

# 내풍케이블 배치에 따른 가설 중 사장교의 공기역학적 거동 비교

## Comparison of Aerodynamic Responses for Cable-Stayed Bridges during Construction with Temporary Stabilizing Measures

조 재 영<sup>1)</sup> · 김 영 민<sup>2)</sup> · 이 학 은<sup>3)</sup>

Cho, Jae young Kim, Young Min Lee, Hak Eun

요 약 : 사장교 가설 시 태풍에도 내풍안정성을 확보할 수 있도록 내풍케이블 가설공법에 대한 심도 있는 실험을 수행하였다. 주경간이 각각 475m, 230m인 강합성 사장교에 대하여 가설단계별로 내풍케이블의 배치를 다양하게 적용하여 동적 풍하중이 가설 중 사장교에 미치는 영향을 전교모형실험을 통해 검토하였으며 이를 위해 풍속 별로 캔틸레버 단부의 정적 및 동적 변위, 주탑상부의 가속도 그리고 주탑 하단부의 교축방향 휨모멘트를 산정하였다. 연구 결과 캔틸레버 당 두 세트의 수직 내풍케이블이 가장 효과적인 제진대책임을 알 수 있었다. 캔틸레버 한 쪽 길이가 약 105m인 경우 한 세트의 수직 내풍케이블도 상당한 제진효과를 발휘하였으며 캔틸레버 길이가 200m 이상의 경우 수직케이블과 우물통 경사 케이블이 조합된 경우와 캔틸레버 당 두 세트의 경사 내풍케이블도 좋은 제진방안으로 판단된다. 우물통 상단에 연결되는 경사케이블은 캔틸레버 단부 부근에 설치된 경우에만 어느 정도 제진효과가 나타났다.

ABSTRACT : In this paper, we described the aeroelastic full-bridge model tests that were conducted to investigate the effect of alternative temporary stabilizing measures for the cable-stayed bridge during construction to ensure aerodynamic stability in the event of a typhoon or similar disasters. The effect of alternative temporary stabilizing measures was investigated through various configurations on two cable-stayed bridges with a main span of 475 m and 230 m, respectively. To investigate the bridge's aerodynamic behaviour and dynamic wind force during construction, the deflections at the end of the cantilever, the accelerations at the top of the pylon and the moments at the lower part of the pylon were measured. As the result, the system with two sets of vertical cables per cantilever seemed to be the overall most effective solution, but the system with single vertical cable may also work. The combined system using the caisson support and vertical cables and the system with two sets of inclined cables per cantilever on the same anchor block may also be a solution. The inclined cables from the caisson to the girder were effective for some early stages of erecting the deck.

핵심용어 : 전교모형실험, 사장교, 가설단계, 내풍케이블

KEYWORDS : full bridge model tests, cable-stayed bridge, under construction, wind cable

### 1. 서론

사장교와 같은 장대교량의 가설 중에 태풍이 강타하는 경우 임시 제진 대책이 수립되어 있지 않다면 강풍에 의해 과도한 변위와 하중이 작용하여 교량의 안정성에 영향을 줄 가능성이 크다. 따라서 태풍의 영향권에 놓여 있거나 강풍에 노출되기 쉬운 지역에 시공되는 장대교량은 풍동실험 및 구조해석을 통해 완전한 구조체가 성립되지 않은 가설단계에 대한 철저한

내풍안정성의 검증이 필요하다. 기존의 장대교량의 가설 중 내풍안정성 및 제진대책에 관한 연구는 대개 현수교에 집중되어 있다 (Cobo del Arco, 2001; Ge and Tanaka, 2000; Larsen, 1995; Tanaka, 1998; Zhang, 2004). 하지만 가설 중 사장교에 대한 내풍안정성에 관한 연구는 이에 비하여 매우 적다 (Kimura, K. 등, 1994; Zhang 등, 2005). 사장교 가설 중 제진대책에 관한 수치해석 연구는 김호경 등(2004a, 2004b)에 의해 수행되어 내풍케이블의 설

1) 정희원, 고려대학교 사회환경시스템공학과 박사과정(satokoge@korea.ac.kr)  
2) 정희원, (주)대우건설 기술연구원 시험연구팀 선임연구원(ymkim@dwconst.co.kr)  
3) 교신저자, 정희원, 고려대학교 사회환경시스템공학과 교수  
(Tel:02-3290-3315, Fax:02-928-5217, E-mail : helee@korea.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2007년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

치 여부에 따른 제진효과를 살펴보았으며 조재영 등(2006)은 전교모형실험을 통해 가설 중 효율적인 임시제진방안을 제시하였다. 본 논문에서는 더 나아가 가설단계별로 보다 다양한 내풍케이블의 배치를 고려하여 가설 중 밸런스드 캔틸레버 상태의 사장교에 대한 내풍안정성을 평가하였다. 내풍케이블의 배치 형상에 따른 공기역학적 진동의 제진효과를 평가하기 위하여 주경간이 각각 475m(Larsen, S. V., 2005), 230m(Lee, H.E., et al., 2005)인 두 개의 강합성 사장교를 대상으로 가설단계별로 풍속에 따른 캔틸레버 자유단의 수직, 수평, 비틀림 변위 그리고 주탑 상부의 가속도를 측정하여 각각의 케이스와 비교·분석하였으며 힘을 가장 많이 받는 주탑 하단부의 모멘트를 풍속별로 측정하여 동적 풍하중의 감소효과를 살펴보았다. 이를 통해 가장 효과적인 내풍케이블의 배치를 제안하였다. 내풍케이블의 배치를 달리하는 목적은 밸런스드 캔틸레버 상태에 있는 교량의 주요 지배 모드에 의한 공기역학적 진동을 줄이는 데 있다. 각각의 내풍케이블이 설치된 경우의 효율성은 임시 제진장치가 없는 기본 밸런스드 캔틸레버 상태의 응답 값과의 비교를 통해 증명하였다.

## 2. 실험 개요

### 2.1 검토대상 교량 및 모형

본 실험에서는 주경간이 475m, 측경간이 각각 222m로 이루어진 총경간 919m의 2주탑 3경간 사장교(Model A)와 주경간이 각각 230m, 측경간이 각각 108m로 이루어진 총경간 676m의 3주탑 4경간 사장교(Model B)를 각각 1:140, 1:150으로 축소하여 공탄성 모형을 제작하였다.

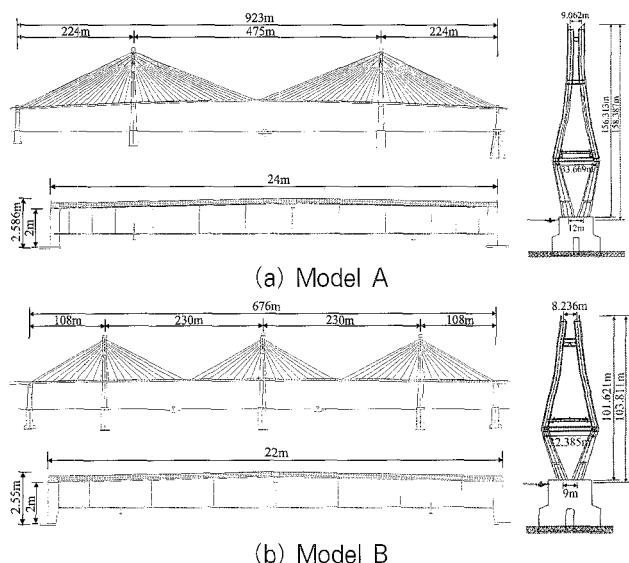


그림 1. 검토대상 교량

2주탑 3경간 사장교 전교모형의 경우 가설단계 1 (34% 가설단계)과 가설단계 2 (93% 가설단계)로 나누어 두 가지 밸런스드 캔틸레버 상태에 대하여 실험하였으며 가설단계 1은 주경간 83m, 측경간 71m이 가설된 공정이며, 가설단계 2는 주경간이 215m, 측경간이 213m일 때에 대응한다. 3주탑 4경간 사장교 전교모형의 경우 밸런스드 캔틸레버 상태의 96% 가설단계에 대해서만 살펴보았으며 가설단계 96%는 주경간이 107m, 측경간이 104m가 가설된 공정이다.

구조적인 모델을 설계하는데 있어서 몇 가지의 가정이 이루어졌다. 가정의 선택은 정적, 동적 거동에 있어서의 여러 다양한 부재들의 구조적 거동, 특히 동적 거동에 중점을 두어 결정하였다. 수직방향에서 구조적 강성은 주로 케이블 구조, 주탑과 주형의 휨에 기인하므로 주탑의 휨 강성, 케이블 구조의 축 강성, 주형의 휨 강성을 정확히 상사하였다. 특히, 주경간 주변의 비틀림 강성은 케이블 시스템의 강성에 의해 거의 지배되기 때문에 정밀하게 설계되었다. 교량 면외방향 거동은 주로 주형의 횡방향 휨강성과 주탑의 횡방향 강성, 그리고 교 후면 경간의 교대에 의해 제어되므로 이의 구조적 강성 특성을 정확하게 모델링 하였다. 주형은 유연성있는 교대에 아주 약하게 구속되어있기 때문에 전체적인 주형의 축방향 강성은 모드형상에 그리 큰 영향을 주지 않는다. 주형, 주탑, 교대의 거동을 구속과 풀어주는 모든 지지조건들은 정확히 모델링 되었으며 이것은 판스프링, 와이어, 강결의 방법을 조합하여 구현하였다. 주형, 주탑, 그리고 교대의 구조적 특성은 앞에 언급한 주요한 특성치를 만족하는 치수를 가지는 알루미늄 뼈대로 제작되었다. 모형 주형의 구조적 뼈대는 사다리모양으로 설계되었고 뼈대 사다리의 너비는 Model A와 Model B가 각각 25.8mm, 26.5mm였다. Model A의 주형 부분은 플라스틱 폴리아미드로 SLS (Selective Laser Sintering) 법을 사용한 폐쇄 모형제작기를 사용하였으며, Model B의 주형 부분은 CNC로 가공된 폴리스티렌으로 제작하였다. 뼈대는 주형 외형과 주형 뼈대간의 마찰을 줄이기 위한 최소의 면적으로 부착되었다. 각각의 질량과 질량 관성 모멘트를 적용하기 위해 주형 외형부분에 황동판을 끼워 넣어 조정하였다. 주탑모형의 구조적 특성값은 알루미늄 뼈대로 모델링하였으며 기하학적 형상은 구조적 강성과 감쇠에 영향을 주지 않도록 접촉 면적을 최소화하여 Model A는 폴리우레탄 재료의 Ureol로, Model B는 케미칼우드르로 제작되었다. 주탑의 뼈대는 구조 부재의 휨강성을 재현한다. 이 과정에서 면외방향 휨강성을 정확하게 모사되지만 프레임구조가 만드는 큰 축력과 전단력에 의해 면내 방향의 강성이 과장된다. 주탑 가로보의 설계를 보정하기 위하여 부재를 스프링으로 모의 실험하여 수정하였으며 이는 주탑 다리부분의 잃어버린 축방향 유연성을

보정해주었다. 이 요소의 크기를 정하기 위하여 유한요소해석이 수행되었다. 양쪽 끝의 교대는 주탑에서와 같이 휨강성을 정확히 상사하기 위하여 알루미늄 봉을 사용해서 상사된 물성치를 묘사하였다. 교대의 상사된 기하학적 형상과 근사 질량은 외형에 설치하여 설계하였다. 케이블의 공탄성 모델링은 교량구조물의 전체적인 공기역학적 거동을 관찰하기 위해 적당한 구조적 강성, 질량분배, 항력을 제공하였다. 케이블의 항력을 맞추기 위해 케이블(강선)의 지름을 선택한 후 부족한 질량을 보정하기 위해 작은 납 구슬을 케이블에 분포하여 부착하였다. 마지막으로 케이블의 축강성은 인장스프링과 케이블 자체의 축강성의 합으로 보정하였다. 또한, 턴버클은 케이블의 길이를 쉽게 조정하기 위해 사용되었다. 정확한 축 강성을 얻기 위해 케이블마다 스프링을 사용하였다. 스프링은 주형에 설치된 케이블의 연장선상에 설치하였으며 강성에 3%의 오차 내에서 동역학적으로 조정되었다. 내풍케이블도 같은 방법으로 설계되었다. 주형 뼈대는 판 스프링에 의해 교대에 연결되었으며, 이는 교량 상부구조의 지점을 정확히 재현하였다. 두 주탑과 주형 뼈대 사이의 연결부는 횡방향으로 구속하였다. 완성된 전교모형은 그림 2와 같다.

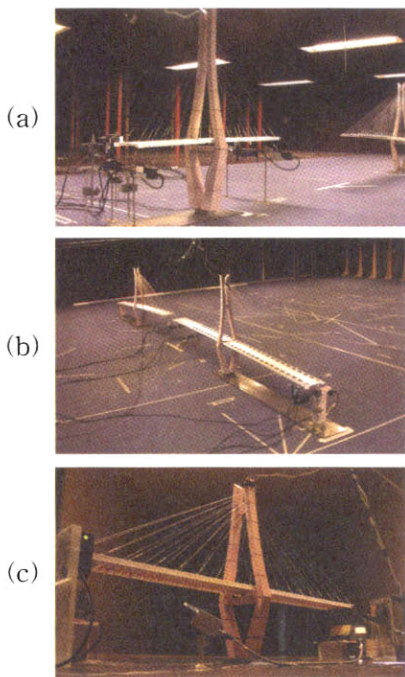


그림 2. 가설단계의 3차원 전교모형: (a) Model A 34%; (b) Model A 93%; (c) Model A 96%

## 2.2 실험계획

본 실험에는 2개의 사장교를 대상으로 제진대책에 따른 가설 중 사장교의 공기역학적 거동을 비교하기 위하여 다양한

내풍케이블의 배치가 고려되었다. Model A의 34% 가설단계에서는 그림 3과 같이 두 가지 다른 배치의 내풍케이블과 가설벤트가 고려되었다. A-E1-W1은 주탑에서 양쪽으로 54m 떨어진 거더 하부 플랜지에 내풍케이블을 설치하여 교량 길이 방향으로 경사지게 바닥에 고정하였으며 A-E1-W2는 내풍케이블을 주탑부 기초에 경사방향으로 고정하였다. 마지막으로 A-E1-B는 경사벤트를 설치한 경우이다. Model A의 93% 가설단계에서는 그림 4와 같이 세 가지 내풍케이블의 배치가 고려되었다.

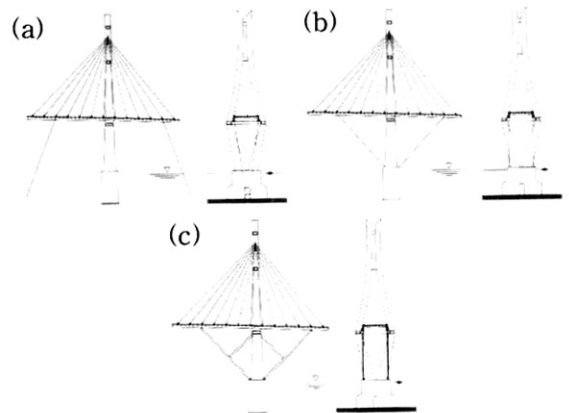


그림 3. Model A의 가설단계 1(34%)에서의 제진대책: (a) A-E1-W1; (b) B-E1-W2; (c) B-E1-B

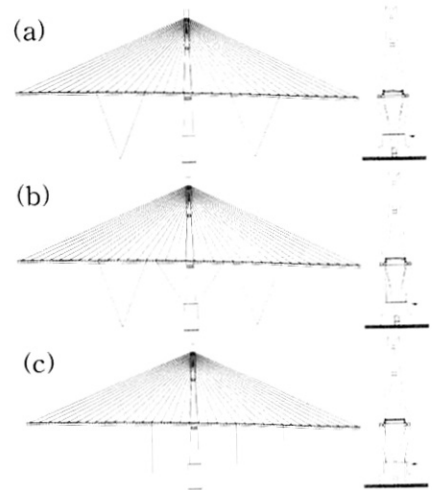


그림 4. Model A의 가설단계 2(93%)에서의 제진대책: (a) A-E2-W1; (b) B-E2-W2; (c) B-E2-W3

Model B의 주형이 교대 끝 부분에 연결되기 전의 상황인 96% 가설단계에서는 그림 5와 같이 총 9가지 배치의 다양한 내풍케이블이 고려되었다. 주형에 내풍케이블이 설치되는 부분은 주탑에서 양쪽의 길이방향으로 각각 42m, 78m 떨어진 위치의 하부플랜지이다.

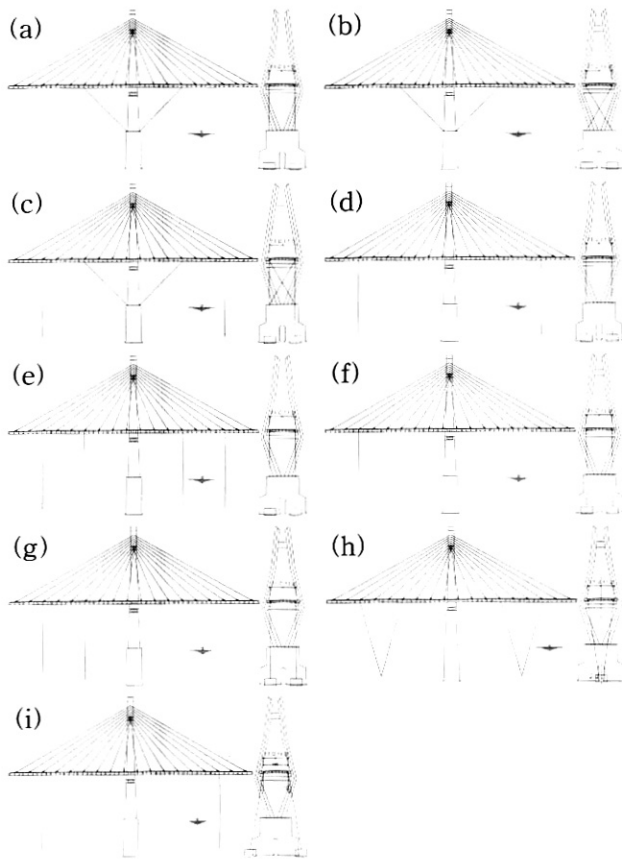


그림 5. Model B의 가설단계(96%)에서의 제진대책:

- (a) B-E-W1; (b) B-E-W2; (c) B-E-W3; (d) B-E-W4;
- (e) B-E-W5; (f) B-E-W6; (g) B-E-W7; (h) B-E-W8;
- (i) B-E-W9

B-E-W1은 42m 지점의 내풍케이블을 주탑부 기초에 경사 방향으로 고정한 케이스이고 B-E-W2는 B-E-W1과 부착지점은 같으나 'X'형태로 배치되어 있다. B-E-W3은 B-E-W2 조건에서 78m 지점의 내풍케이블을 수직방향으로 바닥에 고정하였다. B-E-W4는 78m 지점에만, B-E-W5는 42m와 78m 지점에 모두 수직방향 내풍케이블을 설치한 경우이다. B-E-W6과 B-E-W7은 내풍케이블은 오직 강풍이 예상되는 경우에만 설치되지만 예비항로 등의 문제로 주경간에 설치가 곤란한 경우 측 경간 쪽에만 수직방향 내풍케이블을 설치한 경우이다. B-E-W6은 78m 지점에만, B-E-W7은 42m와 78m 지점에 모두 내풍케이블이 설치되었다. B-E-W8은 A-E2-W1와 같은 형상으로 내풍케이블의 설치 위치만 다르다. B-E-W9는 78m지점에 횡방향으로 10°로 기울어진 경사케이블을 설치하였다. 내풍케이블이 없는 기본 밸런스드 캔틸레버 상태는 Model A와 Model B의 모든 가설단계 실험에서 기본적으로 수행되었다. Model A의 34% 가설단계와 93%의 내풍케이블이 없는 상태는 각각 A-E1-NW, A-E2-NW이고 Model B의 96% 가설단계의 내풍케이블이 없는 상

태는 B-E-NW이다.

### 2.3 모형의 검증 및 계측

주형의 연직방향 및 횡방향 응답과 경간단부의 교축방향 응답을 측정하기 위하여 Model A의 경우 7개의 광학변위계를, Model B의 경우는 6개의 레이저변위계와 2개의 광학변위계를 중앙경간 및 측경간에 각 방향으로 설치하였다. 주탑의 가속도를 측정하기 위하여 2개의 가속도계를 주탑상부에 설치하였으며 주탑의 하부에 걸리는 약축방향의 휨모멘트를 측정하기 위하여 2개의 스트레인게이지를 주탑 하단부 뼈대에 설치하였다. 모형의 고유 진동수와 감쇠의 측정에 있어 각각의 모드들을 분리시키기 위하여 Band-pass 필터링을 수행하였으며 감쇠비는 모형에 가해진 각 모드에 상응하는 진동의 응답으로부터 Hilbert 변환법을 사용하여 추정하였다. Hilbert 변환값의 변화율은 진동의 감쇠비와 비례하므로 먼저 Hilbert 변환에 의해 시간의 함수로 표현되어지는 감쇠진동의 포락선(envelope)을 구하고 이를 통해 감쇠비를 산정하였다. 그림 6에 A-E2-W2 case의 수직방향 모드에 대한 감쇠진동과 감쇠비 해석 결과를 대표적으로 나타내었다. 각 교량의 가설단계별 FEM 해석에 의한 각 모드의 원형(Prototype)의 진동수, 상사된 목표 진동수, 제작된 모형으로부터 측정된 진동수 그리고 추정된 모형의 감쇠비는 표 1~3과 같다.

표 1. 가설단계 1(34%) Model A의 진동수와 감쇠율

#	Case	Mode	원형 진동수 (FEM) [Hz]	상사된 목표 진동수 (FEM) [Hz]	측정된 모형 진동수 [Hz]	모형 감쇠비 [% crit.]
1	A-E1-NW	asym. vertical+long	0.259	3.06	3.01	0.2
		transverse pylon	0.556	6.58	6.06	0.3
		rotational pylon	0.635	7.51	7.78	0.3
2	A-E1-W1	asym. vertical+long	0.336	3.98	3.92	0.4
		transverse pylon	0.557	6.59	6.06	0.3
		rotational pylon	0.645	7.63	7.88	0.3
3	A-E1-W2	asym. vertical+long	0.280	3.31	3.21	0.2
		transverse pylon	0.556	6.58	6.06	0.3
		rotational pylon	0.636	7.53	7.80	0.2
4	A-E1-B	asym. vertical+long	0.325	3.85	3.73	0.7
		transverse pylon	0.561	6.64	6.86	0.9
		rotational pylon	0.690	8.16	7.01	≈1

감쇠비는 경우에 따라 진폭 의존성이 크므로 대개의 경우 교폭의 1/100에 해당하는 진폭에서의 값을 기준으로 나타내었고 Model A의 가설단계 1에서의 주탑의 교축직각방향과 비틀림 모드의 경우에 대해서만 교폭의 1/300 진폭에서의 값을 기준으로 하였다. 가능한 공기역학적 불안정현상 발생의 관점에서 가장 중요한 모드는 저차의 수직과 비틀림 모드이며

로 이러한 모드들의 진동수와 감쇠비는 보통 예상하는 수치만큼 정확하게 상사하였다. 내풍케이블 시스템은 주로 주탑에서 최대의 휨모멘트를 발생시키는 주형의 첫 번째 비대칭 수직모드의 응답을 감소시키기 위하여 설계된다. 본 실험에서 모형의 진동수와 감쇠는 상사된 목표값을 매우 잘 재현하였다. 내풍케이블에 도입된 장력은 Model A의 경우 모든 케이블에 2600kN이며 Model B의 경우 2550kN이다.

표 2. 가설단계 2(93%) Model A의 진동수와 감쇠율

#	Case	Mode	원형 진동수 (FEM) [Hz]	상사된 목표 진동수 (FEM) [Hz]	측정된 모형 진동수 [Hz]	모형 감쇠비 [% crit.]
1	A-E2-NW	asym. vertical+long	0.119	1.40	1.44	0.3
		rotational pylon	0.156	1.85	1.76	0.4
		transverse	0.335	3.96	3.46	0.2
		asym. torsional	0.603	7.13	7.46	0.4
2	A-E2-W1	rotational pylon	0.159	1.88	1.78	0.4
		asym. vertical+long	0.224	2.65	2.69	0.3
		transverse	0.336	3.98	3.44	0.2
		torsional	0.611	7.23	7.69	0.2
3	A-E2-W2	rotational pylon	0.156	1.85	1.80	0.4
		asym. vertical+long	0.238	2.82	2.81	0.4
		transverse	0.335	3.96	3.47	0.2
		torsional	0.611	7.23	7.34	0.5
4	A-E2-W3	rotational pylon	0.159	1.88	1.82	0.4
		asym. vertical+long	0.226	2.67	2.72	0.4
		transverse	0.336	3.98	3.45	0.2
		torsional	0.611	7.23	7.81	0.2

표 3. 가설단계(96%) Model B의 진동수와 감쇠비

#	Case	Mode	원형 진동수 (FEM) [Hz]	상사된 목표 진동수 (FEM) [Hz]	측정된 모형 진동수 [Hz]	모형 감쇠비 [% crit.]
1	B-E-NW	asym. vertical+long	0.219	4.11	4.00	0.5
		rotational pylon	0.432	8.10	7.55	0.5
		transverse	0.527	9.88	10.34	0.3
		torsional	1.220	22.90	≈22.44	-
2	B-E-W1	asym. vertical+long	0.231	4.33	4.33	0.5
		rotational pylon	0.434	8.14	7.62	0.5
		transverse	0.528	9.89	10.48	0.3
		torsional	1.229	23.04	≈23.86	-
3	B-E-W2	asym. vertical+long	0.229	4.29	4.29	0.5
		rotational pylon	0.434	8.15	7.62	0.4
		transverse	0.529	9.91	10.48	0.3
		torsional	1.229	23.05	≈23.62	-
4	B-E-W3	asym. vertical+long	0.394	7.38	7.33	0.6
		rotational pylon	0.434	8.14	7.62	0.6
		transverse	0.530	9.93	10.48	0.3
		torsional	1.484	27.82	≈26.91	-
5	B-E-W4	asym. vertical+long	0.390	7.31	7.26	0.5
		rotational pylon	0.432	8.11	7.55	0.6
		transverse	0.528	9.90	10.48	0.3
		torsional	1.479	27.75	≈26.47	-
6	B-E-W5	asym. vertical+long	0.418	7.84	7.85	0.6
		rotational pylon	0.432	8.11	7.55	0.6
		transverse	0.529	9.91	10.47	0.3
		torsional	1.487	27.89	27.93	-
7	B-E-W6	asym. vertical+long	0.312	5.85	5.86	0.5
		rotational pylon	0.432	8.11	7.55	0.5
		transverse	0.527	9.89	10.42	0.3
		torsional	1.460	27.38	≈24.85	-
8	B-E-W7	asym. vertical+long	0.329	6.16	6.16	0.5
		rotational pylon	0.432	8.11	7.55	0.6
		transverse	0.528	9.90	10.42	0.3
		torsional	1.470	27.55	25.22	-
9	B-E-W8	asym. vertical+long	0.393	7.36	7.33	0.6
		rotational pylon	0.435	8.17	8.06	0.5
		transverse	0.527	9.88	10.11	0.3
		torsional	1.480	27.75	≈28.63	-
10	B-E-W9	asym. vertical+long	0.383	7.18	7.18	0.5
		rotational pylon	0.439	8.22	7.70	0.5
		transverse	0.532	9.97	10.56	0.3
		torsional	1.468	27.52	≈26.39	-

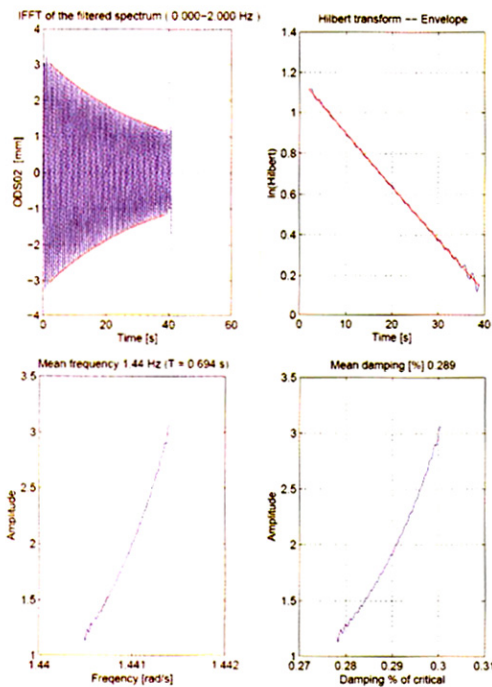


그림 6. A-E2-W2 case의 수직방향 모드해석

## 2.4 풍동 및 기류조건

Model A의 가설단계 실험은 Force Technology(DMI)사의 초대형 경계층 풍동(13.6m×1.7m×15.5m)에서 수행되었고 Model B의 가설단계 실험은 대우기술연구소의 대형 경계층 풍동(3m×2m×20m)을 이용하였다. 두 풍동에서의 고도별 평균풍속은 그림 7에 표기된 것과 같이 목표 값과 잘 일치하였다. 주형 높이는 두 개의 수평선들로 표시되어 있으며, 두 선중 위쪽에 표시된 선은 중앙 경간의 높이이며 아래쪽에 표기한 선은 주탑부에서의 주형의 높이이다. 주탑과 주형의 교축방향 응답은 수직 흐름 성분의 변동성분(Iu)과 연관되며 주형의 휨과 비틀림 진동의 대부분은 난류의 수직성분(Iw)과 연관된다. 그림 8과 같이 Model A의 실험의 경우 교량 주형의 중앙경

간 부위에서 목표 값에 비하여  $I_w$ 는 7%정도 과대평가되고 있는데 반하여 흐름방향 난류성분인  $I_u$ 는 목표 값보다 약 16%정도 부족하였다.  $I_w$ 가 주요한 흐름 특성 치입을 감안한다면, 모사된 기류조건은 전교 모형실험에 적절한 풍하중을 반영하였다. Model B의 실험의 경우는 교량 주형의 중앙경간 부위에서 목표 값에 비하여  $I_u$ 는 약 8%정도 더 컸다. 하지만  $I_w$ 는 실험실 여건상 측정을 할 수가 없었다.

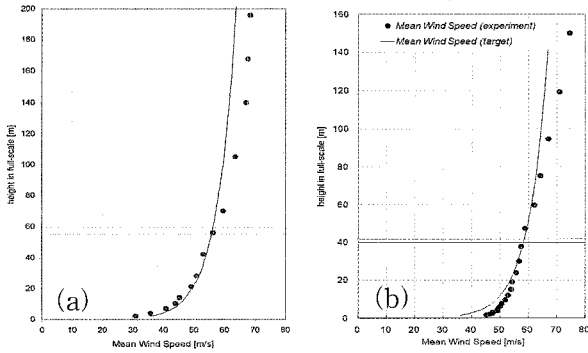


그림 7. 평균풍속( $V_{10}$ ): (a) Model A; (b) Model B

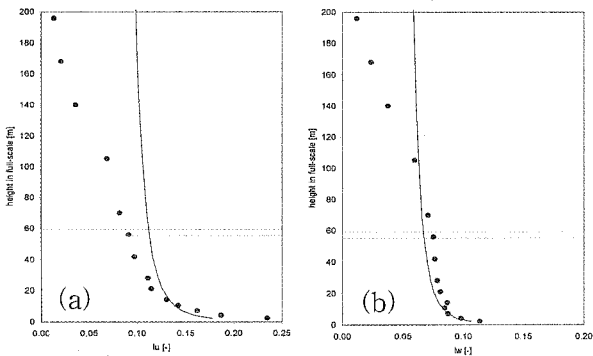


그림 8. 난류강도:

(a) Model A,  $I_u$ ; (b) Model A,  $I_w$ ; (c) Model B,  $I_u$

그림 9는 Model A의 풍동실험실에서의 길이방향, 수직방향 그리고 횡방향에 대한 난류스펙트럼을 각각 나타낸다. 실선은 난류길이  $\lambda$ 가 길이방향, 수직방향 그리고 횡방향에 대하여 각각 24m, 2m 그리고 7m인 Kaimal 스펙트럼이고 점은 풍동실험실에서의 측정값이다.

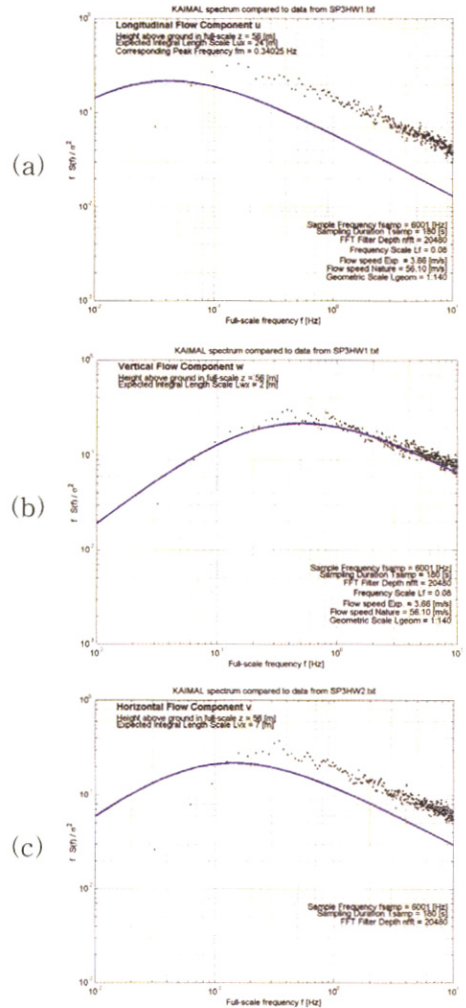


그림 9. 난류 스펙트럼 (Model A):

(a) longitudinal ; (b) vertical; (c) horizontal

### 3. 실험결과 및 고찰

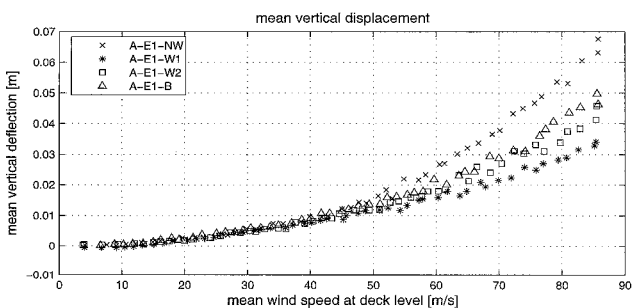
#### 3.1 수직 거동

가설단계에서의 설계속도( $V_d$ )와 한계풍속( $V_{cr}$ )에서의 중앙경간 캔틸레버 단부의 수직거동 RMS 값을 각 Case별로 표 4에 나타내었다. 그림 10에는 Model A의 34% 가설단계에서의 중앙경간 캔틸레버 단부의 평균 및 RMS응답을 나타내었다. 주형위치에서의 평균풍속 75m/s를 기준으로 응답값을 비교하였을 때 평균 수직 처짐 값은 A-E1-W1이 0.025m로 가장 작았으며 A-E1-NW의 처짐 값보다 약 46.6% 작은 값을 나타내었다. RMS변위는 A-E1-W1과 A-E1-B의 경우가 A-E1-NW에 비하여 각각 52%, 70% 줄어들며 안정된 응답을 나타내었다. A-E1-W2는 A-E1-NW보다 풍속 75m/s를 기준으로 평균값은 29%, RMS 값은 13% 감소하였다. 주형 위치에서의 평균풍속 75m/s를 기준으로 응답값을 비교하였

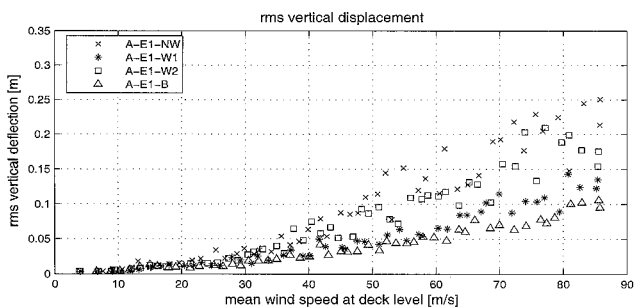
을 때 평균 수직 처짐 값은 A-E1-W1이 0.025m로 가장 작았으며 A-E1-NW의 처짐 값보다 약 46.6% 작은 값을 나타내었다. RMS변위는 A-E1-W1과 A-E1-B의 경우가 A-E1-NW에 비하여 각각 52%, 70% 줄어들며 안정된 응답을 나타내었다. A-E1-W2는 A-E1-NW보다 풍속 75m/s를 기준으로 평균값은 29%, RMS 값은 13% 감소하였다.

표 4. 수직거동의 RMS

Model	Case	V <sub>d</sub>	RMS	V <sub>cr</sub>	RMS
Model A 34%	A-E1-NW	50m/s	0.11m	75m/s	0.23m
	A-E1-W1	50m/s	0.05m	75m/s	0.11m
	A-E1-W2	50m/s	0.09m	75m/s	0.20m
	A-E1-B	50m/s	0.03m	75m/s	0.07m
Model A 93%	A-E2-NW	50m/s	0.54m	75m/s	0.86m
	A-E2-W1	50m/s	0.24m	75m/s	0.46m
	A-E2-W2	50m/s	0.21m	75m/s	0.45m
Model B 96%	A-E2-W3	50m/s	0.24m	75m/s	0.43m
	B-E-NW	51m/s	0.40m	72m/s	0.69m
	B-E-W1	51m/s	0.31m	72m/s	0.64m
	B-E-W2	51m/s	0.31m	72m/s	0.62m
	B-E-W3	51m/s	0.04m	72m/s	0.14m
	B-E-W4	51m/s	0.05m	72m/s	0.14m
	B-E-W5	51m/s	0.04m	72m/s	0.13m
	B-E-W6	51m/s	0.16m	72m/s	0.46m
	B-E-W7	51m/s	0.16m	72m/s	0.46m
B-E-W8	51m/s	0.06m	72m/s	0.15m	
B-E-W9	51m/s	0.06m	72m/s	0.16m	



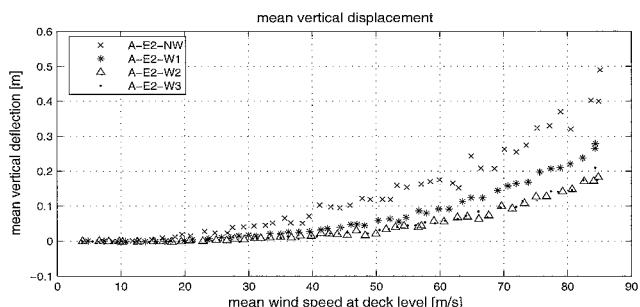
(a) 평균변위



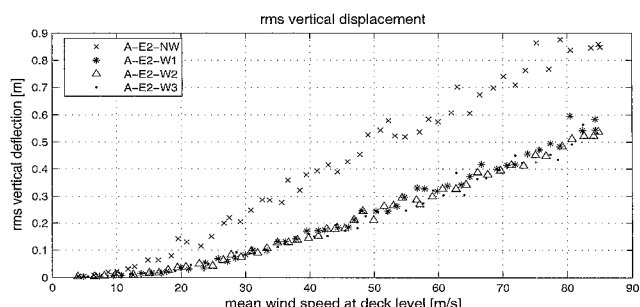
(b) RMS변위

그림 10. Model A의 가설단계 1(34%)에서의 수직방향 응답

그림 11에는 Model A의 93% 가설단계에서의 중앙경간 캔틸레버 단부의 평균 및 RMS응답을 나타내었다. 이 실험에서 내풍 케이블이 설치되지 않은 경우는 다양한 내풍 케이블이 설치된 경우보다 주형의 평균값 수직응답이 약 1.5에서 2.5배 정도 컸다. 최저 평균값 수직응답은 A-E2-W2와 A-E2-W3의 경우였다. 주형의 동적 수직 응답은 내풍케이블을 사용한 모든 케이스에서 유사하게 나타났으며, 이는 내풍 케이블이 없는 경우보다 각각 75%정도까지 진동이 억제되는 것을 알 수 있었다.



(a) 평균변위



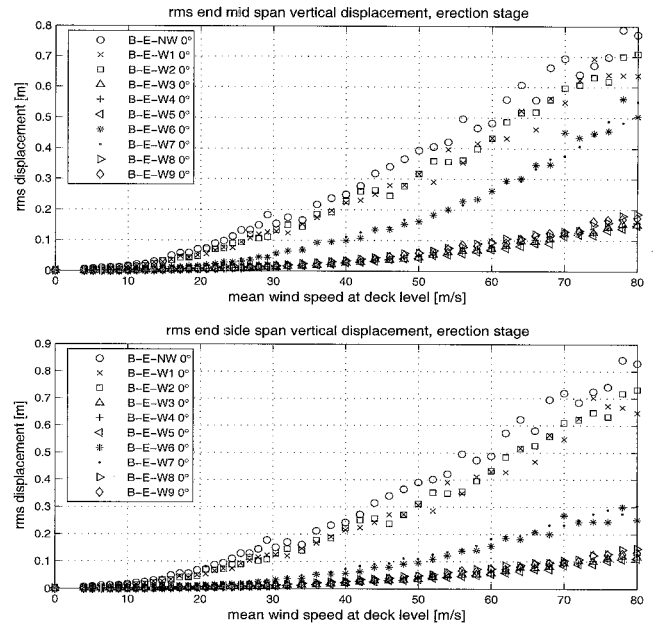
(b) RMS변위

그림 11. Model A의 가설단계 2(93%)에서의 수직방향 응답

그림 12에는 Model B의 96% 가설단계 시 중앙경간 및 측경간 수직변위의 평균 및 RMS 값을 수평풍각 0°에 대하여 나타내었다. 수평풍각 0°시 중앙경간 캔틸레버 단부의 수직평균변위는 B-E-W6, B-E-W7에서 B-E-NW 보다 약 60% 증가하여 가장 큰 값을 나타내었다. B-E-W1과 B-E-W2는 B-E-NW와 큰 차이가 없었다. B-E-W3, B-E-W4, B-E-W5, B-E-W8 그리고 B-E-W9는 서로 큰 편차 없이 내풍 케이블이 없는 경우에 비해 수직평균변위가 약 67% 감소하였다. 측경간 캔틸레버 단부의 수직평균변위는 B-E-W1과 B-E-W2가 B-E-NW에 비해 약 25% 작은 값을 나타냈으며 B-E-W6, B-E-W7는 음(-)의 값을 나타냈다. 수직 평균변위는 바람이 불지 않을 때의 위치를 기준으로 캔틸레버가 위쪽에 있을 때 양(+)의 값을 가지며 아래방향에 있을 때 음의 값을 갖는다. 측경간에서 B-E-W3~5, B-E-W8 그리고 B-E-W9의 수직평균변위는 B-E-NW와 약 81% 정도 차이

다. 중앙경간 부의 수직 RMS는 B-E-W5가 가장 안정적인 결과를 나타내었으나 B-E-W3, B-E-W4, B-E-W8 그리고 B-E-W9도 비슷한 제진효과를 보였다. B-E-W5는 B-E-NW에 비해 평균풍속 75m/s에서 진동이 약 81% 줄어들었다. 실험최대풍속에서 B-E-W1과 B-E-W2는 B-E-NW에 비하여 RMS 응답이 최소 10%이상 줄었지만 B-E-NW와 큰 차이가 없었다. B-E-W6, B-E-W7의 경우 RMS 변위 폭은 중앙경간 및 측경간에서 B-E-NW에 비해 각각 평균 30%, 64% 줄어들었다. 수평풍각 45°시 B-E-NW, B-E-W1 그리고 B-E-W2의 중앙경간 수직평균변위는 음(-)의 값을 나타내며 최대 0.1m 이하의 값을 나타냈다. B-E-W6, B-E-W7도 평균풍속 50m/s이상에서 평균변위가 증가하여 80m/s에서 약 0.1m 정도의 값을 나타냈다.

측경간의 수직평균변위는 B-E-W1과 B-E-W2가 B-E-NW와 80m/s에서 최대 17%의 차이를 보였으나 큰 편차는 없었다. B-E-W1과 B-E-W2를 제외한 모든 케이스의 평균 변위는 최소 80% 줄어들었다. 수평풍각 45°시 중앙경간 부의 수직 RMS는 수평풍각 0°의 경우와 비슷하였다. B-E-W6, B-E-W7의 RMS 변위 폭은 중앙경간 및 측경간에서 B-E-NW에 비해 각각 평균 47%, 69% 줄어들었다. 수직 내풍케이블이 측경간에만 설치되어 있는 경우 양 경간에서 모두 설치되어 있는 경우보다 측경간의 수직거동의 제어효과가 떨어지지만 중앙경간의 수직거동도 어느 정도 제어함을 알 수 있다.

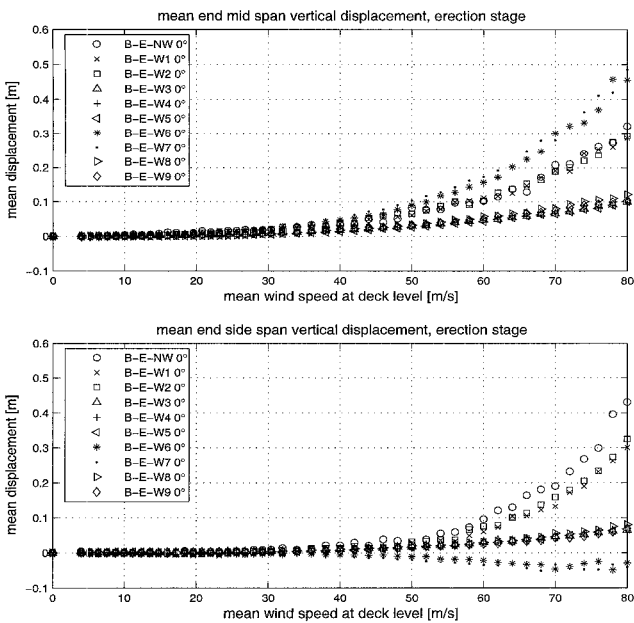


(b) RMS변위

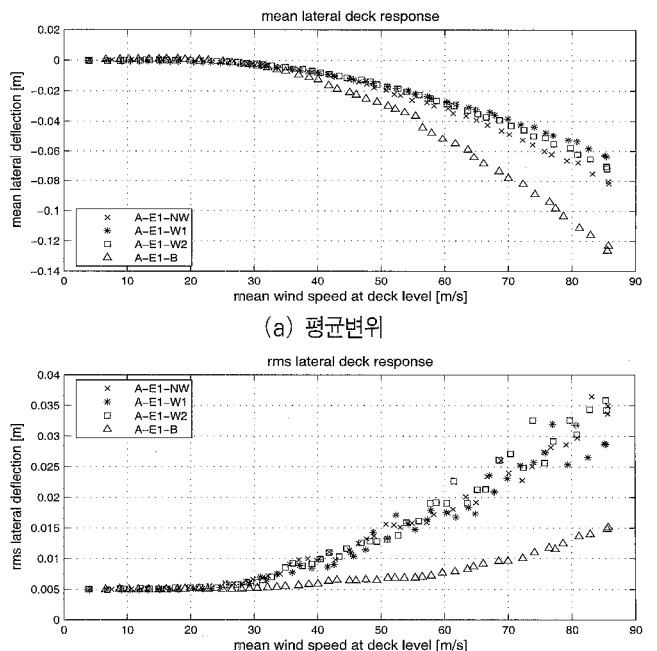
그림 12. Model B의 가설단계(96%)에서의 수직방향 응답

### 3.2 횡방향 거동

34% 가설단계실험에서의 Model A의 횡방향응답은 그림 13과 같이 다양한 내풍케이블의 배치에 따라 큰 편차는 없었지만 예외적으로 가설벤트가 설치된 A-E1-B의 경우 주형의 횡방향 평균값과 RMS응답에서 차이가 나타났다.



(a) 평균변위



(b) RMS변위

그림 13. Model A의 가설단계 1(34%)에서의 횡방향 응답



A-E1-B은 A-E1-NW의 경우보다 평균값이 54% 컸지만 RMS는 58% 작은 값을 나타내었다. 이는 가설벤트가 주형의 횡방향 거동을 구속하지는 않지만 정적 처짐에 의한 변위를 어느 정도 지지해주고 이에 따른 감쇠율의 증가로 응답이 적게 발생한 것으로 판단된다. 그림 14에는 Model A의 가설단계 93%에서의 횡방향 응답을 나타내었다. Model A의 경우 A-E2-W2와 A-E2-W3에서 평균 처짐값이 내풍케이블이 없는 경우보다 약 20% 작았지만 RMS 진폭은 오히려 컸다.

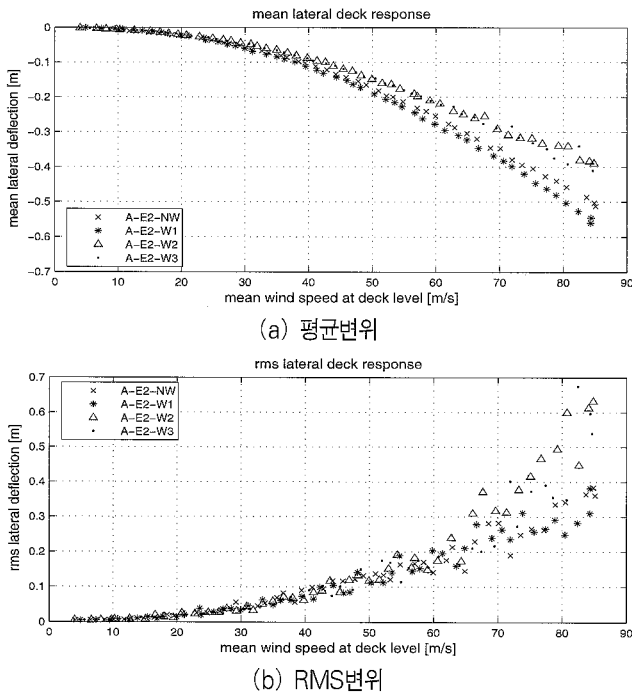


그림 14. Model A의 가설단계 2(93%)에서의 횡방향 응답

그림 15에는 Model B의 가설단계 96%에서의 중앙경간과 측경간에서의 횡방향 응답을 나타내었다. 내풍케이블의 배치에 따른 응답의 차이는 미소하였으며 특이한 경향성이 나타나지 않았다. 특히 교축직각 방향으로 12° 경사진 내풍케이블이 배치된 B-E-W9의 경우 횡방향 변위가 어느 정도 억제될 것으로 예상했지만 이의 횡방향 제진효과는 거의 없었다. 따라서 가설 시 횡방향 변위를 제어하기 위하여 교축직각방향으로 10° 내외로 경사진 내풍케이블을 배치하는 것은 무의미하다. 교축직각 방향으로 경사가 매우 클 경우 횡방향 변위의 제진 효과를 예상할 수도 있지만 시공성이 크게 저하될 가능성이 있다. 내풍케이블은 교축방향 변위의 제어에 효과가 없음을 확인할 수 있었다.

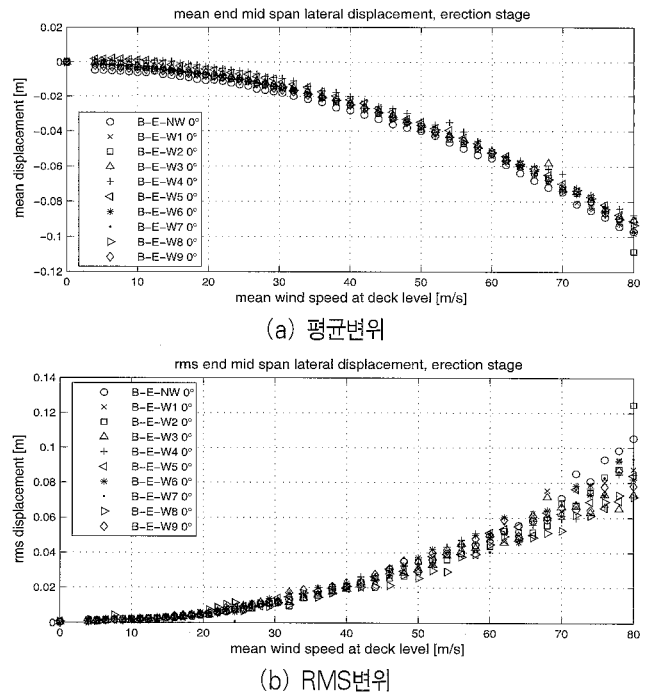


그림 15. Model B의 가설단계(96%)에서의 횡방향 응답

### 3.3 비틀림 거동

가설단계에서의 설계속도( $V_d$ )와 한계풍속( $V_{cr}$ )에서의 중앙경간 캔틸레버 단부의 비틀림 RMS 최대값을 각 Case별로 표 5에 나타내었다.

표 5. 비틀림 거동의 RMS

Model	Case	$V_d$	RMS	$V_{cr}$	RMS
Model A 34%	A-E1-NW	50m/s	0.026°	75m/s	0.079°
	A-E1-W1	50m/s	0.026°	75m/s	0.079°
	A-E1-W2	50m/s	0.030°	75m/s	0.086°
	A-E1-B	50m/s	0.022°	75m/s	0.057°
Model A 93%	A-E2-NW	50m/s	0.15°	75m/s	0.29°
	A-E2-W1	50m/s	0.18°	75m/s	0.38°
	A-E2-W2	50m/s	0.14°	75m/s	0.33°
Model B 96%	A-E2-W3	50m/s	0.13°	75m/s	0.28°
	B-E-NW	51m/s	0.079°	72m/s	0.23°
	B-E-W1	51m/s	0.072°	72m/s	0.19°
	B-E-W2	51m/s	0.072°	72m/s	0.18°
	B-E-W3	51m/s	0.040°	72m/s	0.12°
	B-E-W4	51m/s	0.048°	72m/s	0.12°
	B-E-W5	51m/s	0.040°	72m/s	0.12°
	B-E-W6	51m/s	0.048°	72m/s	0.13°
	B-E-W7	51m/s	0.049°	72m/s	0.13°
B-E-W8	51m/s	0.044°	72m/s	0.11°	
B-E-W9	51m/s	0.048°	72m/s	0.12°	

34% 가설단계실험에서의 Model A의 평균 풍속에 따른 중앙경간 캔틸레버 단부의 비틀림 응답은 그림 16과 같다.

모든 풍속에 대해 관찰한 결과 내풍케이블이 없는 경우를 포함한 모든 경우에서 공기역학적으로 안정함이 관찰되었다. 비틀림 평균값은 모든 풍속에서 미비하였으며 RMS변위 또한 최대실험풍속에서  $0.1^\circ$  내외였다. 비틀림 RMS는 가설벤트가 설치된 A-E1-B가 최대  $0.08^\circ$ 로 가장 작았다. 34% 가설단계의 중앙경간 캔틸레버의 길이는 중앙경간 총 연장의 약 17.5%인 83m로 비틀림에 의한 진폭이 크지 않았음을 알 수 있다.

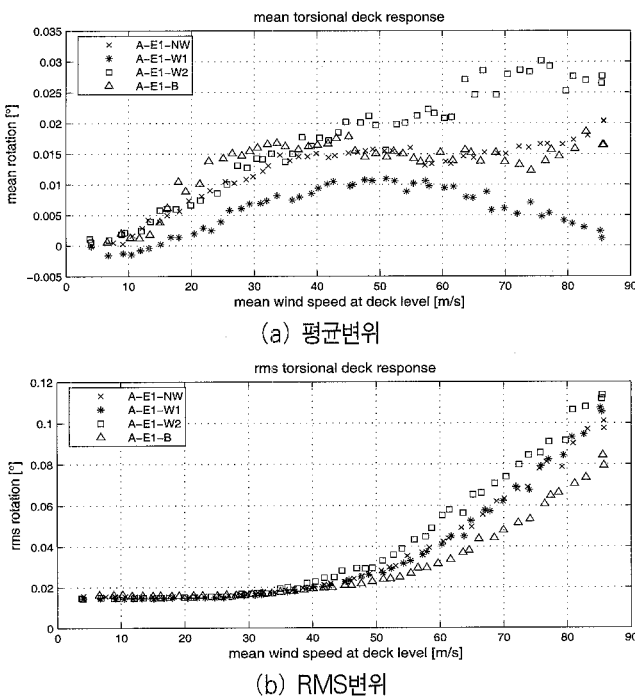


그림 16. Model A의 가설단계 1(34%)에서의 비틀림 응답

그림 17은 93% 가설단계실험에서의 Model A의 평균 풍속에 따른 주경간 캔틸레버 단부의 비틀림 응답 결과를 나타낸다. 93% 가설단계의 교량 모형을 실험의 모든 풍속에 대하여 살펴본 결과 34% 가설단계실험에서의 결과와 마찬가지로 내풍케이블이 없는 경우를 포함하여 임시 케이블이 설치된 모든 경우에서 공기역학적으로 안정하였다. 평균풍속 75 m/s를 기준으로 비틀림 평균변위는 내풍케이블이 없는 경우에 비하여 A-E2-W1은 23%, A-E2-W2는 58% 그리고 A-E2-W3는 77% 감소하였다. 하지만 비틀림 RMS변위는 큰 편차가 나타나지 않았다. Model A의 주형은 플레이트거더에 extensionor를 부착하여 비틀림 방향 내풍안정성이 어느 정도 확보되었기 때문에 판단된다.

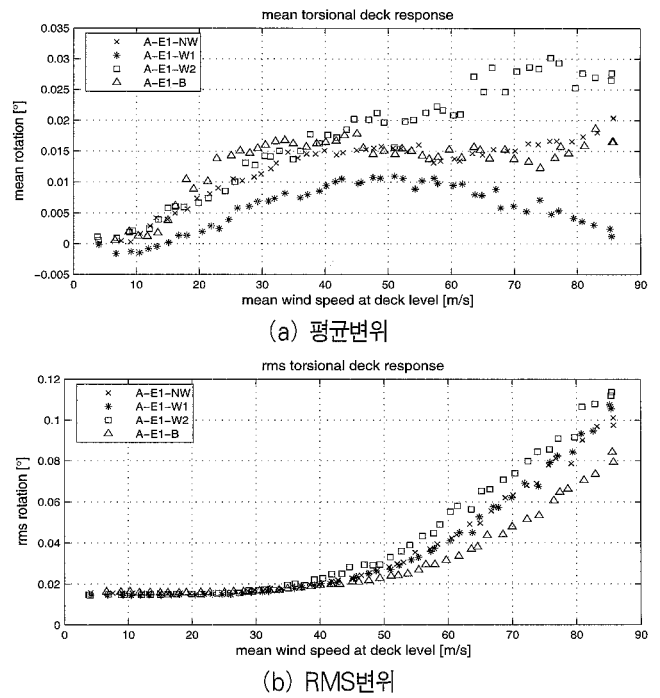
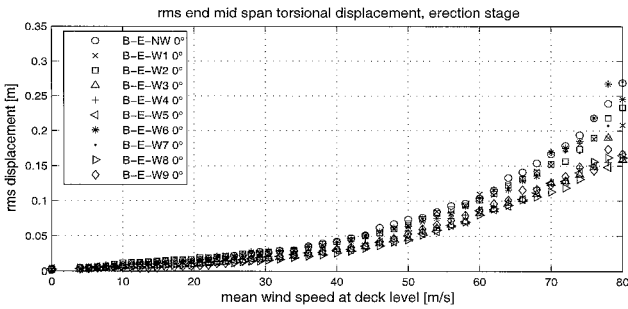


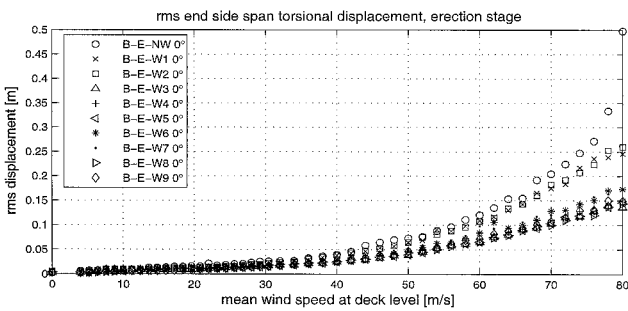
그림 17. Model A의 가설단계 2(93%)에서의 비틀림 응답

그림 18은 96% 가설단계실험에서의 Model B의 평균 풍속에 따른 중앙경간 및 측경간 캔틸레버 단부의 비틀림 RMS 응답이다. 수평풍각은  $0^\circ$ 와  $45^\circ$ 가 고려되었다. 비틀림 평균변위는 실험풍속 내에서  $0.06^\circ$  이하의 작은 값을 나타내며 일정한 경향성이 관측되지 않았으므로 본 논문에서는 수록하지 않았다. RMS 변위의 경우 내풍케이블의 배치에 따른 응답의 제진성에 따라 두 개의 그룹으로 나뉘었다. 중앙경간 캔틸레버 단부에서는 내풍케이블을 주탑부 기초에 경사지게 고정된 B-E-W1, B-E-W2와 측경간 캔틸레버 단부 쪽에만 내풍케이블을 설치한 B-E-W6, B-E-W7가 한 그룹을 이루며 내풍케이블을 설치하지 않은 B-E-NW와 비슷한 결과를 보였다. 하지만 다른 경우들은 이에 비하여 RMS값이 최대실험풍속을 기준으로 수평풍각  $0^\circ$ 와  $45^\circ$ 에서 각각 36%, 29%정도 감소하였다. 측경간 캔틸레버 단부에서는 B-E-W1와 B-E-W2를 제외한 모든 경우에서 응답이 어느 정도 감소하는 것을 확인할 수 있었다. 수평풍각  $0^\circ$ 에서 B-E-W1와 B-E-W2는 최대 실험풍속 80m/s에서 B-E-NW에 비해 RMS응답이 50%정도 작았으나 최대풍속 아래에서는 큰 차이를 보이지 않았다. 주탑부 기초에 경사방향으로 설치된 내풍케이블은 96% 가설 단계에서 비틀림 방향의 거동을 효과적으로 제어하지 못함을 알 수 있다. B-E-W6와 B-E-W7의 경우 측경간 캔틸레버 단부 쪽에는 수직 내풍케이블이 설치되어 있어 중앙경간과는 달리 측경간에서는 비틀림 거동이 효과적으로 제어되었다. B-E-W3~9의 비틀림 응답이 모든 풍속에서 큰 편차가 없는

것으로 미루어 캔틸레버 단부 부근에 내풍케이블이 설치되어 있는 경우 캔틸레버 중간사이에 배치되는 내풍케이블은 비틀림 거동에 큰 영향을 주지 않음을 알 수 있으며 내풍케이블의 수직방향, 교축방향의 경사 그리고 교축직각방향의 경사의 배치 또한 비틀림 거동에 주는 영향은 미비한 것으로 판단된다.



(a) 평균변위



(b) RMS변위

그림 18. Model B의 가설단계(96%)에서의 비틀림 응답

### 3.4 주탑 상부 가속도

그림 19~21에서 보듯이 임시 내풍케이블의 설치로 인하여 주탑 상부의 가속도는 큰 영향을 받지 않았다. 내풍케이블의 배치에 상관없이 모든 경우에서 내풍케이블이 설치되지 않은 경우와 비교하였을 때 주탑 상부의 가속도는 큰 편차가 없었다. 하지만 가설벤트가 설치된 Model A의 34% 가설단계의 경우 주탑 상부의 교축방향 가속도는 타 경우에 비하여 약 25% 감소하였다.

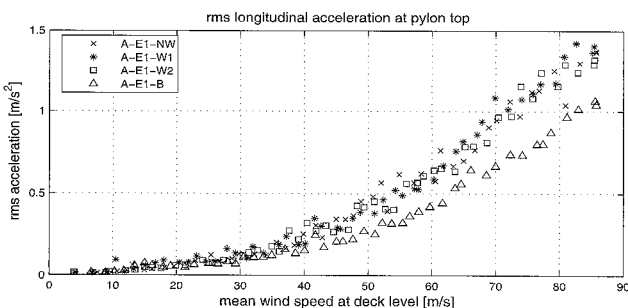


그림 19. Model A의 가설단계 1(34%)에서의 교축방향 가속도

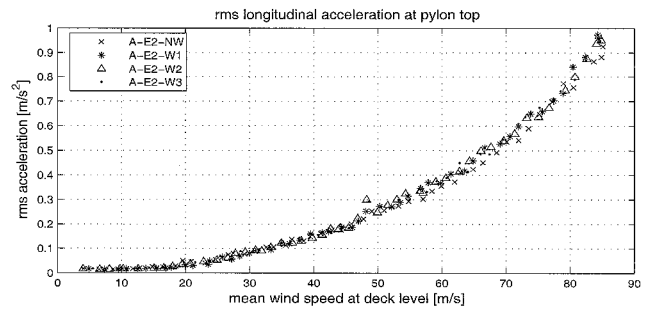


그림 20. Model A의 가설단계 2(93%)에서의 교축방향 가속도

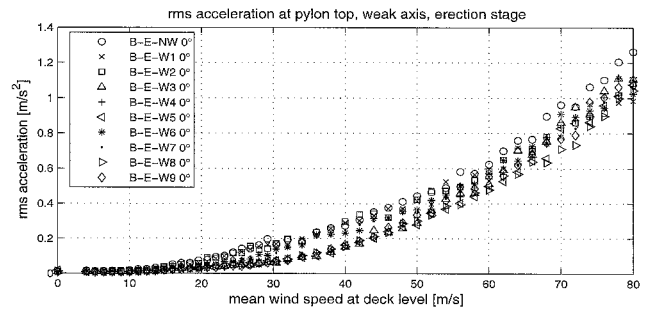


그림 21. Model B의 가설단계(96%)에서의 교축방향 가속도

### 3.5 주탑 하부 모멘트

밸런스드 캔틸레버의 시공 상태에서는 첫 번째 주탑 모드에 의해 발생하는 수직진동으로 인하여 강풍 시 주탑 하단부에 교축방향으로 큰 모멘트가 유발된다. 주탑 하단부에 스트레인 게이지를 부착하여 각 케이스별로 풍속별 모멘트의 평균 및 RMS를 측정하고 이를 비교하였다. 스트레인게이지의 부착 위치는 Model A의 경우 고도 3.8m이고 Model B의 경우 고도 3.75m이다.

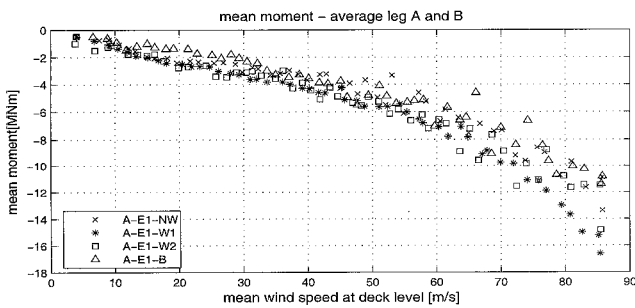
가설단계에서의 설계속도( $V_d$ )와 한계풍속( $V_{cr}$ )에서의 주탑 하부의 RMS 최대값은 각 Case별로 표 6에 나타나있다. 그림 22는 34% 가설단계실험에서의 Model A의 평균 풍속에 따른 주탑 하부의 교축 방향 모멘트이다. A-E1-W2는 풍속의 증가에 따라 발생하는 RMS 모멘트 값에 대해 A-E1-NW와 큰 차이를 나타내지 않았다. 주탑부 경사 내풍케이블은 주탑의 거동을 효과적으로 제어하지 못함을 알 수 있다. 평균풍속 75m/s에서 A-E1-W1은 A-E1-NW에 비하여 모멘트의 RMS 값이 약 44% 감소하였고 가장 작은 모멘트가 발생한 A-E1-B는 약 53% 감소하였다. 그러나 A-E1-W2는 A-E1-NW와 큰 차이가 없었으며 때때로 보다 큰 값을 나타내기도 하였다. 평균 풍속에 따른 주탑 하부의 모멘트의 평균값은 큰 차이가 없었다.

Model A의 96% 가설단계에서의 평균 풍속에 따른 주탑 하부의 교축 방향 모멘트는 그림 23과 같다. 임시 내풍케이블

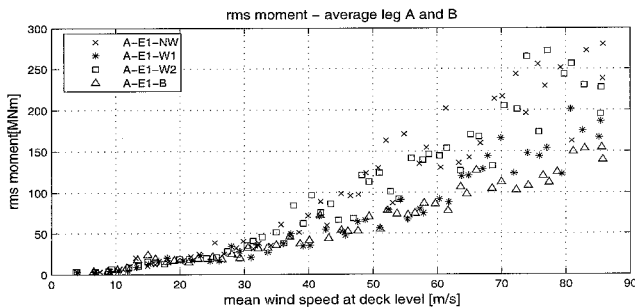
의 설치로 인하여 주탑 하부에 발생하는 약축방향의 휨 모멘트는 상당히 줄어들었다. A-E2-W1의 모멘트 평균값은 A-E2-NW에 비하여 최대실험풍속에서 약 63% 줄었으며 A-E2-W2와 A-E2-W3은 90%이상 감소하였다. 모멘트 RMS 값은 내풍케이블을 설치한 모든 경우에서 큰 편차없이 내풍케이블이 없는 경우에 비하여 모든 풍속구간에서 30% 내외로 줄어들었다.

표 5. 주탑 하부 모멘트의 RMS 최대값

Model	Case	V <sub>d</sub>	RMS	V <sub>cr</sub>	RMS
Model A	A-E1-NW	50m/s	130MNm	75m/s	256MNm
	34% A-E1-W1	50m/s	66MNm	75m/s	144MNm
	A-E1-W2	50m/s	121MNm	75m/s	173MNm
	A-E1-B	50m/s	60MNm	75m/s	120MNm
Model A	A-E2-NW	50m/s	181MNm	75m/s	301MNm
	93% A-E2-W1	50m/s	93MNm	75m/s	188MNm
	A-E2-W2	50m/s	88MNm	75m/s	179MNm
	A-E2-W3	50m/s	88MNm	75m/s	175MNm
Model B	B-E-NW	51m/s	110MNm	72m/s	175MNm
	B-E-W1	51m/s	100MNm	72m/s	187MNm
	B-E-W2	51m/s	100MNm	72m/s	181MNm
	B-E-W3	51m/s	32MNm	72m/s	92MNm
	96% B-E-W4	51m/s	35MNm	72m/s	81MNm
	B-E-W5	51m/s	29MNm	72m/s	77MNm
	B-E-W6	51m/s	50MNm	72m/s	118MNm
	B-E-W7	51m/s	50MNm	72m/s	110MNm
	B-E-W8	51m/s	30MNm	72m/s	71MNm
B-E-W9	51m/s	38MNm	72m/s	78MNm	

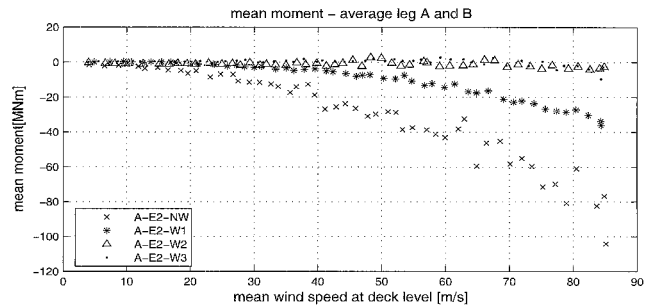


(a) 평균변위

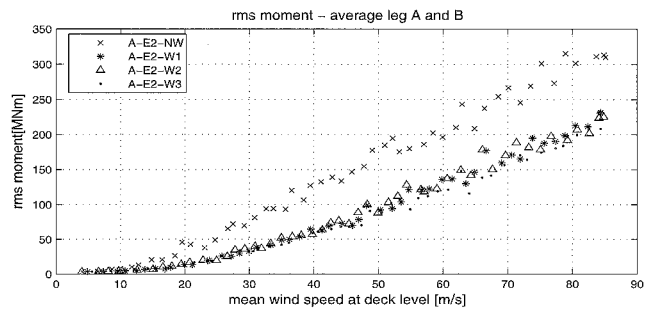


(b) RMS모멘트

그림 22. Model A의 가설단계 1(34%)에서의 모멘트



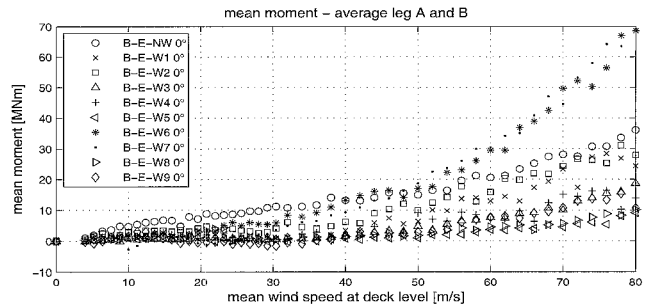
(a) 평균변위



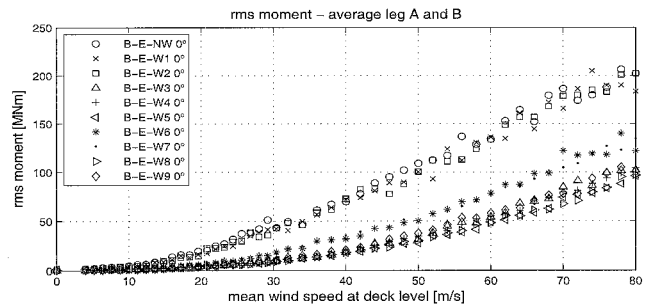
(b) RMS모멘트

그림 23. Model A의 가설단계 2(93%)에서의 모멘트

그림 24는 Model B의 96% 가설단계실험에서의 평균 풍속에 따른 주탑 하부의 교축 방향 모멘트이다.



(a) 평균변위



(b) RMS모멘트

그림 24. Model B의 가설단계(96%)에서의 모멘트

B-E-W1과 B-E-W2의 모멘트 RMS는 B-E-NW와 차이가 없었다. 예비항로 등의 문제로 측경간에만 수직 내풍케이블을 설치한 B-E-W6과 B-E-W7의 경우 B-E-NW보다 주

탑 하부에 걸리는 모멘트의 RMS가 약 35%~40% 줄어들었지만 평균모멘트는 약 2배 정도가 증가하였다. 시공 시 캔틸레버 한 쪽에만 내풍케이블을 설치하여도 진동에 의해 주탑 하부에 발생하는 모멘트를 효과적으로 감소시킬 수 있지만 한 쪽에만 장력이 가해진 내풍케이블을 설치함으로써 초기 변형에 의한 모멘트의 불균형이 발생함을 알 수 있다. 이 경우 양쪽 캔틸레버의 평형조건을 만족시키기 위하여 반대쪽 캔틸레버에 부가 중량(Counterweight)을 가하거나 내풍케이블의 장력을 제거하고 주탑부 기초와 연결되는 경사 내풍케이블과 조합하는 것이 고려될 수 있다(조재영 등 2006). 모멘트 값의 크기에 있어 B-E-W3, B-E-W4, B-E-W5, B-E-W8 그리고 B-E-W9는 큰 차이가 없었다.

#### 4. 결 론

본 연구에서는 가설단계별로 다양한 내풍케이블 배치에 따른 가설 중 사장교의 동적 풍하중의 영향을 살펴보고 가장 효과적인 내풍케이블의 배치를 제안하였다. 두 개의 사장교 전 교모형에 대한 실험을 통해 얻어진 결과는 다음과 같다.

- (1) 내풍케이블 시스템은 주로 주탑에서 최대의 휨모멘트를 발생시키는 주형의 첫 번째 비대칭 수직모드의 응답을 감소시키기 위하여 설계된다. 실험결과 가설 중 설치되는 내풍케이블은 주형의 수직 및 비틀림 응답과 주탑 하부 모멘트를 상당히 줄일 수 있었으나 주형의 횡방향 응답과 주탑 상부의 가속도에는 큰 영향을 주지 않았다.
- (2) 우물통에 경사방향으로 고정되는 내풍케이블은 캔틸레버 가설 초기단계(34%)에서 수직응답을 다소 제어하였으나 이 후 단계부터는 제진효과가 거의 없었다. 우물통에 경사방향으로 고정되는 내풍케이블은 캔틸레버 단부 부근에 설치된 경우에만 어느 정도 효과가 나타남을 알 수 있다. 하지만 내풍케이블의 경사각이 작아지면 케이블의 수직방향 강성도 매우 작아지게 되므로 내풍케이블이 설치 가능한 거더 지점에는 한계가 있다. 우물통과 거더를 연결하는 내풍케이블의 배치형태에 따른 응답의 차이는 없었다.
- (3) 캔틸레버의 길이가 약 210m인 벨런스드 캔틸레버 상태에서 캔틸레버 당 네 개의 수직 내풍케이블이 설치된 경우와 우물통과 거더를 연결하는 내풍케이블과 캔틸레버 당 두 세트의 경사케이블이 조합된 경우가 가장 효과적이었다. 캔틸레버 당 두 세트의 경사케이블만 설치된 경우도 제진효과가 뛰어났다.
- (4) 캔틸레버의 길이가 약 105m인 벨런스드 캔틸레버 상

태에서는 캔틸레버 당 네 개의 수직 내풍케이블이 설치된 경우가 가장 제진성이 좋았다. 하지만 캔틸레버 당 두 세트의 경사케이블이 설치된 경우, 캔틸레버 단부 부근에만 두 개의 수직 내풍케이블을 설치한 경우 그리고 우물통과 거더를 연결하는 내풍케이블과 캔틸레버 당 두 개의 수직케이블이 조합된 경우도 10% 내외로 비슷한 제진효과를 나타내었다. 측경간 캔틸레버에만 설치되는 수직 내풍케이블 시스템은 충분히 효과적이지는 않지만 수직 및 비틀림 진동변위와 주탑하부의 모멘트 응답을 상당부분 감소시키므로 임시항로 문제가 발생하는 경우 대안으로서 고려할만 하다.

- (5) 중앙경간 캔틸레버의 길이가 83m, 측경간 캔틸레버의 길이가 71m인 벨런스드 캔틸레버 상태에서는 가설벤트와 캔틸레버 당 두 개의 경사케이블이 설치된 경우가 가장 효과적인 것으로 나타났다. 가설벤트가 설치된 경우 캔틸레버 단부의 RMS 변위와 주탑 하부의 모멘트 RMS가 가장 작았다. 가설벤트는 내풍케이블에서 제어하지 못하는 횡방향 RMS 진동을 효과적으로 제어하였지만 횡방향의 평균변위를 과도하게 발생시켰다.
- (6) 내풍케이블 시스템에서 횡방향 변위를 제어하기 위해 교축직각방향으로 12° 경사진 내풍케이블을 설치하였으나 큰 효과가 없었다. 이는 경사각이 작아 내풍케이블의 횡방향 강성이 확보되지 못했기 때문이다. 교축직각방향으로의 경사가 보다 증가될 경우 이의 효과가 나타날 것으로 판단된다.

#### 참 고 문 헌

김호경, 조서경(2004a) 사장교 내풍케이블 설계를 위한 버페팅 해석, 대한토목학회논문집, 제24권, 제3A호, pp.517- 523.  
 김호경, 조서경(2004b) 700m급 강사장교 주탑기초 설계를 위한 버페팅 해석, 대한토목학회논문집, 제24권, 제6A호, pp. 1275-1281.  
 김영민, 김창환, 이학은(2003) 가설단계를 고려한 현수교의 풍동 실험, 한국풍공학회 학술발표논문집, pp.85-90.  
 조재영, 심중환, 이학은, 권오훈(2006) 강 사장교 가설 중 임시 제진방법에 대한 풍동실험 연구, 한국강구조학회논문집, 제 18권, 제1호, pp.33-45.  
 Cobo del Arco, D. (2001) Improving the wind stability of suspension bridges during construction, *J. Struct. Engrg.* ASCE, 127(8), pp.860-875.  
 Ge, Y.J., Tanaka, H. (2000) Aerodynamic stability of long-span suspension bridges under erection, *J. Struct. Engrg.* ASCE, 126(12), pp.1404-1412.  
 Lee, H.E., et al. (2005) *Full bridge model tests for Lot*

- 1, *Busan-Geoje Fixed Link, Korea*, Korea University Research Center for Disaster Prevention Science and Technology.
- Kimura, K., Nakamura, S., Tanaka, H. (1994) Buffeting analysis for cable-stayed bridges during construction in yawed wind, *Cable-stayed and suspension bridges*, pp.109-116.
- Larsen, A. (1995) Prediction of Aeroelastic Stability of Suspension Bridges during Erection, Proceeding of 9th International Conference on Wind Engineering, New Delhi, pp.917-927.
- Larsen, S. V. (2005) *Full bridge model tests for Lot 2, Busan-Geoje Fixed Link, Korea*, FORCE Technology, Division for Maritime Industry (DMI), Kgs. Lyn- gby, Denmark.
- Tanaka, H. (1998) Aerodynamics of Long-span Bridges during Erection, In: Larsen, A., Esdahl, S. (Ed-s.), *Bridge Aerodynamics*, Balkema, Rotterdam, pp. 119-127.
- Zhang, X. (2004) Investigation on aerodynamic stability of long-span suspension bridges under erection, *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* 92, pp. 1-8.
- Zhang, X., Sun, B., Xiang, H. (2005) Aerodynamic stability of cable-stayed bridges under erection, *J. Zhejiang Univ. SCI.*, 6A(3), pp. 175-180.
- (접수일자 : 2006. 9. 15 / 심사일 2006. 10. 13 / 심사완료일 2007. 1. 2)