 규정된 피로등급에서 안전한 것으로 판단되나 다이아프램이 설치된 상세는 피로등급이하의 거동을 보였다.

ABSTRACT : This study investigates the mechanical behavior on trough rib to crossbeam joint in orthotropic steel plate decks, specially emphasizing on the effect of diaphragm inside trough rib on the fatigue behavior of slit by static and fatigue tests. In particular, the effects of diaphragm on in-plane stress and out-of-plane stress, stress concentration, propagation of fatigue cracks at the silt are studied. With the result of experiment and numerical analysis, we have estimated the fatigue strength using the nominal stress and hot-spot stress. The details with diaphragm have occurred about 50% stress reduction at trough rib part of trough rib to crossbeam joint than the detail without diaphragm, however, the lower parts of crossbeam have occurred much more stress. Initial crack size of slit have an considerable influence on the propagation of fatigue cracks due to V-notch. The fatigue strength category of the details without diaphragm has higher value than fatigue limit, whereas that of the details with diaphragm is estimated lower than fatigue limit.

1) 정회원, 한양대학교 도시환경건설공학과군 토목공학과
조교수

2) 학생회원, 한양대학교 토목공학과 박사과정

3) 정회원, 대한건설터트 기술연구소, 공학박사

본 논문에 대한 토의를 2000년 12월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

핵심용어 : 강바닥판, 종·횡리브 교차부, 스캘럽, 슬릿, 핫스팟응력

KEYWORDS : Orthotropic Steel Decks, Trough Rib to Crossbeam Joint, Scallop, Slit, Hot-spot Stress

1. 서론

강도로교에서 강바닥판은 사하중 질감이 절실히 요구되는 장대교량에 있어서 매우 유리한 구조를 가지지만, 비교적 얇은 강판을 복잡한 형상으로 용접하여 조립함에 따라 많은 양의 용접을 피할 수 없고, 이로 인한 용접 결함, 잔류응력, 면내 및 면외변형의 발생 등이 문제점으로 지적되고 있으며, 교통량 증가 및 대형화로 인해 피로손상 가능성이 매우 높다고 볼 수 있다(Fisher, 1996). 이미 외국에서는 강바닥판의 피로손상에 관한 실험 및 연구를 통하여 많은 자료를 축적하고 검증하여 강바닥판 상세를 개선하고 각국의 실정에 맞는 강바닥판 설계지침을 작성하였다. 국내의 경우 최근 들어 소형시험편이나 축소모형 등으로 피로거동의 연구가 진행되고 있기는 하나, 아직 국내 현실에 적합한 실험자료 및 연구가 미비하고 설계기준 또한 미비한 상태로 외국의 적용사례를 따르는 실정이다. 따라서, 국내에서도 강바닥판의 피로거동 및 피로강도 향상방안에 관한 연구가 시급한 상황이다.

그림 1은 종리브와 횡리브 교차부의 용접이음 끝단에서 발생한 피로균열을 나타내고 있으며, 이러한 피로손상의 원인으로는 많은 연구자들의 연구결과 횡리브에 발생하는 면내응력 뿐만 아니라 차량의 이동으로 인해 발생하는 횡리브의 면외변형으로 인한 영향이 큰 것으로 나타나고 있다(Troitsky, 1987). 三木千壽 등(1995)은 강바닥판 횡리브 웨브에 발생하는 면외변형 거동을 실험적으로 재현하여 강판과 종리브 용접부에 결합이 존재하는 경우에는 피로강도가 현저하게 저하하는 결과를 얻었으며, 교차부 구조상세를 다르게 하여 실험을 실시한 결과 상부스캘럽을 둔 경우보다는 상부스캘럽을 메운 경우가 피로의 관점

서 유리하다는 결론을 내렸다. 牛尾 등(1985)은 소형시험편을 이용한 실험결과 용접방법이나 종리브의 부착강도 등의 차이에 따른 피로강도의 차이는 그다지 크지 않았으며, 목두께부분의 평균응력의 차이에 의해 피로강도가 좌우되는 것으로 나타났다. 國廣 등(1986)의 실험결과에 의하면, 용접지단부의 V노치로 인해 발생하는 응력집중도 균열발생의 원인으로 보고하고 있다. 영국의 강상판 피로시험에서의 관심사항은 강상판이 축응력보다는 휨응력을 주로 받는 구조물이라는 점이다. 휨·전단 응력하의 피로시험결과 판의 두께가 감소할수록 피로강도가 증가하였다. 그리고 모든 용접목 균열은 휨응력 하에 발생했으며 균열은 용접표면에서 루트부, 혹은 루트부에서 용접표면으로 진전하였고 전단보다는 휨에 의해 모든 균열이 발생하였다(Gurney, 1992).

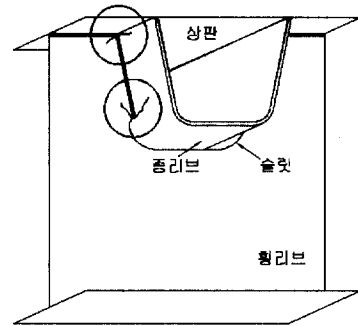
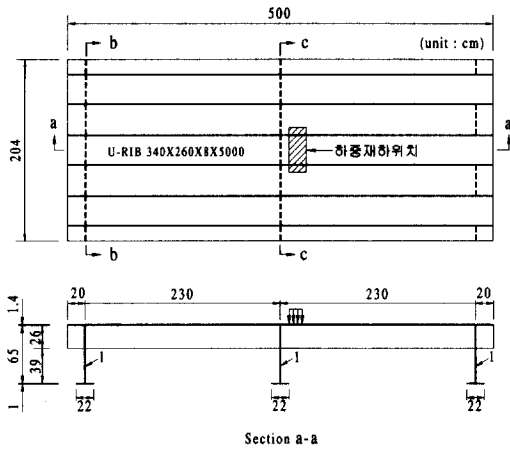


그림 1. 강바닥판에서 발생하는 일반적인 피로균열

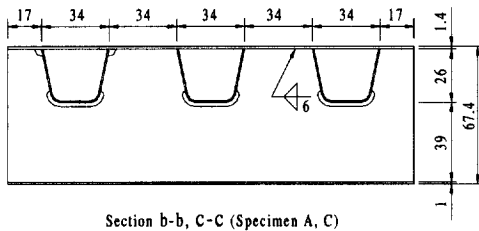
본 연구에서는 국내에 적용된 강바닥판 구조상세를 검토하고 대형시험체를 제작하여 정적재하시험 및 피로시험을 실시하였다. 정적 및 영향면재하시험결과를 통하여 종리브·횡리브 교차부에 주안점을 두고 강바닥판의 전체적인 정적거동특성을 파악하였으며, 측정자료를 이용하여 다이아프램의 유무에 따른 면내·면외응력, 응력집중,

상부스켈럼의 영향 등을 살펴보았다. 또한, 피로 시험결과로부터는 강바닥판의 피로거동, 피로균열 발생성장특성, 피로균열진전해석, 피로수명평가 등을 실시하였다. 강바닥판의 정적 및 피로거동에 대해서는 수치해석 결과와 비교 검토하였으며, 측정자료 및 FEM해석을 사용하여 공칭응력과 핫스팟응력에 의한 피로강도를 추정하였다.

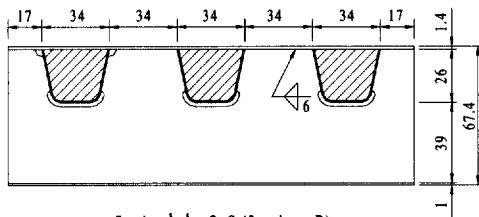
2. 실험개요



(a) 평면도 및 측면도



Section b-b, C-C (Specimen A, C)



Section b-b, C-C (Specimen B)

(b) 세부단면도

그림 2. 강바닥판 대형시험체의 구조상세

본 실험에서 대상으로 하는 강바닥판은 현재 가설중인 광안대교의 제원을 사용하였다. 강바닥판의 실제 거동을 가급적 유사하게 나타내기 위해 실험여건을 감안하여 종리브 및 횡리브의 크기를 실패량과 동일하게 취하여 폭 2.04m, 길이 5m의 2개의 대형시험체를 제작하였다. 1개의 시험체는 다이아프램의 효과를 살펴보기 위해서 종리브 내부에 다이아프램을 설치하여 시험체를 제작하였다. 본 실험에서 사용하는 강바닥판 대형시험체의 형상을 나타내면 그림 2와 같다. 영향면 재하시험에서는 교축방향으로 27개, 교축직각방향으로는 9개구간으로 모두 243개의 측정점을 선정하여 1ton하중을 각 측정위치마다 옮겨가면서 측정하였다. 모든 시험에서의 면하중 크기는 AISC 강바닥판 설계규정에 있는 $200 \times 500 \text{mm}^2$ 를 사용하였다. 또한, 대형시험체를 지지보 위에 거치시켜 횡리브의 양단이 힌지가 되도록 하였으며, 지지면의 폭은 단부로부터 200mm로 하였다. 피로시험에서는 반복회수에 따른 각 측정위치의 응력변화와 균열발생 및 진전길이를 탐상액을 이용하여 육안으로 측정하였다. 재하하중은 일정 진폭 하중으로 재하속도 1~2Hz, 응력비 0.1 그리고 최대하중은 25~35ton으로 하여 매 100,000회마다 변형율을 측정하였다. 시험체별 시험조건들을 정리하면 표 1과 같다.

표 1. 시험체별 시험조건

시험체 구분	하중크기 (ton)	재하위치 (cm)		지점 조건	다이아프램 유무
		교축	교축직각		
시험체A	2.5~25	20	0	4지점	무
시험체B	3.5~35	20	0	4지점	유
시험체C	3~30	50	0	6지점	무

3. 유한요소해석

본 연구의 구조해석 모델은 종리브와 횡리브의 거동에 중점을 두어 실패량에서와 동일한 크기를 택하였다. 이때, 탄성계수는 $E=2.1 \times 10^6 \text{kg/cm}^2$,

포아송의 비는 $\nu=0.3$ 의 값을 사용하였다. 수치 해석에 사용된 해석 패키지는 범용구조해석 프로그램인 LUSAS를 이용하였으며, 얇은 8절점 쉘 요소(8-node thin shell element)를 사용하여 해석을 실시하였다. 해석에 사용되는 면하중의 크기는 $200 \times 500 \text{mm}^2$ 의 등가직사각형면적을 사용하였다. 전체해석모델은 그림 3과 같다.

그림 3. 대형시험체의 전체 모델링

4. 강바닥판의 정적거동특성

다이아프램의 유무에 따른 종·횡리브 교차부의 거동을 평가하기 위하여 각 측정점에서의 주응력을 계산하고 이를 면내응력성분과 면외응력성분으로 구분하여 비교분석하였다. 평가에 사용된 게이지위치는 그림 4와 같다.

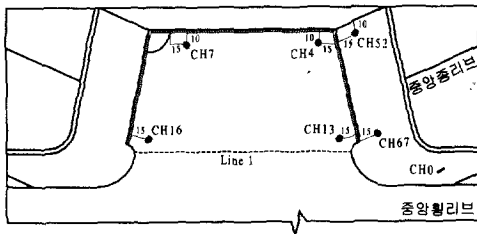
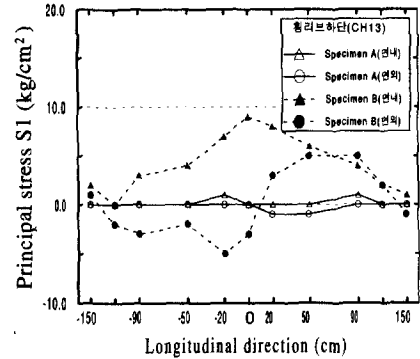


그림 4. 응력산정을 위한 게이지 측정위치

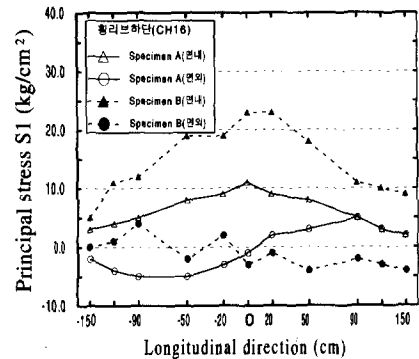
4.1 교차부 횡리브측의 응력분포

다이아프램의 유무에 따른 종·횡리브 교차부 횡리브측 하단의 거동을 나타내면, 그림 5와 같다. 그림 5(a)의 중앙종리브와 연결된 횡리브하단 슬릿의 응력 영향선에서는 다이아프램이 설치

되지 않은 상세의 면내·면외응력의 크기는 매우 작으나 다이아프램이 설치된 상세의 경우에는 면내·면외응력이 크게 증가하였다. 그림 5(b)를 살펴보면, 바깥쪽 종리브와 연결된 횡리브하단 슬릿의 응력이 동일한 하중재하위치에서 2배이상의 응력증대효과가 있음을 알 수 있다.



(a) CH13에서의 응력 영향선



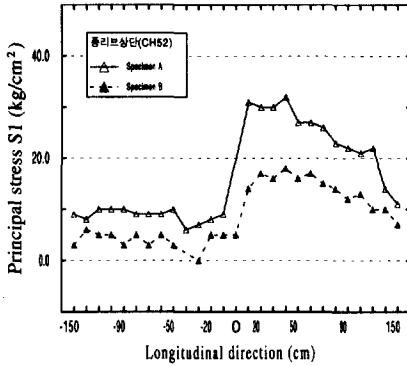
(b) CH16에서의 응력 영향선

그림 5. 횡리브 하단 슬릿에서의 면내·면외응력의 영향선

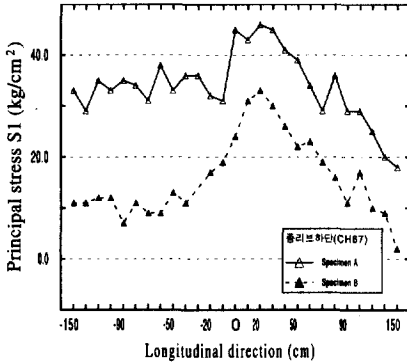
4.2 교차부 종리브측의 응력분포

그림 6을 살펴보면, 종리브측 위치에서는 다이아프램이 설치된 상세의 경우가 설치되지 않은 상세에 비하여 하중재하위치에 상관없이 상당한 응력경감효과가 있는 것으로 보여진다. 그 응력경감효과를 정량적으로 살펴보면, 하중재하위치를

기준으로 종리브측 상단의 경우에는 약 67%, 하단의 경우에는 약 53%의 응력경감효과를 보이고 있다.



(a) CH52에서의 응력 영향선



(b) CH67에서의 응력 영향선

그림 6. 종리브 상·하단의 최대주응력 영향선

4.3 횡리브내 휨응력분포

횡리브내에 작용하는 응력은 휨응력, 전단응력, 비틀림응력 그리고 용접지단 및 슬릿주변의 국부응력 등을 들 수 있다. 특히, 슬릿주변에서는 응력집중이 작용하며, 종리브와의 용접연결부도 피로에 취약하게 된다. 횡리브내에서의 휨·전단 응력을 검토하기 위하여 시험체 A·B의 횡리브내에 부착한 게이지 및 FEM해석상의 위치 및 분석결과를 도시하면 그림 7과 같다. 그림 7은 시

험체에 대한 Line1에서의 FEM해석결과 및 측정결과를 나타낸 것으로 실험결과치와 비교적 잘 일치하고 있음을 보여주며, 이 위치에서 휨응력이 작용하고 있음을 알 수 있다. Line1에서의 응력 집중계수(SCF)를 구해보면, 좌측 슬릿부에서는 SCF=5.7, 우측 슬릿부에서는 SCF=7.5인 것으로 횡리브 슬릿부에서 큰 응력집중이 발생하고 있음을 알 수 있다. 또한, 다이아프램이 설치된 상세에 대한 휨응력의 크기가 다이아프램이 설치되지 않은 상세보다 크며, 특히 상부스캐플이 설치된 부위에서 크게 발생하고 있음을 알 수 있다.

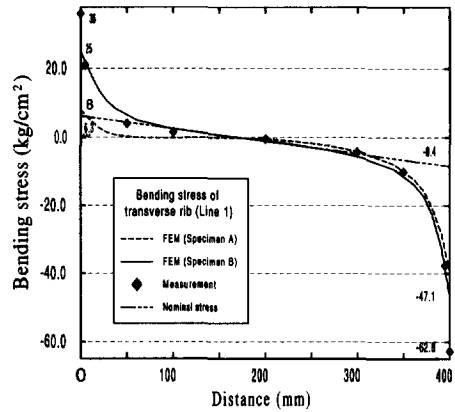
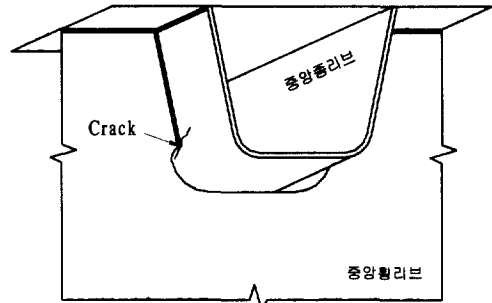


그림 7. Line1 위치에서의 휨응력분포

5. 피로균열의 발생성장특성

5.1 개요



(a) 시험체 A

(b) 시험체B

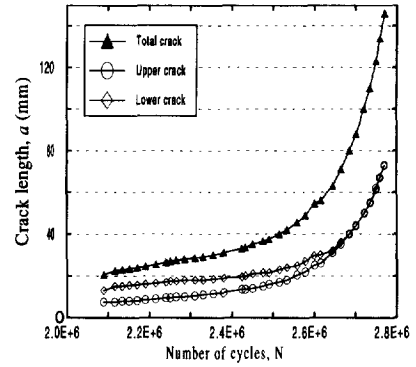
그림 8. 시험체별 균열발생위치

다이아프램이 없는 시험체A에 대한 피로시험 결과 종리브와 횡리브교차부의 종리브 지단부에서 균열이 발생하였으며, 다이아프램이 있는 시험체B에서는 종리브와 횡리브 교차부 횡리브에서 균열이 발생하였다. 지점조건 및 하중재하위치가 다르고 피로한계이상의 거동을 보인 시험체C에 대해서는 피로강도의 추정에서 다루는 것으로 하였다. 균열발생위치를 도시하면 그림 8과 같다.

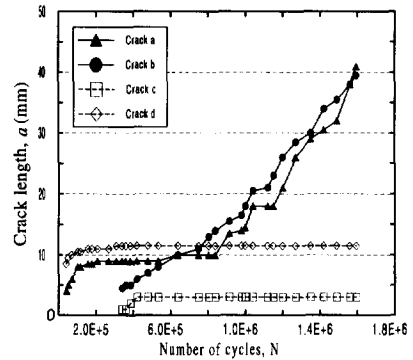
5.2 피로균열의 진전 및 응력분포양상

각 시험체에 대한 피로균열 성장특성을 알아보기 위하여 시험체 각각의 균열에 대한 $a-N$ 선도를 나타내면 그림 9와 같다.

시험체A의 종리브와 횡리브교차부의 종리브지단부에서의 균열은 종리브 상하측으로 약 55° 의 경사로 약 2,770,000회에서는 균열길이가 146mm까지 진전하고 있으며, 약 2,500,000회 이후의 균열진전속도는 초기에 비하여 상당히 빠른 속도로 진전함을 알 수 있다. 이는 종리브내의 인장응력분포가 항복응력의 약 40% 정도로 크게 작용함에 따른 것으로 보여진다. 시험체B의 경우의 균열은 종·횡리브 교차부의 횡리브측 슬릿부 a, d 위치에서 처음 발견되었다. 이때의 반복회수는 42,000회였으며, 균열길이는 a의 경우에는 4mm, d의 경우에는 8.5mm로 측정되었다. 또한, 340,000회에서는 b, c위치에서도 균열이 추가로 발생한 것을 $a-N$ 선도를 통하여 알 수 있다. 400,000회 이후에서는 a, b위치에서의 균열은 계속 진전하였으나, c, d위치에서의 균열은 더



(a) 시험체A



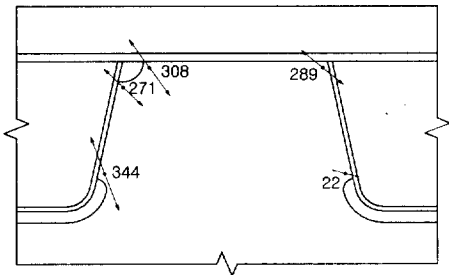
(b) 시험체 B

그림 9. 시험체별 $a-N$ 선도

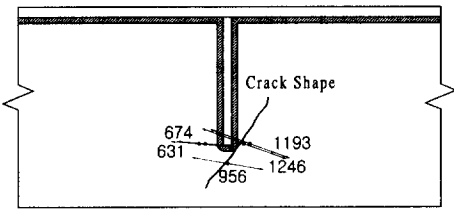
이상 진전하지 않았다. 교차부 횡리브 슬릿부에서의 균열은 슬릿부 노치에서의 응력집중효과에 의한 것으로 보여진다.

종리브와 횡리브 교차부의 다이아프램의 유무에 따른 주응력의 분포 및 크기를 정량적으로 나타내기 위하여 정적재하시험결과에 의한 시험체별 주응력의 크기 및 방향을 도시하면 그림 10~11과 같다. 그림 10과 11을 비교해 보면, 시험체A의 경우 중앙횡리브내의 주응력의 크기는 미소하며 균열이 발생한 중앙종리브 하단부에서는 항복응력의 약 37%의 인장주응력 정도였으나, 시험체B에서는 중앙종리브 하단부에서의 주응력의 크기가 상당히 크게 발생하였다. 중앙횡리브내 주응력의 크기가 균열이 발생한 위치에서 다이아프램이 설치되지 않은 시험체A에서보다 약 2배

큰 인장주응력이 발생되었음이 확인되었다. 이상과 같이, 일반적으로 최대주응력의 크기가 가장 큰 위치에서 균열이 발생하고 있음을 알 수 있으며, 균열의 진전방향도 최대주응력의 수직한 방향으로 발생하고 있었다. 한편, 시험체B의 경우에는 종리브하단부에서 최대주인장응력이 발생하는 데이터를 얻었지만, 실제로는 횡리브 슬릿부위에서의 노치로 인하여 응력집중이 야기되어 슬릿부 끝단에서 실제적인 최대인장주응력이 발생된 것으로 판단된다. 따라서, 횡리브슬릿부에서의 끝마무리가 피로강도에 상당한 영향을 끼치고 있음을 추측할 수 있다.

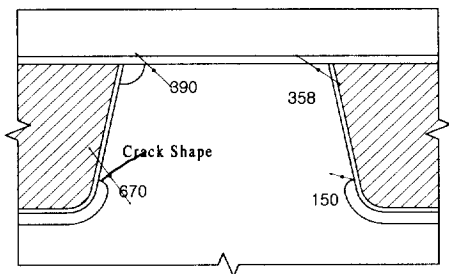


(a) 중앙횡리브

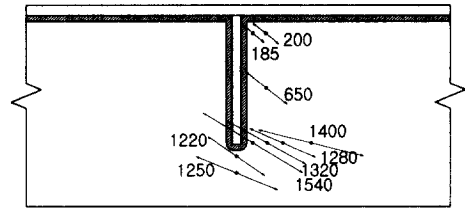


(b) 중앙종리브

그림 10. 시험체A의 주응력 크기·방향 및 균열형상



(a) 중앙횡리브



(b) 중앙종리브

그림 11. 시험체B의 주응력 크기·방향 및 균열형상

5.3 피로균열진전해석

5.3.1 개요

응력확대계수 K (Stress Intensity Factor) 는 작용응력, 균열길이, 기하학적 형상 등의 함수로 표현된다. 균열의 성장에 따른 응력확대계수의 변화는 구조물의 파괴를 야기시키는 한계균열길이 및 응력의 산정에 이용되는 파괴인성 K_c 의 결정과 다음식 (1)로 주어지는 피로균열진전해석에 이용될 수 있다.

$$da/dN = f(\Delta K) \quad (1)$$

$$N = \int_{a_i}^{a_c} da/f(\Delta K) \quad (2)$$

여기서, da/dN : 피로균열성장률

ΔK : 응력확대계수범위

따라서, 피로수명 N 의 계산은 피로균열 성장률의 표시식 (2)를 초기균열길이 a_i 로부터 한계균열길이 a_c 까지 적분함으로써 구해질 수 있다. JSSC에 규정된 피로균열 성장률의 표시식은 다음과 같다.

$$da/dN = C(\Delta K)^n \quad \Delta K > \Delta K_{th} \quad (3)$$

$$da/dN = 0 \quad \Delta K \leq \Delta K_{th} \quad (4)$$

식 (3), (4)로 평가된 피로수명은 보통 안전측이고 응력확대계수범위 ΔK 는 식 (5)로 표시될 수 있다.

$$\Delta K = F(a) \cdot \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (5)$$

여기서, $F(a)$: 보정계수(Correction factor)

$\Delta \sigma$: 공칭응력범위

a : 균열길이

또한, $F(a)$ 는 식 (6)과 같은 보정계수들의 조합으로 이루어진다.

$$F(a) = F_g \cdot F_e \cdot F_s \cdot F_t \cdot F_h \quad (6)$$

여기서, F_g : 응력집중에 대한 보정계수

F_e : 균열형상에 대한 보정계수

F_s : 표면균열에 대한 보정계수

F_t : 유한판에 대한 보정계수

F_h : 편심균열에 대한 보정계수

5.3.2 F 및 ΔK 의 산정

본 연구에서는 다이아프램이 설치된 시험체B를 대상으로 하였으며, 시험체B에서 발생한 4개의 균열 중 균열의 성장이 정지한 균열 C, D를 제외하고 성장속도 및 균열길이가 가장 큰 균열 A에 대한 피로균열진전해석을 수행하였다. 실험여건상 초기의 균열이나 결함의 크기 및 형상을 확인할 수 없으므로, 적절한 크기의 초기균열을 가정할 필요가 있다. 기존의 연구결과에 의하면 초기균열길이는 0.05~0.1mm 정도가 타당한 것으로 보고되고 있으나, 본 연구에서는 초기균열길이를 0.05~2mm까지 변화시키면서 초기균열길이의 영향을 살펴보았다. 또한, 한계균열길이는 균열성장속도가 급격히 증가한 피로시험 종료시점

인 1,600,000회까지의 균열크기로 제한하였다.

또한, 균열 A가 발생한 횡리브 슬릿부의 판 앞뒤면의 균열진전길이 및 주응력해석을 통한 주응력의 크기는 거의 일치하였으므로, 판두께 방향의 응력분포는 동일한 것으로 가정하여 균열의 형상 및 해석방향을 그림 12와 같이 편측관통균열(Edge crack)로 모델화하여 해석을 수행하였다.

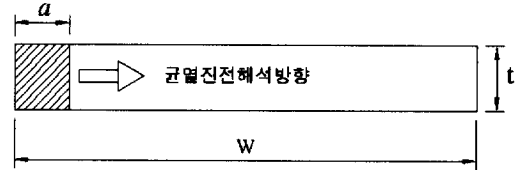


그림 12. 균열의 모델화 및 균열진전해석방향

앞에서 언급한 응력확대계수범위 ΔK 의 산정을 위해서는 보정계수 $F(a)$ 의 산정이 필요하며, 편측관통균열($F_e = 1$)을 가정한 각 보정계수는 다음과 같다.

1) 표면균열에 대한 보정계수 F_s

편측관통균열에 대한 균열길이 방향선단에서의 보정계수는 다음값을 사용하였다.

$$F_s = 1.12 \quad (7)$$

2) 유한판에 대한 보정계수 F_t

시험체B의 균열 A에 대하여 균열진전방향에서 데크플레이트까지의 길이를 W 로 가정할 때, 유한판 두께에 관통균열이 있는 경우의 보정계수는 다음식 (8)로 구해진다.

$$F_t = (1 - 0.025\lambda^2 + 0.06\lambda^4) \sqrt{\sec(\pi\lambda/2)} \quad (8)$$

여기서는 편측관통균열로 가정하였으므로, 계수는 $\lambda = a/W$ 를 사용하였다.

3) 응력집중에 대한 보정계수 F_g

종리브·횡리브 교차부와 같이, 슬릿부의 형상 및 용접부와 같은 기하학적 불연속에 의해 야기되는 불균일응력의 작용하에서의 응력확대계수는 응력집중에 대한 보정계수 F_g 에 의해 고려될 수 있으며, F_g 는 불균일응력이 작용하는 부위에 대한 국부응력경사를 이용하여 FEM과 같은 해석적방법으로 결정될 수 있다. 또한, 기하학적 불연속의 정도는 응력집중계수(SCF) K_T 로 표현될 수 있다. Albrecht 등(1977)이 제안한 F_g 에 대한 계산순서를 살펴보면, 먼저 유한요소해석 등을 이용하여 균열예상선을 따라 실제 응력을 계산하고 균열예상선에 균열길이를 대입한 후, 균열길이에 걸쳐 요구되는 균열길이까지 계산된 응력을 반복적분함으로써 F_g 를 계산할 수 있으며, 분할응력의 누적효과 및 평균응력 σ 를 도입하면, 응력집중에 대한 보정계수 F_g 는 식 (9)와 같이 표현될 수 있으며, 응력분포가 함수로 주어진 경우에는 식 (10)과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_g = \frac{2}{\pi} \sum_{i=1}^n \frac{\sigma_{b_i}}{\sigma} \left(\sin^{-1} \frac{b_{i+1}}{a} - \sin^{-1} \frac{b_i}{a} \right) \quad (9)$$

$$F_g = \left(\sigma_a - \frac{2}{\pi} \int_0^a \sin^{-1} \left(\frac{b}{a} \right) \frac{\partial \sigma}{\partial b} db \right) / \sigma \quad (10)$$

식 (10)은 균열길이에 따른 불균일응력에 대한 공칭응력의 비인 응력집중계수를 표현하게 된

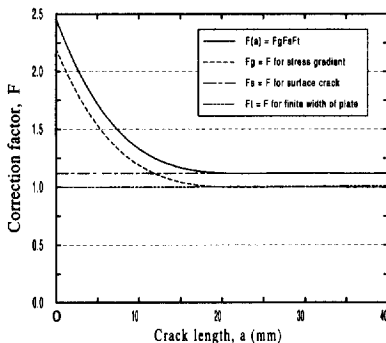


그림 13. 응력확대계수의 보정계수 $F(a)$

다. 위에서 언급한 방법에 따라 각각의 보정계수를 계산하여 도시하면, 그림 13과 같다. 그림 13을 살펴보면, 보정계수 $F(a)$ 는 균열의 초기에는 F_g 에 대부분 지배받게 되지만 균열이 성장함에 따라 F_s 에 의존하게됨을 알 수 있다. 여기서, F_i 의 영향은 작지만 이는 유한폭 W 에 비해 고려된 균열길이가 미소함에 기인한다.

5.3.3 피로균열진전해석

앞에서 언급한 것과 같이, 본 해석에서는 $da/dN - \Delta K$ 의 관계식으로 그 적용성이 간편한 JSSC피로설계지침에서 제시하고 있는 다음식을 사용하였다.

$$da/dN = C(\Delta K)^n \quad \Delta K > \Delta K_{th} \quad (11)$$

이때 상수 C , n 및 하한계 응력확대계수범위 ΔK_{th} 는 통상적인 계산에서 많이 사용하는 최대 안전 설계곡선에 대한 값을 사용하였다. 피로수명 N 의 계산은 식 (12)와 같이 피로균열 성장률의 표시식을 초기균열길이 a_i 로부터 한계균열길이 a_c 까지 적분함으로써 구해줄 수 있다.

$$N = \int_{a_i}^{a_c} da/f(\Delta K) = \int_{a_i}^{a_c} \frac{1}{C(\Delta K)^m} da \quad (12)$$

균열의 형상을 편축관통균열로 가정하였으므로, 판두께방향에 대한 균열진전은 무시하였으며 피로수명 계산시에는 균열증분량 Δa 에 대한 반복하중작용회수 ΔN 을 계산하는 방법을 사용하였다. 이때, 균열의 증분량은 JSSC피로설계지침의 권장사항에 의거하여 초기 2mm부터 0.5mm까지 그 크기를 바꾸어 값이 수렴하도록 약 120 단계의 계산과정을 사용하였다. 또한, 초기균열의 피로균열의 진전수명에 미치는 영향을 살펴보기 위하여 초기균열길이를 0.1~2mm까지 변화시키

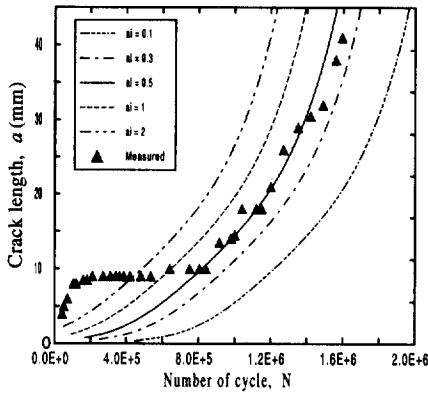


그림 14. 피로균열성장률에 대한 초기균열길이의 영향

면서 피로균열진전해석을 수행하였으며, 이때에 사용된 C , n 값은 최대안전설계곡선의 값으로 하였다. 초기균열길이에 따른 진전수명의 양상을 나타내면 그림 15와 같다.

그림 14를 살펴보면, 초기균열길이가 증가함에 따라 한계수명까지의 반복회수는 점차 감소함을 알 수 있으며, 이는 초기균열길이가 피로균열 성장에 상당한 영향을 끼치고 있음을 나타낸다. 예측한 결과를 측정결과와 비교하여 보면, 초기균열길이가 0.5mm인 경우에 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

실측된 균열에 대한 $a-N$ 선도를 보면, 초기 10mm까지는 관측된 결과로 볼 때 판두께 양면 끝단에서 시발된 균열이 판두께 방향으로 진전하는 동안의 균열진전의 지연양상을 나타내고 있으며, 판두께를 관통한 시점인 균열길이 10mm 이후로는 예측한 결과와 잘 일치함을 알 수 있다. 이는 종리브·횡리브 교차부 슬릿부의 돌림용접의 끝마무리가 피로수명에 상당한 영향을 끼치고 있음을 추측할 수 있다.

5.4 피로강도의 추정

5.4.1 공칭응력에 의한 피로강도 추정

본 피로시험결과를 S-N 선도에 적용하기 위하여 먼저 국내 및 각국의 강바닥판에 대한 시방규

정을 간단히 살펴보면, 국내의 도로교표준시방서 (1996) 및 미국의 AASHTO시방서에서는 종리브와 횡리브의 교차부 및 강바닥판과 가로보의 접합부 등에 대한 피로등급을 D등급으로 규정하고 있다. 일본의 JSSC에서는 연결부 상세 및 작용응력에 따라 그 피로등급을 산정하고 있으며, 영국의 BS5400시방서에서는 연결부 상세, 관련 응력, 파괴형태 등에 따라 피로등급을 산정하고 있다. 본 연구에서는 종·횡리브 교차부와 같은 복잡한 구조상세의 균열발생부위에 대한 공칭응력범위의 산정은 사실상 불가능한 것으로 판단되어 영국의 BS5400에서 규정한 균열발생부위의 용접지단부에서 15mm 떨어진 게이지의 주응력 값으로 공칭응력을 산정하였다.

그림 15를 살펴보면, 다이아프램이 설치되지 않은 구조상세에 대한 피로시험결과, 각국의 시방서규정에 의한 S-N 선도상에서 상당한 안전측으로 판단된다. 그러나, 다이아프램이 설치된 구조상세는 각국의 시방서 모두에 대하여 피로등급이하의 결과를 나타내고 있으며, JSSC 및 BS5400 시방서규정의 G등급이 합당할 것으로 판단된다.

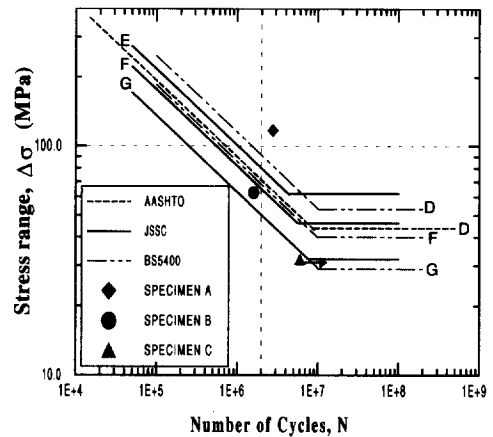


그림 15. 각국의 시방서규정에 의한 S-N 선도

5.4.2 핫스팟응력에 의한 피로강도 추정

핫스팟응력의 기본개념은 임의의 파이프이음의 형상에 있어서 특정한 응력표시와 설계 S-N곡선

을 이용하여 피로거동을 파악하는 것이다. 2점을 직선으로 연장해서, 그 외삽선이 비드지단부와 만나는 점에서의 응력으로 정의된다. JSSC에서는 평판구조요소의 피로실험결과로부터 용접지단부로부터의 거리 a, b를 나타내는 A~F법의 6가지 종류가 적용 제안하고 있다. 본 연구에서는 제안된 방법 중에서 시험체A에 대해서는 A·B법, 시험체B에 대해서는 B법을 사용하여 핫스팟응력을 측정하였다. 하중반복회수는 시험중지단계를 사용하였으며, 시험체A에서는 측정결과값을 사용하였고 시험체B에서는 FEM해석을 통하여 핫스팟응력을 계산하였다. 시험체별로 산정된 핫스팟응력값을 정리하면, 표 2와 같다.

표 2. 시험체별 핫스팟응력 측정값(MPa)

시험체구분	a점	b점	핫스팟응력	비고
시험체A	122.1	116.9	127.3	측정치(A법)
시험체B	77.5	62.6	83.3	FEM(B법)
시험체C	37.2	31.9	42.5	측정치(B법)

핫스팟응력의 계산값은 공칭응력에 의해 계산된 값보다 시험체A의 경우에는 약 11%, 시험체C는 약 33%, 시험체B는 약 30%정도 응력값이 증가하고 있음을 알 수 있다. 이는 시험체 각 부위에서의 용접지단부 응력분포가 상이하기 때문이며, 용접지단부의 응력집중의 영향을 고려하지 않고 15mm 떨어진 위치에서의 응력값을 공칭응력으로 산정한 결과치보다는 더욱 정확한 결과로 보여진다. 핫스팟응력에 대한 계산결과를 AASHTO 시방서, JSSC시방서, AWS에서 규정한 피로설계곡선(S-N선도)과 비교한 결과는 그림 16과 같다. 다이아프램이 설치되지 않은 구조상세인 시험체A에 대한 피로시험결과는 각국의 시방서규정에 의한 S-N선도상에서 상당한 안전측으로 판단된다. 다이아프램이 설치된 구조상세인 시험체B는 AWS X1·X2모두에 대하여 피로등급이하인 것으로 나타나고 있으나, AASHTO시방서 및 JSSC(F등급)의 S-N선도에 적용한 결과는 오히려 안전측인 것으로 나타나고 있다. 따라서, 핫스

팟응력에 대한 피로등급을 평가하기 위해서는 이에 합당한 S-N선도의 정립이 필요할 것으로 보인다. 또한, 이상의 결과에 대한 더 많은 실험을 수행하여 강바닥판에 적용할 수 있는 핫스팟응력의 S-N선도를 정립한다면, 용접지단부의 국부응력 및 응력집중효과를 고려한 보다 정확한 피로 평가가 가능하리라 판단된다.

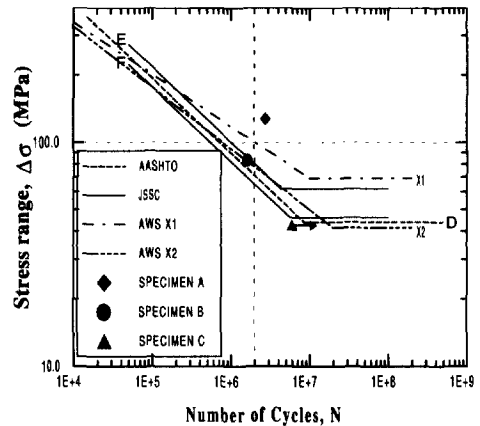


그림 16. Hot-spot stress에 의한 S-N선도

6. 결 론

본 연구에서는 실물대형시험체를 제작하여 정적재하시험 및 피로시험을 실시하여 다이아프램의 유무에 따른 강바닥판의 피로거동, 피로균열발생성장특성, 피로균열진전해석, 피로수명평가 등을 실시하였다. 이에 따른 본 연구에서 얻어진 결과는 다음과 같다.

- 1) 다이아프램이 설치된 상세는 다이아프램이 설치되지 않은 상세에 비하여 지점조건에 상관없이, 종리브·횡리브 교차부의 종리브측으로는 하중재하위치에서 약 2배의 응력경감효과가 있으나, 횡리브측 하단부에는 오히려 상당히 큰 응력을 야기함을 알 수 있었다.
- 2) 횡리브 하부슬릿부에서의 응력집중계수(SCF)는 5이상의 큰 값을 가지며, 다이아프램이 설치된 상세는 설치되지 않은 상세에 비하여 상당히 큰 응력을 야기하고 있음을 알 수 있었다.

- 3) 피로균열진전해석결과, 초기균열길이가 피로 균열성장에 상당한 영향을 끼치고 있음을 알 수 있었으며, 피로수명에 대한 횡리브 슬릿부의 돌림용접의 끝마무리의 영향으로 판단된다.
- 4) 각국의 시방규정에 의한 피로강도 추정결과, 다이어프램이 설치되지 않은 상세는 규정된 피로등급에서 안전한 것으로 판단되나 다이어프램이 설치된 상세는 JSSC피로등급을 기준으로 G등급이 합당할 것으로 추정된다.
- 5) 핫스팟응력에 의한 피로강도 추정결과 다이어프램이 설치된 상세는 AWS X2등급 이하로 나타나고 있으나, 도로교표준시방서의 D등급으로는 안전한 것으로 나타나 핫스팟응력에 대한 S-N선도의 정립이 필요한 것으로 판단된다.
- 6) 피로균열의 발생에 따른 각 측정위치에서의 응력변화로부터 균열의 발생 가능성이 높은 위치는 종·횡리브 교차부의 하부 슬릿부와 종리브 측면에서 가장 큰 것으로 나타났으며, 이에 대한 보수, 보강방안 및 피로균열 방지 대책이 필요한 것으로 판단된다.

감사의 말

본 연구는 '99 건설교통부 기술연구개발사업의 연구비 지원으로 수행되었으며, 저자들은 연구비를 지원해 주신 건설교통부와 한국도로공사에 감사드립니다.

참 고 문 헌

- (1) P. Albrecht and K. Yamada(1977). "Rapid calculation of stress intensity

factors", ASCE. ST2, No. 103, pp 377~389.

- (2) M. R. Kaczinski, F. E. Stokes, P. Lugger, and J. W. Fisher (1996). "Full-scale Fatigue Test of the Williamsburg Bridge Orthotropic Deck", ASCE Structures Congress, Chicago, IL, Proceedings Vol. 1, pp. 329-336, 1996.
- (3) H. Tada, P. Paris, G. Irwin (1973). The Stress analysis of crack handbook.
- (4) M. S. Troitsky (1987). Orthotropic Bridges - Theory and Design, 2nd ed., Published by The James F. Lincoln Arc Welding Foundation.
- (5) 牛尾, 植田, 村田. (1985). "トラフリップとデッキプレートとの接合部の疲労強度特性." 關西道路研究会會報.
- (6) 國廣, 追田, 公江 (1986). "閉斷面縦リブを有する鋼床版の疲労實驗", 川崎重工技報.
- (7) 日本土木學會 (1990). 鋼床版の疲労. 鋼構造シリーズ4, H. Shinohara(Ed.), JSCE, September 1990.
- (8) Gurney, T. (1992). Fatigue of Steel Bridge Decks, HMSO, London.
- (9) 日本鋼構造協會 (1993). 鋼構造物の疲労設計指針・同解説.
- (10) 三木千壽, 館石和雄, 奥川淳志, 藤井裕司 (1995). "鋼床版縦リブ・横リブ交差部の局部應力と疲労強度", 土木學會論文集, 第519号/I-32, pp. 127-137, 1995年 7月.
- (11) 大橋治一, 藤井裕司, 村瀬佐太美 (1997). "鋼床版の疲労を考慮したディテールの改良", 橋梁と基礎, pp. 31-36, 1997年 4月.
- (12) 건설교통부 (1996), 도로교표준시방서.
- (13) 건설교통부 (1997), 강도로교 상세부 설계지침.

(접수일자 : 2000년 2월 21일)