개단면리브를 갖는 강바닥판 교량의 국부거동 분석 및 피로균열 보강방안

Local Behavior of Structural Details for Orthotropic Steel Deck Bridge with Longitudinal Rib of Open Section and Retrofitting Method of Fatigue Cracks

이 성 진¹⁾
Lee, Sung Jin

경 갑 수^{2)*}
Kyung, Kab Soo

이 희 현³⁾
Lee, Hee Hyun

전 준 창⁴⁾
Jeon, Jun Chang

Abstract

Although many studies have been performed for the structural details of orthotropic steel deck, most of them were focused on the trough rib of standard type, but not for orthotropic steel deck with longitudinal rib of open section used at beginning of the deck. In order to investigate the cause of fatigue crack for orthotropic steel deck bridge serviced 31 years with longitudinal rib of open section, in this study, the behavior characteristics of target structural details were analyzed based on measurement data under real traffic condition. Also the typical loading truck passing the target bridges was estimated with the structural analysis detailed, and the stresses and deformation patterns of target structural details were analyzed by performing the detailed structural analysis. Based upon the analysis, retrofitting methods of the fatigue crack were suggested and its validation was examined. From this study, it was clarified that fatigue crack of longitudinal rib with open section were affected with the stress increment by shear deformation in the rib and the occurrence of alternative stress due to moving vehicle. In addition, it was known that it is important to perform fatigue design reflected the local behavior of the structural details.

Keywords : Orthotropic steel deck, Steel bridge, Longitudinal rib with open section, Welded joint of rib, Fatigue crack

1. 서 론

강바닥판 구조는 강바닥판을 세로리브와 가로리브로 보강한 구조를 가지며, 일반적으로 세로리브가 가로리브를 관통하여 배치되는 구조상세를 갖는다. 교량의 교축방향으로 배열되어 강바닥판을 지지하는 세로리브는 개단면형과 폐단면형으로 분류할 수 있으며, 세로리브로는 평강, 벌브플레이트와 U리브 등이 사용되고 있다. 특히 U리브는 가로리브 간격을 넓게 할 수 있기 때문에 강바닥판에서 가장 널리 사용되고 있다 (KSSC, 2007).

국내에서는 1973년 준공된 남해대교를 시점으로 강바닥판이 사용되기 시작하였으며 (Ministry of Construction & Transportation, 2001), 최근 시공기술의 발전, 장대교량의 건설증가 및 사회적 요구에 따라 강바닥판의 사용실적이 증가하고 있다. 그러

나 강바닥판 구조는 비교적 얇은 강판을 사용하며, 가로·세로리브 및 가로보 등이 용접에 의해 조립되는 구조이므로 연결부 등의 여러 구조상세에서의 응력상태가 복잡하고, 용접에 의한 결함과 변형 등이 발생할 가능성이 매우 높다 (Park et al., 2004). 또한 현재 공용 중에 있는 교량에서도 교통량 증가 및 차량하중의 증가로 인하여 변동응력이 증가될 것으로 예상되므로 피로손상의 발생 가능성은 더욱 높아질 것으로 판단된다.

이러한 강바닥판의 피로손상이 문제가 되면서 국내에서도 강바닥판 구조상세에 대한 응력특성과 피로거동을 조사하기 위하여 실험물체의 대형시험체를 제작하여 피로시험을 실시한 연구가 진행되었다 (Choi et al., 2000; Choi et al., 2002; Choi et al., 2005). 또한 강바닥판 구조상세의 매개변수해석을 통하여 응력집중 감소효과가 큰 최적의 다이어프램 형상

1) 정회원, 한국해양대학교 토목환경공학과 박사과정

2) 정회원, 공학박사, 한국해양대학교 건설공학과 교수, 교신저자

3) 정회원, 공학박사, 씨티씨주식회사 대표이사

4) 정회원, 공학박사, 씨티씨주식회사 상무

* Corresponding author : kyungks@hhu.ac.kr

• 본 논문에 대한 토의를 2013년 4월 30일까지 학회로 보내주시면 2013년 5월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

Fig. 1 Typical Section for Target Bridge

을 도출한 연구 (Shin et al., 2007)와 재하특성에 따른 강바닥판 구조상세의 거동특성 평가 연구 (Lee, 2011), 그리고 강바닥판의 피로성능 향상을 위한 구조상세 개선에 관한 일련의 연구도 수행되었다 (Kyung et al, 2006; Kyung et al, 2007; Sun et al, 2008, Ryu et al, 2010). 국외에서도 강바닥판의 가로리브와 세로리브의 피로균열 및 보수·보강에 대한 실험적 연구 (Grney, T., 1992)와 리브상세에 대한 변형 및 면내·외 변형 등에 대한 해석적 연구 (Leenderts et al., 1995) 등을 비롯한 다수의 연구가 수행되었다.

이와 같이 국내·외에서 강바닥판에 관한 많은 연구가 이루어지고 있으나 대부분 표준형 U리브를 대상으로 한 연구가 이루어지고 있을 뿐, 강바닥판 건설 초기에 사용된 역T형 리브 형식에 대한 연구는 미진한 것으로 조사되었다. 그리고 실제 교량에서의 피로균열은 세로리브 용접연결부 등과 같은 2차부재의 국부상세에서 발생하고 있으나, 교량설계시에는 일반적으로 주부재에 대한 영향선해석에 기초한 응력검토만이 단순하게 실시되고 있다. 그러므로 2차부재에 대한 정확한 피로평가 및 이에 따른 적합한 구조상세의 적용이 적절하게 이루어지지 않고 있는 경우가 많을 것으로 판단된다.

이 연구에서는, 공용년수 31년 된 역T형의 개단면 세로리브를 갖는 강바닥판 교량의 피로균열 발생 원인을 조사하기 위하여, 실험교통류하에서의 계측을 통하여 대상 구조상세의 거동특성을 분석하였다. 이를 위하여 피로균열이 발생한 개단면 세로리브 및 다이아프램의 용접부를 대상으로 상세 영향면해석을 이용하여 피로균열의 발생 원인을 규명하고, 피로균열이 발생된 대상구조상세에 대하여 보강방안을 제시하였으며, 구조해석을 통하여 보수·보강 방안의 적정성을 검토하였다.

2. 실험교통류하에서의 현장계측

2.1 대상교량의 제원

연구 대상교량은 고속도로에 위치하며, 1981년 준공된 강

(a) Sensor Location at Girder

(b) Sensor Location for Structural Details with Fatigue Cracks

Fig. 2 Sensor Location and Structural Details

바닥판교량으로서 총경간수는 20개이고, 18경간의 본교와 본교의 양측에 단순경간의 육교로 구성된 4차선교량이다. 교량의 연속교 구간인 18경간은 길이 252.9m (3@84.3)의 3경간 연속교 6련으로 구성되어 있다. 그리고 혼잡 교통시에 가변차로를 운영하고 있어서 차로중앙에 중앙분리대가 설치되어 있지 않다.

Fig. 1에 대상교량의 개략적인 단면 제원을 나타내었다. 대상교량의 국부적 거동특성을 조사하기 위한 실험교통류하의 계측은 관련자료 (Korea Expressway Corporation, 2010)를 통해 세로리브 및 가로리브 등에서 균열이 확인된 구조상세가 포함된 S18경간의 L/2 지점을 대상으로 실시하였다.

실험교통류하에서의 계측을 위한 계측센서의 부착위치 및 부착사례를 Fig. 2 및 Fig. 3에 나타내었다. 그리고 Fig. 2(a)와 같이 거더 중앙의 하부플랜지 하면에 변위계 2개소 (센서 D1, D2)와 변형률센서 2개소 (센서 SG3, SG4)를 부착하였다.

피로균열 발생과 관계되는 구조상세부에 대한 센서부착 위치는 다음과 같다. 다이아프램의 용접부 및 모서리부 부근에

Fig. 3 Examples of Sensor Location for Target Bridge

2개소 (센서 S1, S2), 개단면 세로리브의 강바닥판 하면에 교축 및 교축직각방향으로 2개소 (센서 S3, S4), 세로리브와 다이아프램 용접부 부근에 수평 및 수직방향으로 2개소 (센서 S5, S6), 가로리브에서 수직방향으로 1개소 (센서 S7), 세로리브 부근 강바닥판 하면에 교축방향으로 1개소 (센서 S8), 총 8개소에 변형률센서를 설치하였다. 기존 보고서 (Korea Expressway Corporation, 2010)에 의하면 피로균열은 Fig. 3에 나타난 것과 같이 센서 S2가 부착된 다이아프램의 구조상세 (이하 “구조상세 A”로 표기) 및 센서 S6이 부착된 세로리브 구조상세 (이하 “구조상세 B”로 표기)의 용접부에서 발생한 것으로 보고되어 있다.

계측은 통행차량의 주행속도 및 교통량, 현장여건 등을 고려하여 2011년 9월 중 8시~10시, 14시~16시, 22시~24시까지 2시간씩 1일 3회에 걸쳐 실시하였다. 측정시 데이터 샘플링 진동수는 100Hz로 실시하였다.

3. 현장계측결과 분석

실교통류하에서의 계측으로부터 얻어진 데이터는 데이터 후처리 프로그램을 사용하여 실시간 파형을 해석하기 용이

하도록 변환하였다. 대상교량은 일일 교통량이 매우 많고, 본선은 4차선, 계측이 실시된 구간은 확폭되어 8차선으로 구성되어 있다. 실교통류하에서의 데이터 분석은 통과차량이 적은 시간대 및 많은 시간대로 구분하여 대상교량의 구조거동 및 이에 따른 특성을 분석하였다.

Fig. 4에 각 시간대의 대표적인 변형률 및 변위 곡선의 일례를 나타내었다. Fig. 4(a) 및 (b)에는 15~16시 및 23~24시에서의 측정데이터 가운데 단일차량에 대한 특성이 잘 나타난 변형률곡선의 일례를 나타내었다. 단일차량의 사례를 나타낸 것은 변형률곡선에서 다른 차량의 하중작용에 의한 영향을 포함시키지 않기 위한 것이다.

또한 Fig. 4(c)에 A.M. 8~9의 1시간 이력곡선에서 센서 G3의 최대변형률 발생시간대에서의 변형률곡선을 나타내었다. 이 측정시간대는 혼잡 교통 시간대로 교외방향으로 다수의 차량이 진입되어, 측정구간에 대형트럭 및 승용차 등 다수의 차량이 만재되어 있는 상태이다.

Fig. 4에서 거더 G3 및 G4에서의 변형률곡선인 SG3 및 SG4는 인장성분의 장주기 파형을 나타내고 있으나, 차량하중의 영향을 직접적으로 받으며 피로균열이 발생한 구조상세 주변에 부착한 센서인 S2 및 S6에서의 변형률곡선은 거더에 비하여 단주기의 파형을 나타내고 있는 것을 알 수 있다. 또한 이들 구조상세는 통과차량의 영향을 크게 받는 국부구조상세이므로 변형률 크기가 거더 변형률의 약 4~5배의 큰 값을 나타내고 있다. 그리고 축하중의 영향을 직접적으로 받는 센서 S6이 부착된 구조상세 B에서의 변형률이 차량하중에 대해 가장 민감하게 반응하는 것을 알 수 있다. 이로부터 대상교량에 부착된 각 센서는 하중작용에 따른 각 구조부재의 응답특성을 잘 나타내고 있는 것을 알 수 있다.

Fig. 4(a)에서 센서 SG3의 변형률이 센서 SG4의 변형률보

Fig. 4 Examples of Strain and Displacement Curves

다 다소 크게 나타나며, 주행차량의 차축 영향으로 2개의 피크를 나타내고 있다. 이는 거더 G3 위의 1차로로 차량이 주행한 것을 의미한다. 그러므로 거더 G3의 구조상세 A에 부착된 센서 S2가 주행차량의 하중을 직접적으로 받아 변형률이 크게 나타나며, 또한 차축의 영향이 명확하게 나타나는 인장성분 (+)의 단주기 파형의 변형률곡선을 나타내고 있다.

한편 차량이 통과하지 않은 거더 G4의 구조상세 B에 부착된 센서 S6은 거더 G3 위의 1차선에서의 차량재하로 인해 2차선에서의 상대적인 상향치짐에 의하여 압축성분 (-)의 단주기파형의 변형률곡선을 나타내고 있으며, 차축의 영향이 명확하게 나타나고 있다. 그리고 S2에서의 변형률곡선과 유사한 형태의 변형률곡선을 나타내고 있다.

Fig. 4(b)에서는 센서 SG4의 변형률이 센서 SG3의 변형률보다 다소 크게 나타나고 있으며, 주행차량의 차축에 의한 영향이 변형률곡선에 나타나고 있다. 이는 거더 G4 위의 2차로로 차량이 주행한 것을 나타내는 것이다. 이로 인하여 거더 G4의 구조상세 B에 부착된 센서 S6은 주행차량의 하중 영향을 직접적으로 받아 변형률이 크게 나타나며, 차축의 영향이 명확하게 나타나는 인장성분 (+)의 단주기 파형의 변형률곡선을 나타내고 있다.

한편 차량이 통과하지 않은 거더 G3의 구조상세 A에 부착된 센서 S2는 거더 G4 위의 2차선에서의 차량재하에 의한 1차선에서의 상대적인 상향치짐에 의하여 압축성분 (-)의 단주기 파형의 변형률곡선을 나타내나, 차축의 영향은 S2에 비하여 명확하게 나타나고 있지 않다. 즉, 이 사례에서의 거더 G3의 구조상세 A에 부착된 센서 S2의 변형률곡선은 거더 G4의 구조상세 B에 부착된 센서 S6의 변형률곡선보다 장주기 파형을 나타내고 있다.

그리고 Fig. 4(a), (b)에서 나타난 구조상세 A(S2) 및 구조상세 B(S6)에서의 변형률곡선은 단일 주행차량의 주행차선 위치에 따라 전체적으로 각각 인장 및 압축영역을 나타내고 있다. 따라서 이 사례에서의 구조상세 A 및 B에서의 교축방향으로 변형은 차량통과에 따라 한 방향으로 변형하는 거동을 나타내고 있는 것으로 추정된다.

Fig. 4(c)에서 각 센서에서의 변형률곡선은 Fig. 4의 (a) 및 (b)에 나타난 변형률곡선과는 상이한 형태를 나타내고 있다. 즉, 이 사례에서는 차량의 만재로 인하여 단일차량에 의한 것보다 복잡한 형상의 변형률곡선을 나타내고 있다. 그리고 센서 S2의 변형률곡선은 교변형태의 응답을 나타내고 있다. 이것은 동일한 구조상세에서도 차량의 재하형태에 따라서는 피로에 불리한 응답특성을 나타낼 수 있다는 것을 보여주는

것이다. 그러므로 국부구조상세에 대한 피로평가시에는 이러한 영향을 충분히 고려하는 것이 필요할 것으로 판단된다.

이상의 실측 응답곡선의 분석으로부터, 대상 구조상세에서의 변형률곡선에는 재하하중의 특성 및 구조부재의 응답특성이 반영되어 나타나며, 하중재하의 경우에 따라서는 피로에 불리한 영향을 주는 것을 알 수 있었다. 따라서 변형률곡선을 정량적으로 분석하게 되면 하중재하의 형태 및 이에 따른 구조거동 특성을 규명할 수 있으므로 피로균열의 발생 원인을 직접적으로 규명할 수 있을 것으로 판단된다.

4. 구조해석에 기초한 피로균열부재의 거동특성 분석

강교량에서 피로균열은 국부거동의 영향을 받는 2차부재에서 대부분 발생하고 있다. 그러므로 이 연구에서는 대상교량에서의 피로균열의 발생 원인을 정량적으로 조사하기 위하여 대상교량의 거더에서 최대응력이 발생하는 재하위치를 이동하중 해석에 의해 선정한 후, 피로균열부재에 대해 재하위치 변화에 따른 상세구조해석을 수행하였다.

4.1 실교통류하에서의 구조해석

4.1.1 구조해석 모델링

구조해석은 측정구간을 포함한 종점측의 3경간 연속교에 대해 수행하였다 (Fig. 1 참조). 구조해석은 범용 구조해석 프로그램인 MIDAS Civil 2012를 사용하였다.

Fig. 5에 대상구조위치에 대한 구조해석모델링을 나타내었다. 3경간 연속교 전체에 대한 구조모델링은 Fig. 5(a)와 같이 격자구조와 판요소를 결합하여 모델링하였다. Fig. 5(b)에는 판요소에 의해 모델링된 검토대상위치에서의 모델링, Fig. 5(c)에는 측정간 중앙부의 센서부착 위치에서의 상세구조해석 모델을 나타내었다.

Fig. 5(a)에서 격자구조와 판요소는 Rigid Link를 사용하여 연결하였으며, 상세구조모델에서 판요소의 최소 크기는 센서의 부착위치 및 해석의 정밀도등을 고려하여 5mm로 분할하여 모델링을 실시하였다 (IIW, 1993). 이 구조모델은 기존연구 (Lee et al, 2012)에서 정적재하시험 결과와 구조해석 결과의 비교 분석을 통하여 타당성이 검증된 바 있다.

한편 상세구조모델인 Fig. 5(b) 및 (c)에서는 박스거더의 플랜지와 복부만을 판요소만으로 모델링하면 박스거더에서의 비틀림, 전단지연 현상을 과대하게 평가할 수 있으므로 (MIDAS, 2009) 격벽, 상·하부 세로리브 및 수평보강재를

(a) Global Modeling Combined by Grid and Plate Element

(b) Detailed Modeling for Target Segment Modeled by Plate Element

(c) Detailed Modeling near Sensors Location

Fig. 5 Structural Analysis Model

Fig. 6 Dimensions of Estimated Truck

구조해석 모델에 포함시켜서 박스거더의 판에 작용하는 응력이 실구조물의 응력과 가능한 동일한 결과가 도출되도록 모델링 하였다.

4.1.2 재하차량의 선정 및 타당성 검토

대상교량은 트럭 및 대형버스 등의 중차량 교통량이 많고, 지역의 중요한 주요도로이므로 교통통제하에서의 재하시험은 현실적으로 불가능하다. 그러므로 이 연구에서는 현장측정시에 실교통류하에서 대상교량을 통과하는 차량의 종류 및 주행형태 등을 분석하고, 기존 연구 (Lee et al., 2012) 및 국내 트럭제조사사의 트럭형식 등을 조사하여 피로해석에 적용하기 위한 재하차량을 선정하였다. Fig. 6 및 Table 1에 재

Table 1 Axle Load of Estimated Truck (kN)

First Axle Load	Second Axle Load	Third Axle Load	Fourth Axle Load	Gross Weight
49.6	49.6	160.4	122.4	382.0

(a) Case A (161.1sec, $a=750$, $b=1100$ mm)

(b) Case B (161.5sec, $a=0$, $b=850$ mm)

Fig. 7 Load Case of Estimated Truck

하차량으로 선정된 트럭하중의 재원을 나타내었다.

추정된 트럭하중의 적정성을 검증하기 위하여 일련의 구조해석을 실시하였다. 구조해석시 사용한 실측데이터는 Fig. 4(c)의 변형률곡선에서 센서 S2의 최대 및 최소변형률을 나타내는 측정시간 161sec 전후의 변형률 값이다. 또한 추정된 트럭하중의 적정성 검토를 위한 구조해석에서는 Fig. 4(c)의 변형률곡선에서 센서 S2의 응답과 대응하는 재하차량의 재하위치를 결정하기 위하여 재하위치에 따른 의사동적주행에 기초한 다수의 사전 구조해석을 실시하였다. 사전구조해석에서는 대상교량의 2차선에 재하차량의 재하위치를 병행, 연행 및 연병행 등의 차선별로 재하경우를 구분하고, 각 경우에 대한 구조해석을 실시하여 그 결과를 비교분석하였다.

Fig. 7에 사전 구조해석결과로부터 도출된 재하차량의 재하위치를 나타내었다. Fig. 7(a), (b)는 Fig. 4(c)에서 센서 S2의 최대값 (이하 “Case A”로 표기) 및 최소값 (이하 “Case B”로 표기)의 발생에 대응하는 재하위치를 나타내었다. Fig. 7에서 a 및 b는 대상구조상세의 센서부착 위치로부터 재하차량에서 가장 최단거리에 위치한 앞, 뒤의 차축까지의 거리이다. 또한 차량은 차선의 중앙을 통과하는 것으로 가정하였다.

Table 2에 Fig. 4(c)의 측정응력 및 변위, 그리고 추정된 하중 재하위치에서의 구조해석 결과를 나타내었다.

Table 2 Comparison of Measurement and Analysis Results Using Estimated Truck

		Stress (MPa)				Displacement (mm)	
		S2	S6	G3	G4	G3	G4
Case A	Measured	20.73	-12.72	10.99	8.36	-14.99	-13.99
	Analyzed	20.23	-10.93	10.70	10.60	-15.12	-15.74
Case B	Measured	-26.86	-6.84	12.20	8.94	-14.60	-13.60
	Analyzed	-27.08	-5.53	12.90	10.40	-16.12	-16.05

Table 2에서 알 수 있는 것과 같이 계측값과 구조해석의 결과는 비교적 유사한 값을 나타내고 있으며, 오차는 10% 정도를 나타내고 있다. 측정당시 대상교량에서의 교통상황이 혼잡 교통의 영향으로 다양한 차량하중들이 정체된 상태에서 측정구간을 주행하고, 그리고 컨테이너 트럭 및 덤프트럭 등의 대형차량도 다수 통과하였다. 또한 경우에 따라서는 이들 차량이 연행 또는 연·병행으로 통과하는 사례도 빈번하게 관측되었다. 그러므로 여기서의 오차는 2대의 재하차량만을 재하하여 평가한 구조해석에서 계측시의 실제 교량상황을 모두 정확히 재현하지 못한 것에 의한 영향 등으로 판단된다.

따라서 각 평가위치에서의 오차의 일관성이 약간 결여되어 있으나, 구조해석에서 다양한 교통상황을 완벽하게 재현하기 어려운 점 및 발생 오차의 크기가 10% 전후인 것을 고려하면, 재하차량 선정을 위한 구조해석의 결과는 타당성을 갖고 있는 것으로 판단된다. 따라서 다음 절의 피로균열 부재의 거동특성 분석에서는 여기서 선정한 재하차량을 사용하여 구조해석을 실시하고자 한다.

4.2 구조해석에 기초한 피로균열 발생부의 거동특성 분석

4.2.1 하중재하 방법

피로균열이 발생한 각 구조상세에 대하여 차량하중 이동에 따른 거동특성을 분석하기 위하여 4.1절에서 선정한 재하차량 및 구조해석 모델링을 사용하여 일련의 구조해석을 실시하였다.

기존연구 (Lee et al, 2012)의 다양한 재하형식에 따른 이동하중 해석결과로부터 구조상세에서의 최대응력은 1대의 트럭이 재하되는 경우에 발생하며, 또한 최대응력이 발생하는 위치와 유사한 위치에서 발생하고 있다. 또한 국내·외의 설계기준 (Korea Society of Civil Engineers, 2008; AASHTO, 2007)에서의 피로평가는 1대의 설계용 피로트럭을 사용하여 평가하고 있다. 이러한 것을 고려하여 구조해석에서는 1대의

(a) Load Case along Transverse Direction

(b) Load Case along Longitudinal Direction for Structural Detail A (S2)

(c) Load Case along Longitudinal Direction for Structural Detail B (S6)

Fig. 8 Load Case of Estimated Truck at Target Position

트럭하중을 사용하였다.

재하차량의 교축직각방향 및 교축방향의 이동에 따른 구조해석은 Fig. 6 및 Table 1에 나타난 재하하중을 사용하여 실시하였다. Fig. 8에 교축직각방향 및 교축방향으로 재하차량의 재하방법을 나타내었다.

Fig. 8(a)의 교축직각방향의 하중재하 방법은 기존연구 결과 (Lee et al., 2012)를 참조하여 재하트럭의 가장 무거운 축인 3번째 축이 평가대상위치인 측경간 중앙부에 재하된 것을 기준으로 하였다. 교축직각방향으로의 하중재하방법은 차로특성을 고려하여 교량 중심선에서 교축직각방향으로 0.3m 위치에 트럭을 위치시킨 후에 교축직각 방향으로 0.05mm 간격으로 8.25m까지 이동시키면서 실시하였다.

Fig. 8(b) 및 (c)의 교축방향의 하중재하 방법은 각각 센서 S2 및 S6이 부착된 대상구조상세 A 및 B에 대한 구조해석 결과에 기초하여 실시하였다. 즉, 교축방향의 하중재하 방법은 교축직각방향에서의 최대 및 최소응력의 발생위치를 기준으로 재하차량을 교축방향으로 이동시켜가면서 실시하였다. 재하차량의 교축방향 이동방법은 대상구조상세를 기준으로

로 재하차량의 첫 번째 차축까지의 거리가 (-)4.8m~(+)11.1m (하중이 대상 구조상세의 양측 ± 4.8 m를 모두 통과)까지의 범위에서 0.1m씩 이동시키면서 실시하였다.

4.2.2 재하차량의 교축직각방향 이동에 따른 거동특성

Fig. 9에 대상구조상세에 대한 교축직각방향으로 재하하중 이동에 따른 구조해석 결과를 나타내었다. 해석결과는 센서 S2 및 S6이 부착되어 있는 대상구조상세 A 및 B에서의 응력으로 나타내었다. Fig. 9에 나타난 것과 같이 센서 S2가 있는 구조상세 A는 하중 재하점으로부터 일정거리에 위치하여 축하중의 영향이 직접적으로 작용하지 않으므로 재하차량의 교축직각방향 이동에 따른 응력변화가 그다지 크지 않게 나타나고 있다. 그러나 센서 S6이 있는 구조상세 B는 직접적으로 차축의 영향을 받게 되므로 응력변화가 크게 나타나고 있다.

또한 Fig. 9로부터 재하차량의 교축직각방향이동에 따른 평가대상위치에서의 최소 및 최대응력의 발생위치는 다음과 같다. 구조상세 A의 경우는 재하차량이 교량 중심부로부터 각각 1.0m 및 1.9m에 위치할 때이다. 물론 Fig. 9에서 구조상세 A의 경우, 가장 큰 최대응력은 재하차량이 교축직각방향으로 4.0m 부근에 위치한 경우이다. 그러나 이 경우는 재하차량이 1차선과 2차선 사이에서 주행하는 패턴이므로 실제 교통상황에서는 발생할 수 없는 상황이기 때문에 이 연구에서는 고려하지 않았다. 한편 B의 경우 최대·최소응력 발생위치는 교량 중심부로부터 각각 5.4m 및 5.6m에 위치할 때이다.

4.2.3 재하차량의 교축방향 이동에 따른 거동특성

Fig. 10에 재하차량의 교축방향 이동에 따른 구조상세 A

Fig. 9 Stress Curve due to Truck Moving along Transverse Direction

에서의 응력곡선 및 면내·면외의 응력곡선을 나타내었다. 여기서 Fig. 10(a) 및 (c)는 각각 Fig. 8(b)의 교축직각방향으로부터 1.0m (이하 “a-Line”으로 표기) 및 1.9m (이하 “b-Line”으로 표기)에서 주행차량의 교축방향으로 이동에 따른 구조해석결과를 수직응력 (sig-zz)으로 나타내었다. 이것은 대상구조상세 A에 위치한 센서 S2와의 응력비교, 주응력 성분의 대부분이 수직응력이며, 균열발생이 수직응력에 대해 직각방향인 것을 고려한 것이다.

Fig. 10(a) 및 (c)에서 구조상세 A의 응력특성인 S2곡선은 전체적으로 재하차량의 통과위치 및 축중의 영향이 반영된 거동특성을 나타내고 있다. 여기서는 재하차량이 “b-Line”보다는 “a-Line”주행의 경우 축하중의 영향이 반영된 응력곡선을 나타내며, 응력범위도 크게 발생하고 있다. 또한 Fig. 10(a) 및 (c)에서 구조상세 A (S2)의 응력값은 거더 (G3)의 응력값에 비하여 약 4~5배의 값을 나타내고 있다. 이것은 Fig. 4에서의 변형률곡선과 유사한 것을 알 수 있다. 이러한 경향은 이 이후에 기술되고 있는 주행위치가 다른 구조해석의 경우에도 유사하게 나타나는 것을 확인할 수 있다. 그러므로 이 연구에서의 구조해석은 충분한 타당성을 갖고 있는 것으로 판단된다.

그리고 “b-Line”주행시 응력곡선은 축하중이 구조상세 A를 사이에 두고 주행하는 형태가 되어 전체적으로 하중전달

Fig. 10 Stress Curves at Structural Detail A

특성이 반영된 곡선형상을 나타내고 있다.

한편, 구조상세 B (S6)의 응력곡선은 “a-Line”주행보다 “b-Line”주행의 경우, 차량이 구조상세 B에 가깝게 주행되고 있으므로 그 영향이 크게 나타나고 있다.

Fig. 10(b) 및 (d)에 구조상세 A에서의 거동특성을 분석하기 위하여 응력을 면내 및 면외의 응력성분으로 분리하여 나타내었다. 분석결과, 구조상세 A는 면내응력이 지배적인 응력성분으로 나타났다.

Fig. 11에 주행차량의 “a-Line” 및 “b-Line” 이동에 따른 구조상세 A에서의 변위곡선을 나타내었다. Fig. 11에서 Dx, Dy, Dz는 각각 교축방향, 교축직각방향 및 수직방향의 변위를 나타낸다.

Fig. 11(a)에 나타난 것과 같이 구조상세 A에서의 변위는 수직방향 변위가 가장 크며, 그 크기도 차량이동 위치에 따라 변화하여 대상구조상세가 3번째와 4번째 차축사이에 위치할 때 최대변위가 나타났다. 그리고 “a-Line”주행시와 “b-Line”주행시는 유사한 특성을 나타내고 있어 주행위치에 따른 변화는 크게 나타나고 있지 않다.

Fig. 11(b)의 교축방향의 변위는 주행위치에 따라 약간 값의 차이는 있으나, 차량재하 위치에 따라 변위값이 (+)에서 (-)로 변하고 있다. 즉, 주행차량의 차축이 대상구조상세를 통과하기 전에는 (+)의 최대변위, 통과한 후에는 (-)의 변위를 나타내고 있다. 그러므로 이러한 교변변형의 크기를 제어하는 것이 피로균열 방지에 효율적일 것으로 판단된다. 이로부터 동일 구조상세에서도 응력성분 및 변위성분은 차량주행 위치에 크게 의존하는 것을 알 수 있으며, 이러한 거동특

Fig. 11 Displacement Curve due to Truck Moving

성의 변화가 대상구조상세의 피로균열 발생에 큰 영향을 줄 것으로 판단된다.

한편 Fig. 11의 (c)에 나타난 교축직각방향의 변위는 주행 위치에 따라 변위값이 반대의 값을 나타내고 있다. 이것은 Fig. 9에 나타난 것과 같이 대상구조상세 A에서의 주행차량의 차축 위치에 의한 영향으로 판단된다.

Fig. 12에 재하차량의 교축방향 이동에 따른 구조상세 B에서의 응력곡선 및 면내·면외 응력곡선을 나타내었다. 여기서 Fig. 12(a) 및 (c)는 각각 Fig. 8(c)의 교축직각방향으로부터 5.4m (이하 “c-Line”으로 표기) 및 5.6m (이하 “d-Line”으로 표기)에서 주행차량의 교축방향으로 이동에 따른 구조 해석결과를 수직응력 (sig-zz)으로 나타내어 정리하였다.

Fig. 12(a) 및 (c)에서도 구조상세 B의 특성을 나타내는 S6의 응력곡선은 “c-Line”주행 및 “d-Line”주행의 경우, 재하차량의 축중의 크기 및 축 간격 등의 특성이 명확하게 나타나며, 응력범위도 축중의 크기에 비례하여 발생하고 있다. 다만 “d-Line”주행의 경우가 대상구조상세 B의 양 쪽에 차축이 재하되어 그 값이 약간 크게 나타나고 있다. 그리고 이들 응력곡선 형상은 Fig. 4(b)에서의 변형률 곡선과 유사한 것을 알 수 있다.

한편, 구조상세 A에서의 응력곡선은 “c-Line”주행 및 “d-Line”주행의 모든 경우에 하중전달의 특성이 반영된 형상을 나타

Fig. 12 Stress Curve at Structural Detail B

내고 있다.

Fig. 12(b) 및 (d)에 구조상세 B에서의 응력을 면내 및 면외의 응력성분으로 분리하여 나타내었다. 이동하중 해석의 분석결과, 구조상세 B는 면내응력이 주성분이나 면외응력도 상당부분 발생하고 있는 것을 알 수 있다. 피로균열 발생에는 이러한 응력성분도 상당한 영향을 미쳤을 것으로 판단된다.

Fig. 13에 주행차량의 “c-Line” 및 “d-Line”이동에 따른 구조상세 B에서의 변위곡선을 나타내었다.

Fig. 13(a)에 나타낸 것과 같이 구조상세 B에서의 변위도 수직방향 변위가 가장 크며, 그 크기도 차량이동 위치에 따라 변화하여 대상구조상세가 4번째 차축아래에 위치할 때 최대변위를 나타내었다. 또한, 바닥판 바로 아래에 대상구조상세 B가 위치하고 있어서 Fig. 11에 나타낸 구조상세 A에 비하여 변위량이 약간 크게 발생하였다.

또한, “c-Line”주행과 “d-Line”주행은 유사한 경향을 나타내었다. 다만 주행차량의 통과 위치 차이에 의한 영향으로 “d-Line”의 경우가 변위가 크게 발생하고 있다.

Fig. 13(b)의 교축방향 Dx 변위는 차량재하 위치에 따라 그 값이 (+)→(-)→(+)-(-)방향으로 변화하는 명확한 교번변위를 나타내며, 주행차량이 대상구조상세를 통과하기 전에 (+)의 최대변위, 통과한 후에 (-)의 변위를 나타내고 있다.

Fig. 13(c)의 교축직각방향 Dy 변위는 재하차량의 차축 진입에 따라 교축직각방향의 변위가 불연속적으로 증가하는 형상을 나타내다가 재하차량의 차축이 대상구조상세를 통과할 때 마다 약간 증가하는 현상을 나타내고 있다. 이는 대상구조상세 B의 개단면리브의 구조상세의 영향에 의해 발생하는 것

으로, 주로 교축직각방향의 전단에 의한 영향으로 판단된다.

이상과 같이 개단면리브상세를 포함하는 구조상세 B의 거동특성은 데크플레이트 바로 아래에 위치하여 축하중의 영향이 크며, 또한 개단면의 영향으로 전단변형에 의한 거동특성이 반영된 변형특성을 나타내고 있다. 그러므로 구조상세 B에서는 이러한 변형특성을 제어하는 것이 피로균열 방지에 효율적일 것으로 판단된다.

5. 피로균열 보수·보강 방안

5.1 피로균열의 보수·보강방안 개요

구조상세 A의 피로균열은 다이아프램 모서리부의 용접부에서 발생하여 수평보강재의 관통용 슬릿방향으로 경사지게 진전하였다. 구조상세 B의 피로균열은 거더 내부의 상부 세로리브와 다이아프램과의 필렛용접부의 세로리브 모서리에서 발생하여 다이아프램 하단부 45°방향으로 진전하였다. Fig. 14 및 Fig. 15에 각 구조상세에서 발생한 피로발생 상황을 점선으로 나타내었다. 또한 Fig. 14 및 15에는 구조상세 A 및 B에 대한 보수·보강 구조상세도 제시하였다. 모든 보수·보강방법은 발생한 피로균열에 대해 스톱홀 천공에 의한 응급조치를 실시한 것을 기본으로 하고 있다.

Fig. 14(a)에 나타낸 보수·보강방법은 볼트에 의한 보강판 부착방법 (Case I)에 의해 균열발생위치의 다이아프램부의 휨강성을 증대시키기 위한 방법이다. Fig. 14(b)는 다이아프램의 전체적인 휨강성 증대를 목적으로 다이아프램 하부에 용접에 의해 T형식의 플랜지판 부착을 실시한 방법 (Case II)으로, 구조설계적인 개념을 반영한 것이다.

Fig. 15(a)에 나타낸 보수·보강방법은 볼트에 의한 보강판

Fig. 13 Displacement Curve due to Truck Moving

Fig. 14 Retrofitting Method of Structural Detail A

(a) Attaching Stiffening Plate (Case III)

(b) Attaching L-Steel Plate by Bolts (Case IV)

Fig. 15 Retrofitting Method of Structural Detail B

부착방법 (Case III)으로 균열발생위치의 다이아프램부의 휨강성을 증대시키기 위한 방법이다. Fig. 15(b)는 개단변 세로리브의 전단강성 증대를 목적으로 다이아프램과 세로리브를 L형강으로 강결시키는 방법 (Case IV)으로, 구조설계적인 개념을 반영한 것이다. 적용된 L-형강의 크기는 350mm×100mm이다.

5.2 구조해석에 의한 보강방안의 적정성 검토

상세 구조해석을 통해 보강방안의 적정성을 평가하기 위하여 앞 절에서 사용한 격자구조 모델 및 상세구조 모델에 의한 구조해석을 실시하였다. 구조해석에서의 활하중은 도로 교설계기준의 DB-24 하중 (대한토목학회, 2008) 및 앞 절에서 추정한 대표트럭하중을 사용하였다.

Fig. 16에 전체적인 구조해석 모델을 나타내었다. 또한 Fig. 16에는 거더에 대한 영향선해석으로부터 도출된 최대·최소의 응력발생의 하중재하 위치도 나타내었다.

상세구조해석에 앞서서 보강 전의 구조상세 A 및 B에 대해 일반적인 격자해석에 기초한 피로평가를 실시하였다. 영향선해석에 의해 거더에서 최대 및 최소응력이 발생하는 하중 재하위치를 정하였다.

Table 3에 설계하중인 DB-24 및 추정트럭하중을 사용한 거더의 영향선해석에 기초한 구조해석 결과를 나타내었다.

Table 3에 나타난 것과 같이 대상구조상세 A 및 B에서의

(a) Loading Position for Minimum Stress

(b) Loading Position for Maximum Stress

Fig. 16 Loading Position Obtained from Influence Line Analysis

Table 3 Stress Evaluation at Structural Detail A and B based on Influence Line Analysis Before Retrofitting

Load Type	Structural Detail	Lane	Stress (MPa)			Allowable Fatigue Stress Range (MPa)
			Max.	Min.	Range	
DB-24	A	1	-16.4	-0.2	16.2	49
		2	6.9	-0.1	7.0	
	B	1	20.6	-0.2	20.8	30
		2	19.9	0.0	19.9	
Estimated Truck	A	1	-14.2	-0.2	16.4	49
		2	5.5	-0.1	5.6	
	B	1	18.4	-0.1	18.5	30
		2	16.2	-0.1	16.3	

발생응력범위가 모두 허용피로응력범위인 49MPa, 30MPa보다 작게 나타나고 있다. 이 결과에 기초하면 대상구조상세에는 피로균열이 발생하지 않으며, 또한 보강의 필요성이 없게 된다. 따라서 일반적인 구조해석 결과는 국부구조상세인 대상구조상세에 대한 피로안전성을 평가하기에는 충분하지 않으며, 이러한 해석방법으로는 실제 발생한 피로현상을 설명하기에는 불충분한 것을 알 수 있다.

Fig. 17에는 Fig. 14 및 15에 나타난 4가지 보강방법에 대한 상세구조모델을 나타내었다. Fig. 17의 상세구조모델에서 보강전의 구조해석모델은 앞 절에서 사용한 구조해석모델과 동일하다. 보강후의 구조해석모델에서 Case I, III, IV의 방법에 사용된 보강판 및 L형강은 모두 솔리드요소, Case II의 방법에 사용된 보강판은 판요소로 모델링하였다.

Table 4에 보강 전·후의 구조상세 A 및 B에 대한 상세구조해석 결과를 나타내었다. 여기서의 상세구조해석은 앞 절의 하중이동에 따른 상세구조해석에서 얻어진 최소 및 최대응력의 발생위치에 각각의 재하하중을 재하하고, Fig. 17의 모델을 사용하여 실시하였다.

Fig. 17 Detailed Structural Models for Each Retrofitting Method

Table 4 Result of Structural Analysis for Structural Detail A and B According to Retrofitting Method

Detail	Load	Retrofitting Method	Stress (MPa)			Allowable Fatigue Stress Range (MPa)
			Max.	Min.	Range	
A	DB-24	Before	33.1	-46.7	79.8	49
		After I	12.4	-11.4	23.8	
			17.2	-22.7	37.9	
		After II	17.2	-22.7	37.9	
	Estimated Truck	Before	28.5	-33.0	61.5	
		After I	9.8	-7.7	17.5	
B	DB-24	Before	40.8	-13.9	54.7	30
		After III	18.4	-3.3	21.7	
			27.9	-0.1	28.0	
		After IV	27.9	-0.1	28.0	
	Estimated Truck	Before	30.2	-23.6	53.8	
		After III	12.9	-5.5	18.4	
		After IV	22.0	-0.1	22.1	

Table 4에 나타난 것과 같이 상세구조해석에 기초한 구조해석결과, 구조상세 A 및 B에서의 발생응력범위는 모두 허용피로응력범위를 초과하고 있으므로 피로균열이 발생할 것으로 판단된다. 또한 제안된 보강방법을 적용한 구조해석결과, 구조상세 A 및 B에서의 발생응력범위는 모두 허용피로응력범위보다 작게 나타나 보강방법의 타당성을 확인할 수 있었다.

한편 피로균열부의 직접적인 보강이 아닌 구조설계적인 개념에 의해 제시한 Case II 및 IV의 경우에도 충분히 피로균열의 발생을 억제할 수 있는 것으로 나타났다. 따라서 국부구조상세에 대한 피로설계에서는 구조상세의 거동특성을

충분하게 반영할 수 있도록 상세구조해석에 의한 설계를 실시하는 것이 필요할 것으로 판단된다.

6. 결론

공용중인 강바닥판 교량의 피로균열 발생부를 대상으로 현장조사 및 현장계측, 일련의 구조해석을 실시하고, 대상교량의 구조거동 특성 규명 및 보강방안에 대하여 검토하고 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 세로리브 등과 같이 국부거동의 영향을 받는 구조상세에 대한 응력은 재하차량의 축중 및 축간격의 영향을 직접적으로 받아 단주기의 응력파형을 나타내고 있으며, 동일 구조상세라도 차량의 주행패턴 등에 의해 피로에 불리한 응답특성을 나타낼 수 있는 것으로 판단된다.
- (2) 개단면리브에서의 피로균열 발생은 개단면부의 전단변형에 의한 응력증가 및 차축이동에 따른 교변응력 발생에 의한 것으로 평가되었다.
- (3) 피로설계에서 사용되는 일반적인 영향선 재하방법은 국부거동의 영향을 받는 2차부재, 특히 재하하중의 직접적인 영향을 받는 구조상세에 대한 피로평가에는 한계가 있는 것으로 판단된다. 따라서 이러한 국부구조상세에 대해서는 다양한 실제 교통하중의 영향이 반영된 상세해석이 필요할 것으로 판단된다.
- (4) 대상구조상세 A 및 B의 보강방안의 타당성 검토를 위한 상세구조해석 결과, 설계하중 및 추정트럭하중에 대해 제안된 보강방안은 충분한 효과가 있는 것을 알 수 있었으며, 또한 구조설계적인 개념에 의한 보강방법도 피로응력범위가 저감되는 것을 확인하였다. 그러므로 국부구조상세에 대한 피로설계에서는 구조상세의 거동특성이 반영된 설계를 실시하는 것이 중요하다는 것을 알 수 있었다.

감사의 글

본 연구는 지역혁신인력양성사업 연구비 지원에 의해 수행되었으며, 연구비 지원에 감사드립니다.

참고문헌

1. AASHTO, LRFD Bridge design specifications, Si Units, 4th edition, 2007, pp.18-30.

2. Choi, D. H., Choi, H. Y., "Evaluation of Fatigue Strength in Scallop at Field Bolted Joints of Longitudinal Rib and Deck Plate in Orthotropic Steel Decks", Journal of Korean Society of Steel Construction, KSSC, vol. 14, No. 6, 2002, pp.683-690. (in Korean)
3. Choi, D. H., Choi, H. Y., Choi, J. H., "The Effect of Diaphragm inside Trough Rib on Fatigue Behavior of Trough Rib and Cross Beam Connections in Orthotropic Steel Decks", Journal of Korean Society of Steel Construction, KSSC, vol. 12, No. 3, 2000, pp.239-250. (in Korean)
4. Choi, J. H., Kim, S. H., "Evaluation of Local Stresses and Fatigue Crack of Longitudinal Rib to Cross Beam Joint in Orthotropic Steel Deck", Journal of Korean Society of Steel Construction, KSSC, vol. 25, No. 6A, 2005, pp.1053-1060. (in Korean)
5. Gurney, T., Fatigue of Steel Bridge Decks, HMSO, London. 1992.
6. IIW, Recommendations concerning stress determination for fatigue analysis of welded components, Wiley-Interscience, 1993.
7. Korea Expressway Corporation, Nakdong River Bridge Research, 2010. (in Korean)
8. Korea Society of Civil Engineers, Highway Bridge Design Criteria, 2008. (in Korean)
9. KSSC, Orthotropic Steel Deck Q&A, 2007. (in Korean)
10. Kyung, K. S., Shin, D. H., Kim, K. H., "Analytical Study on the Development of High- Performance Orthotropic Steel Deck considered the Fatigue Behaviors of Structural Details", Journal of Korean Society of Steel Construction, KSSC, vol. 18, No. 4, 2006, pp.417-426. (in Korean)
11. Kyung, K. S., Shin, D. H., Kim, K. H., Park, K. J., "Analytical Study on the Reinforced Details of Orthotropic Steel Deck Bridge", Journal of Computational Structural Engineering Institute of Korea, COSEIK, vol. 20, No. 4, 2007, pp.443-451. (in Korean)
12. Lee, S. J., Kyung, K. S., Park, J. E., Lee, H. H., "Characteristic of Local Behavior in Orthotropic Steel Deck Bridge with Open Ribs according to Running Vehicle", Journal of Korean Society of Steel Construction, KSSC, vol. 24, No. 1, 2012, pp.101-108. (in Korean)
13. Lee, S. J., "Analysis on Behavior of Structural Details for Open Ribs Orthotropic Steel Deck according to Load Patterns", Master's Degree Paper, Korea Maritime University, 2011. (in Korean)
14. Leendertz, J. S., Kolstein, M. H., Wardenier, J., Numerical Analysis of the Trough to Crossbeam Connection in Orthotropic Steel Decks, Proceeding Nordic steel Construction conference '95, Malmo, 1995.
15. MIDAS Information Technology co. Ltd., Analysis Reference, 2009. (in Korean)
16. Ministry of Construction & Transportation, Namheha Grand Bridge Research, 2007. (in Korean)
17. Park, J. W., Park, Y. S., Kyung, K. S., "Fatigue and Repair / Reinforcement of Steel Bridge", Goomibook, 2004. (in Korean)
18. Ryu, D. Y., J. H. Y., "An Analysis and Retrofit of U-rib Fatigue Cracks in the Steel Deck Bridge", Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance Inspection, KSMI, vol. 14, No. 2, 2010, pp.176-183. (in Korean)
19. Shin, J. C., An, Z. O., Yoon, T. Y., "A Numerical Analysis on the Diaphragm Structures for Improving Fatigue Performance in Orthotropic Steel Decks", Journal of Korean Society of Steel Construction, KSSC, vol. 19, No. 6, 2002, pp.559-573. (in Korean)
20. Sun, C. W., Park, K. J., Kyung, K. S., Kim, K. H., "Analytical Study on the Characteristic of Fatigue Behavior in Connection Parts of Orthotropic Steel Decks with Retrofitted Structural Details in Longitudinal Rib", Journal of Korean Society of Steel Construction, KSSC, vol. 20, No. 1, 2008, pp.105-119. (in Korean)

Received : 12/07/2012

Revised : 01/11/2013

Accepted : 01/16/2013

요 지

강바닥판의 구조상세에 대하여 많은 연구가 이루어지고 있으나, 대부분의 연구가 표준형의 U-rib를 대상으로 실시되었을 뿐, 강바닥판 건설 초기의 개단면리브형식에 대한 연구는 미진한 것으로 조사되었다. 본 연구에서는 공용연수 31년된 개단면세로리브형식의 강바닥판 교량의 피로균열 발생 원인을 조사하기 위하여 실험통류하에서의 계측 데이터를 통하여 대상구조상세의 거동 특성을 분석하였다. 또한 상세구조해석을 통하여 대상교량을 통과하는 대표트럭하중을 추정하고, 상세영향면해석을 이용하여 대상구조상세의 응력 및 변형특성을 분석하였다. 이들 분석에 기초하여 피로균열이 발생된 대상구조상세의 보강방안을 제시하고, 이에 대한 타당성을 검증하였다. 연구결과, 개단면리브에서의 피로균열의 발생원인은 개단면부에서의 전단변형에 의한 응력증가 및 차량의 이동에 따른 교번응력의 발생에 기인하는 것으로 조사되었으며, 국부구조상세에 대한 피로설계에서는 구조상세의 거동특성이 충분히 반영된 상세해석에 근거한 설계를 실시하는 것이 중요하다는 것을 알 수 있었다.

핵심 용어 : 강바닥판, 강교량, 개단면 세로리브, 리브 용접부, 피로균열