

강상형 합성교의 지점부 다이아프램 응력평가에 관한 연구

김두환[†] · 박우영^{*}

서울산업대학교 구조공학과 · ^{*}(주)신도컨설팅
(2006. 4. 20. 접수 / 2007. 2. 12. 채택)

A Study on the Stress Evaluation for Steel Box Girder Support Diaphragm

Kim, Doo Hwan[†] · Park, Woo Young^{*}

Department of Structural Engineering, Seoul National University of Technology

^{*}Sindo Consultant

(Received April 20, 2006 / Accepted February 12, 2007)

Abstract : A study is carried out to evaluate the stresses for steel box girder support diaphragm using finite elements method. This study includes the stress characteristic compared with experimental method for diaphragm design. The results from the finite elements method are compare with the results from experimental investigations and shown to give good agreement. The shear stresses wre generally uniformed in the outer plane. increased rapidly above the bearing. The horizontal direct stresses were generally low except in the vicinity of the bearing and opening corner where a local increase in compressive stresses ocured.

Key Words : support diaphragm, experimental method

1. 서 론

최근 교량구조물로 경간장 40~70m 범위에서는 강상형 합성교(Steel Box Girder) 형식이 많이 적용되고 있는 실정이다.

특히 곡률이 심하여 비틀림에 강한 저항성이 요구되는 도심지 고가교량, 가설공법의 제약 상 지보공 설치가 곤란한 지역 등에서는 Girder의 크레인 공중 가설, Bent 가설 등에 의한 가설공법 선정이 가능하므로 설계 단계에서 채택되고 있다.

이러한 강교의 증가 중 역학적 관점에서는 상자형 거더 형식이 판형교 형식(Plate Girder)에 비해 비틀림 강성이 크고 편재하중을 받는 경우 적합한 형식에는 분명하나 이러한 강상형교의 구조부재 중 다이아프램에 대한 설계기준은 매우 부족한 실정이다.

강상형교 다이아프램의 종류 중 중간 다이아프램의 주기능은 횡단면 변형과 이에 구속된 상·하부 플랜지, Web의 부가응력 방지가 주목적이며, 상자형 거더가 휨과 비틀림에 큰 저항력을 갖기 위해서는 단면변형이 발생하지 않아야 한다.

만약 이런 강성이 충분하지 않다면 단면내에는 Distortion과 Warping이 발생하게 되며, 이러한 변형이 다이아프램에 의해 충분히 구속되지 않는다면, 교축방향으로 큰 응력을 유발하게 된다. 특히 지점부 다이아프램의 경우 상기의 중간 다이아프램 기능 외에도 상부 구조의 하중을 지지하는 구조 Mechanism을 가지며, 중간 다이아프램과는 달리 국부 좌굴, 단면 파괴 등이 교량 전체 구조물의 붕괴를 유발할 수 있는 FCM (Fracture Critical Member) 부재로 분류될 수 있다.

이러한 중요한 구조적 기능을 가진 구조 부재임에도 불구하고 현행 도로교 설계기준에서는 상세한 응력검토 방식이나, 기준이 제시되지 않으므로 불가불 현행 설계에서는 일본 강도로교 설계편람을 참조하여 관용적으로 응력검토를 하는 수준에 있다.

이에 본 연구에서는 유한요소해석을 통한 지점부 다이아프램의 응력 특성을 검토하여 관용적 설계법과 비교하였다.

2. 교량 구조계에 대한 고찰

2.1. 다이아프램 설계에 대한 시방기준

[†] To whom correspondence should be addressed.
kdh6504@snut.ac.kr

2.1.1. 국내 도로교 설계기준

강상형 합성교의 다이아프램에 대한 명확하고 구체적인 설계기준은 전무하며, 다만 Plate Girder 교의 설계기준 중 수직 Bracing에 대한 설계기준 항목을 준용하여 설계하도록 제시되어 있다.

그 기준은 수직 Bracing을 6.0m 이내, 플랜지 폭의 30배 이내에 다이아프램 간격을 결정하도록 규정되어 있다.

그리고 실제 실무 설계에서는 상자형교의 경우 다이아프램 간격을 5.0m로 하는 것이 관례로 되어 있으며, 이러한 관례적 설계가 다이아프램의 응력을 고려해서 결정된 것이 아니며, 이 관례가 과연 타당한가에 대한 검증없이 적용되고 있다.

도로교 설계기준 상에서 응력조사 부분은 다이아프램 자체의 응력이 아닌 지점부 수직보강재에 대한 기준이 제시되어 있으며, 이는 다이아프램을 기둥부재로 간주하여 상부구조의 교좌장치 반력을 받는 하중 집중점의 보강부재로 고려하여 $f_c = P/A$ 에 의한 축방향 압축응력에 대하여 검토하도록 규정되어 있다.

결국 국내 도로교 설계기준 만으로는 다이아프램에 대해 횡방향 변형방지를 위한 간격 결정과 축방향 압축력(교좌장치 반력)에 의한 압축응력 검토만 시행이 가능하다.

국내 도로교 설계기준의 대부분은 일본 도로교 시방서의 내용과 유사하며, 일본 도로교 시방서에서도 구체적이고 명확한 다이아프램 설계기준은 제시되지 않았다.

2.1.2. 도로설계편람

1) 다이아프램 간격

건설교통부에서 용역이 의뢰되어 한국건설기술연구원에서 작성한 도로설계편람의 내용 중 다이아프램의 설계기준 내용은 한국강구조학회에서 발간한 강구조편람의 내용과 동일하다.

본 편람에서는 다이아프램의 간격을 등가시간장에 따라 보다 구체적으로 제시하였다¹⁾.

- $L_u \leq 50.0m$: $L_D \leq 6.0m$
- $L_u > 50.0m$: $L_D \leq 0.14 L_u - 1$
- L_D : 다이아프램 간격
- L_u : 시간장

2) 다이아프램의 강성

다이아프램은 그 형상에 따라 중복판 형식과 라

멘구조 형식으로 구분되며 형식의 개구율(ρ)에 의한다.

즉, $\rho = \sqrt{\frac{A'}{A}} \leq 0.4$: 중복판 형식

$\rho = \sqrt{\frac{A'}{A}} > 0.4$: 라멘 형식

여기서 A : 플랜지와 웨브에 의해 둘러싸인 다이아프램면적

A' : 개구부 면적

다이아프램의 소요 강성 K_{reg} 는 다음 식 (1)으로 산정한다.

$$K_{reg} \geq 20 \cdot \frac{EI_{DW}}{L_D^3} \tag{1}$$

여기서 K_{reg} : 필요한 다이아프램 강성

L_D : 계산에 의한 다이아프램 간격

E : 강재의 탄성계수

I_{DW} : 박스 거더의 단면 변화 정수

$$I_{DW} = \frac{1}{3} \left\{ \alpha_1^2 F_u \left(1 + \frac{2b_1}{B_u} \right)^2 + \alpha_2^2 F_l \left(1 + \frac{2b_2}{B_l} \right)^2 + 2(\alpha_1^2 - \alpha_1 \cdot \alpha_2 + \alpha_2^2) F_h \right\} \tag{2}$$

여기서 Fig. 1의 단면과 같이,

F_u : 상부플랜지의 총단면적 (리브 포함)

F_l : 하부플랜지의 총단면적 (리브 포함)

F_h : 복부 1개의 단면적

B_u : 상부플랜지의 복부판 중심 간격

B_l : 하부플랜지의 복부판 중심 간격

b_1 : 상부플랜지의 돌출폭

b_2 : 하부플랜지의 돌출폭

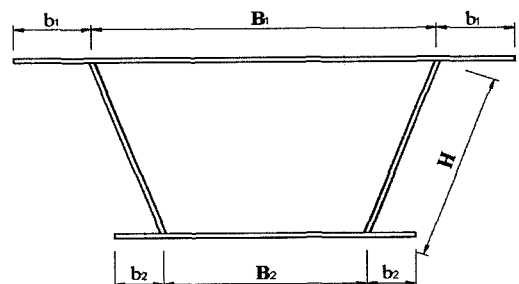


Fig. 1. Diaphragm section.

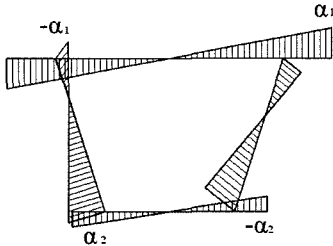


Fig. 2. α_1, α_2 Distribution.

한편 α_1, α_2 는 Fig. 2에 나타난 단면 변형에 수반하는 값으로 다음과 같다.

$$\alpha_1 = \frac{e}{e+f} \cdot \frac{B_u + B_l}{4} \times H \quad (3)$$

$$\alpha_2 = \frac{f}{e+f} \cdot \frac{B_u + B_l}{4} \times H \quad (4)$$

$$\text{단 } e = \frac{I_l}{B_l} + \frac{B_u + 2B_l}{12} \cdot F_b \quad (5)$$

$$f = \frac{I_u}{B_u} + \frac{2B_u + B_l}{12} \cdot F_b \quad (6)$$

- 여기서 I_u : 리브를 포함한 상부플랜지의 수직축 단면2차모멘트
- I_l : 리브를 포함한 하부플랜지의 수직축 단면2차모멘트
- H : 복부의 높이

개구 형상에 따른 형식별 실제 강성은 다음 식으로 표현된다.

$$\text{충복판 형식: } K = 4GAt_D \quad (7)$$

$$\text{라멘형식: } K = \frac{48E \left(\frac{b}{I_u} + \frac{b}{I_l} + \frac{6h}{I_h} \right)}{3h^2 + \frac{2bh}{I_u \cdot I_h} + \frac{2bh}{I_l \cdot I_h} + \frac{b^2}{I_u \cdot I_l}} \quad (8)$$

3. 실제 교량 구조계에 대한 고찰

3.1. 검토 개요

다이어프램 설계에 대한 시방기준에서 조사된 바와 같이 현재 국내에서 관용적으로 설계하고 있는

지점상 다이어프램의 설계 검토 과정은 다음과 같이 요약된다.

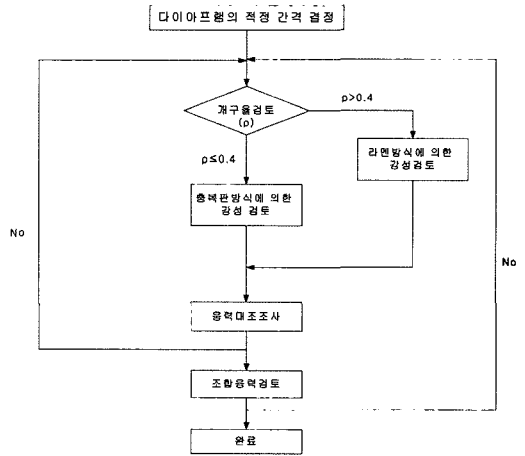


Fig. 3. Diaphragm design flow.

본 연구에서는 실제 설계에서 적용된 교량구조계에 대해 관용적 설계법에 의한 다이어프램의 설계와 지점부 다이어프램부의 유한요소해석을 통해 파악된 응력분포 양상을 비교 검토 하여 그 결과를 비교하였다.

3.2. 해석대상 교량의 제원

본 연구에서 적용된 교량은 본선교량에 접속되는 3경간연속 강상형 합성형교로써 Ramp 교량이다. 본교량의 경간구성은 42.5m+55.0m+42.5m=140.0m로써 총폭원 8.0m이며 단주(One Cell)방식으로 구성되어 있으며, 곡선교이므로 적정 측방 여유폭 확보를 위해 단부에 Stringer를 계획하였다.

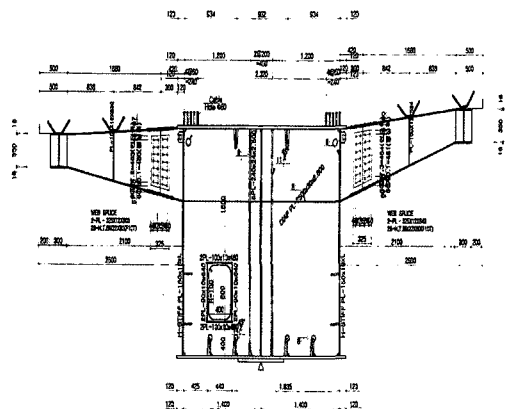


Fig. 4. Fulcrum diaphragm.

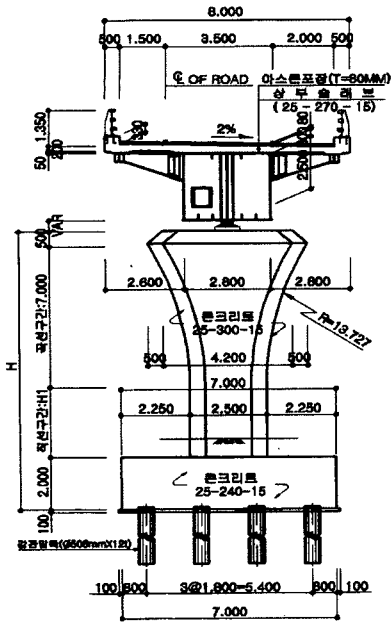


Fig. 5. Bridge cross section.

해석 모델의 지점부 다이아프램 형상 및 교량 횡단면도의 형상은 Fig. 4, 5와 같다.

3.3. 관용적 설계법에 의한 지점부 다이아프램 검토

3.3.1. 다이아프램 간격 설정

본 설계에 적용된 유효폭 산정 시의 등가지간장 $L_u = 33.4m$ 로써 $L_u \leq 50.0m$ 이므로 소요되는 한계 간격은 6.0m이며 설계 적용은 5.0m로 계획하였다.

특히 본 교량은 곡선교 교량으로 $R = 140.0m$ 이므로 곡선의 영향을 고려하기 위하여 坂井・長井 박사는 Fig. 4, 5와 같은 곡선 거더에서의 한계 다이아프램 간격 도표를 제시하고 있다.

Heins도 곡선 거더에서 다음과 같은 한계식을 제시하고 있으며, 3가지 방식에 의하여 검토된 5.0m의 다이아프램 간격은 적절한 것으로 판단된다^{2,3)}.

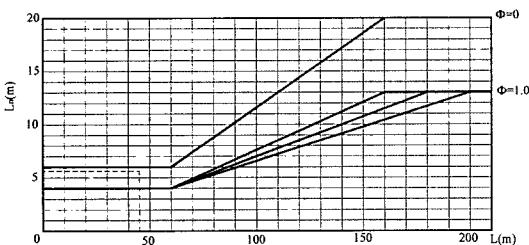


Fig. 6. Curve box girder bridge needed diaphragm space.

• Heins 제안식

$$L_D \leq 5 \left(\frac{R_0}{200L - 7500} \right)^{1/2} \leq 2.5ft \quad (9)$$

3.3.2. 강성 검토

$$\text{개구율 } \rho = \sqrt{\frac{A'}{A}} = \sqrt{\frac{(60 \times 40)}{(280 \times 250)}} = 0.19 \leq 0.4$$

로써 중복판 방식이며 본 설계에 적용된 다이아프램의 강도, $K_{Use} = 6,804e + 11kgf \cdot cm$ 으로써, 소요강도 $K_{req} = 6,615E + 10 kgf \cdot cm$ 이므로 충분히 안전한 값을 나타낸다.

3.3.3. 다이아프램의 응력 검토

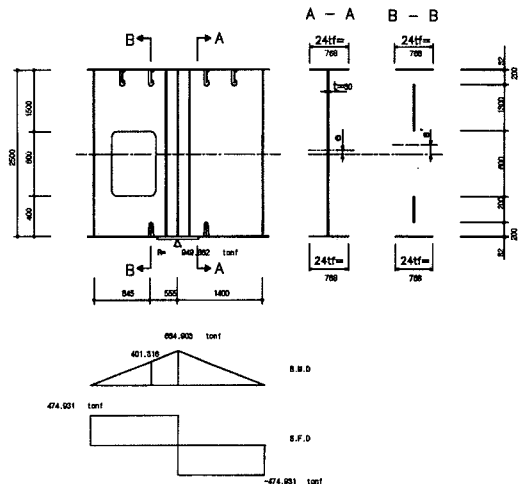


Fig. 7. Diaphragm stress examination section.

Table 1. Section A-A

	A(cm ²)	y(cm)	A _y (cm ³)	Ay ² (cm ⁴)	lo(cm ⁴)
UP-FLG	245.76	126.60	31113.22	3938933.65	209.72
DIA-PL	750.00				3906250.00
LOW-FLG	245.76	-126.60	-31113.2	3938933.65	209.72
계	1241.52		0.00	7877867.30	3906669.44

$$I = \sum lo + \sum Ay^2 - \sum A \cdot e^2$$

$$= 3906669.44 + 7877867.30 - 1241.52 \times 0.0000^2$$

$$= 11784536.74cm^4$$

$$I = \sum lo + \sum Ay^2 - \sum A \cdot e^2$$

응력의 계산

$$f_b = \frac{664.90 \times 10^5}{11784536.74} \times (125.0 + 3.2 + 0.00)$$

$$= 723.326 < f_a \quad (O.K)$$

$$f_V = \frac{474.93 \times 10^3}{750.00} = 633.241 < f_{Va} \quad (\text{O.K.})$$

2축응력 상태의 검토

V : 수직응력(kgf/cm²) - 지점부 보강재의 응력

$$\left(\frac{f_V}{f_a}\right)^2 - \left(\frac{f_V}{f_a}\right)\left(\frac{f_b}{f_a}\right) + \left(\frac{f_b}{f_a}\right)^2 + \left(\frac{V}{V_a}\right)^2 = 0.88 < 1.2 \quad (\text{O.K.})$$

Table 2. Section B-B

	A(cm ²)	y(cm)	Ay(cm ³)	Ay ² (cm ⁴)	lo(cm ⁴)
UP-FLG	245.76	126.60	31113.22	3938933.65	209.72
DIA-PL	450.00	50.00	22500	1125000.00	843750.00
DIA-PL	120.00	-105.00	-12600	1323000.00	16000.00
LOW-FLG	245.76	-126.60	-3113.22	3938933.65	209.72
계	1061.52		9900.00	10325867.30	860169.43

$$e = \frac{\sum Ay}{\sum A} = \frac{9900.00}{1061.52} = 9.33\text{cm}$$

$$I = \sum lo + \sum Ay^2 - \sum A \cdot e^2 = 860169.43 + 10325867.30 - 1061.52 \times 9.327^2 = 11093692\text{cm}^4$$

응력의 계산

$$f_b = \frac{401.316 \times 10^5}{11093692} \times (125.0 + 3.2 + 9.33) = 497.506 < f_a \quad (\text{O.K.})$$

$$f_V = \frac{474.931 \times 10^3}{570.00} = 833.212 < f_{Va} \quad (\text{O.K.})$$

2축응력 상태의 검토

V : 수직응력(kgf/cm²) - 지점부 보강재의 응력

$$\left(\frac{f_V}{f_a}\right)^2 - \left(\frac{f_V}{f_a}\right)\left(\frac{f_b}{f_a}\right) + \left(\frac{f_b}{f_a}\right)^2 + \left(\frac{V}{V_a}\right)^2 = 1.14 < 1.2 \quad (\text{O.K.})$$

3.4. 유한요소 해석에 의한 지점부 다이아프램 응력검토

3.4.1. Modeling

본 연구에서는 상부구조 하중의 교축방향 하중분포 영향을 고려하기 위하여 3D-Shell 해석을 수행하였다.

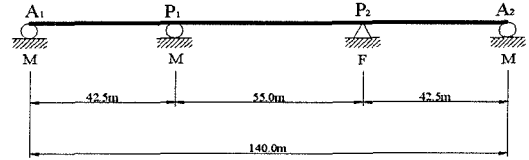


Fig. 8. Analysis section establishment.

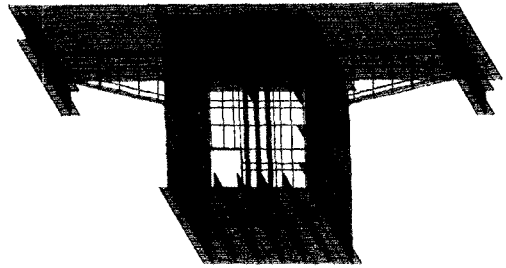


Fig. 9. 3-D Shell Modeling.

교축방향으로의 하중분포 영향을 고려하기 위한 기법으로 영국 Lead 대학교의 T.H.G Megson 교수는 교좌장치 전·후로 2/3 D(D : Web의 높이)를 모델링 한계로 제안하였으며(2/3D = 1667mm) 강상형 지점부 다이아프램 중 개구부가 없는 형상에 대해 실물 거동 실험과 ABAQUS Program을 이용한 수치해석을 병행 수행한 결과를 제시하고 있다.

본 연구에서는 교축방향 모델링 한계로 인해 교좌장치 전·후로 강상형 Web의 높이(2.5m) 만큼 설정하여 다이아프램의 간격(5.0m) 만큼을 고려하였으며, 다이아프램의 개구부, 수직보강재, Sole Plate 등을 Shell 요소화하여 유한요소해석을 시행하였다^{4,5)}.

즉, 해석 대상 교량은 3경간 연속교이므로 지점반력이 가장 큰 고정단 교각을 중심으로 양쪽으로 2.5m씩 총 5.0m 구간에 대해 3-D Shell Modeling을 하여 해석을 수행하였다.

3.4.2. 하중 재하

3-D Shell Modeling은 모두 6970개의 Node로 구성되어 있으며, 해석 시 선정된 도심 위치의 절점과 상·하 플랜지, 양 Web의 단부 Nodal point를 Rigid Link로 연결하였다.

본 해석의 주요 검토 대상은 비틀림, 전단력에 의한 다이아프램 내의 응력분포 양상 확인이므로 교량전체 Frame 해석에서 최대단면력이 발생하는 경우의 교좌장치 전·후 2.5m 지점 Node의 변위를 하중으로 Rigid Link 절점에 재하 하였으며 작용변위는 다음 Table 3과 같다.

Table 3. The working realm

구분	δ_x	δ_y	δ_z	θ_x	θ_y	θ_z
교량시점	9.8E-04	1.6E-03	2.6E-03	1.4E-03	1.3E-03	1.0E-04
교량중점	1.0E-03	1.3E-03	1.2E-03	1.4E-03	5.7E-04	1.1E-04

3.4.3. 해석 결과

해석된 구조계의 3-D Modeling, 최대 부재력 발생 시 연직방향 하중 분포도(f_{11})와 연직방향 응력 분

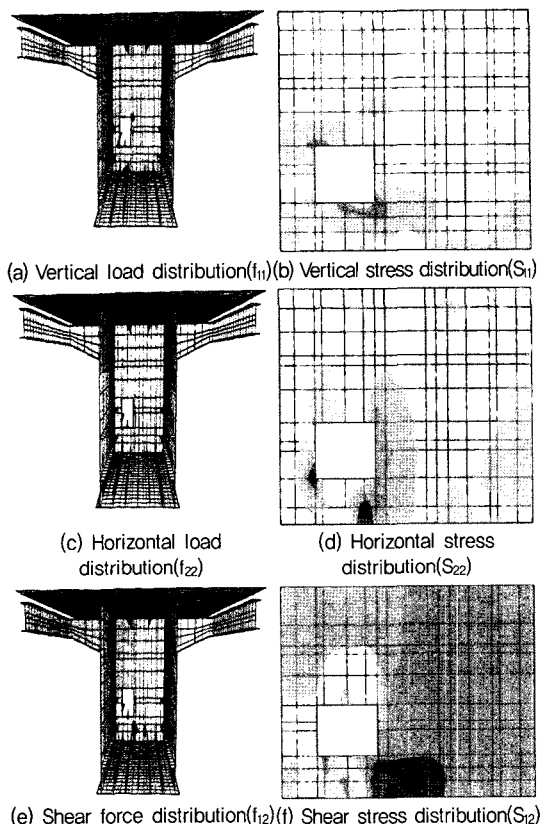


Fig. 10. Structure analysis result.

Table 4. Stress examination result (Unit : MPa)

구분		S_{11}	S_{22}	S_{12}
다이아프램	Max stress	177.38	146.9	103.1
	Allow stress	186.2	186.2	107.8
	Decision	O.K	O.K	O.K
개 구 부	Max stress	170.13	110.15	100.94
	Allow stress	186.2	186.2	107.8
	Decision	O.K	O.K	O.K
수직보강재	Max stress	147.98	40.57	34.69
	Allow stress	186.2	186.2	107.8
	Decision	O.K	O.K	O.K

포도(S_{11}), 교축직각방향 하중 분포도(f_{22})와 교축직 각방향 응력 분포도(S_{22}), 전단력 분포도(f_{12})와 전단 응력 분포도(S_{12})는 Fig. 10과 같으며 응력 검토 결과는 다음 Table 4와 같다.

4. 결론

본 연구에서 검토한 실제 교량구조계의 지점부 다이어그램에 대한 유한요소해석 결과와 관용적 설계법의 비교 검토한 결과는 다음과 같다.

1) 경험식에 의존하는 관용적 설계법으로는 횡방향 변형 방지를 위한 간격 결정, 축방향 압축력에 의한 압축응력 검토만 가능할 뿐 다이어그램 내 개구부 주변, 수직보강재, 교좌장치 부근의 응력분포 양상 파악이 곤란하나, 유한요소법 해석 시에는 이들에 대한 정량적 응력분포 파악이 가능하여 구조물에 대한 상세한 응력검토가 가능하였다.

2) 유한요소해석에 의한 결과 개구부와 교좌장치 사이 부재에는 응력 집중이 발생함을 파악할 수 있었고, 특히 Sole Plate 부근에서 발생하는 인장응력은 수직보강재 설치 범위를 벗어난 위치에서 발생하는 결과를 나타내어 수직보강재의 간격, 두께 결정은 관용적 설계법보다 유한요소해석을 통해 결정되는 것이 타당하다고 판단한다.

3) 개구부 보강재는 통상 경험적으로 결정되나, 유한요소해석 결과 응력이 집중되므로 개구부 주변에는 유한요소해석 결과를 토대로 보강재를 설치하여야 할 것으로 판단된다.

4) 두 방법에 의한 해석 결과를 비교하였을 때, 관용적 설계법을 통한 해석시 파악하기 곤란한 개구부 주변 응력 집중 현상 등에 대한 정확한 응력분포를 유한요소해석 결과를 통하여 얻을 수 있었다. 또한 관용적으로 결정하던 수직보강재의 간격 결정에 있어서도 유한요소 해석으로 통하여 결정하는 것이 바람직한 것으로 판단된다.

5) 유한요소 해석의 경우 관용적 설계법에 비하여 보다 정확한 응력분포를 파악할 수 있으나, 실제 사용시 관용적 설계법에 비하여 해석결과를 얻는데 있어서 많은 시간이 소요되는 비효율적 문제도 내포하고 있는 것이 사실이다. 따라서 실물모형 실험을 통한 응력값의 비교분석과 해석 모델에 대한 기본적인 데이터베이스 확보 등 많은 연구가 계속되어 유한요소 해석을 통한 다이어그램의 응력 산정 방식에 대한 기준이 마련되어야 할 것으로 판단된다.

참고문헌

- 1) 건설교통부, “도로설계편람(III)”.
- 2) Prokop Maxa, “Theory of Box Girders”.
- 3) Hiroshi Nakai, “Analysis and Design of Curved SteelBridge”.
- 4) DARYL L. LOGAN, “A First Course in the Finite Element Method”, Second Edition.
- 5) T · H · G Megson, “Optimum Design of Load-Bearing Box Girder Diaphragms Having a Central Support”, Thin-Walled Structure 22, 1995.