

하중분배 계수를 적용한 비충전 강합성 바닥판 활하중 모멘트 산정

박영훈* · 김성훈**

Park, Young hoon*, Kim, Sung Hoon**

Estimation of Live Load Moment for Concrete Unfilled Steel Grid Deck Using Main Bearing Bar Distribution Factor

ABSTRACT

Because of the different flexural rigidity between longitudinal and transverse direction, orthotropic plate theory may be suitable for describing the behavior of composite deck. The ratio of flexural rigidity between longitudinal and transverse direction affects the live load moment. Because of the ratio of flexural rigidity of concrete unfilled steel grid deck has a direct relationship with main bearing bar spacing, it is concluded that the study for the distribution factor which is effected by main bearing bar spacing and aspect ratio is needed. In this study, evaluate the live load moment of concrete unfilled steel grid deck using the AASHTO LRFD Bridge Design Specification and presents the distribution coefficient equation for concrete unfilled steel grid deck.

Key words : Concrete unfilled composite steel grid deck, Finite element method, Main bearing bar distribution factor, Flexural rigidity ratio

초 록

강합성 바닥판은 두 방향의 휨 강성이 다르기 때문에 직교이방성의 성질을 가진다. 강합성 바닥판의 휨 강성비는 활하중 모멘트에 영향을 미친다. 비충전 강합성 바닥판의 휨 강성비는 메인 베어링 바 간격과 직접적인 관계를 가지고 있어 메인 베어링 바 간격과 형상비 영향이 고려된 하중분배 계수식에 대한 연구가 필요한 것으로 판단된다. 본 연구에서는 휨 강성비를 고려하는 AASHTO LRFD Bridge Design Specification에 의한 비충전 강합성 바닥판의 활하중 모멘트를 평가하고 비충전 강합성 바닥판의 하중분배 계수식을 제안하고자 한다.

검색어 : 콘크리트 비충전 강합성 바닥판, 유한요소해석, 하중분배 계수, 휨 강성비

1. 서론

강합성 바닥판은 모든 인장력을 강재가 부담하고 압축력만 콘크리트가 부담하는 구조로서 기존의 철근콘크리트 바닥판보다 재료의 특성을 최대한 활용하고 있다. 또한, 강합성 바닥판활용에 의하여 기존 철근콘크리트 바닥판의 강성과 강도의 감소 없이 가볍고 모듈화된 시공이 가능하여 최소한의 교통 통제만으로도 공용 중인 노후 교량 바닥판의 교체가 가능할 뿐만 아니라 내하력 상승의 추가적인 효과도 가질 수 있다.

일반적으로 강합성 바닥판은 콘크리트 충전 강합성 바닥판(concrete filled composite steel grid deck, 이하 충전 강합성 바닥판)과 콘크리트 비충전 강합성 바닥판(concrete unfilled composite steel grid deck, 이하 비충전 강합성 바닥판)으로 나누어진다. 충전

* 정희원 · 교신저자 · 부천대학교 토목공학과 교수 (Corresponding Author · Bucheon University · pyh@bc.ac.kr)

** 정희원 · 서울과학기술대학교 공과대학 건설시스템디자인공학과 교수 (Seoul National University of Science and Technology · shkim@seoultech.ac.kr)

Received September 29, 2013/ revised January 7, 2014/ accepted August 27, 2014

강합성 바닥판은 강 바닥판 부재 사이에 콘크리트 충전이 이루어진 것이며, 비충전 강합성 바닥판은 하단의 강격자 구조와 상단의 철근콘크리트 바닥판을 스테드 또는 전단홀 등으로 합성 연결한 것으로서 일반적으로 비충전 강합성 바닥판이 충전 강합성 바닥판보다 현장시공이 용이하고 연속화가 용이한 것으로 평가되고 있다 (Bettigole, 1996 ; Bettigole and Higgins, 1999).

비충전 강합성 바닥판은 직교 이방성 구조로서 AASHTO-LRFD에서는 활하중 모멘트 산정시 휨 강성비를 고려하고 있다. 비충전 강합성 바닥판의 휨 강성비는 메인 베이링 바(Main bearing bar)와 철근콘크리트 바닥판에 의한 합성체 강성과 메인 베이링 바 간격의 영향을 동시에 받게 되어 이에 대한 정확한 평가가 필요한 것으로 판단된다.

본 연구에서는 비충전 강합성 바닥판의 합성체 강성과 메인 베이링 바 간격 변화에 따른 활하중 모멘트 산출에 있어서 휨 강성비를 고려하고 있는 기존의 AASHTO-LRFD 기준과 비교하고 하중분배 계수 활용에 의한 활하중 모멘트 산출 방안을 도출하고자 한다.

2. 유한요소해석 모델

본 연구에서는 재료적 비선형 거동을 고려하여 비충전 강합성 바닥판 해석을 실시하였다. 유한요소 해석을 위한 모델링에 있어서 강재는 균질한 재료로서 Fig. 1(a)와 같이 인장 및 압축에 대한 동일한 응력-변형률 관계를 적용하였으며, 강재 항복 이후 기울기가 선형으로 변화하는 변형률 경화 특성을 고려한 모델을 사용하였다.

한편 콘크리트의 응력-변형률 관계는 압축과 인장을 받는 경우에 차이를 보이며, Figs. 1(b)~(c)와 같이 구조해석 프로그램 LUSAS에서 채택하고 있는 응력-변형률 관계를 적용하였다(FEA Ltd, 2002).

Figs. 1(b)~(c)의 콘크리트 응력-변형률 관계를 적용함에 있어서 압축강도와 인장강도를 입력하고 다른 해석변수의 입력치는 구조해석 프로그램의 권장값을 적용하였다.

또한, 비충전 강합성 바닥판의 상단 철근 콘크리트 바닥판에는 솔리드 요소(HX8M)를 적용하고 메인 베이링 바와 분배바(distribution bar) 모델링에는 셸요소(QTS4)를 사용하였으며, 철근은 보요소

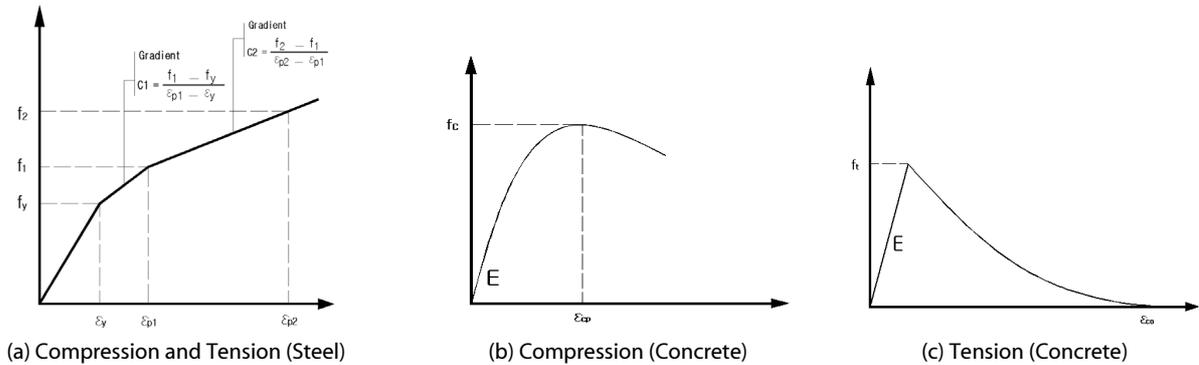


Fig. 1. Stress-Strain Relation

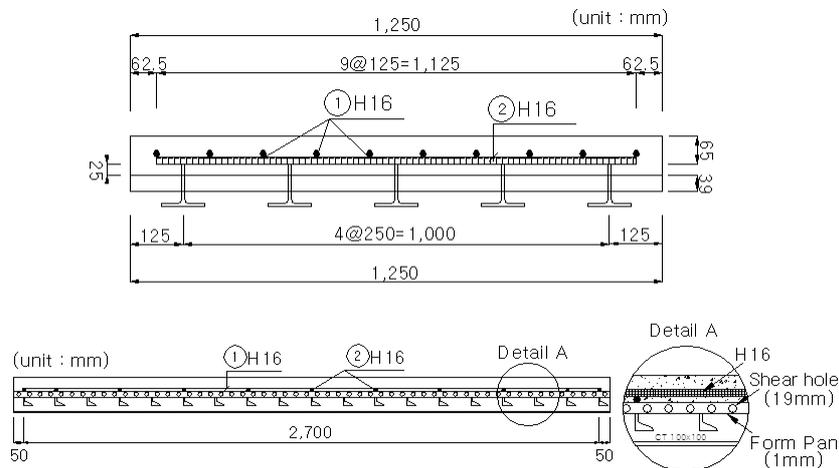


Fig. 2. Dimension of Unfilled Composite Steel Grid Deck

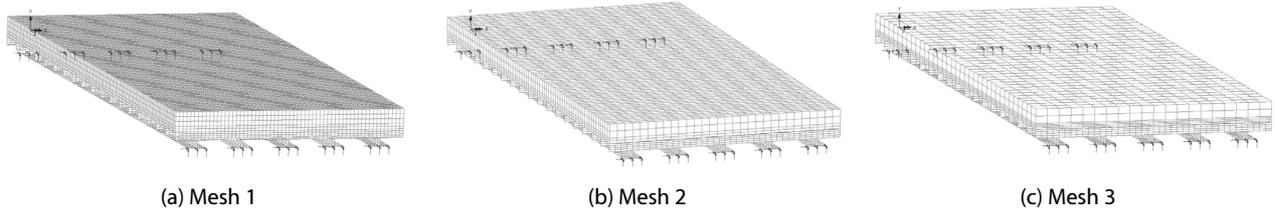


Fig. 3. FEM Modelling

Table 1. Element Type and Size

Model ID.	Element type		Number of elements	
	Reinforced concrete deck	Distribution bars, Main bearing bar	HX8M	QTS4
Mesh 1	HX8M	QTS4	43,200	31,960
Mesh 2	HX8M	QTS4	14,400	17,710
Mesh 3	HX8M	QTS4	8,640	14,420

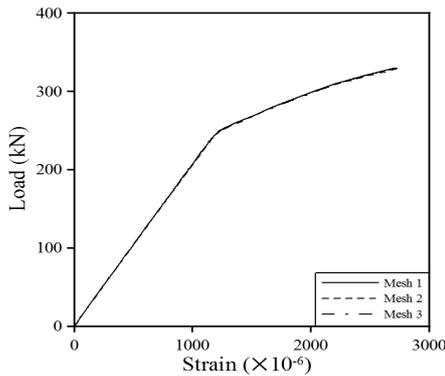


Fig. 4. Sensitivity of Modelling

(BMS3)로 모델링하였다. 실제 정적 휨 파괴 실험이 이루어진 Fig. 2의 비충전 강합성 바닥판을 모델링하여 해석 결과의 정확성을 평가하였다(Kim et al., 2008).

적용 요소 크기 변화에 따른 민감도를 평가하기 위하여 Fig. 3에서와 같이 3가지 형태의 모델링을 고려하였다. 적용된 요소 종류와 요소 수는 Table 1과 같으며, 해석 결과는 Fig. 3과 같이 나타났다.

Table 1의 HX8M은 8절점 솔리드 요소로 비선형 해석이 지원되며, QTS4는 4절점 쉘요소로서 HX8M과 동일하게 비선형 해석이 지원되는 요소이다. Fig. 4는 Fig. 2의 중앙 메인 베어링 바 하부 플랜지 하단의 변형으로 요소 크기에 무관하게 거의 동일한 것으로 나타나, 본 연구에서는 해석 시간의 단축을 위해 Fig. 3(c)의 모델링을 적용하였으며 해석 결과와 선행 연구에 의해 분석된 측정치를 Fig. 5에 나타내었다.

Figs. 5(a)~(b)로부터 메인 베어링 바 하부의 해석 처짐 및 인장변형률이 실험결과와 거의 일치하고 있으며, 측정 하중분배 계수 또한 해석 하중분배 계수와 거의 일치하는 것으로 Fig. 5(c)에 나타났다. 정적 휨 파괴 실험 결과와 Fig. 3(c)의 해석모델에 의한 해석강도를 Table 2에 정리하였다.

Table 2의 결과는 Fig. 2의 중앙 메인 베어링 바 하부 플랜지의 변형을 기준으로 분석한 것으로서 해석치의 파괴 강도는 실험에서 측정된 파괴 변형의 해석 하중이다. Table 2로부터 해석 및 실험 결과에 의한 파괴 강도의 차이가 4.9% 정도로만 나타나고 있으며, 파괴 강도까지의 해석치와 실험치가 거의 일치하는 것으로 Fig. 5에서 분석되고 있어 Fig. 3(c)의 유한요소해석 모델은 비충전 강합성 바닥판의 실제 거동을 합리적으로 반영하는 것으로 판단된다.

3. 휨 강성비에 의한 활하중 모멘트

비충전 강합성 바닥판은 Fig. 6(a)와 같이 주거더(main girder) 상단부와 일체화 되고 Figs. 6(b)~(c)에서와 같이 하단의 메인 베어링 바와 유효폭의 상단 철근콘크리트 바닥판 합성체가 차량 활하중을 주거더에 전달한다.

일반적으로 슬래브 거더교 바닥판의 설계 활하중 모멘트는 별도의 해석 없이 설계 기준에서 제시 하고 있는 식들에 의하여 구해진다. 도로교설계기준(2010)에서는 Eq. (1)과 같이 지간에 대한 함수로, AASHTO-LRFD에서는 바닥판의 지간길이와 휨 강성비를 고려한 Eqs. (2)~(3)으로 바닥판의 설계 활하중 모멘트를 산정한다.

$$M_l = (L + 0.6) P_{24} / 9.6 \quad (1)$$

$$L \leq 3,000\text{mm} : M_l = 1,290 D^{0.197} L^{0.459} C \quad (2)$$

$$L \geq 3,000\text{mm} : M_l = \frac{5,300 D^{0.188} (L^{1.35} - 20,400)}{L} C \quad (3)$$

여기서, L =바닥판 지간길이(mm), P_{24} =후륜하중(69kN), D =휨 강성비(D_x/D_y), C =연속계수(단순지지 1.0, 연속지간 0.8)

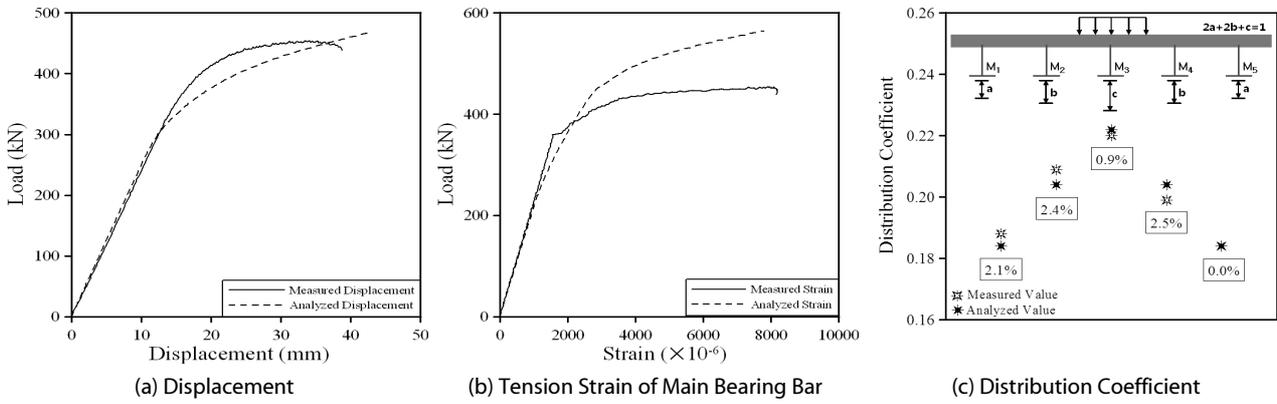


Fig. 5. Analyzed Results and Measured Results

Table 2. Measured Strength and Analyzed Strength

ID.	Type	Measured strength ^(a)			Analyzed strength ^(b)		
		Allowable (tension)	Yield (tension)	Breakout	Allowable (tension)	Yield (tension)	Breakout
Load (kN)		163.3	275.7	338.6	151.6 (7.16%)*	250.0 (9.32%)*	322.0 (4.90%)*

* |(b)-(a)| / (a) (%)

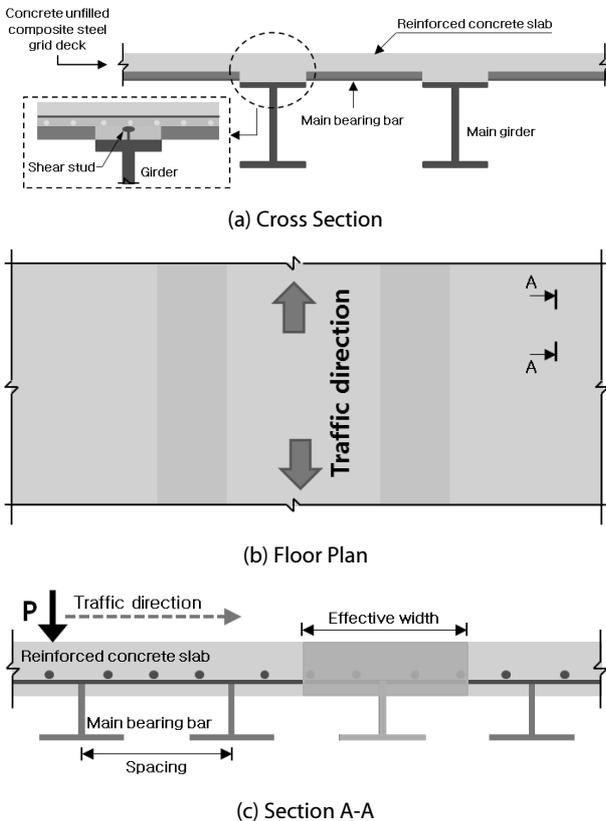


Fig. 6. Geometry of Unfilled Composite Steel Grid Deck

Eqs. (2)~(3)에 의한 비충전 강합성 바닥판 활하중 모멘트를 산출함에 있어 차량진행 직각 방향의 휨 강성 D_x 와 차량진행 방향 휨 강성 D_y 은 Eqs. (4)~(5)와 같이 정의된다(Bakht and Jaeger, 1985).

$$D_x = \frac{E_g}{P_y} I_g \quad (4)$$

$$D_y = \frac{E_c t^3}{12(1-\nu_c^2)} \quad (5)$$

여기서, P_y =main bearing bar간격, E_g =main bearing bar탄성계수, I_g =합성 이차모멘트, E_c =콘크리트 탄성계수, t =철근콘크리트 바닥판 두께, ν_c =콘크리트 포아송비

Eqs. (4)~(5)의 휨 강성에 의한 활하중 모멘트 변화 양상 분석에 있어 비충전 강합성 바닥판의 표준화된 제원이 제시되고 있는 Table 3의 Exodermic bridge deck의 제원을 고려하였다.

휨 강성비에 따른 Eqs. (2)~(3)의 활하중 모멘트 변화 정도와 Fig. 3(c)의 모델을 적용한 유한요소 해석에 의한 활하중 모멘트의 변화 정도를 분석하여 Table 4에 정리 하였다.

활하중 모멘트 변화 정도 분석에 있어서 가장 낮은 휨 강성비를 가지는 11번 제원의 활하중 모멘트를 기준으로 휨 강성비에 따른

Table 3. Dimension of Exodermic Bridge Deck

ID.		D (D _x /D _y)	Concrete (mm)	Main bearing bar (mm)		Maximum girder spacing (bridge) (mm)
			Thickness (ST)	Spacing (S)	Size (WT) (H×B×T)	
1	ST88.9S200WT4×5	8.29	88.9	200	100×100×7.5	1,860
2	ST88.9S200WT6×7	23.47	88.9	200	155×155×10.5	2,682
3	ST114.3S200WT4×5	5.61	114.3	200	100×100×7.5	3,566
4	ST114.3S200WT6×7	14.74	114.3	200	155×155×10.5	5,394
5	ST88.9S250WT4×5	7.27	88.9	250	100×100×7.5	1,371
6	ST88.9S250WT6×7	20.91	88.9	250	155×155×10.5	2,042
7	ST114.3S250WT4×5	4.93	114.3	250	100×100×7.5	3,261
8	ST114.3S250WT6×7	13.08	114.3	250	155×155×10.5	4,876
9	ST88.9S330WT4×5	6.13	88.9	330	100×100×7.5	2,377
10	ST88.9S330WT6×7	17.92	88.9	330	155×155×10.5	3,474
11	ST114.3S330WT4×5	4.18	114.3	330	100×100×7.5	2,926
12	ST114.3S330WT6×7	11.15	114.3	330	155×155×10.5	4,541

ST①S②WT③=①:Concrete thickness(mm), ②:Main Bearing Bar Spacing(mm), ③:Main Bearing Bar Size

Table 4. Live Load Moment Ratio

ID.	D (D _x /D _y)	Live load moment ratio		
		AASHTO-LRFD (Eqs. (2)~(3))	FEM	
1	ST88.9S200WT4×5	8.29	1.14	0.65
2	ST88.9S200WT6×7	23.47	1.40	0.68
3	ST114.3S200WT4×5	5.61	1.06	0.62
4	ST114.3S200WT6×7	14.74	1.28	0.61
5	ST88.9S250WT4×5	7.27	1.12	0.87
6	ST88.9S250WT6×7	20.91	1.37	0.82
7	ST114.3S250WT4×5	4.93	1.03	0.75
8	ST114.3S250WT6×7	13.08	1.25	0.75
9	ST88.9S330WT4×5	6.13	1.08	1.02
10	ST88.9S330WT6×7	17.92	1.33	1.04
11	ST114.3S330WT4×5	4.18	1.00	1.00
12	ST114.3S330WT6×7	11.15	1.21	1.01

비충전 강합성 바닥판 활하중 모멘트 변화 정도를 Table 4에 정리하였으며 Table 4의 결과를 Fig. 7에 정리하였다.

휨 강성비 증가와 함께 활하중 모멘트 증가가 이루어지는 Eqs. (2)~(3)의 AASHTO-LRFD 기준과는 달리 유한요소 해석 결과에서는 활하중 모멘트와 휨 강성비의 연관성이 매우 낮은 것으로 Fig. 7에서 분석되었다.

메인 베어링 바 간격 증가에 따라 메인 베어링 바와 유효폭의 철근 콘크리트 바닥판 합성체가 부담하여야하는 활하중이 상대적으로 증가하게 된다. 거의 동일한 설계 지간 길이를 가지면서 메인 베어링 바 간격이 상이한 Table 4의 3번과 10번 제원의 활하중 모멘트 비를 분석하여 Table 5에 정리 하였다.

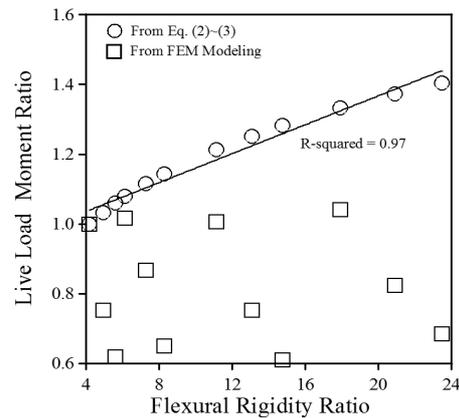


Fig. 7. Live Load Moment Ratio

Table 5. Main Bearing Bar Spacing Effect

ID	D (D _x /D _y)	Main bearing bar spacing (mm)	Maximum girder spacing (bridge) (mm)	Live load moment ratio		
				AASHTO-LRFD	FEM	
3	ST114.3S200WT4×5 ^(a)	3.84	200	3,566	1.06	0.62
10	ST88.9S330WT6×7 ^(b)	4.84	330	3,474	1.33	1.04
[(b)-(a)]/(a) (%)		6.78	65.0	2.57	25.5	67.7

Table 6. Range of Applicability of Eqs. (6) ~ (7) and Size of Exodermic Bridge Deck

ID	Range of applicability of Eqs. (6) ~ (7)	Size of exodermic bridge deck
Girder spacing (mm)	1,100 ~ 4,900	200 ~ 330
Span length (mm)	6,000 ~ 73,000	1,371 ~ 5,394
Longitudinal stiffness (mm ⁴)	4×10 ⁹ ~ 3×10 ¹²	5.9×10 ⁷ ~ 1.4×10 ⁸
Slab thickness (mm)	110 ~ 300	88.9 ~ 114.3

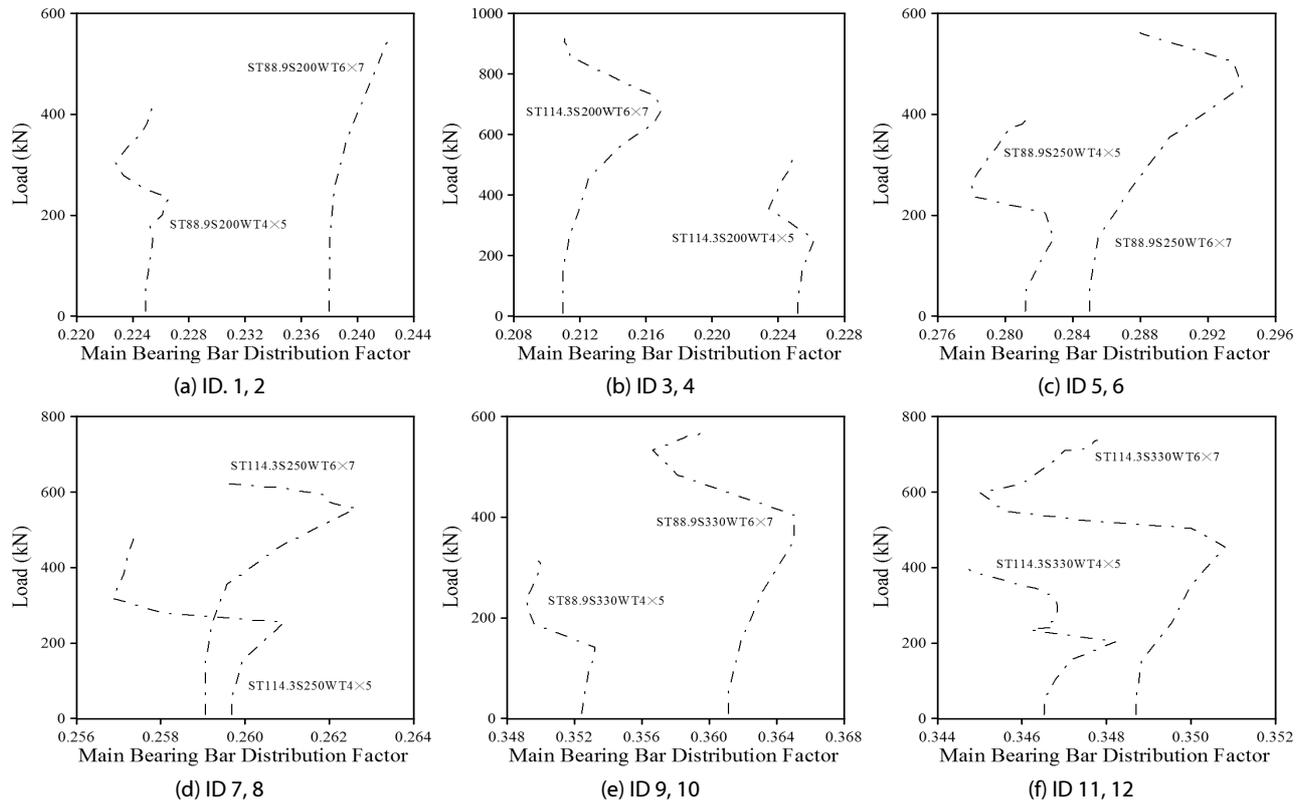


Fig. 8. Main Bearing Bar Distribution Factor

Table 5에서 메인 베어링 바 간격 65.0% 증가에 의해 활하중 모멘트가 67.7% 증가하는 것으로 유한요소 해석에서 분석되었으나, Eqs. (2)~(3)의 AASHTO-LRFD 기준에서는 활하중 모멘트가 25.5%만 증가하는 것으로 나타나 AASHTO-LRFD 기준이 메인 베어링 바 간격 변화에 대한 민감도가 상대적으로 낮은 것으로 분석되었다.

4. 하중분배 계수에 의한 활하중 모멘트

전절에서 메인 베어링 바 및 유효폭의 철근 콘크리트 바닥판 합성 강성과 메인 베어링 바 간격을 동시에 고려하여 활하중 모멘트를 산정 할 경우 Eqs. (2)~(3)의 AASHTO-LRFD 기준이 메인 베어링 바 간격 변화의 영향을 충분히 반영하지 못하는 것으로 분석되었다.

비충전 강합성 바닥판은 Fig. 6(c)와 같이 슬래브 거더교와 동일한 구조를 가지고 있어 교량 종방향 강성과 주거더 간격의 영향이 분리되어 고려되는 AASHTO-LRFD의 Eqs. (6)~(7)과 같은 하중분배 계수(GDF : girder distribution factor)로 비충전 강합성 바닥판의 활하중 모멘트를 산정 할 수 있을 것으로 판단된다.

$$\text{설계차선 1차선 : } GDF = 0.06 + \left[\frac{S}{4,300} \right]^{0.4} \left[\frac{S}{L} \right]^{0.3} \left[\frac{K_g}{Lt_s^3} \right]^{0.1} \quad (6)$$

설계차선 2차선 이상 :

$$GDF = 0.075 + \left[\frac{S}{2,900} \right]^{0.6} \left[\frac{S}{L} \right]^{0.2} \left[\frac{K_g}{Lt_s^3} \right]^{0.1} \quad (7)$$

여기서, S =주거더 간격, L =교량 지간장, K_g =교량 종방향 강성, t_s =바닥판 두께

Eqs. (6)~(7)의 적용 가능 범위는 거더 간격(S) 1,100~4,900 mm, 지간장(L) 6,000~73,000mm, 교량 종방향 강성(K_g) $4 \times 10^9 \sim 3 \times 10^{12} \text{mm}^4$, 바닥판 두께(t_s) 110~300mm이다.

한편, 비충전 강합성 바닥판의 표준화된 제원을 제시하고 있는 Table 3의 Exodermic bridge deck의 제원과 슬래브 거더교에 적용되는 Eqs. (6)~(7)의 적용 가능 범위를 비교하면 Table 6과 같다.

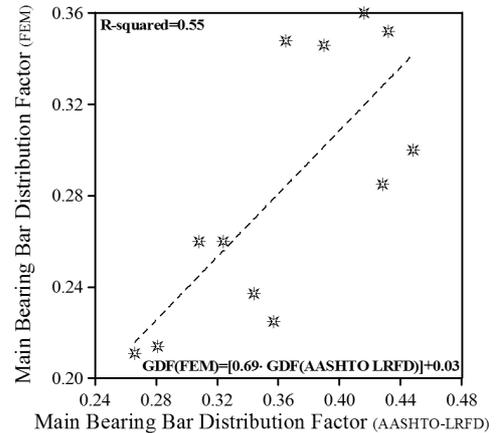
Table 3의 Exodermic bridge deck의 제원은 Eqs. (6)~(7)의 적용 가능 범위에 거의 포함되지 않는 것으로 Table 6에서 나타나고

Table 7. Stiffness-Related Main Bearing Bar Distribution Factor

ID.	Main bearing bar distribution factor		Ultimate strength ^(c) (kN·m)	Final moment ^(d) (kN·m)	(b)-(a)/(a) (%)	(d)/(c) (%)
	DF _{96kN} ^(a)	DF _{max} ^(b)				
1	ST88.9S200WT4×5	0.225	28.9	74.8	0.0	258.8
2	ST88.9S200WT6×7	0.237	67.4	107.7	2.1	159.8
3	ST114.3S200WT4×5	0.214	45.6	92.8	0.0	203.5
4	ST114.3S200WT6×7	0.211	81.9	170.2	0.0	207.8
5	ST88.9S250WT4×5	0.3	30.8	86.4	0.0	280.5
6	ST88.9S250WT6×7	0.285	71.2	132.6	1.3	186.2
7	ST114.3S250WT4×5	0.26	38.8	102.0	0.9	262.9
8	ST114.3S250WT6×7	0.26	85.7	139.6	0.0	162.9
9	ST88.9S330WT4×5	0.352	34.7	80.8	0.8	232.9
10	ST88.9S330WT6×7	0.36	81.1	155.8	0.7	192.1
11	ST114.3S330WT4×5	0.346	43.3	101.2	0.4	233.7
12	ST114.3S330WT6×7	0.348	95.3	195.1	0.0	204.7

Table 8. Difference in Main Bearing Bar Distribution Factor

ID.	Main bearing bar distribution Factor		(b)/(a) (%)	
	FEM ^(a)	Eq. (6) ^(b)		
1	ST88.9S200WT4×5	0.225	0.357	158.7
2	ST88.9S200WT6×7	0.237	0.344	145.1
3	ST114.3S200WT4×5	0.214	0.281	131.3
4	ST114.3S200WT6×7	0.211	0.266	126.1
5	ST88.9S250WT4×5	0.3	0.448	149.3
6	ST88.9S250WT6×7	0.285	0.428	150.2
7	ST114.3S250WT4×5	0.26	0.324	124.6
8	ST114.3S250WT6×7	0.26	0.308	118.5
9	ST88.9S330WT4×5	0.352	0.432	122.7
10	ST88.9S330WT6×7	0.36	0.416	115.6
11	ST114.3S330WT4×5	0.346	0.390	112.7
12	ST114.3S330WT6×7	0.348	0.365	104.9



있어, Eqs. (6)~(7) 형태를 비충전 강합성 바닥판에 적용하기 위해 실제 비충전 강합성 바닥판의 하중분배 계수와 Eqs. (6)~(7)에 의한 하중분배 계수의 상관관계를 도출하여야 할 것으로 판단된다. DB-24 차륜하중의 타이어 접지면적을 고려한 비충전 강합성 바닥판의 해석 하중분배 계수를 Fig. 8에 정리하였다.

비선형 해석 과정의 비충전 강합성 바닥판의 강성 변화로 하중분배 계수가 미소하게 증감하고 있는 것으로 Fig. 8에서 나타나고 있어 Fig. 8에서 분석된 하중분배 계수와 비충전 강합성 바닥판의 극한 강도를 비교하여 Table 7에 정리 하였다.

Table 7의 ‘Ultimate strength’는 메인 베이링 바와 유효폭의 철근 콘크리트 바닥판 합성체의 이론적 극한강도이고 ‘Final moment’는 비선형 해석이 종료된 시점에 주어진 모멘트로서 이론적 극한강도의 159.8~280.5% 수준으로 평가되나 그에 따른 하중분배 계수의 변화 정도는 최대 2.1%로 매우 미약한 것으로 나타났다.

이에, DB-24 설계 하중의 축 중 96kN 작용시의 하중분배 계수 (DF_{96kN})를 비충전 강합성 바닥판 극한강도 범위 까지 적용 가능한 것으로 판단된다.

Exodermic bridge deck의 지간장은 1,371~5,394mm로 설계 차선 1차선에 적용되는 Eq. (6) 적용 결과와 Table 7의 하중분배 계수의 상호관계를 Table 8에 분석하였다.

Eq. (6)의 적용 가능 범위와 Exodermic bridge deck의 제원의 차이에 의하여 슬래브 거더교의 하중분배 계수를 산정하는 Eq. (6)의 적용 결과와 유효요소해석에 의해 도출된 Exodermic bridge

deck의 하중분배 계수의 높은 차이가 발생하는 것으로 Table 8에서 나타났다.

Eq. (6)의 ‘0.06’은 주거더 간격이 미소하여도 하중분배 계수가 ‘0’이 되지 않는 것을 반영하고 있으며 ‘S/4,300’ 항은 주거더 간격과 하중분배 계수의 선형적인 관계를 반영하고 있다(Cai, 2005).

Table 8의 메인 베이링 바 간격과 하중분배 계수의 개략적인 선형 관계 등을 바탕으로 비충전 강합성 바닥판의 하중분배 계수식을 시행착오 방법으로 Eq. (8)과 같이 도출하였으며 유효요소 해석과 Eq. (8) 적용에 의한 하중분배 계수를 Fig. 9에 정리하였다.

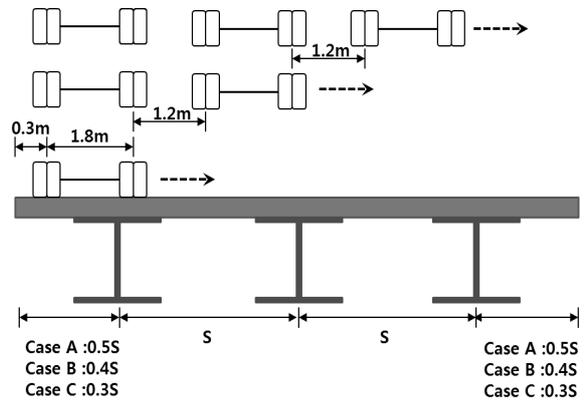


Fig. 10. DB-24 Loading Configuration

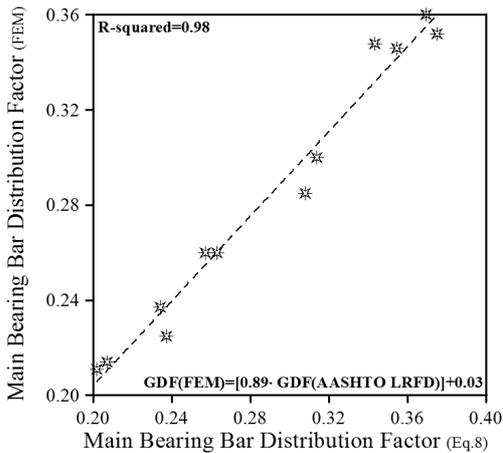


Fig. 9. Main Bearing Bar Distribution Factor of Eq. (6) and FEM

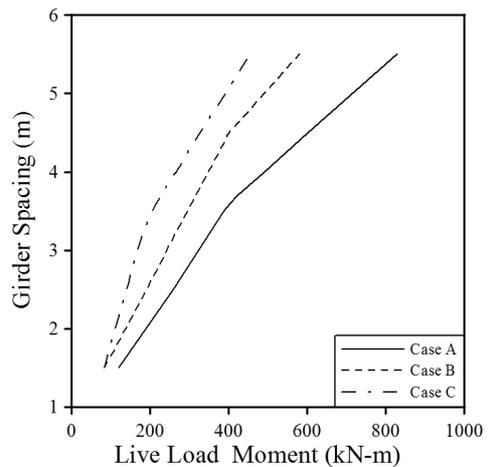


Fig. 11. Total Live Load Moment

Table 9. Main Bearing Bar Distribution Factor of Specimen

Main bearing bar spacing (mm)	Main bearing bar distribution factor			[(b)-(a)]/(b) (%)
	Eq. (6)	Eq. (8) ^(a)	Measured ^(b)	
250	0.355	0.277	0.270	2.6

Table 10. AASHTO-LRFD Factor

Load factor	Impact factor	Multiple presence factor		
		one lane	two lanes	three lanes
1.75	0.33	1.2	1.0	0.85

Table 11. Live Load Moment

ID.	Girder spacing(mm)	DF (Eq. (8))	Ml (kN·m)			
			Case A ^(a)	Case B ^(b)	Case C ^(c)	
1	ST88.9S200WT4×5	1,860	0.237	35.4	24.4	24.4
2	ST88.9S200WT6×7	2,682	0.234	65.0	48.0	35.0
3	ST114.3S200WT4×5	3,566	0.207	81.8	62.1	43.5
4	ST114.3S200WT6×7	5,394	0.202	164.0	108.4	90.0
5	ST88.9S250WT4×5	1,371	0.314	34.5	23.8	19.8
6	ST88.9S250WT6×7	2,042	0.308	50.4	48.0	28.9
7	ST114.3S250WT4×5	3,261	0.263	94.9	65.5	47.7
8	ST114.3S250WT6×7	4,876	0.257	167.5	118.6	91.2
9	ST88.9S330WT4×5	2,377	0.375	92.5	68.1	49.8
10	ST88.9S330WT6×7	3,474	0.370	142.1	107.9	75.6
11	ST114.3S330WT4×5	2,926	0.355	107.6	79.3	57.8
12	ST114.3S330WT6×7	4,541	0.344	208.5	139.0	113.5

Main Bearing bar Distribution Factor =

$$\left[\frac{S}{1,045}\right]^{0.9} \left[\frac{S}{L}\right]^{0.13} \left[\frac{K_g}{L_s^3}\right]^{0.05} \quad (8)$$

Eq. (8)의 합리성을 검토하기 위하여 Exodermic bridge deck의 제원과 상이한 제원을 가지면서 실제 정적 휨 실험이 이루어진 시험체(Fig. 2)의 측정 하중분배 계수와 Eq. (8)의 적용 결과를 비교하여 Table 9에 정리하였다(Kim et al., 2008).

Table 9를 살펴보면, Eq. (6)에 의한 시험체의 하중분배 계수는 0.355이고 Eq. (8)에 의한 하중분배 계수는 0.277로 실제 측정된 하중분배 계수 0.270과는 약 2.6% 정도의 차이만을 보이고 있어, 비충전 강합성 바닥판의 활하중 모멘트 도출에 있어 메인 베어링 바와 상단 철근 콘크리트 바닥판의 합성 강성과 메인 베어링 바 간격을 독립적으로 고려하는 Eq. (8)을 활용 할 수 있을 것으로 판단된다.

Table 3의 Exodermic bridge deck의 적용 가능한 주거더 간격은 1,371mm~5,394mm로 Fig. 10에서와 같이 슬래브 거더교의 캔틸레버부 길이 변화와 DB 하중의 재하 가능 대수 변화에 따른 총 활하중 모멘트를 분석하여 Fig. 11에 정리하였다.

Fig. 11의 총 활하중 모멘트는 주거더를 지점으로 하는 연속보를 대상으로 보 이론을 적용한 결과로서 Table 10의 AASHTO-LRFD 하중계수, 충격 계수 및 동시 재하시 하중 감소 계수를 고려하였다.

하중분배 계수에 의한 비충전 강합성 바닥판 활하중 모멘트 산정을 위해서는 Fig. 11의 총 모멘트와 Eq. (8)의 하중분배 계수를 고려하게 되며 그 결과는 Table 11과 같이 도출된다.

5. 결론

본 연구에서는 강합성 바닥판 활하중 모멘트 산정에 적용되는 AASHTO-LRFD의 관련 기준과 비충전 강합성 바닥판의 활하중 모멘트를 비교 분석하였으며, 슬래브 거더교의 설계 활하중 모멘트 산정에 적용되는 하중분배 계수를 이용한 비충전 강합성 바닥판 활하중 모멘트 산정 방안을 제시하였다.

- (1) 비충전 강합성 바닥판 설계 활하중 모멘트 산정을 위한 비선형 해석을 실시하였으며 해석 결과가 실제 정적 휨 실험 결과를 합리적으로 반영하는 것으로 나타났다.
- (2) 메인 베어링 바 간격의 영향까지 휨 강성비에 고려되는 비충전 강합성 바닥판의 해석 활하중 모멘트와 강합성 바닥판 설계 활하중 모멘트 산정에 적용되는 AASHTO-LRFD 기준과는 상이한 결과가 분석되었다.
- (3) 하중분배 계수의 변화가 비선형 유한요소 해석에서 분석되었으나 그 정도가 매우 낮아 DB-24 설계 하중의 축 하중 작용시의 하중분배 계수를 비충전 강합성 바닥판 극한 강도 범위 까지 적용 가능 한 것으로 나타났다.
- (4) AASHTO-LRFD의 하중분배 계수 산정식을 활용한 비충전 강합성 바닥판의 하중분배 계수 산정식을 제안하였으며, 교량 주거더 간격과 바닥판 캔틸레버부 지간에 따른 바닥판 총 모멘트와 하중분배 계수식에 의해 비충전 강합성 바닥판의 활하중 모멘트 산정이 가능한 것으로 판단된다.

References

- Ahn, I. S., Park, Y. H., Chen, S. S. and O'Connor, J. (2012). "Live load distribution of hybrid fiber-reinforced polymer composite superstructure on the basis of field test." *Journal of the Transportation Research Board*, No. 2313, pp. 189-197.
- Bakht, B. and Jaeger, L. G. (1985). *Bridge analysis simplified*, McGraw-Hill Book.
- Bettigole, R. A. (1996). "Nighttime re-decking with pre-cast exodermic bridge deck-case studies." *IBC-96-14*, pp. 48-57.
- Bettigole, R. A. and Higgins, C. (1999). "Nighttime redecking of the tappan zee bridge with a revised exodermic deck design." *IBC-99-10*, pp. 16-29.
- Cai, C. S. (2005). "Discussion on AASHTO LRFD load distribution factors for slab-on-girder bridges." *Practice Periodical on Structural Design and Construction*, Vol. 10. No. 3, pp. 171-176.
- FEA Ltd. (2002). *Powerful FE technology for specialist applications*, LUSAS Ver. 13.4.
- Kim, S. H., Park, Y. H., Lee, S. Y. and Choi, J. H. (2008). "Experimental study on the flexural behavior of inverted t-shaped steel · concrete composite deck for bridges." *Journal of KSCE*, Vol. 28, No. 3A, pp. 331-340 (in Korean).