

# PSC I형 거더 실물 모형체 실험을 통한 동적거동특성 분석의 실용적 모델링 기법 연구

김형규<sup>1</sup>, 장일영<sup>2\*</sup>

## The study of a practical modeling method for the analysis of dynamic behavior by the mockup test of prestressed concrete girder

Hyung-Kyu Kim<sup>1</sup>, Il-Young Jang<sup>2\*</sup>

**Abstract:** The integrity assessment of the bridge behavior is generalized by field data of a static load-deformation curve and dynamic properties such as impact factors and natural frequencies. Evaluating it with numerical analysis is a reasonable method. The results of the mockup test and the numerical analysis are corresponded with each other since the behavior of service load proceeds in elastic region. In case of the dynamic behavior of structure, especially for the analysis of vibration, the result of the mockup test differs from the result of numerical analysis a little due to the geometric shape and non-homogeneous materials. In order to converge on these tolerances, this study suggested several numerical models, analyzed the sensitivity and finally offered a practical modeling method for the estimation of bridge on the basis of the result of mockup test. Based on the model substituted concrete section for strands section, the natural frequency of the model composed with axial stiffness of strands or the model applied the modified modulus of elasticity was closest with the result of the mockup test.

**Keywords:** Natural frequency, Practical modeling method, Mockup test, Axial stiffness of strands, Modulus of elasticity

### 1. 서 론

신규 교량 구조물은 초기점검에 따른 하중재하-처짐의 관계와 속도별 이동하중재하에 따른 충격계수의 분석, 그리고 교량 고유의 진동수를 계측하여 구조물의 건전성을 평가한다. 특히, 새롭게 개발된 기술의 경우 실물 모형체 실험과 실물 교량의 평가에 정적하중재하와 동적하중재하의 거동 평가가 수반되는데, 정적거동은 탄성의 영역과 사용하중 및 균열하중을 초과하는 하중재하까지 진행하고, 가능한 범위에서 구조재료의 한계까지 도달시키는 실험을 수행할 수 있다.

구조물의 수치해석을 위한 범용프로그램의 발달로 탄성범위 및 비탄성범위에서의 정적하중재하에 대한 이와 같은 평가 즉, 실물 실험의 계측과 수치해석의 비교 평가는 그 일체성의 원인 규명에 대한 변수의 범위가 협소해진 반면, 동적거동의 수치해석적 분석과 실측의 비교는 여전히 여러 원인으로 추론할 수 밖에 없다. 동적특성의 평가는 반복되는 하중에 대하여 매우 주요한 변수로 작용하고, 특히 철도설계기준에서는 실물 교량의 계측 및 수치해석의 결과가 제한된 특정 범위

의 거동이 되도록 유도하고 있다.

그러나 새롭게 개발된 기술의 실물 교량 적용과 시공까지는 시간적, 공간적 제약이 많아 실측의 결과를 제시하기에는 부족한 상황이므로, 이를 대체하기 위해 실물 교량 혹은 구조물을 그대로 모사하는 정밀한 수치해석적 분석이 필요하다.

본 연구는 이와 같은 동적특성의 많은 요소 중에서 고유진동수에 대한 실물 모형체 실험의 평가로부터, 수치해석적 기법과의 연계적 예민도를 분석하여, 실용적으로 어떠한 모델링 기법이 정해 혹은 실물 구조물의 거동에 가깝게 수렴하는지에 대한 연구에 그 목적을 두고 있다. 이로써, 실물 모형체 실험의 결과를 기반으로 연구된 정밀한 모델링 기법은 실질적인 구조물의 거동 예측을 위하여 매우 안정적인 예비 해석의 결과를 제공할 수 있고, 실물 교량으로 확장 적용하였을 때, 향상된 예민도의 신뢰할 만한 수치해석 모델링 기법으로 효과적인 결과를 도출하여 거동 예측에 유용한 자료를 확보할 수 있다.

PSC 거더의 긴장력 변화에 대한 동적 특성 연구(Lee et al, 2009)는 긴장력 손실에 따른 구조물의 건전성 평가 기법으로 고유진동수의 활용을 제안하고 있다. PSC I형 거더 단면의 회전반경에 기초한 기존의 연구(Park et al, 2015)는 휨효율계수( $Q$ )로 정의되는 값이 0.562에 해당하는 효율적인 단면을 선정하였고, 이를 적용한 교량의 동적거동에 대한 안정성 평가를 특정 수치해석적 모델을 이용하여 분석하였다. 고유진동수에 대한 다양한 수치해석적 접근을 시도한 기존 연구(Kim, 2016)에서는 고유진동수 분석을 위한 수치해석적 기법의 방법론적

<sup>1</sup>정회원, 금오공과대학교 토목공학과 박사과정

<sup>2</sup>정회원, 금오공과대학교 토목공학과 교수

\*Corresponding author: jbond@kumoh.ac.kr

Professor, Dept. of Civil Eng., Kumoh National Institute of Technology, Gumi, Gyeongbuk 39177, Korea

•본 논문에 대한 토의를 2018년 12월 1일까지 학회로 보내주시면 2019년 1월 호에 토론결과를 게재하겠습니다.

접근을 소개하였다. 본 연구는 기존의 연구(Park et al, 2015)에서 선정된 단면을 실물 모형체로 제작하여 정적거동과 동적거동을 분석하고, 기존에 제시된 수치해석적 분석의 여러 기법에 대하여 수정 확대 적용을 통하여 실측의 결과와 가장 유사한 모델링 기법을 개발하고자 한다.

## 2. 실물 모형체 실험

### 2.1 실물 모형체 제원

기존 연구에서 제시한 I형 단면의 모델을 실물 모형체에 적용하여 정적거동과 동적거동의 특성을 분석하였다. Fig. 1, Fig. 2 및 Table 1, Table 2는 본 연구에 사용된 실물 모형체의 제원을 나타내고 있다.

실물 모형체는 거더 높이 3.5m I형 거더와 그 위에 0.25m 바닥판용 슬래브를 타설하였으며, 전체길이 39.85m로 제작하였고, 받침위치는 각 연단에서 0.45m 이격거리에 강재받침을 사용하였다. 사용 긴장재 및 긴장력은 Table 1과 Table 2와 같다.

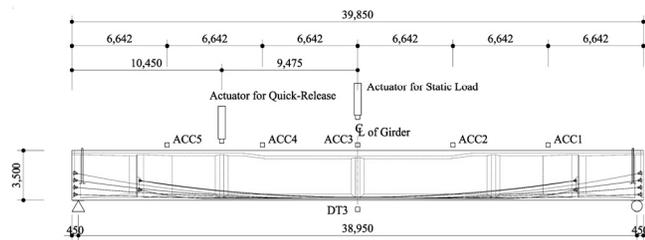


Fig. 1 Distribution of sensors and actuator for the mockup test

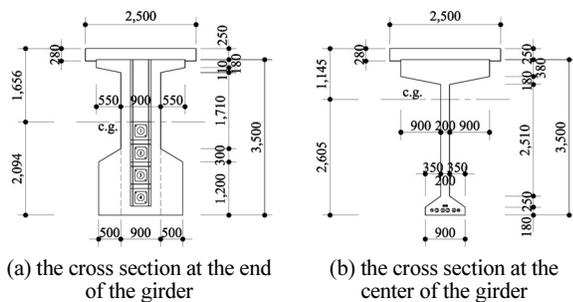


Fig. 2 The cross section of PSC I girder for the mockup test

Table 1 Materials properties of PSC I girder for the mock up test

Properties	Girder	Concrete slab	Strands
Strength (MPa)	$f_{ck}: 40$	$f_{ck}: 27$	yield: 1,600 tensile : 1,900
Mass (kN/m <sup>3</sup> )	24.5	24.5	-
$E_c$	30,891	27,804	200,000

Note) Strands: SWPC 7B 15.2mm(low-relaxation),  $A_{ps}=138.7\text{mm}^2$   
Modulus of elasticity,  $E_c = 8,500 \times \sqrt[3]{f_{cu}}$  (MPa)

Table 2 Prestressing forces acting on PSC I girder for the mockup test

Strands No.	Degrees of the end of the girder	Quantity of strands	Initial prestressing forces (kN)	Effective prestressing forces (kN)
1	11	15	2,200.51	1,824.87
2	8	15	2,235.58	1,859.94
3	5	15	2,265.25	1,889.61
4	2	15	2,297.61	1,921.97
5	11	9	1,417.82	1,349.96
6	11	9	1,417.82	1,349.96
Total	-	-	11,834.59	10,196.31

Note) Jacking stress ( $P_j$ )=1,296 MPa

실험실의 여건에 따라 정적하중재하위치는 실험체의 정중앙에서 재하하여, 받침을 고려한 3점재하실험을 실시하였고, 동적거동을 위해서는 실험체의 1/4길이 위치에서 가력기로 특정의 초기변위를 생성한 후 가력을 순간 제거하여 자유진동을 유발시키는 Quick-Release 방식으로 실시하였다. 하중에 따른 처짐의 계측은 정중앙에서 실시하였고, 진동수 측정을 위한 가속도계(ACC1~5)는 슬래브 상단에서 실험체 전체 길이의 1/6 간격으로 5개의 1방향 가속도계를 배치하였다.

### 2.2 실물 모형체 정적거동 특성

실물 모형체의 3점재하실험은 사용하중범위의 결과만을 발췌하였다. 실험의 시점은 슬래브가 타설된 후 시점이므로 4주형 교량(Park et al., 2015)의 수치해석에 의해 방호벽과 포장 등의 고정하중에 의한 단면력과 이동하중에 대한 단면력을 본 실험에 재하하는 사용하중으로 산정하였고, Table 3은 계산된 단면력을 나타내고 있다.

Table 3 Moments and normal stresses on the cross-section at the center of the girder (units:MPa,(+)compressive, (-)tensile)

Load or force imposed	Moment (kN·m)	Concrete slab		PSC Girder	
		Top fiber	Bottom fiber	Top fiber	Bttom fiber
Superimposed dead load	6,769.18	1.89	1.44	1.60	-4.65
Live load	11,062.87	3.09	2.35	2.62	-7.60

3점재하실험이므로 Table 3의 모멘트 값을 식 (1)과 같이 집중하중과의 관계식에 대입하여 사용하중을 산정하면 식 (2)와 같이 1,789.92kN이 산정된다.

본 연구를 위한 정적하중재하실험은 향후 진행되는 동적거동의 동탄성계수를 파악하기 위하여 계산된 사용하중의 범위 내에서 실시하였다. Table 4와 같이 재하하중 1,529kN까지 재하하였고 이때의 처짐은 21.66mm로 계측되었다.

$$M_{D,2nd} = \frac{P_{D,2nd} \times l}{4}, \quad M_{Live} = \frac{P_{Live} \times l}{4} \quad (1)$$

$$P_{D,2nd} + P_{Live} = \frac{4 \times M_{D,2nd} + 4 \times M_{Live}}{l} \quad (2)$$

$$= 679.47 + 1,110.45 = 1,789.92 \text{ kN}$$

**Table 4** The result of load-deflections of the mockup test (unit: kN, mm)

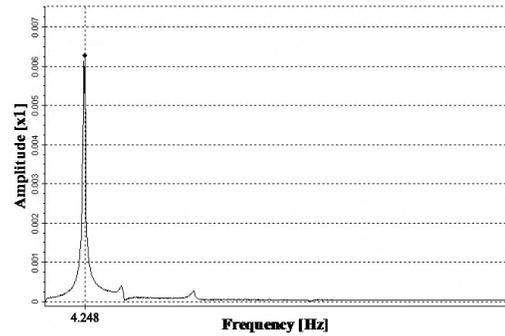
Load	Deflection	Load	Deflection	Load	Deflection
0.95	0.00	1,100.95	13.58	1,009.35	13.86
99.25	1.09	1,200.85	14.98	910.20	12.55
203.70	2.30	<b>1,302.45</b>	<b>16.45</b>	802.25	11.15
303.55	3.48	1,401.25	18.36	701.40	9.83
<b>402.60</b>	<b>4.67</b>	1,501.40	20.88	601.35	8.52
502.05	5.87	<b>1,529.45</b>	<b>21.66</b>	503.35	7.24
603.40	7.14	1,499.55	21.45	409.95	6.04
697.90	8.32	1,398.65	19.55	295.30	4.57
800.50	9.61	1,305.65	17.88	203.20	3.41
901.30	10.91	1,207.95	16.49	94.80	2.05
1,001.95	12.20	1,098.50	15.05	0.35	0.74

### 2.3 실물 모형체 동적거동 특성

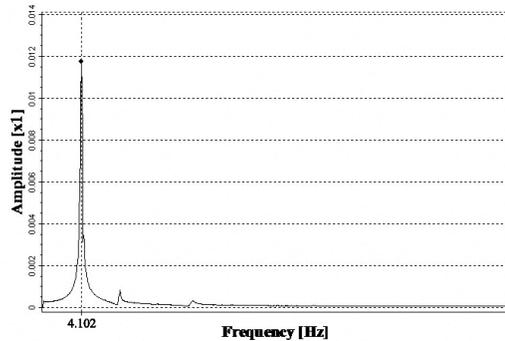
실물 모형체의 동적거동은 Fig. 1의 왼쪽 가력기에서 가력에 의해 초기변형을 유발시키고 재하된 하중을 순간 제거하는 방식(Quick-Release)으로 진행하였다. 이로서 자유진동을 유발시켰으며, 편측의 하중제거-제거 방식으로 별도의 추가 모드에 대한 결과를 추출할 수 있도록 시도하였다. 자유진동 시점으로 판단한 측정위치 기준의 1초 이후 2048개 데이터에 대하여 FFT 분석으로 탁월 진동수를 산정하였다. Fig. 3, Fig. 4 및 Fig. 5는 3mm, 5mm 그리고 7mm의 초기변형 및 하중 제거에 대한 실험체의 자유진동에 따른 고유진동수 결과를 나타내고 있다. Table 5에서, 3mm의 초기변형에 따른 고유진동수는 4.248Hz이며, 5mm와 7mm 초기변형에 대한 고유진동수는 공히 4.102Hz로 나타나고 있다. 초기변형 3mm, 5mm, 7mm의 차이는 매우 작은 차이지만, 3mm의 초기변형-하중제거로 실험체의 자유진동을 유발시키는데는 여전히 부족한 점이 있으며, 미소하지만 가력기의 간섭도 배제할 수 없는 상황으로 초기변형 3mm 실험에서는 다른 실험보다 다소 큰 진동수를 나타내고 있는 것으로 판단한다.

**Table 5** Natural frequencies of the mockup test (units : Hz)

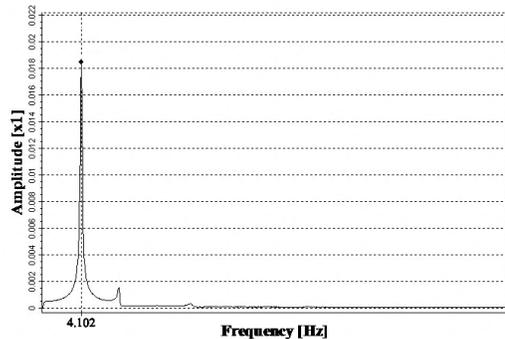
Initial deformation	ACC1	ACC2	ACC3	ACC4	ACC5
3 mm	4.248	4.248	4.248	4.248	4.105
5 mm	4.102	4.102	4.102	4.102	4.102
7 mm	4.102	4.102	4.102	4.102	4.102



**Fig. 3** The natural frequency of the mockup test using Quick-Release method (3mm initial deformation)



**Fig. 4** The natural frequency of the mockup test using Quick-Release method (5mm initial deformation)



**Fig. 5** The natural frequency of the mockup test using Quick-Release method (7mm initial deformation)

## 3. 수치해석

### 3.1 단면선정, 제원, 모델

실물 모형체의 실험결과를 비교하기 위하여 Fig. 6과 같이 범용프로그램 MIDAS(Civil 2009)를 이용하여 수치해석용 모델을 구성하였으며, 사용된 재료는 Table 1과 동일하다. 긴장재는 콘크리트와의 탄성계수비를 고려하여 환산단면으로 대체하였다. 실물 모형체의 쉬스관 그라우팅에 의해 콘크리트 단면과 합성단면이 구성되므로, 이를 환산단면으로 치환하여 해석하는 것은 타당하다. 경계조건은 실물 모형체와 동일하

계 강체받침 지지조건으로 할당하였으며, 재하하중은 실물 모형체와 동일하게 3점재하로써 정중앙에 재하하였다.

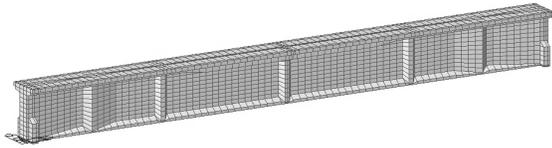


Fig. 6 The numerical analysis model of PSC I girder

### 3.2 정적거동 해석

하중은 탄성범위내에서의 거동과약이 본 연구의 목적이므로 실물 모형체의 실험 결과와 유사하게 1,500kN까지 100kN 단위의 증가로 재하하였다. 탄성범위이므로 기울기는 일정하며, Table 6에서와 같이, 400kN에서 4.501mm, 1,500kN에서 16.880mm의 처짐을 보이고 있다.

Table 6 The result of load-deflections of the numerical analysis (unit: kN, mm)

Load	Deflection	Load	Deflection
0	0	800	9.004
100	1.125	900	10.130
200	2.251	1,000	11.250
300	3.379	1,100	12.380
<b>400</b>	<b>4.501</b>	1,200	13.510
500	5.627	<b>1,300</b>	<b>14.630</b>
600	6.753	1,400	15.760
700	7.878	1,500	16.880

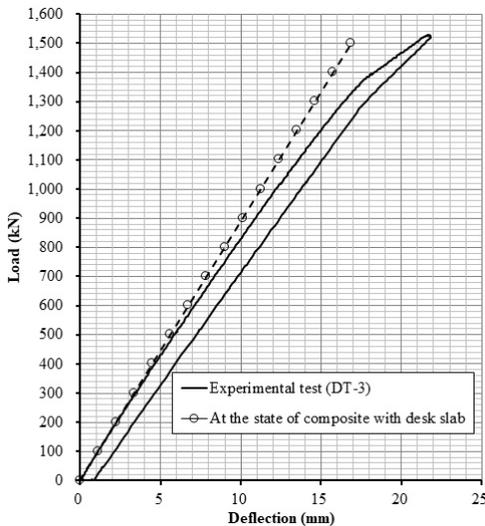


Fig. 7 Load-deflection curves resulted from the mockup test and the numerical analysis

Fig. 7은 하중에 대한 처짐의 결과를 실물 모형체 실험의 결과와 같이 도식하였다. Table 4, Table 6과 Fig. 7에서, 재하하중 400kN부터 처짐의 양상에 차이를 보이고 있으나, 실물 모형체의 하중제거가 완료되었을 때 실험체는 탄성복원이 완료되었음을 볼 수 있다. 재하하중 약 1,300kN에서 각 실험체는 16.45mm, 14.63mm의 처짐이 발생하였다.

### 3.3 동적거동 해석

#### 3.3.1 개요

동적거동을 위한 운동방정식에서는 구조물의 질량과 감쇠, 그리고 강성으로 대표되는 단면 혹은 재료의 특성값이 입력되고, 자유진동을 하는 구조물은 2계제차선형미분방정식의 해법을 통하여 고유한 진동수를 산정할 수 있다. 긴장재가 적용된 구조물에 있어서는 앞 절에서 언급한 바와 같이, 긴장재의 역할이 구조물의 동적 거동에서는 정적 거동과는 다소 다른 방향으로 변형되어 구조물에 포용되는 것이 동적 거동의 합리적인 수치해석의 기법이라고 할 수 있다. 즉, 긴장재 및 콘크리트의 이질적인 재료 합성에 따른 동일 변형율을 가정하는 탄성계수비를 사용하여 긴장재 재료를 콘크리트 재료로 환산하여 적용하는 기법이 우선적이고 일반적인 치환방법이라 할 수 있다.

그러나, 긴장재의 강성 표현은 구조물에 긴장력 도입에 의한 탄성복원력이 누락된 단순한 재료 단면의 특성으로 반영되므로 구조물의 연직방향 진동에 대한 긴장재의 복원은 탄성계수항목 외에는 모사되지 않음을 유추할 수 있다.

따라서, 본 연구에서는 앞서 언급한 일반적인 환산단면 적용 모델에서부터, 긴장재 탄성복원력의 직접적인 혹은 간접적인 모사 기법을 도입한 수치해석결과와 실물 모형체의 실험 결과 비교를 통하여 실용적인 수치해석 모델 방법을 제안하고자 한다.

#### 3.3.2 기본모델

Fig. 8은 긴장재의 특성을 탄성계수비를 고려한 단면의 특성으로 치환한 모델 즉, 정적거동해석에서 사용한 그것과 동일한 모델로써 고유진동수 분석을 수행하였고, 이 수치해석모델을 [NADM-01]으로 한다. (Numerical Analytic Dynamic Model)

Table 7에서 Y방향의 질량참여율이 75.76%로 1차모드에서 나타나고 있고, Z방향의 질량참여율은 2차모드에서 67.48%로 나타나고 있다. Table 8에서 1차모드 횡방향의 진동수는

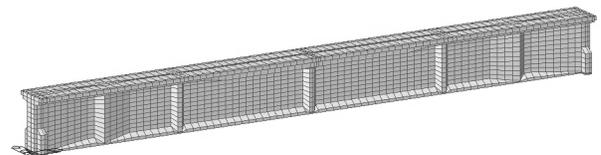


Fig. 8 The numerical model of [NADM-01]

1.882Hz, 2차모드 연직방향 진동수는 4.219Hz로 나타나고 있으며, 이 때의 모드 형상은 Fig. 9와 같다.

**Table 7** Modal Participation Masses of [NADM-01]

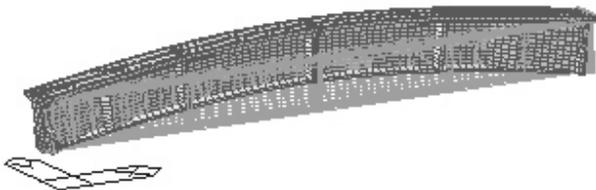
Mode No.	Translate- <i>X</i>		Translate- <i>Y</i>		Translate- <i>Z</i>	
	Mass	Sum	Mass	Sum	Mass	Sum.
1	0	0	75.76	75.76	0	0
2	8.43	8.43	0	75.76	67.48	67.48
3	0	8.43	1.08	76.84	0	67.48
4	0	8.43	0	76.84	0	67.48
5	0	8.43	1.23	78.07	0	67.48

**Table 7** Modal Participation Masses of [NADM-01] (continued)

Mode No.	Rotation- <i>X</i>		Rotation- <i>Y</i>		Rotation- <i>Z</i>	
	Mass	Sum.	Mass	Sum.	Mass	Sum.
1	2.15	2.15	0	0	0.01	0.01
2	0	2.15	0.01	0.01	0	0.01
3	5.98	8.13	0	0.01	0.13	0.14
4	0.52	8.65	0	0.01	1.43	1.58
5	0.08	8.74	0	0.01	3.41	4.98

**Table 8** Natural Frequencies of [NADM-01]

Mode No.	Natural Frequency (Hz)	Period (sec)
1	1.882	0.531
2	4.219	0.237
3	5.847	0.171
4	6.061	0.165
5	11.461	0.087



**Fig. 9** The 2nd mode shape of [NADM-01]

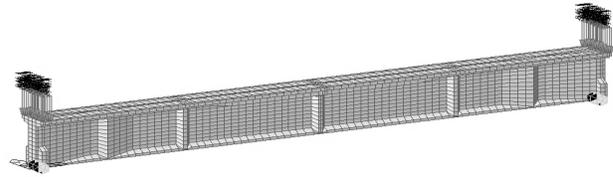
### 3.3.3 긴장재 긴장력의 수직분력 재하 모델

긴장재는 Table 2과 같이 구조물의 연단에서 특정 각도로 배치되어 있다. 이러한 각도에 따라 긴장력은 수평력과 수직력 등의 분력으로 작용하고 있으나, 미소각도와 수직력이 작용하는 위치가 경계조건에 매우 인접해 있는 관계로 수직력은 그 영향력이 크지 않아 탄성범위의 설계 및 해석에서는 무시하는 경향이 있다.

그러나, 진동학적 효과를 고려할 때, 구조물의 지지위치와 긴장력이 도입되어 수직력이 작용하는 위치는 일치하지 않으므로 별도의 모멘트가 발생할 수 있고, 수직력으로 인한 구조물 휨 진동의 간섭 혹은 보간이 나타날 수 있으므로 정밀 해석

을 위해서는 반드시 고려해야 할 대상이다.

따라서 본 모델은 다음 식 (3)과 같이 수직력을 산정하여 긴장력이 도입되는 구조물의 양단에 연직방향으로 작용시키고, 이를 지점부에서 질량화하여 구조물의 진동특성에 반영하도록 하였다. Fig. 10은 모델 개요를 나타내고 있고 모델명은 [NADM-02]로 하였다.



**Fig. 10** The numerical model of [NADM-02]

Table 2에서 유효긴장력의 총 값은 10,196.31 kN이고, 긴장력이 도입되는 위치의 긴장재 각도는 8.0°이므로 긴장력의 수직분력은 연직방향으로 다음 식 (3)과 같이 계산할 수 있으며, 이를 구조물의 양 단부 상단에 재하하였다.

$$(P_j)_y = P_e \times \sin \theta = 10,196.31 \times \sin 8^\circ = 1,419.05 \text{ kN} \quad (3)$$

**Table 9** Modal Participation Masses of [NADM-02]

Mode No.	Translate- <i>X</i>		Translate- <i>Y</i>		Translate- <i>Z</i>	
	Mass	Sum.	Mass	Sum.	Mass	Sum.
1	0	0	46.12	46.12	0	0
2	0	0	38.51	84.64	0	0
3	19.16	19.16	0	84.64	27.73	27.73
4	0	19.16	0	84.64	0	27.73
5	0	19.16	0.02	84.66	0	27.73

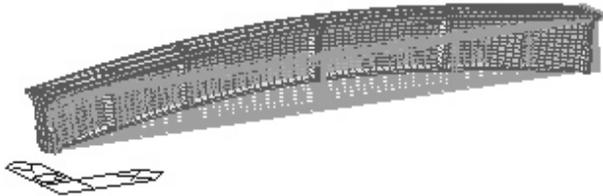
**Table 9** Modal Participation Masses of [NADM-02] (continued)

Mode No.	Rotation- <i>X</i>		Rotation- <i>Y</i>		Rotation- <i>Z</i>	
	Mass	Sum.	Mass	Sum.	Mass	Sum.
1	0.08	0.08	0	0	0	0
2	47.95	48.02	0	0	0.02	0.02
3	0	48.03	0.04	0.04	0.01	0.03
4	0.03	48.06	0	0.04	75.37	75.4
5	0.04	48.1	0	0.04	8.77	84.17

Table 9에서 *Y*방향으로 1차모드가 나타났으며 질량참여율이 46.12%이고 이어서 질량참여율 38.51%(누적84.64%)의 2차모드가 발생하였고, 각 모드의 진동수는 Table 10에서 1.865Hz, 3.874Hz이다. 3차모드는 *Z*방향으로 나타나고 있으며 이 때의 질량참여율은 27.73%로 나타나고 있고, 진동수는 Table 10에서 3.978Hz이다. 이 때의 모드 형상은 Fig. 11과 같다.

**Table 10** Natural Frequencies of [NADM-02]

Mode No.	Natural Frequency (Hz)	Period (sec)
1	1.865	0.536
2	3.874	0.258
3	3.978	0.251
4	4.039	0.248
5	6.616	0.151



**Fig. 11** The 3rd mode shape of [NADM-02]

### 3.3.4 긴장재의 우력모멘트 재하 모델

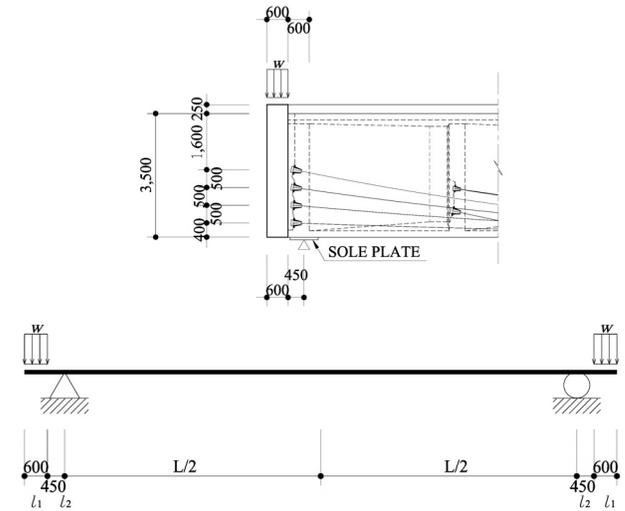
3.3.2의 기본 모델의 방법과 3.3.3 긴장력의 수직분력을 질량화한 모델은 공히 긴장력의 수평력에 대한 구조물의 영향이 반영되지 않은 모델이다. 기본 모델은 긴장재 재료의 특성이 단면에 적용되어 있고, 긴장력의 수직분력을 적용한 모델은 기본 모델에 추가적으로 구조물 연단에 작용하는 긴장력의 수직분력을 적용한 모델이다. 그러나 실제 구조물은 긴장력이 도입되어 구조물 전반에 걸쳐 상향의 휨모멘트(위로 볼록한 곡률)가 작용하고 있는 시스템이므로 이 작용력을 모델에 적용하는 것이 구체적이고 정밀한 해석이라 할 수 있다.

이러한 모델의 기법으로써 긴장력으로 발생하는 구조물 중앙부의 휨모멘트를 산정하고 이를 구조물 양쪽 연단에 재료의 특성이 없는 별도의 기하형상을 생성하여 구조물 중앙부에 휨모멘트를 유발시키도록 하는 기법을 도입하였다. 하중평형개념에 따라 구조물 전체에 상향으로 분포하는 하중  $w$ 를 산정할 수 있으나, 구조물 연단에서 모든 긴장력이 도입되므로 본 연구는 Fig. 12와 같이 모사하였다.

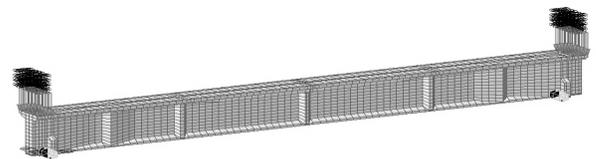
Fig. 12(a)에서와 같이, 분포하중  $w$ 를 구조물 연단에서 0.6m 연장시키는 별도의 기하형상을 구성하였다. 사용한 모델 요소(element)는 형상만 있고 아무런 제원이 없는 Null Element를 적용하였고 작용하는 분포하중의 계산은 다음과 같다.

구조물의 중앙부에 발생하는 휨모멘트는  $(w l_1^2) / 2 + w l_1 l_2$ 이며, 하중평형개념에 따라 구조물 중앙부 단면에 작용하는 긴장력에 의한 모멘트와 등식으로 하여  $w$ 를 산정할 수 있다. 여기서  $l_1$ 은 0.6m,  $l_2$ 는 0.45m 이고, Table 11은 구조물 중앙부 단면에 작용하는 긴장력에 의한 휨모멘트를 나타내고 있으며,  $w$  값을 산정하면 식 (4)와 같다.

$$\begin{aligned} (w l_1^2) / 2 + w l_1 l_2 &= P_e \cdot e \\ w &= \frac{2 \times ((P_e \cdot e)_{1차긴장력} + (P_e \cdot e)_{2차긴장력})}{(0.6^2 + 2 \times 0.6 \times 0.45)} \\ &= 52,001.42 \text{ kN/m} \end{aligned} \quad (4)$$



(a) The detailed drawings for acting prestressing forces of [NADM-03]



(b) The numerical model applying prestressing forces

**Fig. 12** The numerical model of [NADM-03]

**Table 11** The Load(Moment) acting on the center of the PSC I girder

Load case	Bending Moment at the center of the PSC I girder (kN-m)	Remarks
Self weight	8,537.69	
Bending Moment by 1st prestressing forces	$7,496,390 \times (-2,327.23 + 110)$ $\Rightarrow -16,621.22$	eccentricity= -2,217.23mm
Concrete slab	(5,022.26)	
Bending Moment by 2nd prestressing forces	$2,699,920 \times (-2,620.97 + 110)$ $\Rightarrow -6,779.42$	= -2,510.97mm

Table 12에서 1,2차 모드는  $y$ 방향의 질량참여율이 지배적이며 누적 92.95%까지 나타나고 있고, 3차모드에서  $x$ 방향의 질량참여율은 86.33%이다.  $z$ 방향은 3차모드에서 나타나는데, 이 때의 질량참여율은 2.77%로써 미소한 영향을 주고 있으며, 9차모드에서 74.56%로써 진동수 5.273Hz가 탁월진동수로 나타남을 Table 13에서 알 수 있다. 긴장력이 구조물 경계조건에 비갈쪽 즉, 구조물의 내민보 상에 작용하고 이로 인해 위로 볼록한 곡률을 가지는 우력모멘트가 발생하여 구조물의 자중

등에 의한 질량의 연직방향 가속도와와의 간섭으로 인해 주기가 짧아지고 진동수가 커지는 현상으로 본 모델의 결과는 나타난 것으로 추정된다. 휨모드의 형상은 Fig. 13과 같다.

**Table 12** Modal Participation Masses of [NADM-03]

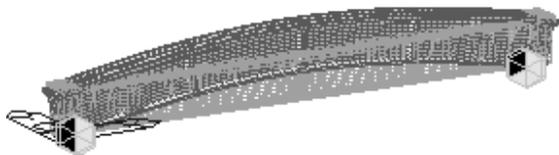
Mode No.	Translate- <i>X</i>		Translate- <i>Y</i>		Translate- <i>Z</i>	
	Mass	Sum.	Mass	Sum.	Mass	Sum.
1	0	0	83.32	83.32	0	0
2	0	0	9.63	92.95	0	0
3	86.33	86.33	0	92.95	2.77	2.77
4	0	86.33	1.51	94.46	0	2.77
5	8.15	94.48	0	94.46	8.48	11.25
6	0	94.48	0.02	94.49	0	11.25
7	0.13	94.61	0	94.49	9.68	20.93
8	0	94.61	3.82	98.30	0	20.93
9	1.4	96.00	0	98.30	53.63	74.56
10	0	96.01	0.01	98.31	0.08	74.64

**Table 12** Modal Participation Masses of [NADM-03] (continued)

Mode No.	Rotation- <i>X</i>		Rotation- <i>Y</i>		Rotation- <i>Z</i>	
	Mass	Sum.	Mass	Sum.	Mass	Sum.
1	5.56	5.56	0	0	9.61	9.61
2	0.73	6.3	0	0	85.51	95.12
3	0	6.3	0.91	0.91	0	95.12
4	1.44	7.74	0	0.91	0.11	95.23
5	0	7.74	1.95	2.86	0	95.23
6	0.2	7.93	0	2.86	0.68	95.9
7	0	7.93	62.31	65.17	0	95.9
8	59.08	67.01	0	65.17	0.02	95.93
9	0	67.01	13.05	78.23	0.01	95.93
10	0.10	67.11	0.03	78.26	3.35	99.28

**Table 13** Natural Frequencies of [NADM-03] (N.F.:Hz, Period:sec)

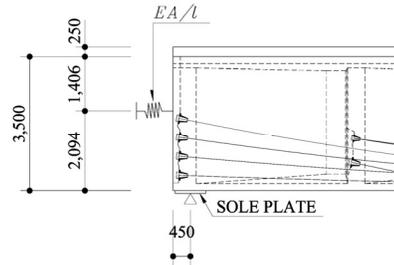
	N. F.	Period	Mode No.	N. F.	Period
1	0.700	1.429	6	3.707	0.270
2	0.730	1.370	7	4.593	0.218
3	1.419	0.705	8	4.774	0.209
4	1.678	0.596	9	5.273	0.190
5	2.657	0.376	10	5.334	0.187



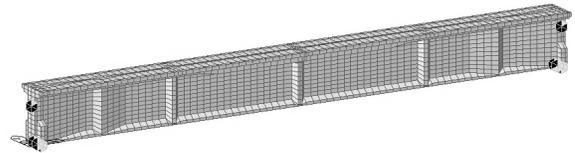
**Fig. 13** The 3rd mode shape of [NADM-03]

### 3.3.5 긴장재의 축방향 탄성복원력 적용 모델

재료에 작용하는 응력은 변형율과 탄성계수의 곱으로 표현되며 이것을 힘과 변형으로 변환하면 재료의 축방향강성으로 표현이 가능하다. 따라서, 긴장재의 긴장력과 신장량과의 관계에서 긴장재의 축방향 강성 ( $EA$ )/ $l$ 를 산정하고, 이 값을 구조물 연단에서 길이방향에 대한 경계조건으로 적용하여 긴장력에 대한 탄성복원력을 모델 [NADM-04]에 모사하였으며 Fig. 14와 같다.



(a) The position of axial stiffness derived from stress-strain equations



(b) The boundary condition

**Fig. 14** The numerical model of [NADM-04]

Table 14에서는 긴장재의 긴장력과 신장량 그리고 축방향 강성  $k$ 값이 산정되어 있다. 6개의 긴장재는 병렬배치이므로 긴장재의 총 축방향 강성은 이들의 산술합산으로 산정하였다.

**Table 14** The axial stiffness derived from prestressing forces

Strands No.	Prestressing forces ( $P_j$ (N))	Elongation $\Delta l$ (mm)	$k = P_j / \Delta$ (N/mm)
1	2,696,976	258.10	10,449
2	2,696,976	257.36	10,479
3	2,696,976	256.85	10,500
4	2,696,976	256.60	10,511
5	1,617,408	198.00	8,169
6	1,617,408	198.00	8,169
Sum.	14,022,720	-	

Table 15에서 1차 모드는  $Y$ 방향의 질량참여율이 75.76%로 나타나고 있고, 2차 모드는  $Z$ 방향의 질량참여율이 67.95%로 나타나고 있다. 이 때의 진동수는 Table 16에서 4.323Hz이고, 휨 모드의 형상은 Fig. 15와 같다.

**Table 15** Modal Participation Masses of [NADM-04]

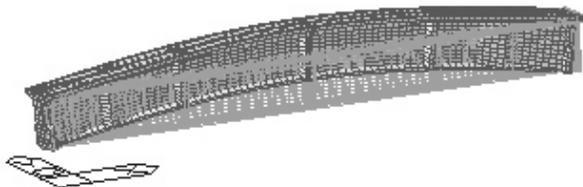
Mode No.	Translate- X		Translate- Y		Translate- Z	
	Mass	Sum.	Mass	Sum.	Mass	Sum.
1	0	0	75.76	75.76	0	0
2	7.68	7.68	0	75.76	67.95	67.95
3	0	7.68	1.08	76.84	0	67.95
4	0	7.68	0	76.84	0	67.95
5	0	7.68	1.23	78.06	0	67.95

**Table 15** Modal Participation Masses of [NADM-04] (continued)

Mode No.	Rotation- X		Rotation- Y		Rotation- Z	
	Mass	Sum.	Mass	Sum.	Mass	Sum.
1	1.93	1.93	0	0	0.01	0.01
2	0	1.93	0	0	0	0.01
3	6.09	8.02	0	0	0.11	0.12
4	0.52	8.54	0	0	1.31	1.43
5	0.05	8.59	0	0	0.65	2.08

**Table 16** Natural Frequencies of [NADM-04]

Mode No.	Natural Frequency (Hz)	Period (sec)
1	1.882	0.531
2	4.323	0.231
3	5.847	0.171
4	6.061	0.165
5	11.461	0.087



**Fig. 15** The 2nd mode shape of [NADM-04]

### 3.3.6 동탄성계수 적용 모델

현재까지의 모델은 탄성계수  $E_c = 0.077 m_c^{1.5} \sqrt[3]{f_{cu}}$ 의 산식으로 계산된 30,687MPa를 적용하였다.  $f_{cu} = f_{ck} + \Delta f$ 의 값으로 표현되는데  $\Delta f$ 의 값은 8MPa를 적용하였다.

철도교설계기준에서는 2015년부터 이를 적용하고 있고, 콘크리트구조기준에서는 2007년 이후 위의 산식을 적용하여 탄성계수를 산정하고 있으며, 도로교설계기준에서는 2010년에 위 산식을 사용하고 있다.  $\Delta f$ 에 대해서 철도설계기준에서는  $f_{ck} = 40\text{MPa}$ 과  $60\text{MPa}$ 기준으로 4MPa~6MPa를 직선보간하여 적용하고 있고, 콘크리트구조기준에서는 2007년 8MPa 일정한 값으로 적용하였으며 2012년 이후에 이와 같이 직선보간으로 수정하여 적용하고 있고, 도로교설계기준에서는 2012년 한계상태설계법 및 동 기준해설(2015)에서 이와 같이 제안하여 사용하고 있다. 한편, CEB-FIB(1990) 2.1.4.2 및 Euro

Code2(1992-1-1:2004) 3.1.3에서는  $\Delta f$ 를 8MPa로 사용하고 있지만, 초기 소성변형을 고려하여 탄성계수를 10% 낮출 수 있다고 설명하고 있다. AASHTO LRFD 2012 5.4.2.4에서는 콘크리트재료의 Class를 분리하였지만 여전히 설계기준강도를 사용하고 있으며, ACI318M-08 8.5, ACI318M-14 19.2에서  $f'_c$  즉 설계기준강도를 사용하고 있다. 그러나, 이 모든 기준에서 공히 실험을 통하여 결정하는 것이 바람직한 것으로 해설하고 있다.

본 연구에서는 이러한 탄성계수 산식을 바탕으로 실물 모형체의 정적재하실험을 통한 하중-처짐곡선에 따라 탄성계수를 비례적으로 예측하고 이를 반영한 수치해석 모델 [NADM-05]를 모사하였다.

Table 4, Table 6 및 Fig. 7에서 재하하중 400kN의 실물 모형체 처짐은 4.670mm, 수치해석의 처짐은 4.501mm로 측정되었다. 이를 Table 17과 비교하면 실물 모형체는 계산된 탄성계수의 비례상수  $\alpha_1 = 0.95$ 에 해당하는 위치임을 알 수 있으며, 이 때의 탄성계수( $E'_c$ )는  $0.95 \times 30,867 = 29,323\text{MPa}$ 이고, 이를 적용한 구조물의 진동수는 4.14Hz이다. 탄성계수 29,323MPa 값을  $E_c = 0.077 m_c^{1.5} \sqrt[3]{f_{cu}}$  식으로  $f_{cu}$ 를 산출하면 41.15MPa이 산출된다.

**Table 17** The modulus of elasticity and the reduced modulus of elasticity (reduced factor  $\alpha_1$ )

$\alpha_1$	0.85	0.90	0.95	1.00	1.10
$E'_c$ (MPa)	26,237	27,780	29,323	30,867	33,953
N.F.(Hz)	3.97	4.05	<b>4.14</b>	4.22	4.37
$P=400\text{kN}$	5.06	4.86	<b>4.67</b>	4.50	4.19

Note)  $E'_c = \alpha_1 \times E_c$ ,  $E_c$ : Modulus of elasticity using Design Code

### 3.4 고찰

지금까지 실물 모형체의 고유진동수 측정과 5개의 수치해석 모델을 구성하여 각 모델별 고유진동수를 산정하였고 Table 18에 결과를 요약하였다. [NADM-01]과 [NADM-02]는 연직방향 탁월진동수의 값이 4.219Hz, 3.978Hz로 나타남을 알 수 있고, [NADM-03]과 [NADM-04]는 5.273Hz, 4.323Hz로 실물 모형체의 실험 결과보다 다소 큰 값을 나타내고 있다. [NADM-05]는 4.140Hz로써 실물 모형체의 실험과 유사한 진동수를 나타내고 있다. 긴장재의 단면특성을 고려한 [NADM-01]은 긴장재의 긴장력 혹은 탄성복원에 대한 강성 모사는 없으나 큰 탄성계수값이 적용되어 상호간의 상쇄로 4.219Hz라는 진동 특성을 나타내고 있고, 긴장재의 축방향 강성을 경계조건으로 반영한 모델은 오히려 진동 특성이 큰 4.323Hz의 결과를 보여주고 있다. 따라서, [NADM-05]의  $\alpha_1 = 0.95$ 와 [NADM-01] 혹은 [NADM-04]의 조합이 보다 적절한 수치해석용 모델로 유추할 수 있으며, Table 18의 [NADM-01] ([1]+[5]) 4.120Hz,

[NADM-04] ([4]+[5]) 4.230Hz의 결과를 보여주고 있고, 실물 모형체의 실질적인 진동 특성과 가장 유사함을 알 수 있다.

**Table 18** The natural frequencies of each test (unit :Hz)

Mockup Test	[NADM-01] ([01]+[05])	[NADM-02]	[NADM-03]	[NADM-04] ([04]+[05])	[NADM-05]
4.102 (4.248)	4.219 (4.120)	3.978	5.273	4.323 (4.230)	4.140

## 4. 결론

본 연구에서는 실물 모형체의 고유진동수 대비하여 구조물의 환산단면과  $0.95 E_c$ 를 적용한 모델 [NADM-01+05] 및 긴장재의 축방향 강성과  $0.95 E_c$ 를 적용한 모델 [NADM-04+05]의 결과가 실용적인 모델링 기법으로 검증되었다.

탄성계수의 산정은 구조물의 평가에 매우 중요한 특성이며 특히, 구조물의 사용성 평가에 매우 민감한 인자이므로 지속적인 실무 적용방법의 연구가 필요하다고 판단한다. 아울러, 탄성계수 산정을 위한  $f_{cu}$ 의 적용과 비례상수 0.95를 적용한 결과는 향후, 실증적인 검증과 교량에서의 확장 분석, 검증이 바람직한 방향이라고 판단할 수 있겠다.

## 감사의 글

본 연구는 국토교통부 국토교통기술촉진연구사업의 연구비지원(18CTAP-C129830-02)에 의해 수행되었습니다.

J.K. Park, P.K. Jang, T.G. Cha, C.W. Kim, and I.Y. Jang (2015), Dynamic Response of PSC I shape girder being used wide upper flange in Railway Bridge, *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, KSMI, Vol. 19, No. 4, 125-135.

B.C. Kim (2016), Thesis for Doctor of Philosophy, The graduate school of Kumoh National Institute of Technology, Gumi, 48-69.

J.S. Kim, and J.H. Shin (2009), Mechanical Properties of Concrete with Statistical Variations, *Journal of the Korea Concrete Institute*, KCI, 21(6), 789-796.

Chang-Shik Min (2008), Reinforced concrete Design, Goomi -book, Seoul, 70-74.

CEN (2004), Eurocode 2: Design of concrete structures, European Committee for Standardization, 27-30.

CEB-FIB (1990), Model Code 1990, Comite Euro-International du Beton, 39-40.

AASHTO (2012), LRFD Bridge Design Specifications, American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington D.C., 5-18-5-19.

Korea Rail Network Authority (2015), Design criteria for Railroad, Korea Rail Network Authority, Daejeon, 10-9-10-10.

Korea Road Association (2010), Korean Highway Bridge Design Code, Gunsulbook, Seoul, 2-33-2-34.

Korea Concrete Institute (2007), Korea Structural Concrete Design Code(Commentary), Kimoondang, Seoul, 43-50.

Korea Concrete Institute (2012), Structural Concrete Design Code (Commentary), Kimoondang, Seoul, 51-51, 75-76.

Korea Road Association (2012), Korean Highway Bridge Design Code, Gunsulbook, Seoul, 2-33-2-34.

Received : 09/19/2018

Revised : 10/02/2018

Accepted : 10/25/2018

**요 지** : 교량 구조물 거동의 건전성 평가는 하중재하-처짐의 정적특성과 충격계수와 고유진동수 등의 동적특성으로 평가하는 것이 일반적이며, 이를 수치해석적 방법으로 비교 분석하는 것이 합리적인 방법이라 할 수 있다. 사용하중에 대한 거동은 탄성영역에서 이루어지므로 실물 구조체와 수치해석의 결과는 일체성을 보이지만, 동적특성의 경우 특히, 진동학적 분석에 있어서는 구조물의 기하형상과 사용재료의 이질성에 기인하여 실물 구조체의 결과와 다소 차이를 보인다. 이러한 오차를 수렴시키기 위하여 본 연구는 실물 모형체의 실험결과를 바탕으로 다양한 수치해석적 모델을 제시하고 그 예민도를 분석함으로써, 교량 구조물 평가를 위한 실용적인 모델링 기법을 도출하여 안정적인 예비 해석 결과를 제공하는데 그 목적이 있다. 프리스트레스트 콘크리트 구조물의 긴장재를 환산단면으로 치환한 모델을 기반으로 긴장재의 탄성적 특성을 반영한 모델과 수정된 탄성계수를 적용한 모델의 고유진동수가 실물 모형체의 그것과 가장 유사한 결과를 얻을 수 있었다.

**핵심용어** : 고유진동수, 실용적인 모델링 기법, 실물 모형체 실험, 긴장재 축방향 강성, 콘크리트 탄성계수