연구개발 최종보고서·요약서

Ⅰ. 인쇄 규격

1. 크기: A4 신판(가로 210㎜ * 세로 297㎜)
2. 제본: 좌철
3. 용지
   가. 표지: 백상지(150g/㎡)
   나. 내용: 백상지(80g/㎡)
4. 인쇄 방법
   가. 표지: 바탕 백색, 활자 흑색
   나. 내용: 흑색 지정 활자

Ⅱ. 편집 순서

1. 표지
2. 제출문
3. 보고서 요약서
4. 국문 요약문
5. 영문 요약문
6. 영문 목차
7. 본문 목차
8. 뒷면지

Ⅲ. 참고 사항

전자 조판 인쇄 시에는 이에 준한다.

Ⅳ. 편집 순서별 서식

1. 표지

(옆면)　　(앞면)

17CTAP-C133500-01

부유식 주탑을 갖는 초장대교량 핵심해석기술개발 최종보고서

2019

국토교통부

국토교통과학기술진흥원

보안 과제( ), 일반 과제(√) / 공개(√), 비공개( )발간등록번호()
국토교통기술촉진연구사업 제2차 연도 최종보고서

R&D/ 17CTAP-C133500-01

부유식 주탑을 갖는 초장대교량 핵심해석기술개발

최종보고서

2019.03.30.

주관연구기관 / 대전대학교 산학협력단
협동연구기관 / 고려대학교 산학협력단

국토교통부
국토교통과학기술진흥원

제 출 문

국토교통과학기술진흥원 귀하

'부유식 주탑을 갖는 초장대교량 핵심 해석기술개발'(연구개발 기간 : 2017.6.30 ~ 2019.3.31) 과제의 최종보고서 10부를 제출합니다.

2019. 5. 10.

주관연구기관명 : 대전대학교 산학협력단 (대표자) 황석연 (인)

협동연구기관명 : (대표자) (인)

참여기관명 : 고려대학교 산학협력단 (대표자) 허 준 (인)

주관연구기관책임자: 김승준
협동연구기관책임자:
참여기관책임자: 한상윤

국토교통부소관 연구개발사업 운영규정 제29조에 따라 최종보고서 열람에 동의합니다.

3. 보고서 요약서

보고서 요약서

<table>
<tr><td>과제 고유 번호</td><td>17CTAP</td><td>해당 단계 연구 기간</td><td>2018.1.1.~2019.3.30</td><td>단계구분</td><td>(2차연도)/(2차연도)</td></tr>
<tr><td rowspan="2">연구사업명</td><td>중사업명</td><td colspan="4">2017년 국토교통기술촉진연구사업</td></tr>
<tr><td>세부사업명</td><td colspan="4">2017년 창의도전연구분야 (기초원천)</td></tr>
<tr><td rowspan="2">연구과제명</td><td>대과제명</td><td colspan="4">대과제가 있을 경우 기재합니다(단위과제일 경우에는 아래에 기재합니다)</td></tr>
<tr><td>세부과제명</td><td colspan="4">부유식 주탑을 갖는 초장대교량 핵심 해석기술 개발</td></tr>
<tr><td rowspan="2">연구책임자</td><td rowspan="2">김승준</td><td>해당단계 참여연구원 수</td><td>총: 19명
내부: 3명
외부: 16명</td><td>해당단계 연구비</td><td>정부:220,000천원
민간: 천원
정부외: 천원
상대국: 천원
계: 천원</td></tr>
<tr><td>총 연구기간 참여연구원 수</td><td>총: 19명
내부: 3명
외부: 16명</td><td>총 연구비</td><td>정부:370,000천원
민간: 천원
정부외: 천원
상대국: 천원
계: 천원</td></tr>
<tr><td>연구기관명 및 소속 부서명</td><td colspan="2">대전대학교 산학협력단</td><td colspan="2">참여기업명
고려대학교 산학협력단</td></tr>
<tr><td>국제공동연구</td><td colspan="2">상대국명:</td><td colspan="2">상대국 연구기관명:</td></tr>
<tr><td>위탁연구</td><td colspan="2">연구기관명:</td><td colspan="2">연구책임자:</td></tr>
</table>

※ 국내·외의 기술개발 현황은 연구개발계획서에 기재한 내용으로 갈음

연구개발성과의 보안등급 및 사유	보안등급 : 일반

9대 성과 등록·기탁번호

구분	논문	특허	보고서 원문	연구시설·장비	기술요약 정보	소프트웨어	화합물	생명자원		신품종	
								생명 정보	생물 자원	정보	실물
등록·기탁 번호											

국가과학기술종합정보시스템에 등록한 연구시설·장비 현황

구입기관	연구시설·장비명	규격 (모델명)	수량	구입연월일	구입가격 (천원)	구입처 (전화)	비고 (설치장소)	NTIS 등록번호

요약(연구개발성과를 중심으로 개조식으로 작성하되, 500자 이내로 작성합니다)

· 본 연구는 부유식 주탑을 갖는 초장대교량의 핵심 해석기술개발을 목표로 함
· 세부 개발기술로는, 부유식 케이블지지교량의 초기형상해석기술, 유체동역학이론 기반의 전체계해석기술, 극한해석기술, 케이블 및 계류계 단선해석기술, 계류계 피로해석기술로 구성됨
· 개발기술을 통해 부유식 케이블지지교량의 주요한 정·동적 구조거동특성을 규명하고, 이를 바탕으로 부유식 교량의 합리적 설계방안을 제시함
· 2.0㎞ 길이를 갖는 초장대 부유식 케이블지지교량의 구조안전성, 사용성, 피로성능분석을 통해 실효성을 분석함

보고서 면수

148 pages

4. 국문 요약문

연구의 목적 및 내용	연구목적 : 부유식 주탑을 갖는 초장대 해상교량 핵심 해석기술 개발, 2.0km 이상 지간장을 갖는 부유식 초장대교량의 주요 구조거동 규명 및 실효성 분석 연구내용 ◎ 부유식 초장대 케이블지지교량 핵심 해석기술 개발 ▪ 부유식 초장대케이블지지교량의 초기형상해석기법 ▪ 부유식 초장대케이블지지교량의 전체계 유체-구조동역학 해석기법 ▪ 부유식 초대형 주탑의 안정성 및 운동성능 해석기법 ▪ 부유식 초장대케이블지지교량 극한해석기법 ▪ 부유식 초장대케이블지지교량 케이블 단선 해석기법 ▪ 부유식 초장대케이블지지교량 계류계 단선 해석기법 ▪ 계류계 피로해석기법 ▪ 계류계 지지구조물-해저지반 간 상호작용해석기법 개발 ◎ 부유식 초장대 케이블지지교량의 주요 동적 거동 특성 규명 ▪ 케이블배치 및 장력분포에 따른 부유식 초장대케이블지지교량 정적 거동 특성분석 ▪ 주요환경하중이 부유식 초장대케이블지지교량의 동적거동에 미치는 영향 분석 ▪ 부유식 초대형 주탑의 안전성 특성 분석 ▪ 부유식 초장대케이블지지교량 극한거동특성 분석 ▪ 케이블단선이 부유식 초장대케이블지지교량의 거동 특성 변화에 미치는 영향분석 ▪ 계류선단선이 부유식 초장대케이블지지교량의 거동 특성 변화에 미치는 영향분석 ▪ 정동적 하중을 받는 특수구조 주탑의 전체적/국부적 거동 특성 분석 ▪ 2.0km 지간장을 갖는 부유식 초장대케이블지지교량 전체계 및 주요부재 구조거동특성 및 성능 분석을 통한 실효성 분석
연구개발성과	◎ 부유식 초장대 케이블지지교량 핵심 해석기법 및 전용해석프로그램 ◎ 부유식 초장대 케이블지지교량의 주요 구조거동 ◎ 2.0km 이상 지간장을 갖는 부유식 초장대 케이블지지교량의 실효성 평가
연구개발성과의 활용계획 (기대효과)	◎ 활용계획 ▪ 실제적 현장적용을 위한 노력 - 부유식 초장대교량의 핵심적인 해석 및 설계기술에 대해 국내외 유력 저널지에 논문 투고를 통해 초장대교량 및 부유식 초대형구조물 분야의 학계, 산업계, 연구계 전문가들에게 엄정한 검증을 유도 - 관련분야 국내외 전문 학술대회에서 연구결과논문을 발표하여 본 연구에 대한 기술적 홍보 - 연구결과 도출되는 기술을 특허출원(또는 소프트웨어 등록)하고, 향후 이 분야의 엔지니어링 업무를 수행하게 될 국내 기업에 적극적인 기술지원 노력 ▪ 후속 심화 연구기획

	– 이 분야의 국내 엔지니어링 및 시공역량 극대화를 위한 심화연구의 기획 및 제안 · 부유식 초장대케이블지지교량의 설계 및 해석 자동화 기술 · 효과적인 시공기술 (ICT-IOT 기술, 드론, AI 등 4차산업기술기반) · 시공 및 운영 중 지능형 능동적 모니터링 기반 유지관리기술 (ICT-IOT 기술, 드론, AI 등 4차산업기술기반) · 동적 운동 제어를 위한 기기 및 장비 기술 등 ◎기대효과 ▪ 기술적 측면 – 대상해역의 지리적 제약을 받지 않는 부유식 초장대케이블지지교량의 핵심적인 설계 및 해석기술 개발 – 2.0 km 이상의 지간장을 갖는 초장대교량 핵심기술확보 및 엔지니어링역량 강화 ▪ 경제적·산업적 측면 – 부유식 케이블지지교량이라는 신형식 초장대교량의 핵심 설계 및 해석기술 개발을 통해 2.0km 이상의 지간장을 갖는 초장대교량 시장에서 기술력 우위를 바탕으로 한 시장선도 – 건설산업 내 고부가가치사업분야인 설계계획 및 기본설계와 관련한 국내기술경쟁력 극대화 가능 – 초장대교량분야 엔지니어링역량 강화를 통한 기술자립화 및 해외건설사업에서의 이윤 극대화 기대 ▪ 사회적 측면 – 대상해역의 지리적 제약을 받지 않는 신형식 초장대교량기술의 개발을 통해 큰 폭원을 갖는 강이나 협만 및 해상을 건너는 매우 효과적이고 경제적인 교통시설물 도입 가능 – 미래핵심기술선도형 연구개발을 통한 초대형 초장대구조물 건설분야 이론 및 기술발전에 기여

핵심어 (5개 이내)	초장대교량	부유식교량	현수교	사장교	엔지니어링

5. 영문 요약문

〈 SUMMARY 〉

Purpose & Contents	1. Purpose Development of fundamental analysis technologies of the floating long-span bridges and investigation of feasibility of the 2.0km long-span grand bridge with floating towers 2. Contents ◎ Development of fundamental analysis methodologies of the floating long-span bridges ▪ Initial shape analysis of the floating cable-stayed bridges ▪ Global performance analysis based on hydrodynamics ▪ Motion and structural safety analysis of very large floating towers ▪ Ultimate analysis of the floating cable-stayed bridges ▪ Cable failure analysis ▪ Mooring failure analysis ▪ Mooring fatigue analysis ◎ Investigation of the structural behavioral characteristics of the foating long-span bridges ▪ Investigation of the static behavior of the structure with various cabe-arrangement and initial tension distribution ▪ Investigation of the effect of environmental conditions on the global performance of the floating long-span bridges ▪ Investigation of the structural safety and stability of the floating towers ▪ Investigation of the effect of the sudden cable failure on the change of the structural states and behaviors ▪ Investigation of the effect of the sudden mooring failure on the change of the structural states and behaviors ▪ Evaluation of the global performance of the 2.0km long-span bridges with floating towers
Results	◎ Method and developed program for fundamental analysis of the floating long-span bridges ◎ Investigation of significant structural behavioral characteristics of the floating long-span bridges ◎ Feasibility study result of the 2.0km long-span cable-stayed / suspended bridges with floating towers
Expected Contribution	▪ Technology point of view - Developing very fundamental and significant analysis techniques of floating long-span bridges - Increasing the basic engineering abilities for analyzing and designing the 2.0km long floating grand bridges ▪ Economic/Industrial point of view - Leading the world long-span bridge market by development of the core technologies of analysis and design for floating long-span bridges, the new-type future bridge systems - Increasing the competitiveness of Korean industrial groups by enhancing the fundamental engineering abilities in construction industry ▪ Social point of view - Developing the new-type long-span bridges which can be constructed

	at any environmental, geographical, and design conditions - Contributing to evolution of theory and technology of mega structure construction industry				
Keywords	Long-span bridge	Floating bridge	Suspended bridge	Cable-stayed bridge	Engineering

6. 영문 목차

1. Introduction ····· 1
2. Background and literature review ····· 9
3. Research results ····· 13
4. Achievement and contribution ····· 156
5. Plan for application of the achievement ····· 157
6. Collected international science and technology ····· 157
7. Security level ····· 158
8. Registered Research facility and tools ····· 158
9. Implementation of safety management in a laboratory ····· 158
10. Main research achievement ····· 158
11. Etc ····· 160
12. References ····· 160

7. 본문 목차

〈 목 차 〉

1. 연구개발과제의 개요 ····· 1
2. 국내외 기술 개발 현황 ····· 9
3. 연구수행내용 및 성과 ····· 13
4. 목표 달성도 및 관련 분야 기여도 ····· 156
5. 연구개발성과의 활용 계획 ····· 157
6. 연구 과정에서 수집한 해외 과학기술 정보 ····· 157
7. 연구개발성과의 보안등급 ····· 157
8. 국가과학기술종합정보시스템에 등록한 연구시설 · 장비 현황 ····· 158
9. 연구개발과제 수행에 따른 연구실 등의 안전 조치 이행 실적 ····· 158
10. 연구개발과제의 대표적 연구 실적 ····· 158
11. 기타 사항 ····· 160
12. 참고 문헌 ····· 160

8. 본문

제1장. 연구개발과제의 개요

1. 연구개발 목적

○ 본 연구는 깊은 수심의 해상환경적 제약을 혁신적으로 극복할 수 있는 신형식 교통시스템인 부유식 초장대 케이블지지교량을 연구함

○ 부유식 주탑을 갖는 초장대교량의 합리적인 설계 및 시공을 위해서는 구조물의 사하중과 부력, 차량하중 및 다양한 환경하중(바람, 파도, 조류 등)에 대한 구조적 반응을 직관적으로 해석할 수 있는 기술이 필수적임

○ 따라서 본 연구에서는 부유식 주탑을 갖는 초장대교량의 핵심 해석기술을 개발하고자 함

○ 본 연구에서 목표한 세부 해석 기술은 다음과 같음

- 부유식 케이블지지교량의 초기형상해석
- 유체동역학이론 기반의 전체계 동적 해석
- 부유식 초대형 주탑의 안전성 해석
- 전체계 정적 극한해석
- 케이블 및 계류계 단선 해석
- 계류계 피로 해석

○ 개발해석기술을 바탕으로 부유식 케이블지지교량의 주요한 정·동적 구조거동을 면밀히 분석하고 원리를 규명함

2. 연구개발의 필요성

○ 일반적인 해상 장대교량기술

일정한 폭원 이상의 강이나 바다 및 협만 등을 건너기 위한 교통 시설물로써 해상장대교량이나 해저터널이 주로 적용되어 왔다. 해저 터널을 건설하기 위해서는 기본적으로 계획 노선을 따라 일정 크기 이상 구경에 대한 대규모 해저 지반 굴착 작업이 선행되어야 하는데, 이 해저 지반 굴착 작업에 막대한 비용과 시간이 소요되고, 굴착 시 발생하는 토사의 처리와 관련한 방안이 필수적이다. 이에 더하여 해저 지반의 굴착 시공 시 발생 가능한 안전사고에 대한 위험성이 존재하여 이에 대한 엄정한 대처방안 역시 요구된다.



(a) 완공 후 해상 장대교량 (b) 해상 장대교량의 기초 및 기둥 공사

그림 1.1 해상 장대교량

일반적인 해상 교량 (그림 1.1)을 구성하는 주요 구조체에 대해 크게 노선을 따라 시공되는 도로와 거더 그리고 이를 지지하는 해상교각 및 기초 등으로 구분할 수 있고, 선박의 주행항로의 확보 및 해상교각공사의 비용과 시간적 부담을 줄이기 위해 장경간 교량이 설계되는 것이

일반적이다. 따라서 이러한 목적 하에 해상장대교량이라 함은 주로 현수교 또는 사장교 등 지간장을 길게 확보 가능한 교량 형식이 적용되었다.

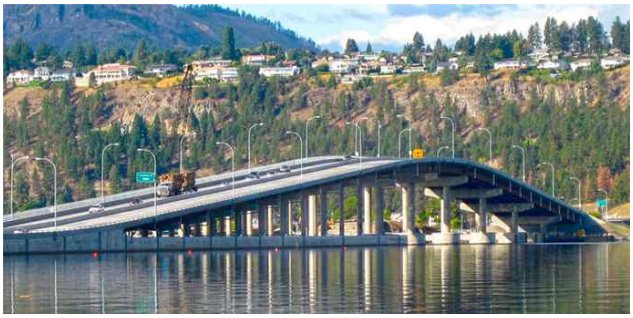
사장교나 현수교 등 이른바 케이블지지 교량의 기본적인 구조 특성은 거더를 포함한 상부구조물 및 이를 교통수단으로 이용하는 차량이나 열차 등의 중력 방향의 사하중을 거더에 연결된 케이블의 장력에 의해 지지되고, 이 힘은 주탑에 압축력으로 전달되어 최종적으로 주탑이 지반에 이 힘을 전달하는 힘의 흐름의 특성을 갖는다. 즉, 주탑과 주탑 사이의 거리가 길어질수록 주탑 및 기초구조물 그리고 지반이 부담해야 하는 하중이 급격히 증가하게 된다. 케이블지지교량의 기술적으로 설계 및 시공 가능한 최대 중앙경간장에 대해서는 거더 및 주탑의 전체적 또는 국부적 좌굴 문제나 케이블 정착구에서의 응력집중문제 등 여러 영향인자들이 존재하나, 기본적인 구조 역학적 개념에서 볼 때 주탑 및 기초, 지반이 부담할 수 있는 압축력 및 지압력이 상부구조물에 의해 전달되는 하중의 범위를 결정하고, 이에 따라 설계 가능한 지간장 범위가 결정된다고 볼 수 있다. 다시 말해, 거더의 지간장이 늘어나면 늘어날수록 이에 따른 주탑 및 기초의 규모는 커질 수 밖에 없고, 이것은 결과적으로 주탑 및 기초의 설계 및 시공에 매우 큰 부담으로 직결되게 된다.

또한, 깊은 수심의 해역에서의 해상교량공사 시 해상교각공사는 전체 공사비 및 공사기간에 큰 부담을 줄 수 있다. 예컨대 기본적으로 해상교각의 건설 가능한 수심에는 한계가 있는데, 1,000 m 이상의 수심에 대해서 일반적인 교각 또는 주탑의 건설은 깊은 수심과 해상환경의 영향 등에 의해 명확한 기술적 한계가 따르게 된다. 정리하면, 종래의 고정식 주탑을 갖는 해상교량은 기본적으로 주탑 및 기초의 시공한계에 따라 경간장 증가에 한계가 따르고, 근본적으로 일정 수심 이상의 해역에 대해서는 해상교량의 건설 자체가 매우 어렵다.

○ 부유식 교량기술

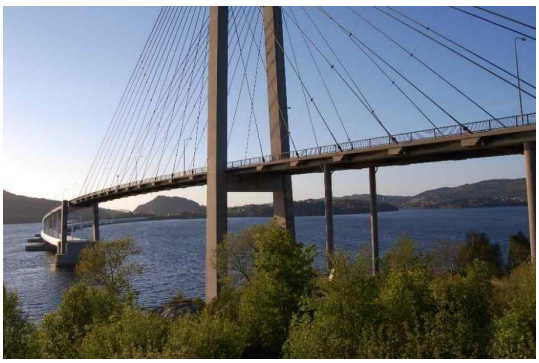
과거부터 부유식 교량에 대한 개념모델은 꾸준히 제기되어 왔다. 부유식 교량이라 함은 말 그대로 구조물의 부력을 이용하여 구조물의 사하중과 부력이 힘의 평형을 이루어 해저 지반에 거치된 교각 없이 상부구조물이 자연의 힘에 의해 지지되는 형식을 말한다. 이러한 부유식 교량에 대해서는 복잡하고 깊은 수심의 협만 (피오르드)으로 구성된 노르웨이에서 실제 설계 및 시공이 시도되어왔고, 1992년 콘크리트 폰툰을 지지구조로 갖는 총 길이 931.0 m의 8경간 강트러스 거더교의 실제 건설을 시작으로 중견강장의 부유식 사장교 (1994년)가 건설되었으며 지금까지 지속적으로 장경간의 부유식 현수교와 사장교 개념모델이 연구되고 있다. 부유식 교량으로 현존하는 가장 긴 교량으로는 전체 길이 2.35km의 왕복 6차선 도로를 갖는 미국 시애틀의 SR 520 부유식 교량으로써 이는 지역의 중요 교통수단으로 사용될 뿐 만 아니라 핵심 랜드마크 중 하나로 활용되고 있다. 이 교량은 콘크리트 폰툰을 갖는 다경간의 연속교로써 지간장 자체는 짧다. 비슷한 형식의 부유식 교량으로 미국 워싱턴과 캐나다, 노르웨이, 인도, 중국 등에 콘크리트 또는 강재 폰툰을 지지구조로 갖는 단경간장 부유식 교량이 존재하고, 부유식 주탑을 갖는 사장교가 노르웨이에 건설된 사례가 있다. 그러나 지간장 1.0 km 이상의 초장대 해상교량으로써의 부유식 교량은 아직까지 건설된 바는 없다.





(a) SR 520 floating bridges in Seattle, USA (b) William R. Bennett Bridge in Canada

그림 1.2 세계의 부유식 교량 (폰툰을 지지구조로 갖는 부유식 교량)




(a) 부유식 주탑을 갖는 사장교구간 (b) 부유식 사장교-부유식 강상형교 연결구간

그림 1.3 Nordhordland Bridge (Norway) 교 (총 연장 : 1,614 m, 사장교 구간 : 368 m)

○ 부유식 주탑을 갖는 초장대 교량

앞서 언급한 대로 부유식 교량은 과거부터 기본 개념이 제안되고 연속교 형태의 교량으로써는 실제 시공된 사례가 존재한다. 그러나 이는 어디까지나 짧은 지간장을 갖는 콘크리트 교량이 주로 건설되어 왔고, 지간장 1.0km 이상의 장대교량은 실제 건설된 사례가 없다. 일반적인 초장대교량은 사장교 및 현수교 등 케이블 지지교량의 형식으로 건설되어 왔는데, 종래의 케이블지지교량은 기본적으로 고정된 주탑에 의해 케이블이 지지되는 형식을 갖는다. 그러나 앞서 언급한대로 지간장이 길어질수록 주탑에 가중되는 압축력 및 휨모멘트가 증대되어 주탑에 요구되는 강도 및 강성이 급격히 증가하게 되고, 일정 수심 이상의 해역에서는 고정식 주탑의 건설에 큰 부담으로 작용하기 때문에 해상교량으로서의 종래의 케이블지지교량의 적용은 한계가 따른다. 기존 케이블지지교량의 이러한 단점을 보완할 수 있는 기술로써 부유식 주탑을 갖는 초장대케이블지지교량의 형식을 고려할 수 있다. 부유식 초장대케이블지지교량이라 함은 기본적으로 케이블을 지지하는 주탑이 고정되어 있지 않고 일정 흘수 (draft)에 있어서 부력과 자중 그리

고 케이블 장력에 의한 압축력이 힘의 평형을 이루며 떠있는 형식을 취한다. 즉, 부유식 주탑에 케이블이 정착되고 이 케이블에 의해 상부구조가 지지되는 기본적인 구조 형식을 갖게 된다. 물론 부유식 주탑의 6자유도 변위 및 운동은 적절한 계류계 (mooring system)에 의해 제어되게 된다.

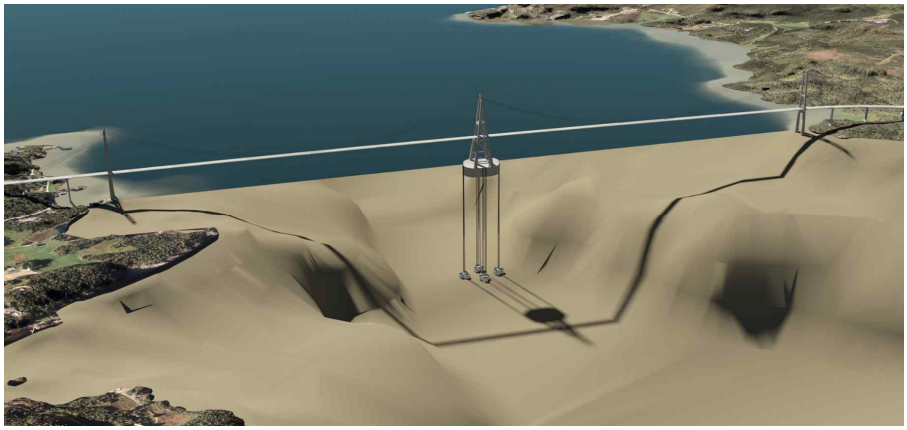


그림 1.4 부유식 케이블지지교량 개념모델 (Statens Vegesen 2015)

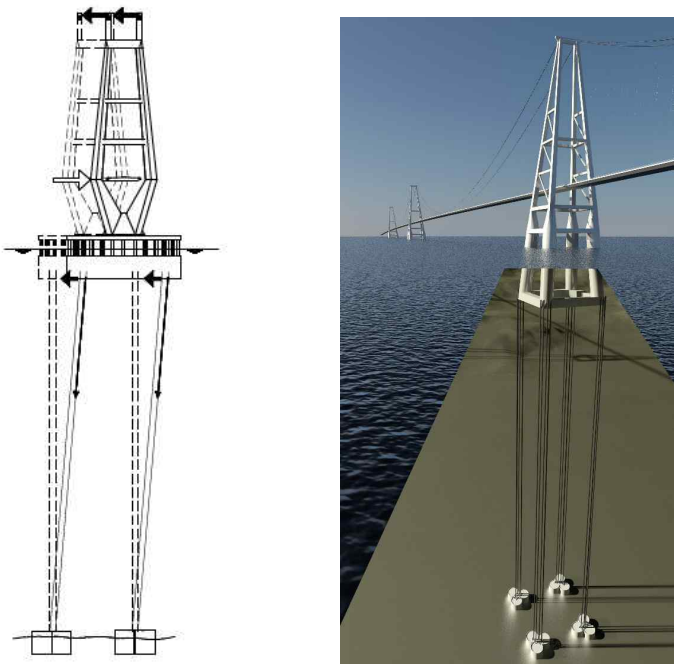


그림 1.5 Tension Leg Platform (TLP) 형식 부유식 주탑

그림 1.5와 같은 TLP 형식의 부유식 주탑의 경우 부유식 주탑은 주탑의 자중과 케이블에 의해 부가되는 압축력의 합보다 주탑에 작용하는 부력이 더 커서 유효력이 상방향으로 작용하는 상태가 되고, 이 힘의 균형에 의해 부상하려는 성질이 해저지반에 미리 고정되어 있는 계류계(tendon, 텐던)를 통해 제어되는 구조특성을 갖는다. 즉, 부유식 주탑의 부상은 연결된 계류계의 인장력으로써 제어되는 형식을 갖기 때문에 파랑 (wave)에 의한 수직방향 변위가 계류계의 강성에 의해 확고히 제어될 뿐 만 아니라 바람, 파랑, 조류에 의해 수평방향 변위가 발생할 경우 계류계 장력의 수평방향성분에 의해 원위치로 복원되는 구조거동적 특성을 갖는다. 이러한 부유식 주탑의 강성은 계류계의 강성에 의해 결정되고 계류계 강성 조절을 통해 부유식 초대형 구조물의 동적 운동을 야기하는 바람이나 파랑의 주파수대역을 회피하여 공진현상을 방지할 수 있는 설계가 가능하다. 이에 따라 일반적인 초대형 해양플랜트 플랫폼으로 적용되어오던 TLP 형식은 부유식 초대형 해상풍력타워 플랫폼으로도 많이 적용되고 있다.

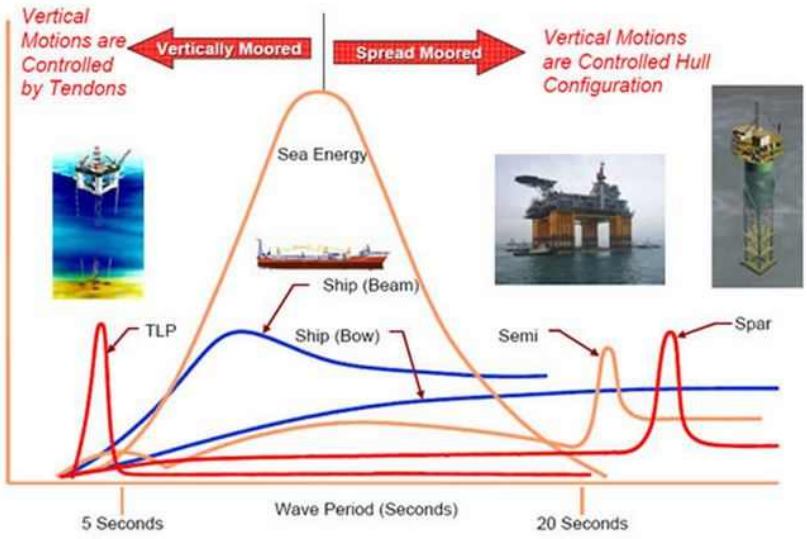
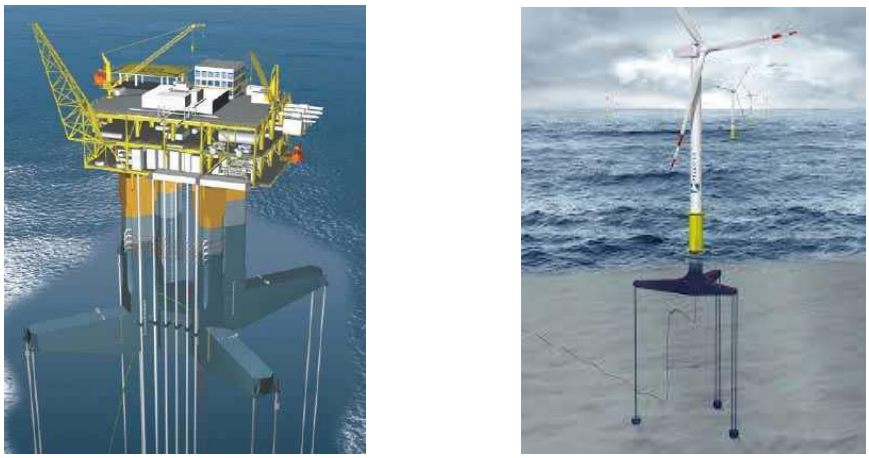


그림 1.6 부유식 해양구조물의 고유주기 및 불규칙파랑의 고유주기



(a) TLP 해양플랜트 (b) TLP 형식 부유식 해상풍력타워

그림 1.7 TLP (Tension Leg Platform) 적용사례

일반적으로 TLP 형식의 플랫폼은 수심 1000.0m 이상에서도 설치가 가능한 것으로 알려져 있다. 그림 1.8은 전 세계에서 TLP 형식 플랫폼의 실제 건설 사례를 대상해역의 수심별로 나타낸다. 가장 깊은 수심에 설치된 Big foot TLP 는 1561.0m 해역에 설치되었다. 즉, 합리적인 계류계를 갖는 부유식 주탑형식을 개발하고 이를 케이블지지교량 기술과 접목한다면 깊은 수심의 해역에서도 2.0 km 이상의 지간장을 갖는 초장대교량의 건설이 가능하다.

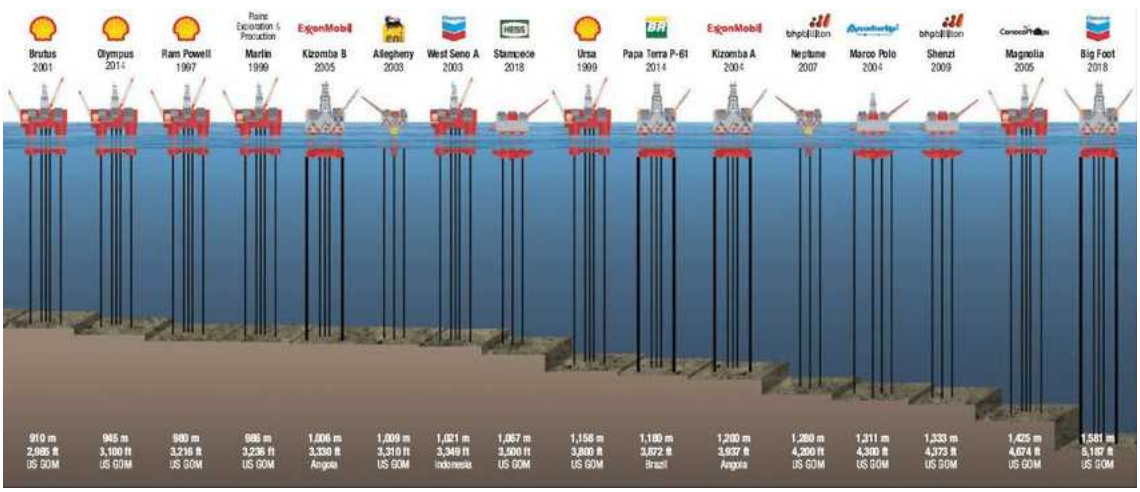


그림 1.8 해역의 수심 별 TLP 설치 사례

○ 부유식 초장대 교량의 핵심 엔지니어링기술

부유식 초장대 교량의 실질적인 설계 및 시공, 유지관리를 위해서는 1. 합리적인 부유식 초장대교량의 설계기준과 2. 지배적인 설계하중에 대해 구조물에서 발생하는 정·동적 구조거동의 명확한 분석을 위한 해석기술개발이 필수적이다. 그러나 아직까지 전 세계적으로 부유식 초장대케이블지지교량에 특화된 설계기준이 전무한 상태이다. 또한 부유식 초장대케이블지지교량의 해석기술과 관련해서는 기존의 초대형 부유식 구조물 및 장대케이블지지교량의 다양한 정/동적 해석기법들이 융합되어야 한다. 본 구조물의 기본 설계를 위해서는 다음과 같은 해석기술개발이 필수적이다.

▶ 부유식 초장대케이블지지교량의 초기형상해석 (initial shape analysis)
▶ 설계하중에 대한 내하력 평가를 위한 부유식 초장대케이블지지교량의 정적 극한거동해석 (ultimate analysis)
▶ 부유식 초장대케이블지지교량의 케이블 단선 해석 (cable failure analysis)
▶ 환경하중에 대한 부유식 초장대케이블지지교량의 전체계 동적 해석 (global performance analysis)
▶ 주탑 안정성 해석 (tower hydrostatic stability analysis)
▶ 계류계 강도 및 피로해석 (mooring analysis)
▶ 계류계 파단해석 (mooring failure analysis)
▶ 계류계 지지구조-해저지반 상호작용해석 (mooring support-seabed interaction analysis) 등

부유식 초장대케이블지지교량의 형상, 주요 구조부재의 강도 및 피로설계를 위해서는 결과적으로 위의 해심 해석기술을 통한 설계하중조건 하에서의 구조반응을 면밀히 분석하고, 이를 유효한 설계기준에 의거하여 안전율을 평가하여 설계를 수행해야 한다. 즉, 부유식 초장대교량의 실질적인 개념 모델 개발을 위해서는 유효한 설계기준 또는 절차를 개발하고, 동시에 구조물의 핵심 해석기술을 개발해야한다.

3. 연구개발 범위

○ 본 연구과제 최종목표 - 부유식 초장대케이블지지교량의 핵심 해석기술 개발

따라서 본 연구과제의 최종목표는 부유식 초장대케이블지지교량의 핵심 해석기술 개발이다. 앞서 언급한대로 구조물의 실질적인 설계가 가능하려면 유효한 핵심 해석기술이 확보되어야 한다. 본 연구에서 개발을 목표로 하는 해석기술은 다음과 같다.

- 부유식 초장대 케이블 지지교량의 초기형상해석기술
- 부유식 초장대 케이블 지지교량의 전체계 해석기법
- 부유식 초대형 주탑의 안전성 해석기법
- 부유식 초장대 케이블 지지교량의 극한 해석기술 개발

▪ 부유식 초장대 케이블 지지교량의 케이블 단선 해석기술 개발
▪ 부유식 초장대 케이블 지지교량의 계류계 단선 해석기법 개발
▪ 계류계 피로해석기법 개발
▪ 계류계 고정구조-해저지반 상호작용해석기법 개발

개발된 해석기술을 통해 지간장 2.0 km 이상의 부유식 초장대케이블지지교량의 전체계 및 주요부재 구조성능분석 및 강도/피로성능평가를 통해 본 연구과제에서 다루는 미래형 신형식 초장대교량의 실효성을 분석한다.

본 연구의 최종연구목표를 달성하기 위한 연차별 연구내용은 다음과 같다.

가. 1차 연도

① 개발 목표

- 주관연구기관(대전대학교): 부유식 초장대교량 핵심 해석기술 개발
- 협동연구기관(고려대학교): 부유식 초장대교량 주요 구조거동 규명

② 개발 내용 및 범위(그림을 이용하여 시스템 구성도, 구조 등을 구체적으로 표현)

- 주관연구기관(대전대학교):
  ▪ 유사구조물 해석기술 분석
  ▪ 부유식 초장대케이블지지교량 초기형상해석기술 개발 (전용해석프로그램개발)
  ▪ 부유식 초장대케이블지지교량 전체계 유체-구조동역학 해석기법 개발 (상용해석프로그램활용)
  ▪ 주요환경하중이 부유식 초장대케이블지지교량의 동적거동에 미치는 영향 분석

- 공동연구기관(고려대학교):
  ▪ 유사구조물 설계기준 분석 및 거동특성연구 분석
  ▪ 부유식 초장대케이블지지교량 기본 설계 핵심 항목 선정
  ▪ 케이블 배치 및 장력분포에 따른 부유식 초장대케이블지지교량의 정적 거동특성 분석

나. 2 차 연도

① 개발 목표

- 주관연구기관(대전대학교): 부유식 초장대교량 핵심 해석기술 개발 및 2.0km 지간장을 갖는 부유식 초장대케이블지지교량 실효성 분석
- 공동연구기관(고려대학교): 부유식 초장대교량 주요 구조거동 규명 및 2.0km 지간장을 갖는 부유식 초장대케이블지지교량 실효성 분석
- 위탁연구기관(한국해양과학기술원): 부유식 초장대교량 핵심 해석기술 개발 (계류계 고정구조-지반 상호작용해석기법 개발 및 합성형 부유식 주탑의 주요 거동 특성 분석)

② 개발 내용 및 범위

- 주관연구기관(대전대학교):
  ▪ 부유식 초대형 주탑 안전성 및 운동성능 해석기법 개발 (상용해석프로그램활용)
  ▪ 부유식 초장대 케이블 지지교량 극한 해석기술 개발 (전용해석프로그램개발)

▪ 부유식 초장대 케이블 지지교량 케이블 단선 해석기술 개발 (전용해석프로그램개발)

▪ 부유식 초장대 케이블 지지교량 계류계 단선 해석기법 개발

▪ 계류계 피로해석기법 개발

▪ 2.0 km 이상 지간장을 갖는 부유식 초장대 케이블 지지교량 실효성 분석 (사용성 분석)

- 공동연구기관(고려대학교):

▪ 부유식 초대형 주탑 유체정적안정성 특성 분석

▪ 부유식 초장대 케이블 지지교량의 극한 거동 특성 분석

▪ 계류계 단선이 부유식 초장대 케이블 지지교량의 거동 특성 변화에 미치는 영향 분석

▪ 케이블 단선이 부유식 초장대 케이블 지지교량의 거동 특성 변화에 미치는 영향 분석

▪ 2.0 km 이상 지간장을 갖는 부유식 초장대 케이블 지지교량 실효성 분석 (구조안전성분석)

- 위탁연구기관(한국해양과학기술원):

▪ 계류계 고정구조-해저지반 상호작용해석기법 개발

▪ 앵커구조-해저지반 상호작용을 고려한 계류계 고정구조물 거동특성 분석

2장. 국내외 기술 개발 현황

○ 국내 현황

익히 잘 알려진 대로 국내의 초장대교량의 시공기술은 세계적인 수준이다. 그러나 부유식 교량에 대한 설계 및 시공 사례는 전무한 실정이고, 이와 관련한 연구단 사업 이상 규모의 정부주도 R&D 수행도 진행된 바가 없다.

○ 국외 현황

현재까지 부유식 교량은 미국과 노르웨이에서 주로 건설되어왔고, 중국, 인도 및 UAE 등에서도 최근 건설사례가 증가하는 추세이다. 지금까지 전 세계적으로 건설된 부유식 교량을 총 연장길이의 순으로 나열하면 아래와 같다.

교량명	총연장 (km)	교량형식	위치	준 공 연 도
William A. Bugge Bridge	2,398 (부유구간 1,988)	Concrete girder with pontoon	Washington, USA	1961
Evergreen Point Floating Bridge (SR 520 Bridge)	2,310	Concrete girder with pontoon	Washington, USA	1963
Lacey V. Murrow Memorial Bridge	2,018	Concrete girder with pontoon	Washington, USA	1940
Demerara Harbour Bridge	1,851	Concrete girder with steel pontoon	Georgetown, Guyana	1978
Homer M. Hadley Memorial Bridge	1,772	Concrete girder with steel pontoon	Washington, USA	1989
Nordhordland Bridge	1,614 (사장교 구간=368)	Cable-stayed bridge with floating tower	Bergen and Meland, Norway	1994
Hobart Bridge	961	Concrete girder with pontoon	Hobart, Tasmania (Australia)	1943
Bergøysund Floating Bridge	931	Steel truss girder with concrete pontoon	Kristiansund, Norway	1992

최근 노르웨이 교통국 (Norwegian Public Roads Administration)에서는 자국의 신설 고속도로 노선에 투입을 위한 부유식 초장대케이블지지교량 개념 모델 개발을 위한 정부기관 주도의 R&D 사업을 진행하고 있다. 이 사업은 2016년부터 시작되었고, 세계 초장대교량의 엔지니어링 선두 기업인 COWI를 중심으로 부유식 해양플랜트 구조물 기본설계로 유명한 ENI (이태리 국영 석유기업) 자회사 MOSS Maritime 및 NGI 등 8 개 기관이 참여하는 국책연구사업이 시작되었다. 즉, 노르웨이는 정부 주도의 R&D 사업 수행을 통해 자국의 신설 고속도로 노선에 실투입을 목표로 기본 및 상세설계 그리고 시공방법까지 포함한 연구 과제를 수행중이다.

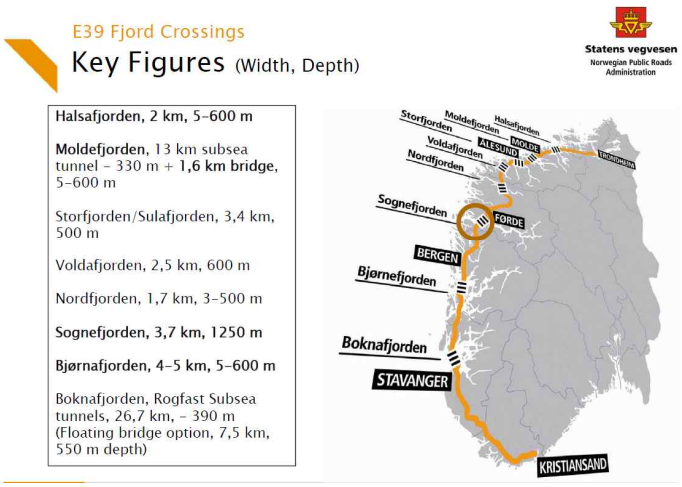


그림 2.1 노르웨이 E39 프로젝트 (총공사비 US$ 25.0 Billion, 공사기간 2014-2033)



그림 2.2 Bjørnafjorden 교 개념모델 기본 설계 정보-1 (COWI)

이를 위해 노르웨이 교통국, COWI, NTNU (Norwegian University of Science and Technology) 등은 부유식 주탑을 갖는 초장대케이블지지교량의 다양한 실증연구를 활발히 수행중이고 최근 논문게재 및 국제학술대회를 통해 연구 성과를 발표중이다. 전 세계에서 가장 큰 교량구조공학학회 중 하나인 IABSE (International Association of Bridges and Structural Engineering)의 2017년 9월 국제학술대회 (Vancouver, BC, Canada)에서는 “Floating Suspension Bridges” 라는 세션을 새로 편성하여 6편의 논문을 편성하였고, 이 세션에서 노르웨이관계기관들은 3편의 최신 부유식 교량구조물관련 연구를 발표하였다. (1편은 인도네시아, 1편은 대한민국기관에서 발표) 발표논문은 다음과 같다.

· Basic design for a Submerged Floating Tube Bridge across the Digernessundet

· Hydrodynamic analysis of the submerged floating tunnels under irregular waves

· Dynamic Analysis of a Suspension Bridge with a Floating Girder

· Concept overview of a multi-span suspension bridge on floating foundations

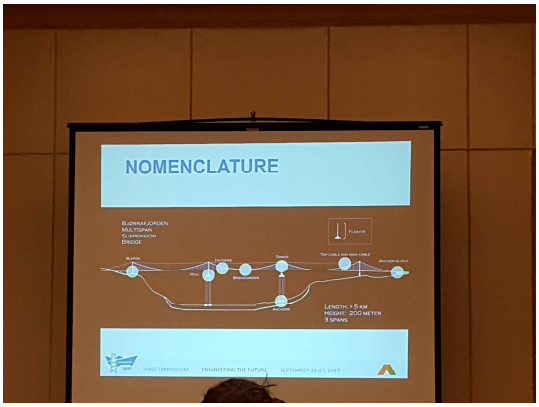
· Effect of Triangle Cables Configuration on the Behavior of Reinforced Concrete Submerged

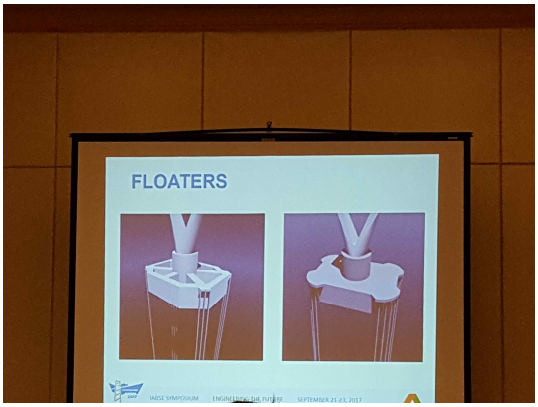
Floating Tunnel under Hydrodynamic Load

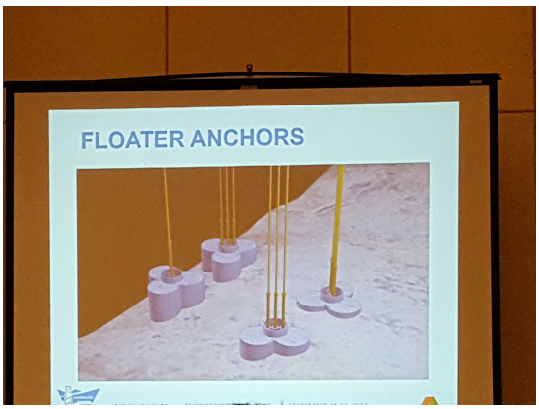
· Coupled wind and wave load analyses of multi-span suspension bridge supported by

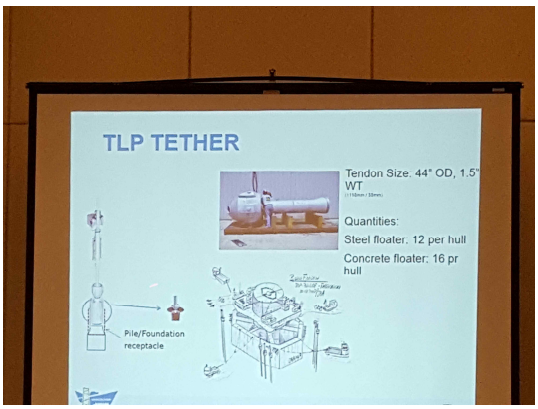

CONCEPT OVERVIEW OF A MULTI-SPAN SUSPENSION BRIDGE ON FLOATING FOUNDATIONS
Norwegian Public Roads Administration

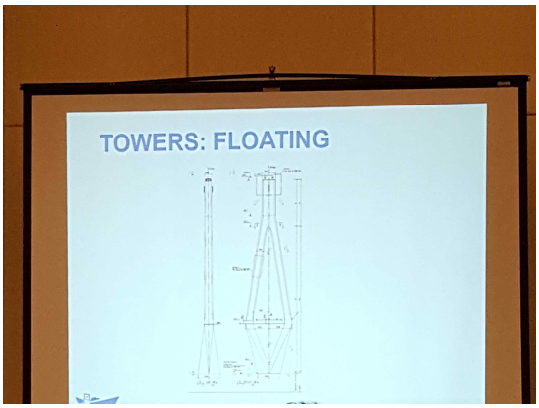

GENERAL LAYOUT

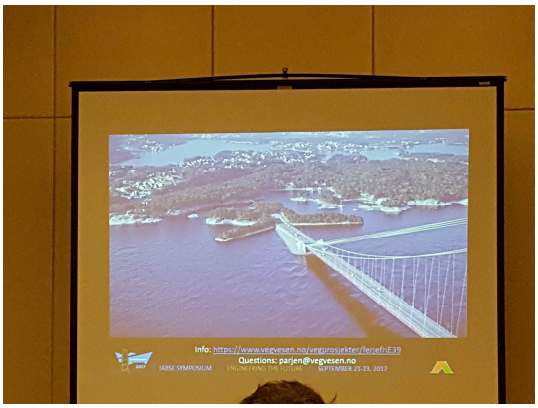

NOMENCLATURE


FLOATERS


FLOATER ANCHORS


TLP TETHER
Tendon Size: 44" OD, 1.5" WT
Quantities:
Steel floater: 12 per hull
Concrete floater: 16 pr hull
Pile/Foundation receptacle


TOWERS: FLOATING


Info: https://www.vegvesen.no/vegprosjekter/ferjefriE39
Questions: parjen@vegvesen.no

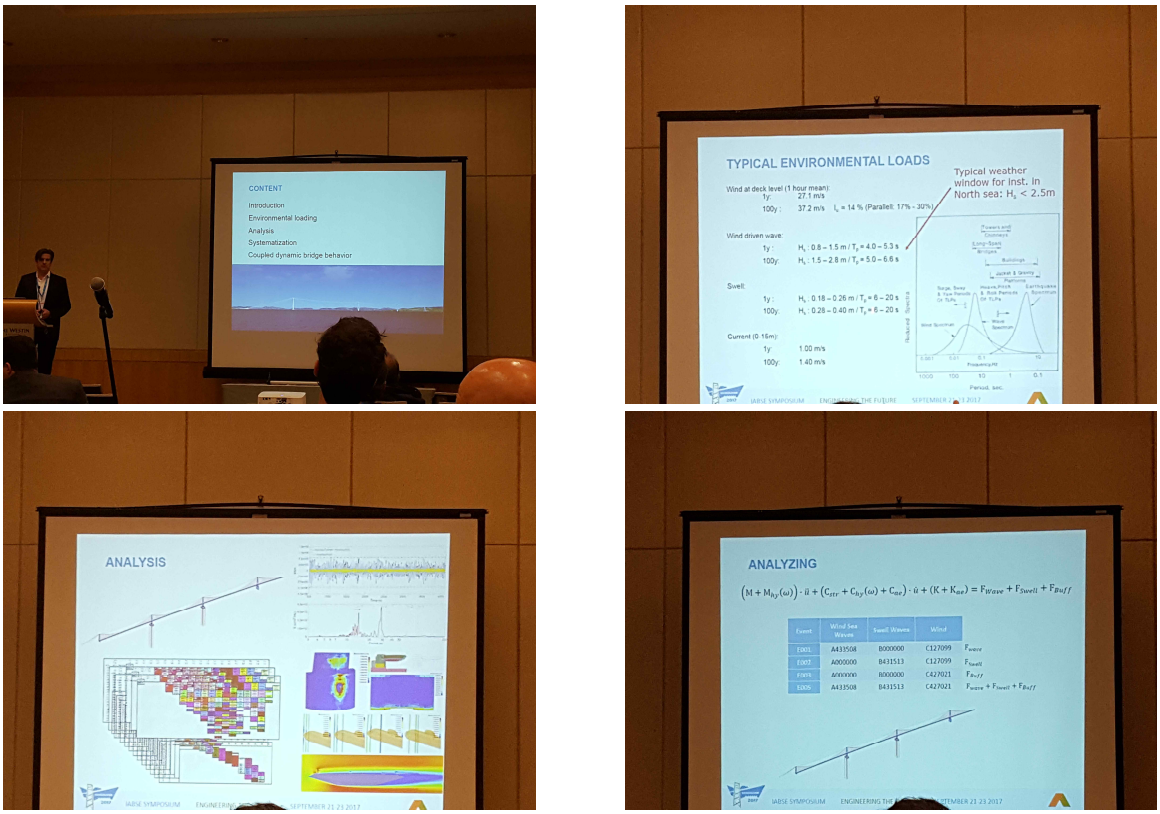


그림 2.3 부유식 초장대케이블지지교량 연구발표 (2017 39th IABSE conference, Vancouver, Canada)

이 학회에서 자국의 신설 노선인 E39의 실투입을 위한 실증적인 연구결과를 발표하였다. 대상 해역의 환경조건을 분석하여 이를 설계조건화하여 이에 대한 초기개념모델 (Prototype)을 도출, 주요 핵심 해석기술 기반의 성능평가결과를 발표하였다. 검토중인 부유식 주탑 및 케이블지지형식을 공개하였고, 구조강도 측면의 성능 및 사용성 기준의 성능 분석 결과를 공개하는 등 매우 활발한 연구를 진행중이다.

이렇듯 부유식 초장대 케이블지지교량에 대한 연구는 북유럽 최고 선진국 노르웨이를 중심으로 국제적으로도 활발히 진행되기 시작했다. 실투입으로 목표로 하는 노르웨이 교통국에서 공식적으로 발표한대로 부유식 초장대 케이블지지교량이 피오르드 해안 구간에 계획대로 건설이 되어 본 신형식 구조물의 실효성이 실제적으로 검증된다면, 앞으로 그 수요는 전 세계적으로 폭발적으로 증가할 것이 예상된다. 따라서 미래형 구조물인 부유식 초장대케이블지지교량에 대한 핵심적 연구를 도전적이고 지속적으로 수행하여 이에 대한 핵심 해석 및 설계 엔지니어링 기술을 선제적으로 발굴하고 역량을 강화, 이를 통한 세계 특수교 시장에서 국내 기술 경쟁력 향상의 노력이 매우 필요하다고 판단된다.

1. 초장대 부유식 케이블지지교량의 핵심 해석기술 개요

부유식 초장대 케이블지지교량은 기존의 고정식 케이블지지교량과 부유식 해상구조물의 구조적 특성을 복합적으로 갖는다. 기본적으로 설치 환경의 특성에 따라 시간에 따라 크기와 작용방향이 지속적으로 변화하는 환경하중(바람, 파도, 조류 등)을 받는데, 이 동적 하중이 부유식 주탑을 가진하고, 가진된 부유식 주탑에 의해 상부 케이블 및 상부 케이블로 지지된 거더에 운동을 유발하는 등 매우 복잡한 구조거동을 보이게 된다. 따라서 이러한 상호 복합적 구조거동을 명확히 해석할 수 있어야 구조물을 구성하는 주요 부재의 기본 및 상세설계가 가능할 것이다.

본 신형식 교통시설물의 합리적인 설계를 위해서는 기존의 케이블지지교량 및 부유식 구조물의 해석 및 설계특성을 이해해야 한다. 즉, 두 구조물의 필수적인 설계항목을 고려하여 설계에 필요한 구조응답을 얻을 수 있는 핵심적인 해석기법을 개발해야 특정 환경조건에 대해 대응할 수 있는 초장대 부유식 케이블지지교량의 개념 및 상세설계를 수행할 수 있다. 이를 위해 필요한 핵심적인 해석기법은 다음과 같다.

- ▶ 부유식 초장대케이블지지교량의 초기형상해석 (initial shape analysis)
- ▶ 설계하중에 대한 내하력 평가를 위한 부유식 초장대케이블지지교량의 정적 극한거동해석 (ultimate analysis)
- ▶ 부유식 초장대케이블지지교량의 케이블 단선 해석 (cable failure analysis)
- ▶ 환경하중에 대한 부유식 초장대케이블지지교량의 전체계 동적 해석 (global performance analysis)
- ▶ 주탑 안정성 해석 (tower hydrostatic stability analysis)
- ▶ 계류계 강도 및 피로해석 (mooring analysis)
- ▶ 계류계 파단해석 (mooring failure analysis)
- ▶ 계류계 지지구조-해저지반 상호작용해석 (mooring support-seabed interaction analysis) 등

아래 그림은 초장대 케이블지지교량의 핵심해석기법이 활용되는 설계단계 및 각 설계 단계 간의 연계성을 표현한다.

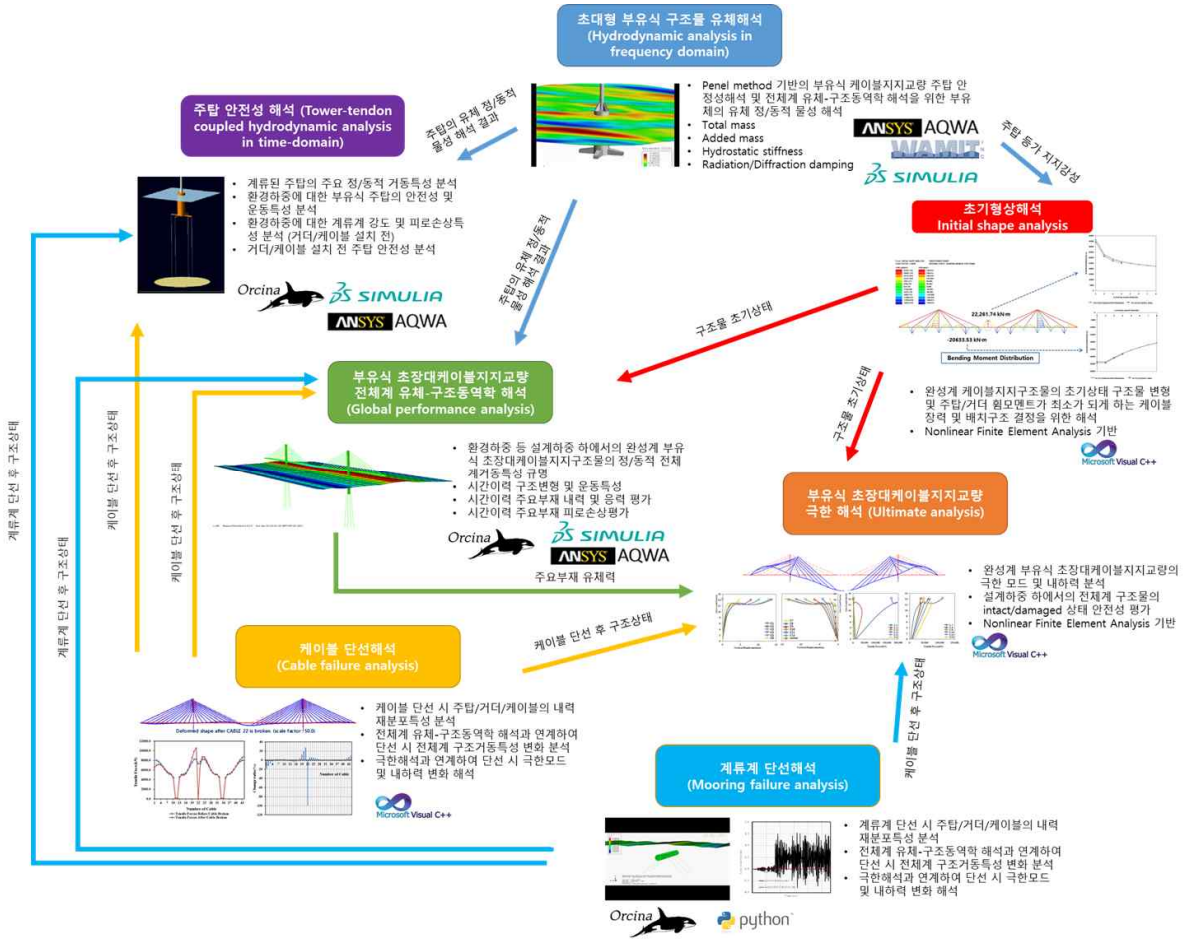


그림 3.1 부유식 주탑을 갖는 초장대케이블지지교량 핵심 해석기술 및 개별 개발 해석기법 간 상호연계특성

2 연구개발 전략, 방법

본 연구과제의 추진 전략 및 방법을 요약하면 다음과 같다.

○ 연구개발 추진전략 및 방법

- 본 과업의 최종성과는 A. 부유식 초장대교량 핵심 해석기술 개발, B. 부유식 초장대케이블지지교량의 주요 구조거동특성 규명, C. 2.0km 부유식 초장대케이블지지교량 성능평가를 통한 실효성 분석 등 세 개의 형태로 도출됨
- 연구추진의 효율성을 위하여 성과 A는 주관기관 (대전대), 성과 B는 공동기관 (고려대)가 주도적으로 연구를 수행하고, 성과 C는 해석기법개발 및 주요거동특성규명연구를 주도적으로 수행한 두 기관이 협력하여 공동으로 추진
- 본 과업에서 개발하고자 하는 해석기법 중 초기형상해석, 극한해석, 케이블단선해석은 비선형유한요소해석이론을 기반으로 Visual C++ 및 Matlab 등 프로그램언어를 활용하여 프로그램개발을 진행하고, 유체동역학 이론을 기반으로 하는 전체계해석, 초대형부유식주탑 안전성해석, 계류계 단선해석 및 계류계 피로해석 등은 불규칙하게 작용하는 파랑, 조류, 바람하중을 수치적으로 모델링하고 엄밀한 시간영역동적해석의 수행이 가능한 상용프로그램 (ORCAFLEX, SIMULIA 등) 을 통해 해석기법을 개발
- 개발해석기법을 통한 부유식 초장대교량의 주요 구조거동의 규명과 2.0km 지간장 부유식 초장대교량의 실효성 분석을 위하여 단위 해석기술 및 기법의 개발과 함께 부유식 초장대구조

물 전체계 및 주요부재의 거동 특성 규명 연구를 병행함. 즉, 해석기법의 개발은 주관기관이 주도적으로 수행하고, 검증을 마친 단위 해석기법의 활용을 통한 주요 구조거동분석의 해석적 연구를 주관기관 및 공동기관이 병행하는 등, 해석기법개발과 기본 모델개발 연구가 병렬로 진행됨

- 2.0㎞ 지간장 부유식 초장대교량의 실효성 분석은 A. 환경 및 설계조건 하에서 완성계 구조물의 운동특성 (사용성 분석을 위한) B. 주요부재 강도성능, C. 주요부재 피로성능 분석을 통한 설계기준조건 부합여부의 검토를 통해 수행되고, 주요거동연구결과를 토대로 2.0 ㎞ 이상의 지간장을 갖는 초장대교량 설계를 위한 최적 구조형상 및 형태를 도출함

○ 연구개발 추진체계



○ 관련 업계 전문가 활용

▪ 본 연구는 기존의 고정식 육상 구조물이 아닌 부유식 초대형 구조물에 대한 연구로써, 대상 환경의 특성 상 구조물은 바람, 파랑, 조류 등 끊임없이 변동하는 동적 하중을 지배적으로 받게 됨

▪ 따라서, 구조물이 받게 되는 환경하중의 영향을 명확하게 고려하기 위해서는 무엇보다도 대상 해역에서 작용하는 환경하중의 합리적인 산정 및 수치모사기법 정립이 필수적임

▪ 또한, 초대형 부유식 주탑의 안정적인 계류를 위해서는 주탑 계류선의 고정구조물 거동분석이 필수적이고 이는 결과적으로 환경하중이 지속적으로 받는 수면 하에서의 계류계 고정구조물-해저지반 간 상호작용연구를 수행해야 함

▪ 이를 위해 본 연구과제에서는 초대형 부유식 해양플랜트 엔지니어링 전문 업계 및 해외 대학 그리고 연안방재분야 전문 연구기관의 전문가 자문을 적극 활용하여 연구내용의 실효성을 극대화하고자 함

본 연구를 위해 섭외된 전문가 그룹은 다음과 같음



○ 연구개발 실효성 검증 방안

▪ 부유식 초장대교량의 실효성 검증

- 본 연구에서 연구하고자 하는 부유식 초장대교량의 실효성 검증부분에 대해서 크게 두 가지 측면, 구조적 안전성 부분과 사용성(운영성) 에 대해서 검토

- 구조안전성 측면 : 구조안전성은 설계하중 하에서 전체계 측면과 구조물을 구성하는 주요부재 국부적 측면으로 검토가능

- 사용성 측면 : 설계 하중 하에서 발생하는 구조물의 운동특성 (변위, 속도 및 가속도)를 검토하여 특정 해역 및 환경조건에 대한 사용성 (또는 운영성, Operability) 평가를 통해 검토가능

- 이를 위하여 도로교설계기준, 케이블교량설계지침 및 AASHTO 등의 일반 육상 초장대케이블지지교량 설계기준과 DNV, BV, API 등에서 발간하는 초대형 해양부유식 구조물 설계

기준을 면밀히 분석하여 구조안전성평가항목과 사용성평가항목을 정리, 본 연구를 통해 개발된 해석기술 및 해석절차를 통하여 부유식 초장대교량 개념모델의 구조성능평가를 수행하여 실효성을 검증

▪ 개발해석기술 실효성 검증

- 본 연구에서 중점적으로 연구하는 대상 구조물의 실효성 검증을 위해서는 명확한 해석기술 및 합리적인 해석절차 개발이 필수적

- 이에, 본 연구에서 개발하는 해석기술의 실효성 분석을 위하여 유사구조물의 실험 (유체실험연구 포함) 및 해석연구결과와의 직접비교를 통해 개발해석기술 검증을 철저 수행

3. 초장대 부유식 케이블지지교량의 정·동적 거동 분석을 위한 해석 이론 요약

3.1 환경하중의 수학적 정리

3.1.1 해양 파랑하중을 고려하기 위한 파 포텐셜(Wave potential) 이론

해상구조물 (Offshore structures)의 설계 및 해석에서 주로 다루는 유체력은 파랑과 조류에 의해 유발되는 힘이다. 일반적으로 조류는 유체의 동적 운동을 유발하기 보다는 특정 방향으로 등속운동을 하는 물입자의 거동으로 고려하는 반면, 파랑의 경우 자유 수면 이하 물입자의 회전 운동을 야기한다. 즉, 파랑에 의한 물입자의 동적 운동은 유체와 접촉하고 있는 부유 구조물 표면에 유체압력변화를 지속적으로 유발하고 이 동적압력성분이 결과적으로 부유 구조물을 가진시켜 동적 반응을 야기한다. 따라서 특정 파랑에 대한 자유수면 이하 물입자의 운동을 이해하고 이를 수학적으로 정리하는 것이 매우 중요하다. 특정 파랑에 대한 물입자의 운동성분을 이해해야 물입자의 속도 및 가속도를 얻을 수 있고 이를 통해 결과적으로 부유 구조물에 작용하는 동적 유체력을 계산하여 부유 구조물의 유체-구조 동역학 해석이 가능하게 된다. 반면 조류의 경우 유체의 등속 운동으로 가정하므로 부유구조물 또는 해상 구조물에 대하여 구조물-유체 간 마찰에 따른 항력을 주로 유발하므로 항력 성분으로 조류력을 구조물의 동적 해석 시 반영하게 된다.

앞서 언급한 대로, 파랑 및 조류에 의한 유체력 산정에 있어서는 먼저 대상 해역에 작용하는 파랑 및 조류의 정의에서부터 출발한다. 먼저 규칙 파랑에 대해서는 일반적으로 Airy 파 이론을 통해 고려 가능한데, 이는 기본적으로 Wave potential theory (파랑 포텐셜 이론)에 입각하여 특정 주기 및 진폭을 갖는 진행파랑 (propagating wave)를 정의, 이를 통해 유체장 내 임의 위치에서 파랑에 의한 물입자의 운동을 정의하게 된다.

$$\eta(x,t) = a\cos(kx-\omega t) \tag{1}$$

$$\Phi = \frac{\omega}{k} a \frac{\cosh(k(z+h))}{\sinh(kh)} \sin(kx-\omega t) \tag{2}$$

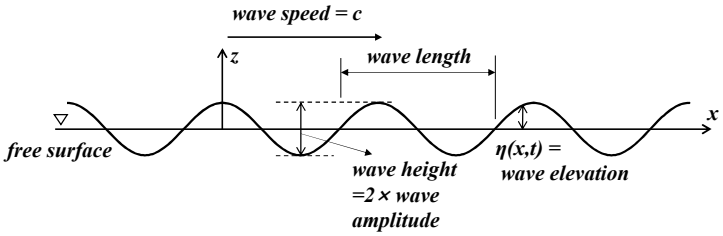
$$= \frac{g}{\omega} a \frac{\cosh(k(z+h))}{\cosh(kh)} \sin(kx-\omega t)$$

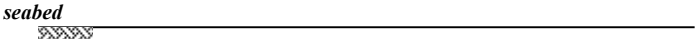
$$\omega^2 = gk\tanh(kh) \text{ (wave dispersion relation)} \tag{3}$$

$$u_x = \frac{\partial \Phi}{\partial x} = \omega a \frac{\cosh(k(z+h))}{\sinh(kh)} \cos(kx-\omega t) \tag{4}$$

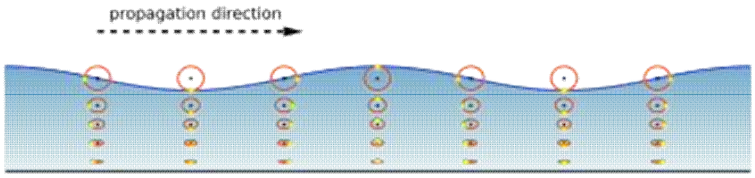
$$u_z = \frac{\partial \Phi}{\partial z} = \omega a \frac{\sinh(k(z+h))}{\sinh(kh)} \sin(kx-\omega t) \tag{5}$$

여기서, $\eta(x,t)$=시간 t, 수평좌표 x 지점에서의 자유수면의 높이 (surface elevation), k=파 수 (wave number), ω=파의 각주파수 (angular wave frequency), g=중력가속도 (gravity acceleration), Φ=Airy 파의 속도 포텐셜 (wave velocity potential), u_x, u_z=x, z 방향에 대한 물 입자의 속도





(a) 진행파랑 정의



(b) 진행파랑에 의한 물입자의 궤도 운동 (orbital motion)

그림 3.2 진행파랑 특성

실제 해역에서는 일정한 주기 및 진폭을 갖는 규칙 파랑이 아닌, 특정 wave energy를 갖는 불규칙 파랑이 작용하고, 이에 따라 일반적인 해양 구조물의 설계 시에는 첨두 주기 (peak period) 및 유의 파고 (significant wave height)를 갖는 불규칙 파랑을 통해 유체력을 산정한다. 해양 구조물 설계에 많이 적용되는 불규칙파랑으로는 ISSC spectrum, JONSWAP spectrum, Ochi-Hubble spectrum, Gaussian swell spectrum, Pierson-Moskowitz 등이 대상 해역 파랑 특성에 따라 적용된다. 그림 3.3는 본 연구에서 정립한 불규칙 파랑의 수학적 생성알고리즘을 설명하고, 그림 3.4는 본 알고리즘을 통해 도출되는 불규칙 파랑의 특성 (파고변화)를 나타낸다. 본 예제는 부유식 해상구조물의 해석 및 설계에 주로 적용되는 파랑 모델 중 하나인JONSWAP wave spectrum을 적용하여 개발 코드를 검증하였다. 본 검증은 수식 (6)을 통해 특정 불규칙 파랑 (유의 파고 $H_s = 15.79m$, 첨두 주기 $T_p = 15.40\sec$, $\gamma = 2.4$)에 대한 에너지 스펙트럼을 구성하고, 이를 등가 에너지를 갖는 규칙파랑 그룹을 임의의 위상과 함께 생성하고 중첩하여 그림 3.4(b)와 같은 시간영역 파고신호를 얻었다. 그 후 FFT (Fast Fourier transform) 분석을 통해 그림 3.4(a)의 붉은 실선으로 표현된 주파수 영역의 파랑 에너지 스펙트럼을 앞서 수식적으로 표현한 에너지 스펙트럼과 직접비교하여 본 알고리즘을 검증하였다. 검증 결과 본 알고리즘은 목표하는 불규칙파랑 (Target irregular wave)을 매우 효과적으로 구현할 수 있는 것으로 입증되었다.

$$S(f) = (\alpha g^2/16\pi^4) f^{-5} \exp(-5/4[f/f_m]^{-4}) \gamma^b \qquad (6)$$

여기서, g: 중력가속도

$b = \exp(-1/2\sigma^{-2}[f/f_m - 1]^2)$

$\sigma = \sigma_1$ for $f \le f_m$, σ_2 for $f > f_m$

γ=형상계수, $f_m = 1/T_p$

T_p=첨두 주기 (peak period)

H_s=유의 파고 (significant wave height)

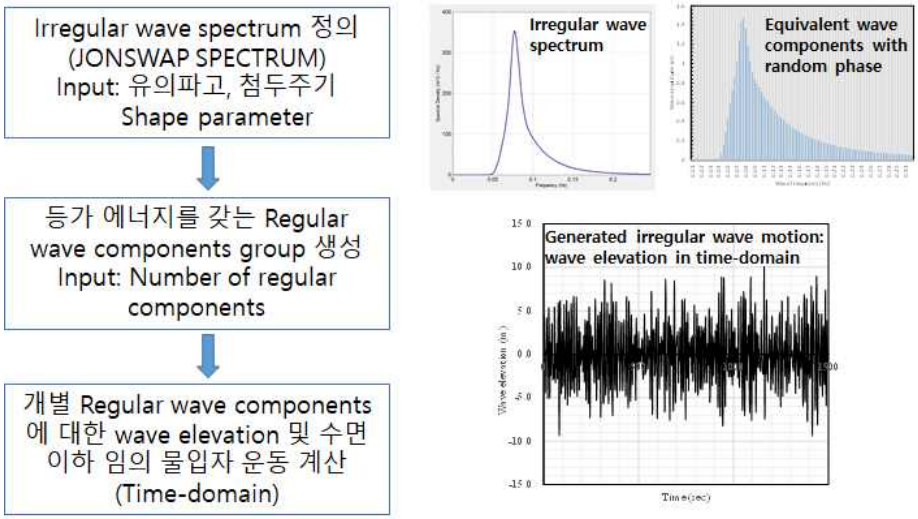
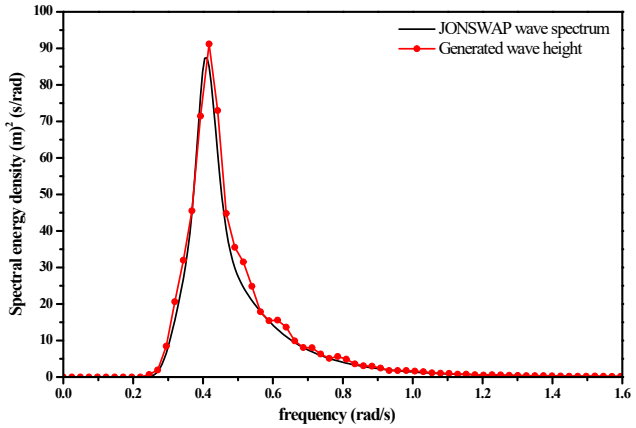
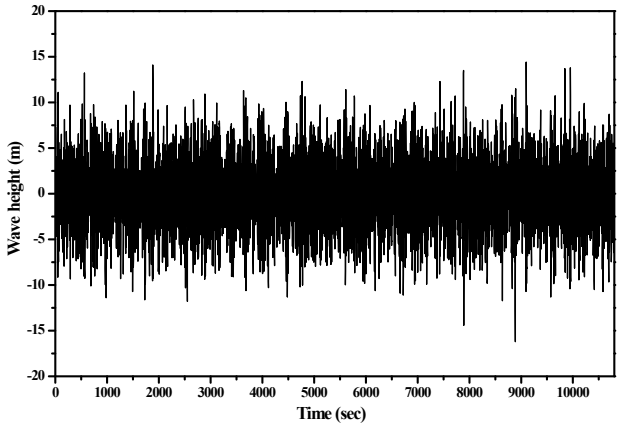


그림 3.3 불규칙 파랑 수치 모델 생성 알고리즘



(a) 불규칙 파랑 에너지 스펙트럼



(b) 에너지 스펙트럼 기반 생성된 파고변화

그림 3.4 불규칙 파랑의 수치적 모사방법 검증

3.1.2 조류 (Current)

조류는 특정 시간 구간 내에서는 방향이나 속도의 변화가 크지 않다고 가정할 수 있고 이에 따라 steady flow 모델로 고려 가능하다. 즉, 규칙 또는 불규칙 파랑에 의한 물입자의 운동에 의한 구조물에 작용하는 동적 유체력 (hydrodynamic load)을 계산하고, OCIMF (Oil

Companies International Marine Forum)의 조류력 (current load) 산정모델을 통해 조류에 의한 정적 유체력 (hydrostatic load)를 수치적으로 적용할 수 있다.

$$F_{Xc} = 1/2 C_{Xc} \rho_c V_c^2 L_{PP} T \quad (7)$$

$$F_{Yc} = 1/2 C_{Yc} \rho_c V_c^2 L_{PP} T \quad (8)$$

$$M_{XYc} = 1/2 C_{XYc} \rho_c V_c^2 L_{PP}^2 T \quad (9)$$

여기서, F_{Xc}, F_{Yx}, M_{XYc}=Surge, sway current forces and yaw current moment, C_{Xc}, C_{Yc}, C_{XYc}=drag coefficients for longitudinal, lateral and yaw direction

3.1.3 바람 (Wind)

해양 구조물의 풍하중은 기본적으로 풍속에 대한 스펙트럼 결정에서부터 시작한다. 해양 플랜트를 포함한 대형 해양 구조물의 동적 풍압 산정을 위한 풍속 스펙트럼 모델은 API spectrum 및 NPD spectrum을 일반적으로 많이 적용하고, 이는 다음과 같은 수식으로 정의가 가능하다.

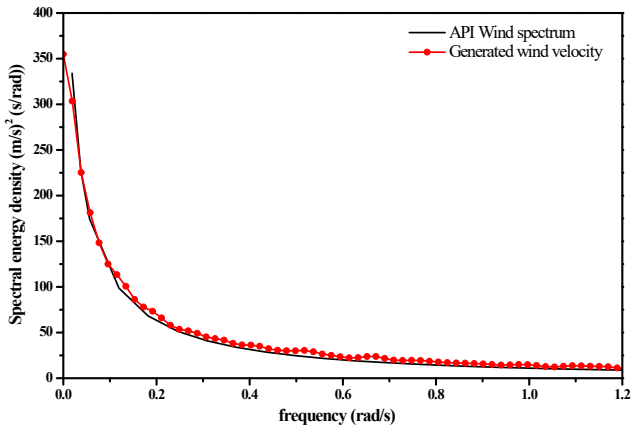
$$S(f) = \frac{320\left(\frac{U_0}{10}\right)^2\left(\frac{z}{10}\right)^{0.45}}{\left(1+\tilde{f}^n\right)^{(5/3n)}}, \qquad \tilde{f} = 172 f \left(\frac{z}{10}\right)^{2/3}\left(\frac{U_0}{10}\right)^{-0.75} \quad (10)$$

여기서, $S(f)(m^2 s^{-2}/Hz)$ = 스펙트럼 에너지 밀도

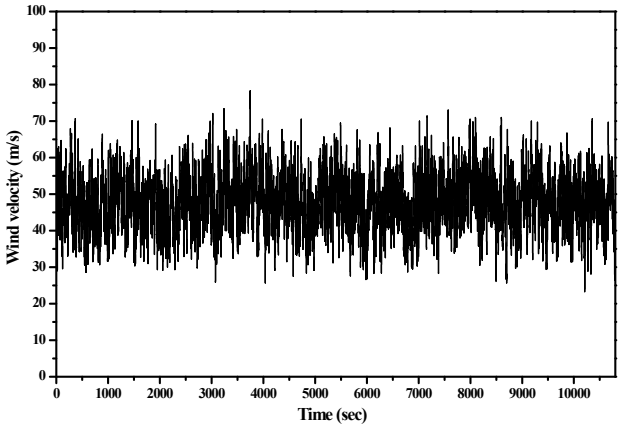
$z(m)$ = 해수면으로부터 높이 변수

$U_0(m/s)$ = 해수면으로부터 10m 상공의 1시간 평균 풍속

본 연구에서는 API wind spectrum을 통한 불규칙 풍속 (Irregular wind velocity in time-domain) 생성 알고리즘을 작성하고 이를 검증하였다. 이에 대한 검증도 불규칙 파랑의 검증과 동일한 방법으로 수행되었다. 먼저 식 (10)의 불규칙 바랑의 풍속 스펙트럼을 작성하고 ($U_0 = 48.0 m/s$) 본 스펙트럼을 이용한 시간영역풍속 (그림 3.5(b))을 본 알고리즘을 통해 생성하여 이를 다시 FFT 분석을 통해 주파수영역 신호를 만들어 이를 고려한 풍속에 대한 스펙트럼 (API wind spectrum)과 직접 비교 (그림 3.5(a))하여 검증을 완료하였다.



(a) 불규칙 바람의 에너지 스펙트럼 (풍속)



(b) 에너지 스펙트럼 기반 생성된 풍속변화

그림 3.5 불규칙 바람 (Irregular wind velocity in Frequency- and Time-domain)의 수치적 모사방법 검증

3.2 비선형 정적해석기법 요약

3.2.1 비선형유한요소

본 연구에서 개발한 부유식 케이블지지교량의 비선형 해석기법은 주탑과 거더 그리고 긴 장재를 모사하기 위한 3차원 비선형 보요소와 케이블을 모사하기 위한 3차원 비선형 케이블 요소 (등가 트러스요소)를 사용한다. 선요소를 사용한 3차원 공간에서의 구조물 해석을 위해 케이블요소는 절점당 3개의 자유도(병진방향)를 갖도록 하였고, 3차원 보요소의 경우 절점당 6자유도(3개의 병진방향과 3개의 회전방향)를 갖도록 하였다. 각 요소의 강성행렬은 Updated Lagrangian Formulation으로 정식화된 강성행렬을 사용하였다. 특히, 각 절점에서 회전의 자유도를 갖는 보요소의 요소축 갱신 및 내력산정을 위해 Rodriguez의 유한 회전식 (Rodriguez' finite rotation formula)을 이용하여 회전변위를 매 증분-반복해석 후 업데이트 할 수 있도록 하였다. 비선형 문제를 풀기위해 증분-반복해석법으로서 Newton-Raphson 방법을 사용하였고, 케이블요소에서는 증분법(Yang & Kuo 1994)을 적용하였고 보요소는 순수변위법(natural displacement method, Yang & Kuo 1994)를 적용하였다.

3.2.2 비선형재료모델

본 연구에서는 개선소성힌지법을 사용하여 축력과 휨모멘트가 함께 작용하는 프레임요소의 재료 비선형성을 고려하였다.

본 연구에서 적용한 개선소성힌지법은 요소의 단면력과 항복 축방향력, 소성모멘트 등과의 비의 함수로 재료의 점진적인 소성화를 고려할 수 있는데 이를 통해 각 증분-반복해석단계마다 재료의 비탄성 효과를 효율적으로 고려할 수 있다. 먼저 축방향 부재의 축력에 의한 재료의 비탄성을 고려하기 위한 접선탄성계수 E_t는 CRC접선탄성계수식을 이용하여 아래와 같이 축력 P와 항복응력과 단면적의 곱인 항복력 P_y의 비를 통해 계산하게 된다.(Liew 등 1993, 최와 김 2002, 김과 마 2003, Song과 Kim 2007, Kim 2009)

$$E_t = 1.0E \qquad (P \le 0.5P_y) \tag{11}$$

$$E_t = 4\frac{P}{P_y}E(1-\frac{P}{P_y}) \qquad (P > 0.5P_y) \tag{12}$$

축력과 함께 휨이 발생하는 프레임 부재는 축력과 휨모멘트가 작용하여 나타나는 단면의 점진적인 소성화를 연화 소성힌지의 도입을 통해 고려할 수 있다. 즉 프레임 요소의 경우

위의 접선탄성계수와 아래의 연화소성파라미터를 탄성강성행렬에 함께 도입하여 강재의 재료적 비탄성화를 고려하게 된다.(최와 김 2002, 김과 마 2003, Song과 Kim 2007, Kim 2009)

$$\eta = 1 \qquad (\alpha \le 0.5) \tag{13}$$

$$\eta = 4\alpha(1-\alpha) \qquad (\alpha > 0.5) \tag{14}$$

여기서 η는 모멘트 증가에 의한 연화소성화를 고려하는 파라미터이고 α는 단면력과 축방향 항복강도 및 소성모멘트의 비로 이루어진 함수인데 본 연구에서는 AISC-LRFD(1994)의 규정식을 따랐다.

$\frac{P}{P_y} \ge \frac{2}{9}\frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{2}{9}\frac{M_z}{M_{zp}}$ 일 때,

$$\alpha = \frac{P}{P_y} + \frac{8}{9}\frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{8}{9}\frac{M_z}{M_{zp}} \tag{15}$$

$\frac{P}{P_y} < \frac{2}{9}\frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{2}{9}\frac{M_z}{M_{zp}}$ 일 때,

$$\alpha = \frac{P}{2P_y} + \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{M_z}{M_{zp}} \tag{16}$$

여기서, M_{yp}, M_{zp} : 각 축에 대한 소성모멘트

접선탄성계수 E_t 및 연화소성파라미터 η가 도입된 수정된 프레임의 탄성강성행렬은 아래와 같다. (Kim 2009)

Bending in $\hat{x}-\hat{y}$ plane. $\quad [k] = \frac{E_t I_z}{L} \times$

$$\begin{vmatrix} v_a & \theta_{za} & v_b & \theta_{zb} \\ \frac{3\eta_A+6\eta_A\eta_B+3\eta_B}{L^2} & \frac{3\eta_A+3\eta_A\eta_B}{L} & -\frac{3\eta_A+6\eta_A\eta_B+3\eta_B}{L^2} & \frac{3\eta_B+3\eta_A\eta_B}{L} \\ \frac{3\eta_A+3\eta_A\eta_B}{L} & 3\eta_A+\eta_A\eta_B & -\frac{3\eta_A+3\eta_A\eta_B}{L} & 2\eta_A\eta_B \\ -\frac{3\eta_A+6\eta_A\eta_B+3\eta_B}{L^2} & -\frac{3\eta_A+3\eta_A\eta_B}{L} & \frac{3\eta_A+6\eta_A\eta_B+3\eta_B}{L^2} & -\frac{3\eta_B+3\eta_A\eta_B}{L} \\ \frac{3\eta_B+3\eta_A\eta_B}{L} & 2\eta_A\eta_B & -\frac{3\eta_B+3\eta_A\eta_B}{L} & 3\eta_B+\eta_A\eta_B \end{vmatrix} \tag{17}$$

Bending in $\hat{x}-\hat{z}$ plane. $\quad [k] = \frac{E_t I_y}{L} \times$

$$\begin{vmatrix} w_a & \theta_{ya} & w_b & \theta_{yb} \\ \frac{3\eta_A+6\eta_A\eta_B+3\eta_B}{L^2} & -\frac{3\eta_A+3\eta_A\eta_B}{L} & -\frac{3\eta_A+6\eta_A\eta_B+3\eta_B}{L^2} & -\frac{3\eta_B+3\eta_A\eta_B}{L} \\ -\frac{3\eta_A+3\eta_A\eta_B}{L} & 3\eta_A+\eta_A\eta_B & \frac{3\eta_A+3\eta_A\eta_B}{L} & 2\eta_A\eta_B \\ -\frac{3\eta_A+6\eta_A\eta_B+3\eta_B}{L^2} & \frac{3\eta_A+3\eta_A\eta_B}{L} & \frac{3\eta_A+6\eta_A\eta_B+3\eta_B}{L^2} & \frac{3\eta_B+3\eta_A\eta_B}{L} \\ -\frac{3\eta_B+3\eta_A\eta_B}{L} & 2\eta_A\eta_B & \frac{3\eta_B+3\eta_A\eta_B}{L} & 3\eta_B+\eta_A\eta_B \end{vmatrix} \tag{18}$$

만약 1) $\eta_A = \eta_B$가 1이면 절점 A, B에서는 모두 탄성구간에 존재.

2) $\eta_A = \eta_B$가 0이면 절점 A, B모두 소성힌지화.

3) $0 < \eta_A < 1, \eta_B = 1$이면 절점 A는 비탄성구 간에 존재, B는 탄성상태.

케이블 요소는 축력만 받는다는 조건에 의해, 해석 후 발생한 축력이 항복력 P_y에 따라 탄성계수를 다음과 같이 조절하여 강재의 재료 비선형성을 고려하였다. 케이블 요소의 경우, 잔류응력효과를 고려하지 않은 일반적인 강재의 완전 탄소성 상태를 고려하였다.

$$E_t = E \qquad (P < P_y) \tag{19}$$

$$E_t = 0 \qquad (P = P_y) \tag{20}$$

3.2.3 비선형 해석을 위한 수치적 이행방안(Newton-Rapshon 방법/Generalized Displacement Control방법)

◎ Newton-Rapshon 방법

Newton-Rhapson 방법은 균일한 증분하중계수를 갖고 증분해석을 수행하는데 아래 그림과 같이 특정 증분해석 내에서 외력과 내력의 차이가 발생하여 수렴하지 못하는 경우 이 시점에서 평가된 불평균하중을 다시 외력으로 재하하여 구조응답이 수렴 할 때까지 반복해석을 수행하는 것을 의미한다.

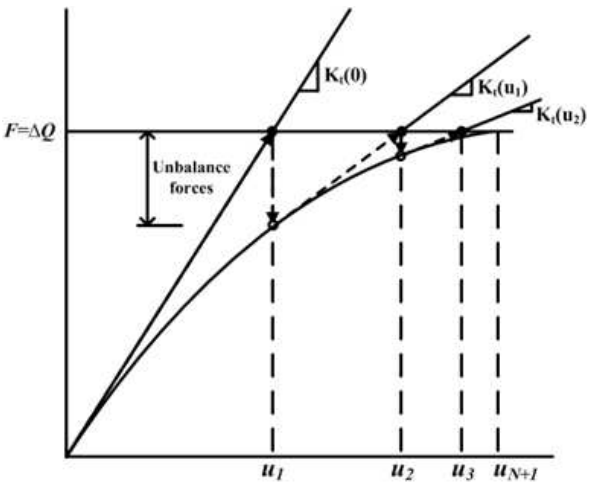


그림 3.6 Newton-raphson 방법

위 그림에서 보는 바와 같이 증분하중 Δ Q에 대한 해석을 위해 초기강성 K_0 에 대해 먼저 해석을 수행하고 발생한 변위성분 u_1에 대해 내력을 산출하면 내력과 외력의 차이인 불평균하중을 구할 수 있다. 이 불평균하중이 수렴기준에 미치지 못하면 이 하중을 다시 재하하여 해석을 수행하고 다시 변위성분 u_2을 구한다. 이 때의 내력을 다시 산출하고 또 외력과 내력의 차이를 구하여 수렴여부를 판단한다. 수렴기준을 만족할 때까지 반복적으로 해석을 수행하여 증분하중 Δ Q에 대한 반복해석을 마친다. 이러한 증분-반복 해석법이 Newton-Raphson 방법의 기본이고, $N-1$단계까지 해석이 종료되면 N 단계에서는 $N-1$단계가 마친 후의 강성을 초기강성으로 가정하고 이 강성에 따라 해석을 수행하게 된다. 그리고 각 반복해석 때마다 고려하는 강성에 따라 Newton-Raphson 방법을 구분할 수 있는데, 매 반복해석 때마다 강성을 재산정하는 Full Newton-Raphson 방법과 초기 강성을 반복해석동안 계속 사용하는 Modified Newton-Raphson 방법이 있다. 일반적으로 수렴속도가 Modified Newton-Raphson 방법이 조금 빠를 수 있으나 강성, 또는 하중-변위곡선의 기울기가 상승할

때 수렴을 못하는 문제가 있고 자유도가 많지 않은 구조물의 해석에서는 오히려 Full Newton-raphson 방법의 수렴속도가 더 빠르기 때문에 본 연구에서는 Full Newton-raphson 방법을 적용하였다.

◎ Generalized Displacement Control 방법

본 연구에서는 Generalized Displacement Control 방법(Yang과 Kuo 1994, Kim 2009, 김 등 2010, 2011a, 2011b)를 이용하여 활하중에 대한 극한해석 시 증분-반복 해석을 수행하였다. 이 방법은 매 단계마다 바로 전 증분반복해석 단계에서 발생한 증분변위벡터에 따라 고려하는 증분하중계수를 결정하게 되는데 이에 따라 강성이 0에 가까운 극한 상태 및 부 강성 구간(Negative Stiffness Zone), 강성의 부호가 바뀌는 구간등에 대해 매우 효율적이고 수치적인 안정성을 갖고 비선형 반응의 추적이 가능하다. i-증분 j-반복 계산단계에서의 증분하중계수를 λ_j^i라 표현하면 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\lambda_1 = \pm \lambda_1^1 \, |GSP|^{1/2} \qquad (j=1)$$

$$\lambda_j = -\frac{\{\Delta\ \hat{U}_1^{i-1}\}^T \{\Delta\ \overline{U}_j\}}{\{\Delta\ \hat{U}_1^{i-1}\}^T \{\Delta\ \hat{U}_j\}} \qquad (j \geq 2) \qquad (21)$$

여기서,

$GSP = \frac{\{\Delta\ \hat{U}_1^1\}^T \{\Delta\ \hat{U}_1^1\}}{\{\Delta\ \hat{U}_1^{i-1}\}^T \{\Delta\ \hat{U}_1\}}$, 일반화된 강성 파라미터(Generalized Stiffness Parameter)

$\{\Delta\ U\}_j^i$: i증분해석 단계 중 j 번째 반복해석 수행 후 발생한 증분변위 성분

$\{\Delta\ \widehat{U_j^i}\}$: i증분해석 단계에서 j-1 반복해석 단계 후 구성된 구조물의 강성 $[K_{j-1}^i]$을 이용하여 구한 총 하중백터 $[\hat{P}]$에 대한 변위성분

$\{\Delta\ \overline{U_j^i}\}$: i증분해석 단계에서 j-1 반복해석 단계 후 구성된 구조물의 강성 $[K_{j-1}^i]$을 이용하여 구한 j-1해석 후 발생한 불평균하중벡터 $[R_{j-1}^i]$에 대한 변위성분

그리고 i-증분 j-반복해석단계 수행 후 발생한 증분변위벡터와 총 하중증분계수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\{\Delta\ U\}_j^i = \lambda_j^i \{\Delta\ \widehat{U_j^i}\} + \{\Delta\ \overline{U_j^i}\} \qquad (22)$$

$$\Lambda_j^i = \Lambda_{j-1}^i + \lambda_j^i \qquad (23)$$

$(\Lambda_0^i = \Lambda_l^{i-1})$

3.3 유체동역학 해석 기반의 전체계 해석

3.3.1 해양환경에서 구조물 주위의 파 포텐셜 및 개별 포텐셜에 의한 유체력 정의

파랑에 의해 수중 튜브가 받는 하중 (관성력 항)은 Incident wave force (Floude-Krylov), Diffraction wave force, Radiation wave force 등으로 구분할 수 있는데, 이에 대한 정의는 식 (24) wave potential 및 식 (25) 물체에 작용하는 압력의 구분에

서부터 출발한다.

$$\phi = \phi_I + \phi_D + \phi_R \quad (24)$$

여기서,

ϕ_I=incident wave potential

ϕ_D=diffraction wave potential

ϕ_R=radiated wave potential

$$p = -\rho\left(\frac{\partial \phi_I}{\partial t} + \frac{\partial \phi_D}{\partial t} + \frac{\partial \phi_R}{\partial t} + gy + \ldots\right) \quad (25)$$

즉, 파랑에 의해 부유 구조물에 작용하는 유체력 (1st order)은 각 wave potential에 의한 하중성분으로 구분하여 각각 정의가 가능하고 이는 다음과 같다.

$$F_{FK} = (\text{Froude-Krylov force}) = \iint_S -\rho\left(\frac{\partial \phi_I}{\partial t} + gy\right)\hat{n}dS \quad (26)$$

$$F_D = (\text{Diffraction wave force}) = \iint_{body} -\rho\left(\frac{\partial \phi_D}{\partial t}\right)\hat{n}dS \quad (27)$$

$$F_R = (\text{Radiation Force}) = \iint_{body} -\rho\left(\frac{\partial \phi_R}{\partial t}\right)\hat{n}dS = -m_{ij}\dot{U}_j - d_{ij}U_j \quad (28)$$

m_{ij}=added mass

d_{ij}=radiation damping

3.3.2 해상 및 수중구조물의 파랑 및 조류에 대한 운동방정식

3.3.2.1 특정 질량을 갖는 해상 부유식 구조물에 작용하는 유체력 및 운동방정식요약

파랑에 의한 부유식 구조물의 동적 유체력은 a. 정수 중 부유체의 조화운동 시 유체동역학적 힘과 모멘트 및 b. 구속된 부유체에 규칙파 입사 시 파랑강제력과 모멘트의 중첩을 통해 고려 가능하다. 파랑에 의한 동적 유체력 F_T는 wave potential의 구분 및 각 항에 의한 유체력 정의를 통해 부유체에 작용하는 동적 유체력을 산정하여 다음과 같이 정의할 수 있고, 이를 통해 파랑 중 부유체의 운동 방정식을 수립할 수 있다.

해상 부유 구조물의 유체력

$$F_T = F_I + F_C + \widetilde{F_R} = F^{(1)} + F^{(2)} \quad (29)$$

해상 부유 구조물의 운동방정식

$$[M + M^a(\infty)]\ddot{\xi} + K\xi = F_I(t) + F_c(\dot{\xi}, t) + F_m(\dot{\xi}, t) \quad (30)$$

여기서

M: 부유체 질량

$$M^a(\infty) = M^a(w) - \int_0^\infty R(t)\cos wt dt$$

$$M^a(w) = \rho Re\left[\iint_{\partial\Omega_B} \frac{\partial \phi_j}{\partial n}\phi_j dS\right]$$

$$F_c = -\int_{-\infty}^{t} R(t-\tau)\dot{\xi}(\tau)d\tau,$$

$$F_I = F_I^{(1)}(t) + F_I^{(2)}(t) = \int_{-\infty}^{\infty} h_1(\tau)\eta(t-\tau)d\tau + \int_{-\infty}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty} h_2(\tau_1,\tau_2)\eta(t-\tau_1)\eta(t-\tau_2)d\tau_1 d\tau_2$$

h_1=linear impulse response function, h_2=quadratic impulse response function, $\eta(t)$ =ambient wave free surface elevation at a reference position, F_m= force by Morison equation, ξ=normal velocity)

3.3.2.2 수중 선 구조물 (Line structures)에 작용하는 유체력 및 운동방정식 요약

수중 선 구조물에 대한 유체-구조동역학 해석은 Garrett의 Slender rod 이론을 통해 접근이 가능하다.

$$-(B\vec{r}'')'+(\lambda\vec{r}')'+\vec{q}=m\ddot{\vec{r}},\ \lambda=T-Bk^2,\ \frac{1}{2}(\vec{r}\cdot\vec{r}-1)=\frac{T}{A_tE}\approx\frac{\lambda}{A_tE} \quad (31)$$

여기서, B=bending stiffness T=tensile force, k=local curvature, m=mass per unit length, $\vec{q}$=distributed force on the rod per unit length, λ=Lagrange multiplier, E= Young's modulus, A_t=effective sectional area)

일반적으로 수중 선 구조물이 받는 힘에 대해 자중, 부력, 조류와 같은 정적 하중과 파랑에 의한 동적 하중으로 구분이 가능하다. 이와 같은 정/동적 하중을 받는 수중 선 구조물의 지배미분방정식은 식 (32)를 통해 구성이 가능하고, 이 때 부재가 받는 조류 및 파랑에 의한 유체력은 Morison 식 (Morison Equation)을 통해 효과적으로 지배미분방정식 내에 반영이 가능하다.

수중 선 구조물이 받는 파랑 및 조류에 의한 유체력은 Morison 식을 통해 관성력 (inertia force) 및 항력 (drag force)의 항으로 정리할 수 있다.

$$q_n=C_I\rho A_e\dot{v}_n+C_D\frac{1}{2}\rho D|v_{nr}|v_{nr}+C_m\rho A_e\ddot{r}_n \quad (32)$$

여기서, (C_I, C_D, and $C_m$inertia, drag, and added mass coefficient, $\dot{v}_n$, v_{nr}, and $\ddot{r}_n$ =normal fluid acceleration, normal relative velocity, and normal structural acceleration, ρ, D, A_e=fluid density, outer diameter, and outer cross sectional area)

따라서 식 (31)과 (32)를 통한 수중 선 구조물의 유체-구조동역학 해석을 위한 운동방정식은 다음과 같이 수립할 수 있다.

$$m\ddot{r}+c_A\rho A_I\ddot{r}^n+(EIr'')''-(\tilde{\lambda}r')'=\tilde{w}+\tilde{F}^d \quad (33)$$

여기서,

$\tilde{w}=w+B$=유효중량(=중량-부력)

$\tilde{T}=T+P$=유효장력(=Wall tension-tension due to pressure)

$\tilde{F}^d=C_M\rho A_I\dot{V}^n+1/2C_D\rho A_D|V^n-\dot{r}^n|(V^n-\dot{r}^n)$

3.3.2.3 해상 부유 구조물-수중선요소 간 상호작용해석 요약

앞선 두 절에서는 특정 질량을 갖는 부유식 구조물 및 수중 선 구조물의 유체-구조동역학 이론에 입각한 지배미분방정식을 수립하였다. 부유식 구조물은 작용하는 환경하중에 대해

안정적으로 본래 위치제어를 위해 계류시스템과 연결되어 있다. 일반적인 계류시스템은 체인링크 및 와이어/폴리에스테르 로프로 구성된 계류선 (Mooring) 및 강한 긴장상태를 유지하는 긴장재 (Tendon) 등의 형식으로 구분할 수 있다. 즉, 부유체의 저주파수 운동에 대응하기 위한 DP (dynamic position) 시스템을 제외하고 일반적인 계류시스템은 모두 수중 선 구조물로 제작된다. 따라서 부유식 구조물은 수중 선 구조물로 고려할 수 있는 계류시스템과 연결되어 있고 이에 따라 부유 구조물과 수중 선요소 간의 상호작용을 고려한 해석이 반드시 수행되어야 한다. 이를 위한 지배 미분방정식은 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$(\widetilde{M}+\widetilde{M}_a(\infty))\ddot{\widetilde{u}}_p+\int_0^\infty \widetilde{R}(t-\tau)\dot{\widetilde{u}}_p d\tau+\widetilde{K}_H\widetilde{u}_p=\widetilde{F}_D+\widetilde{F}^{(1)}+\widetilde{F}^{(2)}+\widetilde{F}_p+\widetilde{F}_w+\widetilde{F}_c+\widetilde{F}_{WD} \quad (34)$$

여기서,

$\widetilde{M},\widetilde{M}_a$: mass and added mass matrix

$\widetilde{R}$: retardation function (inverse cosine Fourier transform of radiation damping) matrix

$\widetilde{K}_H$: Hydrostatic restoring coefficient

$\widetilde{F}_D$: drag force matrix on the hull

$\widetilde{F}^{(1)}$, $\widetilde{F}^{(2)}$: first-and second-order wave load matrix on the hull

$\widetilde{F}_p=\widetilde{K}(\widetilde{T}\widetilde{u}_p-\widetilde{u}_I)+\widetilde{C}(\widetilde{u}_p-\widetilde{u}_I)$: transmitted force matrix from the interface

$\widetilde{F}_w$: dynamic wind loading

$\widetilde{F}_c$: current loading on hull

$\widetilde{F}_{WD}$: wave drift damping force matrix

$\widetilde{u}_p$, $\widetilde{u}_I$: column matrices for the displacements of the hull and cnnection point

$\widetilde{K}$, $\widetilde{C}$: stiffness and damping matrices of connectors at the connection point

$\widetilde{T}$: transformation matrix between the hull origin and connection point

3.4 초기형상해석

케이블지지교량의 초기형상이라 함은 사하중상태에서 주탑 및 보강형의 변위가 최소가 되어 계획형상을 만족하고 주탑 및 보강형에 발생하는 휨모멘트가 균등히 분포하는 형태를 의미한다. 사하중이 작용하는 케이블지지교량의 정적 거동은 구조물의 구조적 특성에 따라 케이블의 초기 장력에 직접적인 영향을 받는다. 이에 따라 초기형상해석을 통해 최적의 초기장력의 크기 및 분포가 결정되고, 활하중 재하 전의 사하중 상태에서의 구조물의 강성 등을 결정하게 되므로 이는 매우 중요한 해석이다. 초기형상 해석은 시산법, 최적화법, 초기부재력법, TCUD법 등이 있다. 그 중 본 연구에서는 초기부재력법을 통해 초기형상해석 프로그램을 작성하였다.

초기부재력법은 Wang(1991)이 최초로 제안한 기법이다. 이 방법은 완성계 사장교의 모델에 대해 사하중을 재하하여 해석을 수행하고 보강형 또는 주탑의 특정 절점에서 발생한 변위가 허용한계에 도달할 때까지 반복적인 해석을 수행하는 방법이다. 그리고 반복해석을 수행할 때 그 전 형상해석 단계에서 발생한 케이블의 축력을 초기 내력으로 간주하여 재해석을 하게 된다. 즉, 케이블의 초기장력을 조절하여 반복해석을 수행하는 방법이다. 이러한 최초의 초기부재력법을 근간으로 하여 수렴속도를 높이기 위해 케이블의 장력 이외에 보강형 및 주탑의 단면력을 내력으로 함께 고려하는 여러 초기 부재력법들이 개발되었다. (Wang

1996, 김제춘 & 장승필 1999, 윤군진 & 이완수 2001 등)

본 연구에서는 주탑 및 거더 그리고 부유식 주탑을 지지하는 긴장재는 6자유도 비선형 보요소로 모사하고, 케이블은 3자유도 비선형 케이블요소로 모사한다. 각 요소들은 탄성강도행렬 및 기하강성행렬을 고려하고 Newton-Rapshon 법을 통한 하중의 증분-반복해석법을 적용하여 주탑 및 보강형의 효과를 직접적으로 고려하고 케이블의 새그효과를 고려한 기하학적 비선형 해석프로그램으로서 작성하였다.

부유식 케이블지지교량의 초기형상해석기술을 통해 설계자가 정의한 주요 정적 하중상태에서 구조물의 목표형상을 만족하게 하는 상부케이블과 긴장재의 장력을 결정할 수 있다. 본 연구에서는 전용해석프로그램을 개발하였는데, 전용해석프로그램에서 탑재하고 있는 기하비선형구조요소 및 증분-반복해석기법 그리고 초기부재력법 기반의 초기형상해석알고리즘을 수치적으로 검증완료하였다. 또한 해석기법을 활용하여 부유식 초장대 케이블지지교량의 사하중 상태에서의 초기상태특성을 분석하기 위한 광범위한 변수해석연구를 수행하여 본 해석기술의 효용성을 검증할 뿐 만 아니라 초기상태를 결정하는 주요 영향인자를 도출하였다. 즉, 본 해석기술은 설계자의 목표형상을 만족하게 하는 최적의 상부 케이블 및 긴장재 초기장력과 기하학적 물성을 결정하는 데에 직접적으로 활용이 가능하다.

3.5 극한해석

본 연구에서는 초장대 부유식 케이블지지교량이 교량 구조물로서 받는 주요 활하중에 대한 내하력 평가가 가능한 극한해석기법을 개발하였다. 구조물의 설계 및 시공, 사용특성을 고려하여 내하력 평가는 교통시설물이 받는 주요 외력 중 하나인 차량하중에 대한 극한거동 및 내하력 평가를 목표로 하였고, 본 구조물을 이루는 주요 구조부재인 상부 케이블과 긴장재, 주탑과 거더가 갖는 주요한 재료 및 기하학적 비선형성을 고려할 수 있도록 비선형 구조해석기법을 바탕으로 사하중 및 부력에 대한 초기형상해석-활하중에 대한 증분-반복해석 등으로 구성된 2단계 해석절차를 통해 정의된 활하중에 대한 극한상태와 변형도 그리고 내하력을 분석할 수 있는 해석기법 및 해석프로그램을 개발하였다. 본 해석기법 및 개발프로그램을 통해 주요설계하중에 대한 부유식 케이블지지교량의 극한모드 및 내하력을 직관적으로 평가할 수 있다. 특히 본 해석기법은 부유식 케이블지지교량을 구성하는 구조부재의 기하학적 비선형성과 재료적비선형성을 모두 고려할 수 있고 부유식 교량이라는 구조적 특성까지 모두 반영할 수 있기 때문에 매우 엄밀한 수준의 극한거동분석이 가능하다.

3.6 단선해석

긴장재 및 상부 케이블의 단선은 해당 선부재가 지지하는 구조물, 즉 부유식 주탑과 거더에 대한 지지력 상실을 의미한다. 따라서 모든 구조부재가 건전한 상시 조건 뿐 만 아니라, 구조물의 이상시 거동 역시 설계단계에서 면밀히 검토하기 위해서는 긴장재 및 상부 케이블의 단선조건을 합리적인 해석기법을 통해 검토할 수 있어야 한다. 이러한 단선해석이 가능하도록 본 연구에서는 단선해석기법을 개발하였다. 단선해석기법은 크게 정적 해석 및 동적 해석 기반으로 개발하였다. 정적 해석 기반의 단선해석은 역해석(Backward process)법을 응용하여 개발하였는데, 특정 설계 하중 조건에서 평형 상태를 만족하게 한 이후 긴장재 또는 상부 케이블의 단선 이후의 구조물의 새로운 평형 조건을 해석하게 하는 등 정적 구조 거동 개념의 접근법이다. 동적 해석 기법은 정적 및 동적 하중이 작용하고 있는 상황에서 임의의 시간대에 특정 부재를 제거하여 연속적인 해석을 수행하는 것으로, 케이블 및 긴장재와 같이 일정 수준 이상의 내력(장력)을 갖고 있는 부재의 파단에 의해 유발되는 일시적인 효과

를 함께 검토할 수 있는 점에서 보다 실제 현상을 반영할 수 있는 해석법이라고 정의할 수 있다. 본 해석기법의 절차를 요약하면 다음과 같다.

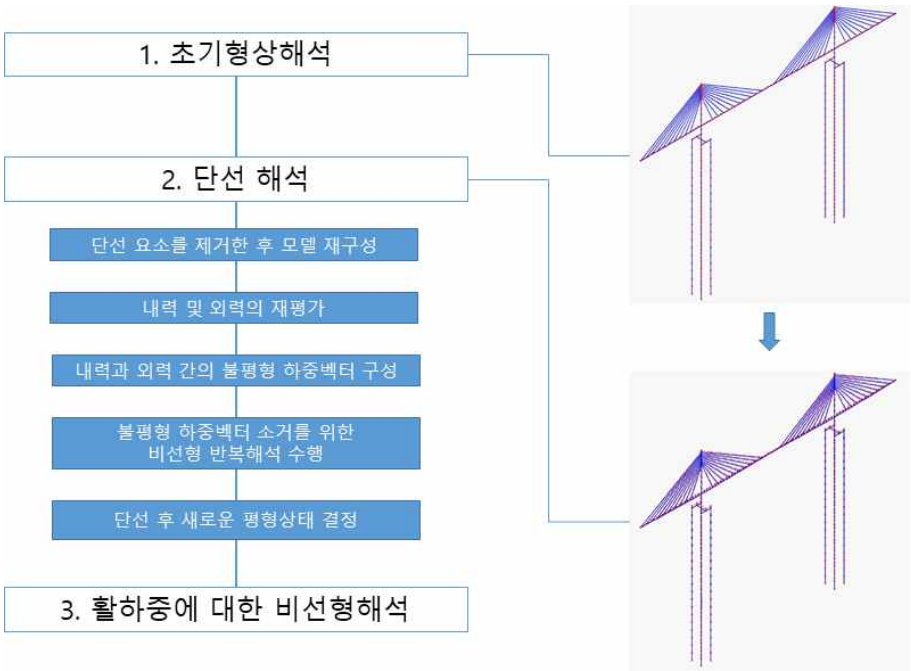


그림 3.7 정적 해석 기반의 단선해석 절차

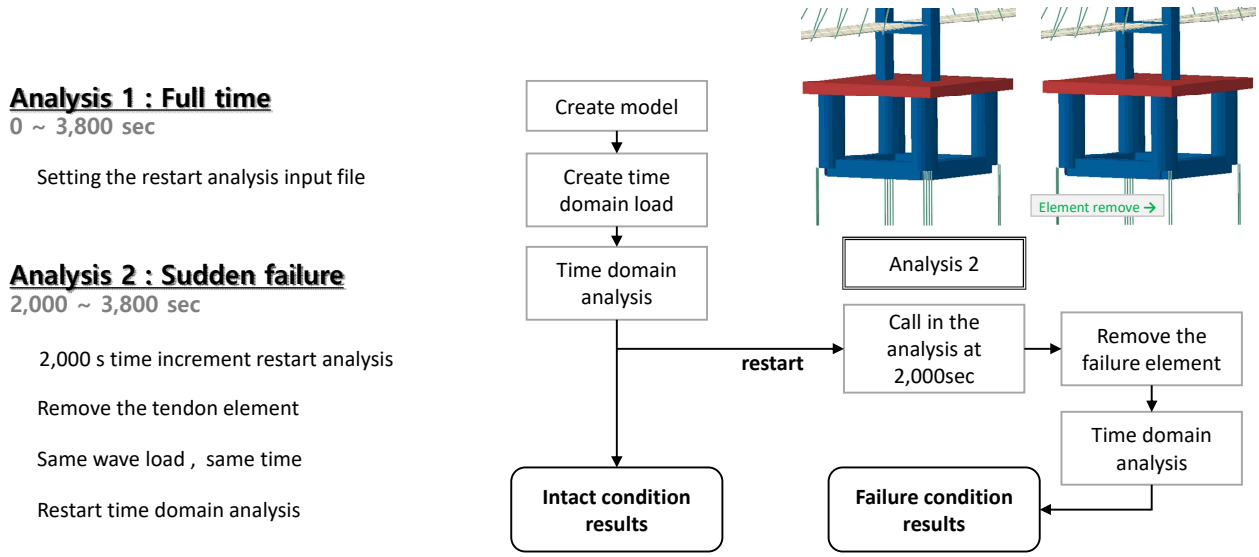


그림 3.8 동적 해석 기반의 단선해석 절차

3.7 피로해석

부유식 해양 구조물을 지지하는 계류선 및 긴장재의 피로 설계는 A. 장기적 피로 분석과 B. 단기적 피로 분석의 개념을 통해 진행할 수 있다. 장기 피로 분석 단계에서는 해당 해역에서 1년 동안 구조부재가 받는 피로손상을 평가하고, 이 값을 역수로 취해 피로수명을 계산하여 해당 구조물의 설계수명 및 피로설계에 대한 안전율을 고려하여 피로수명의 적합도를 판단하게 된다. 단기 피로 분석 단계에서는 극심한 환경 하중이 특정 기간 동안 지속될 때, 이 기간 동안 누적되는 피로 손상도를 평가하는 방식으로 진행된다. 본 연구에서 다

루는 부유식 사장교의 계류방식과 유사한 TLP (Tension Leg Platform)의 긴장재 설계 시, API RP 2T(2010)에서는 100년 이상의 재현주기를 갖는 환경 하중이 36~48시간 지속될 때 계류선 단면에 누적되는 피로 손상도는 0.01을 넘지 않도록 규정하고 있다.

TLP와 마찬가지로 본 부유식 사장교의 긴장재 역시 자중을 포함한 중력방향 수직력보다 부력을 더 크게 설계하기 때문에 긴장재에는 초기 장력이 도입된다. 즉, 파랑에 의해 유발되는 긴장재 단면의 수직 응력은 일정 크기의 평균 응력을 갖기 때문에 피로 손상에 대한 평균 응력 효과를 고려해야 한다. 이를 위해 본 연구에서는 전체계해석을 통해 얻은 시간영역응력에 대해 평균응력보정을 수행하였고, 여러 보정 모델 중 강재에 적합하다고 알려진 Gerber의 응력모델을 적용하였다. (Lawson et al. 1999, Yang and Li 2011)

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_e}+\left(\frac{\sigma_m}{\sigma_u}\right)^2=1.0 \tag{35}$$

여기서, σ_a=교번응력, σ_e=보정응력, σ_m=교번응력의 평균응력, σ_u=재료의 인장강도

보정된 시간영역응력에 대하여 Rainflow 집계법을 적용하여 교번응력범위와 반복횟수를 추출한다.(ASTM international 2005) 그 후 Palmgren-Miner의 법칙을 적용하여 피로 손상도를 평가하게 되는데, 식 (36)과 같이 피로 손상도를 평가하기 위해 검토하고자 하는 단면의 시간영역응력신호 내의 개별 교번응력범위($\Delta\sigma_i$) 및 반복횟수 (N_i)와 함께 응력범위 $\Delta\sigma_i$가 균일하게 작용할 때 피로파괴를 야기하는 데 요구되는 반복재하횟수 (n_i)를 대입해야 한다. 이는 식 (37)과 같이 해당 부재 검토 단면에 대한 S-N 곡선을 이용하여 계산 가능하다.

$$D_{short-term}=\sum_i^n \frac{n_i}{N_i} \tag{36}$$

여기서, $D_{short-term}$=단기피로손상지수

n_i=교번응력범위 $\Delta\sigma_i$의 반복횟수 (cycles)

N_i=교번응력범위 $\Delta\sigma_i$가 피로파괴를 야기하는 데 필요한 반복재하횟수

n=고려하는 교번응력범위 갯수

$$N_i=C(\Delta\sigma_i)^{-m} \tag{37}$$

여기서, C, m=실험을 통해 얻은 개별적 상수

본 연구에서는 DNV의 해양구조물 피로 설계 권장도서인 DNV-RP-C203 (DNV 2011)을 참고하여 긴장재 단기 피로 손상 평가를 위한 S-N 곡선을 적용하였다. 그림 3.9는 본 연구에서 피로손상평가에 적용한 S-N 곡선을 나타낸다.(DNV 2011)

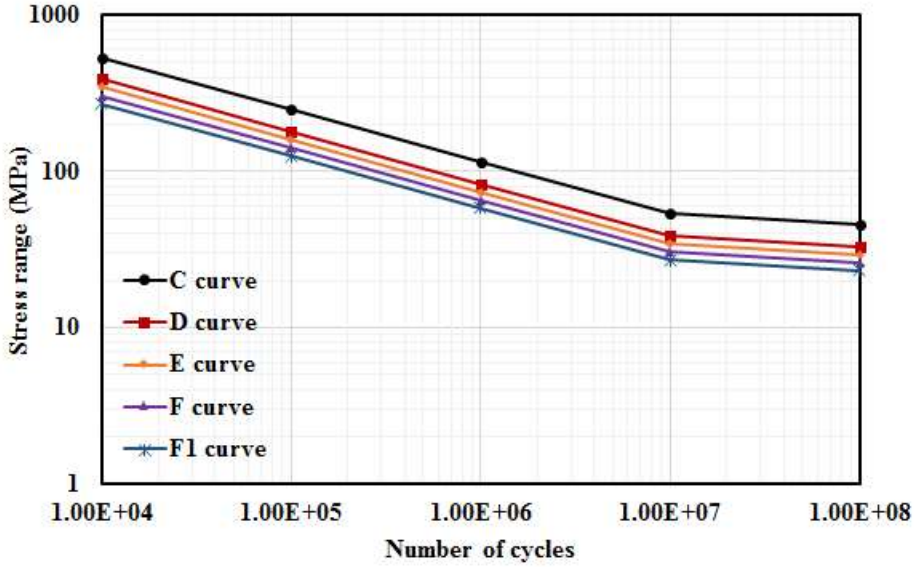


그림 3.9 피로손상검토를 위한 S-N 곡선 (S-N curves in seawater with cathodic protection presented by DNV-RP-C203)

깊은 수심에 투입되는 부유식 구조물의 강관 형식 긴장재는 단일한 하나의 부재로 사전 제작되기 어렵다. 따라서 seamless pipe 형식으로 일정 길이로 나누어 제작된 후 용접 또는 체결제 결합을 통해 설치 해역에서 일체화된다. 따라서 연결부 피로 검토 시 응력집중계수(Stress Concentration Factor, SCF)를 반드시 고려하도록 규정한다. 이러한 특성을 고려하여 본 연구에서도 긴장재 단면 형상 특성을 고려하여 응력집중계수를 피로 손상 추정에 적용하였다. 강관 형태의 용접부 응력집중계수는 DNV-RP-C203 (DNV 2011)을 따라 Eqs. (38)~(40)를 이용하여 산정이 가능하다.

$$SCF_{BW} = 1 + \frac{3(\delta_m - \delta_o)}{WT} e^{-\alpha} \tag{38}$$

여기서, SCF_{BW}=Butt 용접부 응력집중계수, δ_m=단면두께 편심정도, δ_0=제작오차, $\alpha = \frac{0.91L}{\sqrt{OD \times WT}}$, L=표면용접폭, WT=단면두께, OD=강관외경

$$SCF_{AF} = a + \frac{4\delta_N}{OD - WT} \tag{39}$$

여기서, $\delta_N = \delta \frac{\tanh kl}{kl}$, δ=축력이 0일 때의 편심 (최대치=강관 세그먼트 길이의 0.1%), l=강관 세그먼트 길이, $k = \sqrt{\frac{N}{EI}}$, N=축력, E=강관 탄성계수, I=강관 단면 2차 모멘트

$$SCF = SCF_{BW} \times SCF_{AF} \tag{40}$$

위와 같이 산정된 응력집중계수는 전체계 해석에서 얻은 시간이력응력에 적용되어 용접부에 발생하는 응력 산정에 이용되고, 이 수정된 시간이력응력과 용접부에서의 S-N 곡선을 고려하여 용접부에서의 피로 손상도를 계산한다.

$$\sigma_{weld}(t) = SCF \times \sigma_{GPA}(t) \tag{41}$$

여기서, $\sigma_{weld}(t)$=용접부에서의 응력, $\sigma_{GPA}(t)$=전체계해석을 통해 얻은 계류선 요소에서의 응력

4. 개발해석이론의 검증

4.1 초기형상해석 및 정적 극한해석기법의 핵심기술인 비선형유한요소해석기법의 검증

4.1.1 자유단에 집중 수직력 및 휨모멘트를 받는 외팔보의 기하학적 비선형해석

작성된 비선형유한요소해석 모듈의 검증을 위한 첫 번째 예제는 자유단에 집중 수직력 및 휨모멘트를 받는 외팔보에 대한 기하비선형 해석이다. 해석 모델의 형상 및 제원은 그림 3.10 및 표 3.1과 같다.

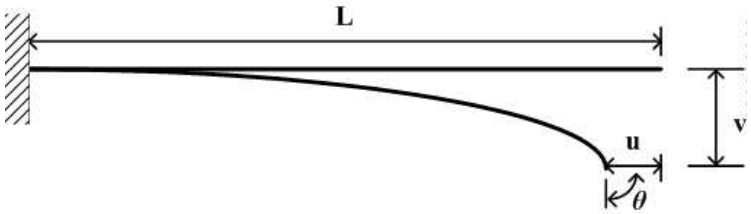


그림 3.10 검증모델 1 - 캔틸레버 보

표 3.1 구조물 기본 제원

적용요소	3차원 비선형 보요소 (길이방향에 대해 총 10개의 요소로 모델링)
탄성계수	1.2×10^4 psi
부재 길이	100 in.
단면적	0.5 $in.^2$
지점조건	좌측단 강결 (fixed), 우측단 자유 (free)
증분하중계수	매 단계 1%씩 하중 증가

A. 하중경우 1 - 자유단에 집중 휨모멘트

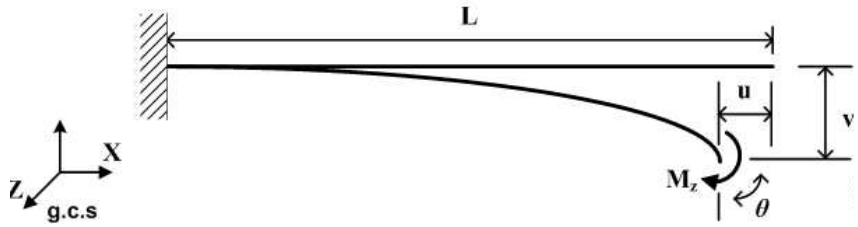


그림 3.11 집중 휨모멘트가 작용하는 외팔보

외팔보 자유단에 집중 휨모멘트 M_z를 작용하여 외력이 작용한 절점에서의 하중-변위곡선을 본 비선형해석모듈을 통해 계산한 후 Crivelli(1991)의 결과와 비교하여 본 해석결과를 검증하였다.

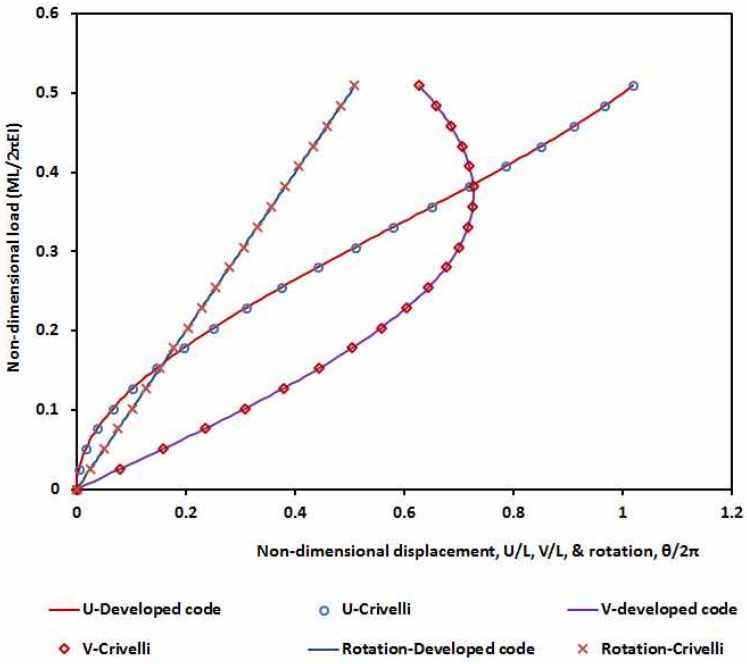


그림 3.12 끝단부에 휨모멘트가 작용할 때의 하중-변위 곡선

외팔보 자유단에 작용한 휨모멘트는 $\frac{L}{2\pi EI}$를 곱하고, 수직 및 수평방향 변위는 길이 L로, 회전변위는 2π로 나누어 무차원화한 후 위 그림과 같이 하중-변위곡선을 완성하였다.

위 그래프에 잘 나타난 대로 개발 비선형해석모듈에 의한 비선형 유한요소해석결과는 Crivelli(1991)의 결과와 거의 일치하는 것을 보이고 있다. 즉, 본 해석예제를 통해 본 연구를 통해 작성된 비선형 유한요소해석모듈이 수치적으로 검증되었다.

B. 하중경우 2 - 자유단에 집중 수직력

이번 해석예제는 동일한 캔틸레버 보 구조물에서 단부에 수직방향 집중하중이 재하되는 구조물의 기하 비선형 해석결과를 Mattiasson(1979)의 결과와 비교하여 개발 프로그램의 수치적 검증을 수행하였다.

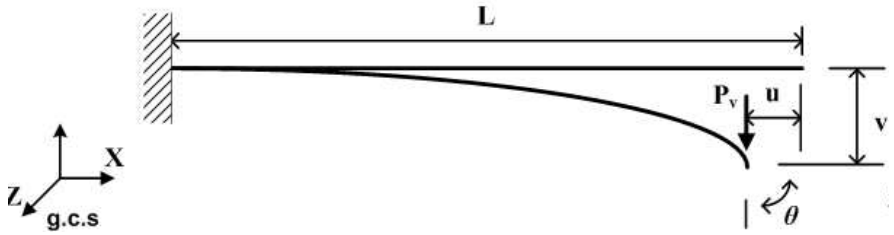
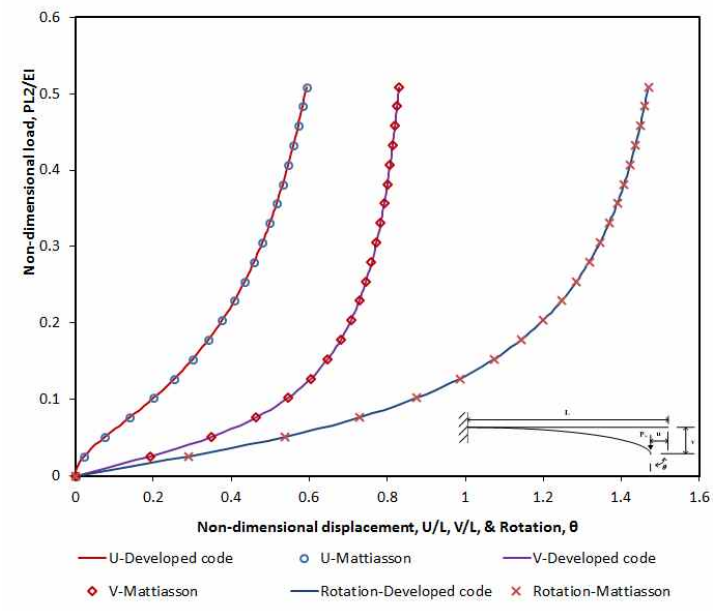


그림 3.13 구조물 끝단의 수직하중이 작용하는 캔틸레버 보

앞선 예제와 마찬가지로 10개의 6자유도 비선형 보요소로 구조물을 모델링하였고 구조물의 제원 및 비선형해석 옵션은 동일하게 적용하였으며 작용하는 수직하중 및 변위등을 역시 무차원화시켜 선행연구의 결과와 비교하였다. 아래 그림은 본 프로그램 및 선행연구(Mattiasson, 1979)에 의한 하중-변위곡선을 나타내고 있다.



3.14 끝단부에 수직하중이 작용할 때의 하중-변위 곡선

그림 3.14에서 보는 바와 같이 본 비선형해석모듈은 선행연구와 일치하는 결과를 보임으로써 수치적 신뢰도를 검증하였다.

4.1.2 수직력을 받는 Toggle프레임

본 비선형 유한요소해석모듈의 수치적 검증을 위한 두 번째 예제는 수직력을 받는 Toggle 프레임 (William 1964)이다. 아래 그림과 같이 본 구조물의 중앙에 수직하중을 재하하고 이 절점에서 하중-변위곡선을 얻어 이를 상용구조해석프로그램 결과 (Simulia V2017)와의 직접 비교를 통해 비선형해석기법의 수치적 검증을 수행하였다.

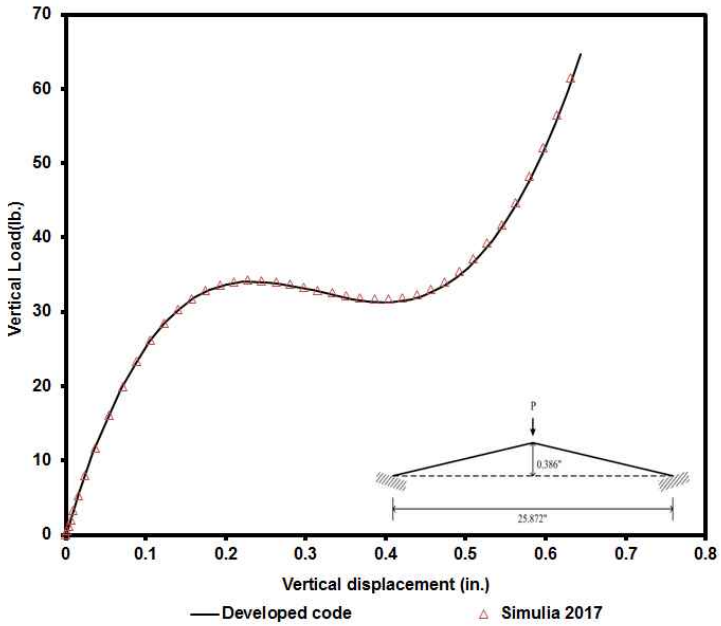


그림 3.15 프레임 중앙부에서의 하중-변위곡선 비교

해석결과의 비교 결과 상용프로그램의 해석결과와 거의 일치함을 확인하였고 이를 통해 본 해석모듈의 정확성을 입증하였다.

4.1.3 등분포 수직하중을 받는 케이블로 지지된 보

본 절에서는 아래 그림과 같이 등분포 수직하중을 받는 케이블로 지지된 외팔보 구조물의 비선형 해석을 통해 본 프로그램의 비선형 케이블 및 보요소를 사용한 비선형 구조해석기술에 대한 수치적 검증을 기술한다. 본 해석을 위해 10개의 6자유도 보요소와 초기장력 1,068kN이 작용하는 1개의 케이블 요소로 구조물을 모델링하였고 보와 케이블의 자중 그리고 보에 작용하는 등분포하중에 대한 기하 비선형해석을 통해 선행연구결과와 비교하였다.

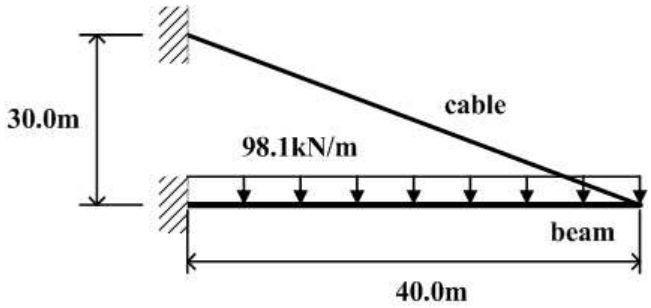
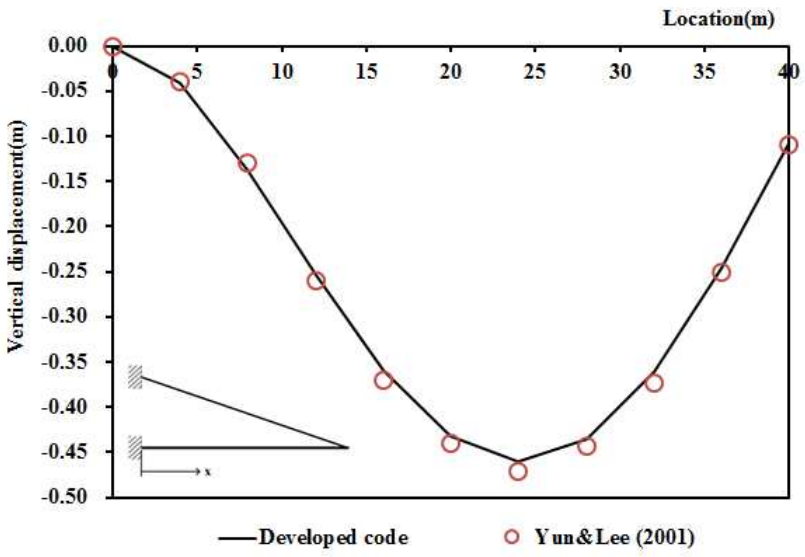


그림 3.16 등분포하중을 받는 보-케이블 구조물

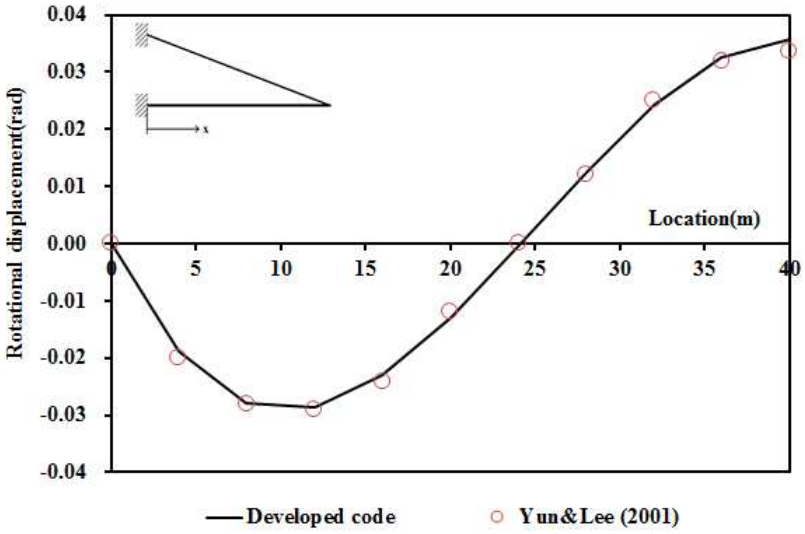
표 3.2 구조물 기본 제원

	Beam	Cable
E(kN/m^2)	2.1×10^8	2.1×10^8
A(m^2)	2.0	0.03
I(m^4)	0.04167	-
ɣ(kN/m^3)	77	77

그림 3.17에는 보의 수직방향 처짐 및 회전각변위에 대해 개발프로그램의 해석결과와 탄성현수선 요소를 사용한 선행연구결과 (윤과 이(2001))의 해석결과를 보의 길이방향을 따라 나타낸다. 본 개발해석기법을 통한 구조물의 응답 (변위)는 보의 전 구간에 대해 일치하는 결과를 나타내고 있다. 탄성현수선요소를 사용한 선행연구결과를 정해로 가정할 때 최대 수직처짐과 회전변위 그리고 케이블 장력은 정해와 각각 -2.21%, 3.18%, 0.32% 의 차이를 보이는 등 본 해석기법은 케이블로 지지된 구조물의 비선형 정적 구조응답을 정확하게 도출할 수 있다는 것을 입증하였다.



(a) 수직변위 (처짐)



(b) 회전변위

그림 3.17 보의 길이 방향 각 위치 별 변위 비교

4.2 초기형상해석기법 검증

4.2.1 고정식 케이블지지교량의 초기형상해석예제

본 연구를 통해 개발된 부유식 케이블지지교량의 초기형상해석기술의 실효성 검증을 위해 먼저 본 절에서는 고정식 케이블지지교량에 대해 초기형상해석을 수행하였다. 본 검증 예제를 위해 초기형상해석이 수행된 대상 모델은 아래 그림과 같은 2차원 사장교 모델 (Wang 1993)이다.

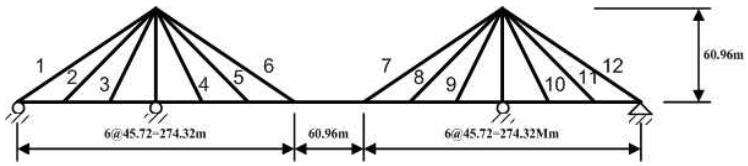
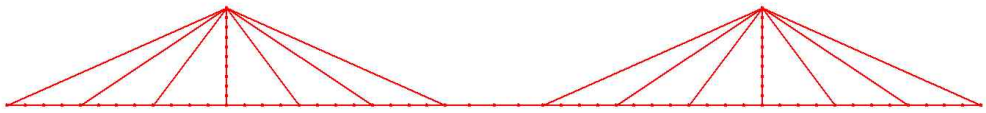


그림 3.18 2차원 사장교 모델(Wang & Yang 1996)

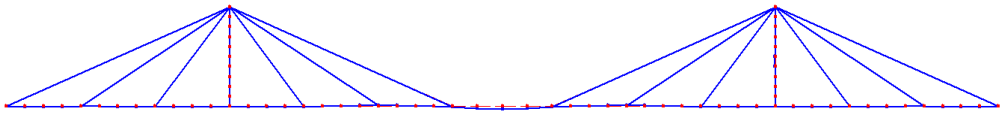
표 3.3 해석 대상 사장교의 제원

	거더	주탑	케이블
탄성계수	2.1×10^{8}(kN/㎡)	2.1×10^{8}(kN/㎡)	2.1×10^{8}(kN/㎡)
단면적	0.320㎡	0.2280㎡	4.199×10^{2}㎡
단면 2차 모멘트	$1.1307m^4$	$0.3542m^4$	-
사하중	87.672 kN/m	-	-

본 초기형상해석에서는 사하중 상태에서 거더 중앙부의 수직 처짐이 중앙경간장 대비 10^{-4} 이하가 되는 상태를 목표형상을 만족하는 수렴 기준으로 하였고, 이를 만족하게 하는 케이블 장력의 분포 및 그 상태에서의 거더 및 주탑의 내력상태를 본 해석기술을 통해 도출하였다.



(a) 해석 전 구조형상 (목표형상)



(b) 초기형상해석 완료 후 사하중 상태에서의 구조물 변형형상
(변형도에 대한 증폭계수 = 50.0)
그림 3.19 초기형상해석 전 후 구조물 변형도

케이블의 장력과 거더 및 주탑의 축력을 초기력으로 사용하는 초기부재력법 근간의 초기형상해석을 수행한 결과, 8번의 반복해석 후 거더 중앙부의 처짐이 중앙경간장 대비 10^{-4} 이내가 되는 결과를 얻었다. (이 때 거더 중앙부의 수직 처짐은 3.22㎝) 그림 3.20은 반복적 초기형상해석을 통한 중앙경간 거더 중앙부 수직처짐과 주탑 최상단의 수평변위의 감소특성을 나타내는데, 본 해석기법의 반복적 적용을 통해 사하중에 대한 거더 및 주탑의 변형 및 변위가 최소화 될 수 있다는 것이 입증되었다.

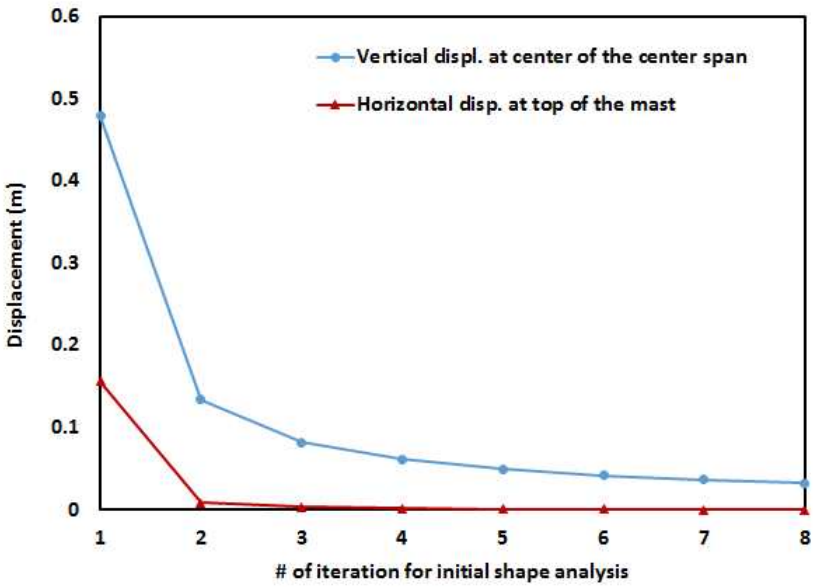


그림 3.20 반복적 초기형상해석 수행에 따른 주탑 및 거더 최대변위 감소특성
(8번째 해석 후 거더 최대 처짐=3.22㎝, 주탑 최대 수평변위=0.0025㎝)

표 3.4 8번째 형상 해석 후 케이블 장력

케이블 번호	해석 전 가정된 초기 장력(kN)	해석 후 케이블 장력(kN)	장력 변화(%)
1	9306.54	10818.44	16.25
2	8711.07	8550.35	-1.84
3	4039.01	4880.57	20.84
4	5168.57	4561.89	-11.74
5	8970.28	7870.24	-12.26
6	8181.97	11642.42	42.29
7	8181.97	11642.42	42.29
8	8970.28	7870.24	-12.26
9	5168.57	4561.89	-11.74
10	4039.01	4880.57	20.84
11	8711.07	8550.35	-1.84
12	9306.54	10818.44	16.25

표 3.4는 해석 전 초기 가정한 케이블의 장력과 8번째 형상 해석 후의 케이블 장력을 나타내고 있다. 케이블의 장력은 중앙지간 중앙부를 지지하는 6번과 7번 케이블의 장력이 가장 크게 증가하였는데, 이는 최외측 케이블의 수평각도가 가장 낮고 지지해야 하는 보강형의 무게가 가장 크기 때문에 사하중 상태에서 거더 변형의 최소화를 위한 가장 큰 장력이 요구된다.

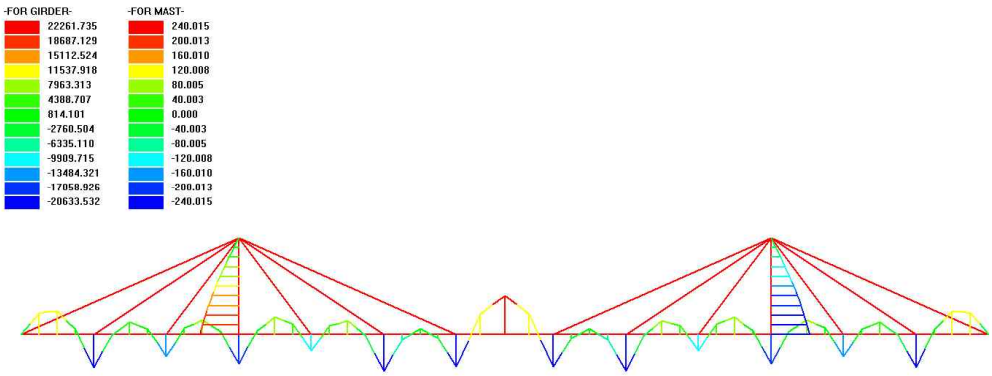


그림 3.21 8번째 초기형상해석 후 거더 및 주탑의 휨모멘트 분포

그림 3.21은 초기형상해석 후 주탑 및 거더의 휨 모멘트 분포를 나타낸다. 주탑 및 거더의 변형이 최소가 된 상태에서 사하중에 대한 거더의 최대 휨모멘트는 22261.74 kN · m으로 중앙지간 중앙부 단면에서 발생하고, 최소 휨모멘트는 -20633.53 kN · m 으로 C5 및 C7이 지지하는 단면에서 발생하는 등 최대 및 최소 휨모멘트에 큰 차이가 없고 Fig. 21과 같이 비교적 균등한 모멘트 분포를 유도하였다.

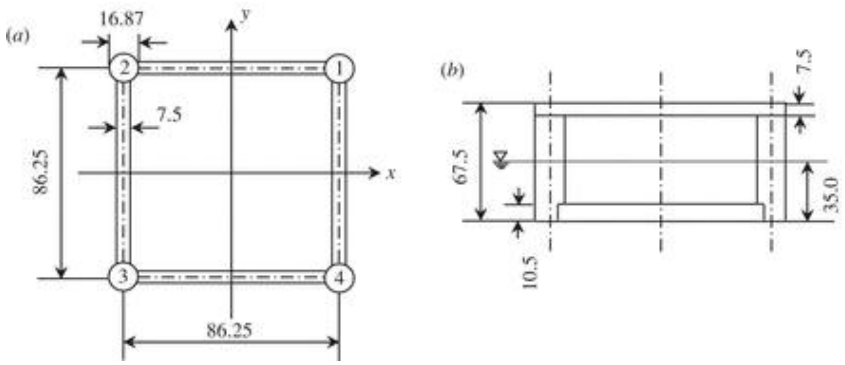
이처럼 비선형 유한요소해석 및 반복적 초기부재력법을 통한 초기형상해석기법은 사하중 상태에서 케이블지지교량의 목표형상을 만족시키는 최적의 케이블장력분포를 결정할 수 있다. 비선형 보요소 및 비선형케이블요소가 적용된 비선형해석예제들을 통해 본 연구과제를 통해 도출된 비선형해석기법의 정확성이 검증되었고, 사장교의 초기형상해석예제를 통해 고정식 사장교의 초기형상해석기법의 합리성이 검증되었다.

4.3 유체동역학 기반의 전체계 해석기법 검증

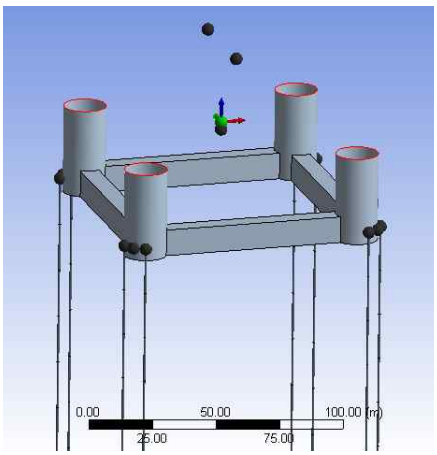
4.3.1 긴장재로 지지된 대형 부유식 구조물(TLP: Tension Leg Platform)의 유체동역학 해석 검증

본 연구에서는 긴장재로 지지된 초대형 해양 부유식 구조물의 파랑에 대한 주파수 의존적 물리량 해석기법의 검증을 다룬다. 본 검증을 위하여 ISSC TLP (1986) 의 주파수영역 유체동역학 (Hydrodynamic analysis in frequency domain) 해석을 수행하여 다음의 주파수 의존적 물리량을 해석한 후, ISSC TLP의 실험결과와 비교하여 본 연구에서 활용하는 해석기법의 정확성 및 실효성을 검증하였다.

- 1st order wave forces (Diffraction + Floude-Krylov force) in surge, heave and induced pitch moment
- Added mass in surge and heave direction
- Radiation damping in surge and heave direction
- Motion RAO due to regular waves with 1.0m wave height in surge, heave, and pitch direction



(a) Dimension

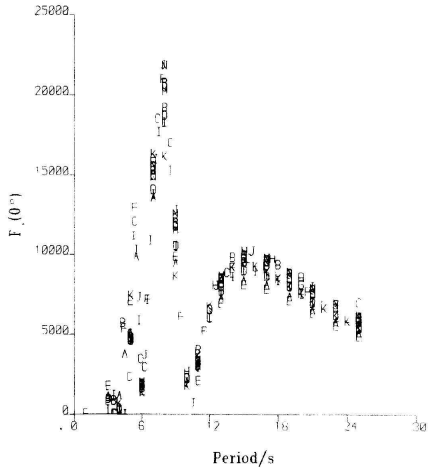


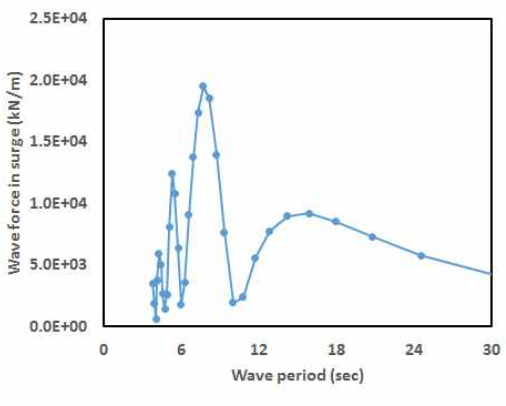
(b) Hydrodynamic model for the floater (ANSYS AQWA)

그림 3.22 ISSC TLP 플랫폼 형상

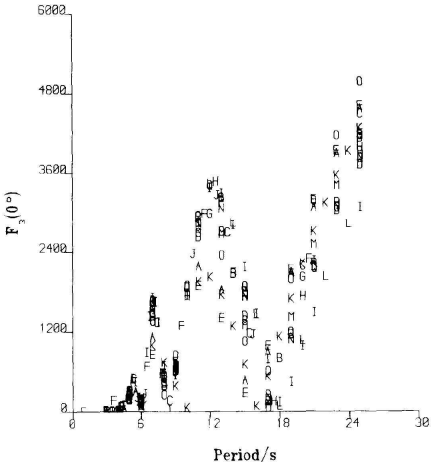
표 3.5 ISSC TLP 플랫폼 제원

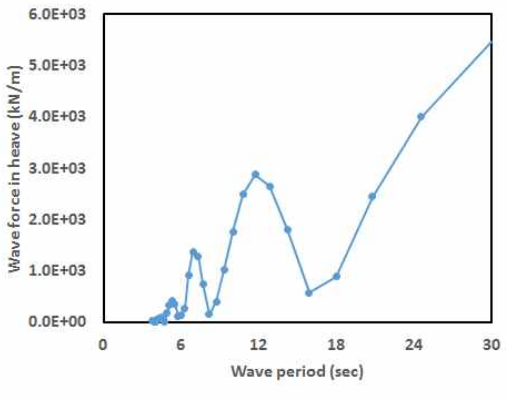
Parameters	Value
기둥 (Column) 간 중심간격	86.25 m
기둥 반경	8.44 m
폰툰 폭 (width)	7.50 m
폰툰 높이 (height)	10.50 m
흘수 (draft)	35.00 m
배수량 (Displacement)	54.5 × 106 kg
중량 (Weight)	40.5 × 106 kg
전체 긴장재 초기장력	14.0 × 106 kg
Roll moment of inertia	82.37 × 109 kN·m2
Pitch moment of inertia	82.37 × 109 kN·m2
Yaw moment of inertia	98.07 × 109 kN·m2
플랫폼 바닥면으로부터 질량중심 위치	38.0 m
긴장재 길이	415.0 m
전체 긴장재 수직방향 강성	0.813 × 106 kN/m
긴장재로 인한 Roll/Pitch 방향 강성	1.501 × 106 kN/m/rad



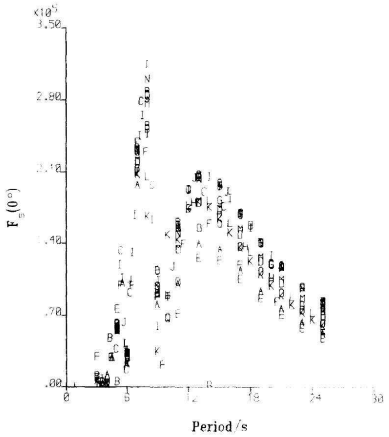


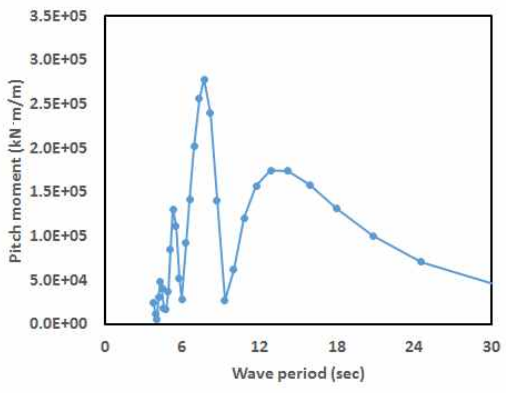
(a) Wave force in surge





(b) Wave force in heave

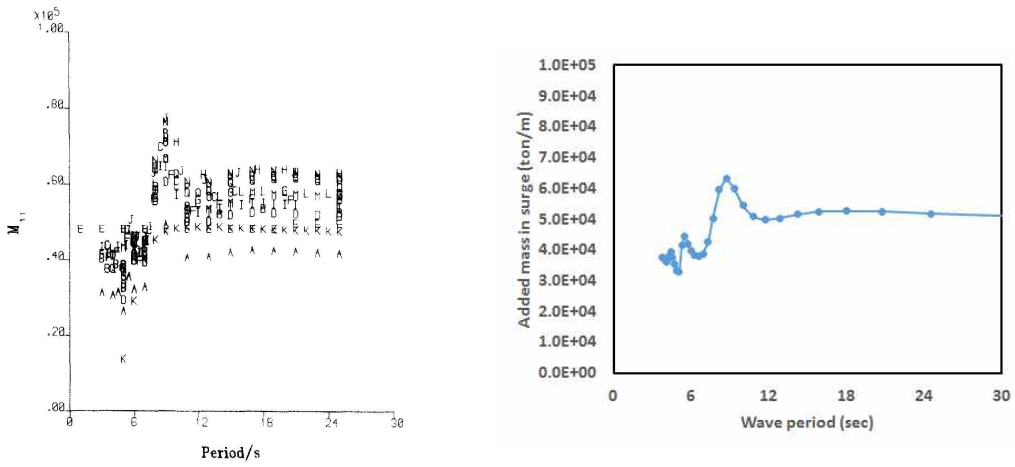




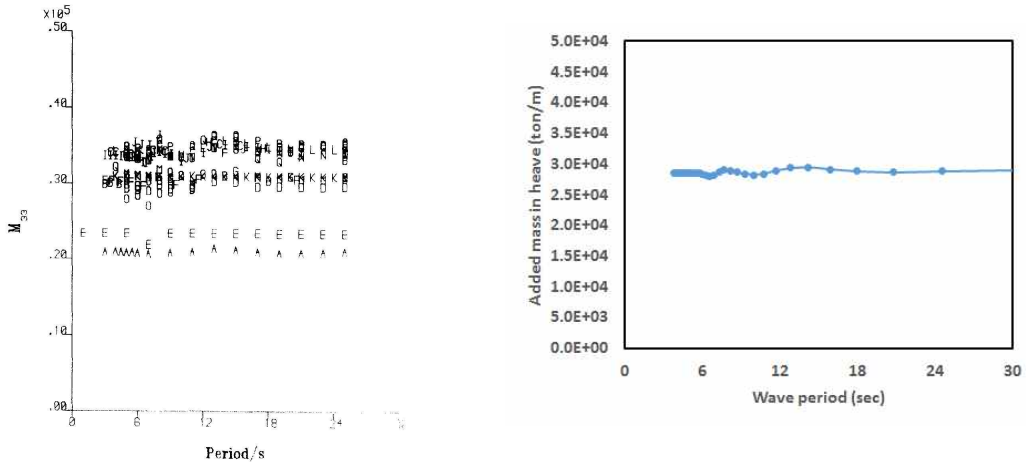
(c) Pitch moment

그림 3.23 Wave force 비교검증

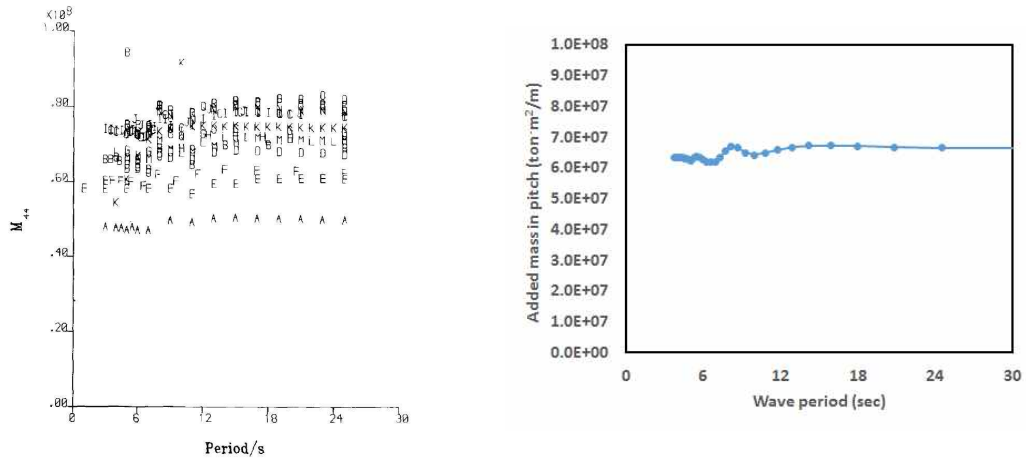
- 좌 : ISSC 실험 (1983), 우 : 주파수영역 해석 (2017)



(a) Added mass in surge



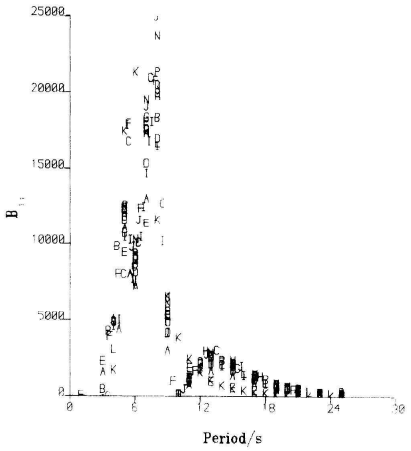
(b) Added mass in heave

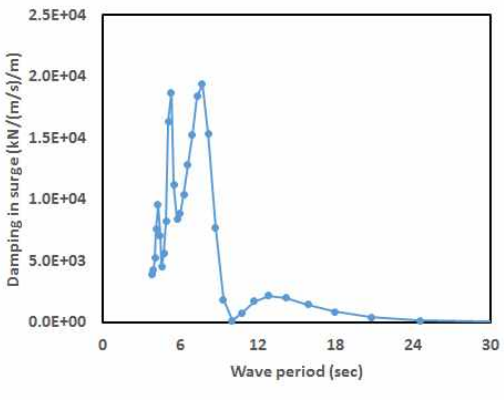


(c) Added mass in roll/pitch

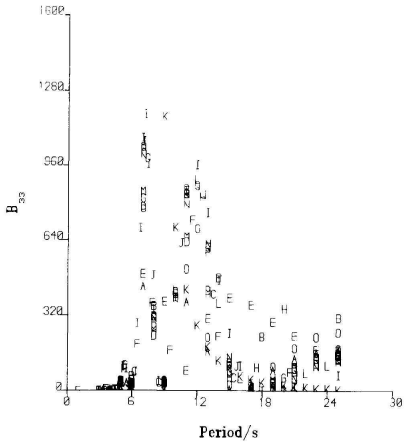
그림 3.24 Added mass 비교검증

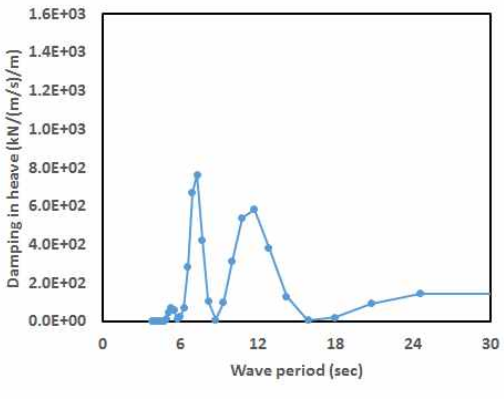
- 좌 : ISSC 실험 (1983), 우 : 주파수영역 해석 (2017)



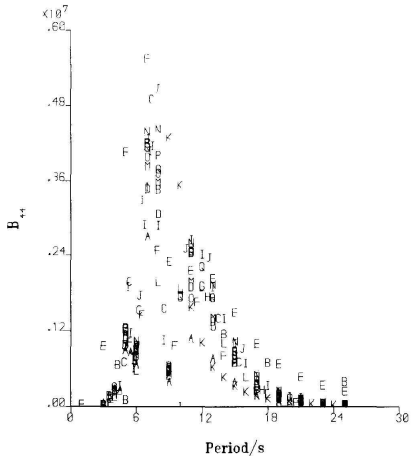


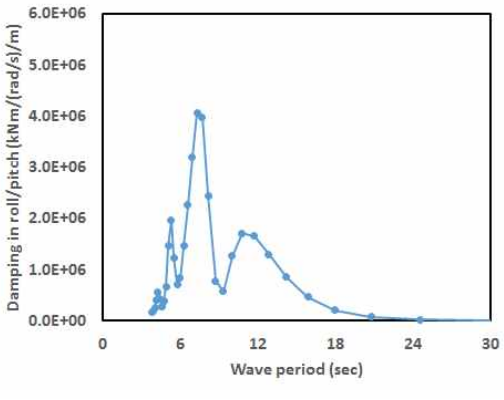
(a) Radiation damping in surge





(b) Radiation damping in heave

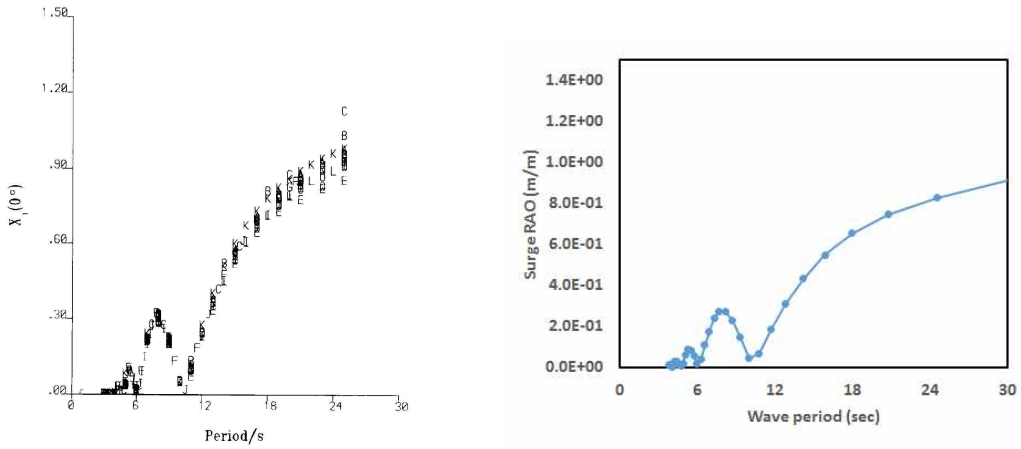




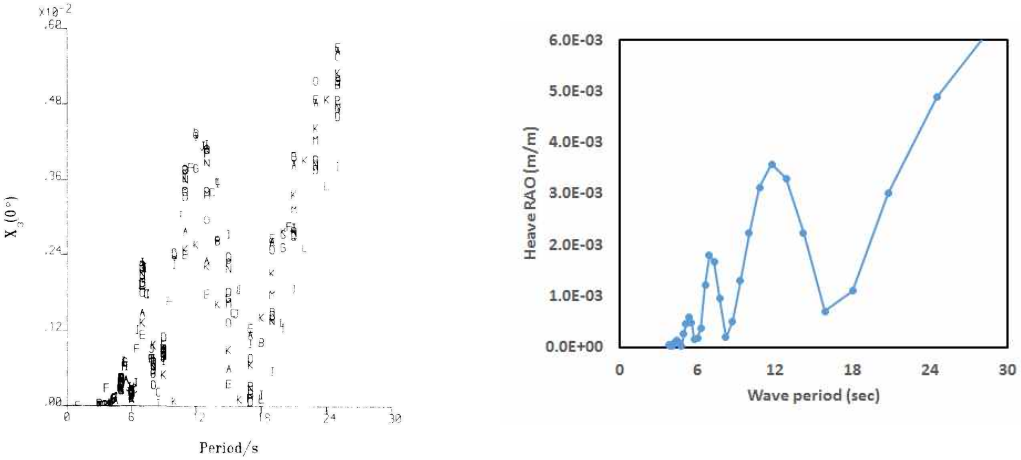
(c) Radiation damping in roll/pitch

그림 3.25 Radiation damping 비교검증

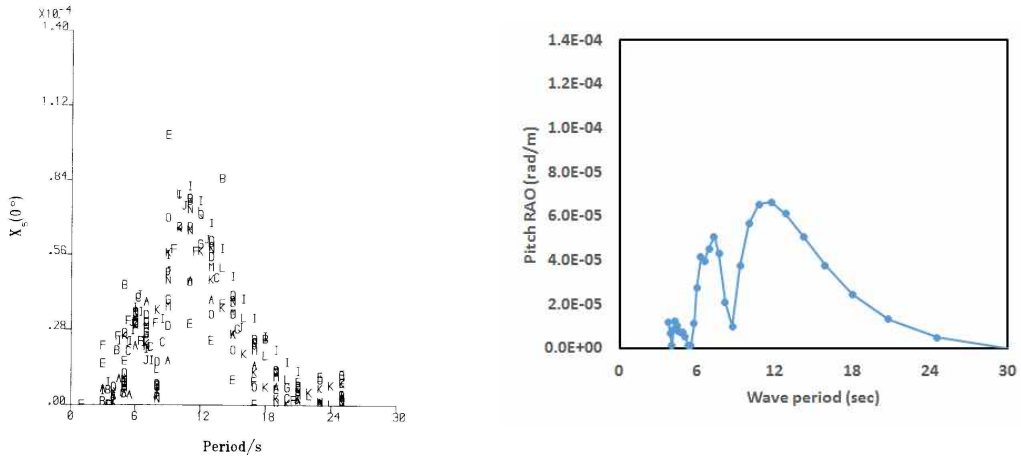
- 좌 : ISSC 실험 (1983), 우 : 주파수영역 해석 (2017)



(a) Surge RAO



(b) Heave RAO



(c) Pitch RAO

그림 3.26 Motion RAO 비교검증

- 좌 : ISSC 실험 (1983), 우 : 주파수영역 해석 (2017)

그림 3.23 ~ 3.26은 ISSC TLP의 실험결과와 본 연구를 통해 수행된 해석결과를 긴장재로 지지된 부유식 구조물 TLP의 파랑하중 (1st order wave forces), 부가질량 (Added mass), 감쇄 (Radiation damping) 및 Motion RAO (Response Amplitude Operator) 등 부유식 구조물의 주파수 의존적 물리량 모두에 대해 직접 비교한다. ISSC TLP의 실험은 British Maritime Technology (UK), University College London UK, Bureau Veritas (France), MARIN

(Netherlands), Veritec (Norway), SSPA (Sweden), Ship Research Institute A, B, C, D, E (Japan) 등 총 17개 기관이 개별적으로 실험을 수행하여 모든 실험결과에 대해 17개 (A~Q) 기관의 실험결과가 하나의 그래프에 도시되어 있고 개별 그래프에서 잘 나타나듯이 주기 별 양상은 동일하나 결과값 자체의 차이는 일정부분 존재하여 어느 기관의 결과를 정해로 가정해야 하는 지 다소 난해한 측면이 있다. 그러나 모든 비교 결과에서 잘 나타나듯이 본 연구를 통해 도출된 해석결과는 각 기관의 실험결과와 거동 양상이 완전히 동일 할 뿐 만 아니라 각 기관 실험결과의 평균에 근접한 것으로 나타나 본 해석기술의 정확성 및 실효성이 검증되었다고 결론 내릴 수 있다.

4.3.2 부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량의 전체계해석을 위한 유체-구조동역학 해석기법 검증

부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량의 환경하중에 대한 전체계해석기법 정d립을 위해 본 연구과제에서는 유체-구조동역학 해석 이론에 입각한 부유식 구조물 해석기법을 기본으로 해석방법을 정립하였다. 부유식 케이블지지교량은 전 세계에서 노르웨이에 한 기가 건설되어 운용되고 있는 등 이에 대한 선행연구결과가 매우 한정적임을 감안하여 본 연구과제에서 정립한 해석기법의 수치적 검증을 위해 유사구조물에 대한 해석을 수행하여 실험결과와의 직접비교를 통해 검증을 완료하였다. 검증을 위하여 부유식 케이블지지교량과 구조형식이 매우 흡사한 수중 부유식 터널 구조물의 전체계성능 분석을 수행하여 본 해석기법을 검증하였다.

검증을 위한 수중 구조물은 다음과 같다.

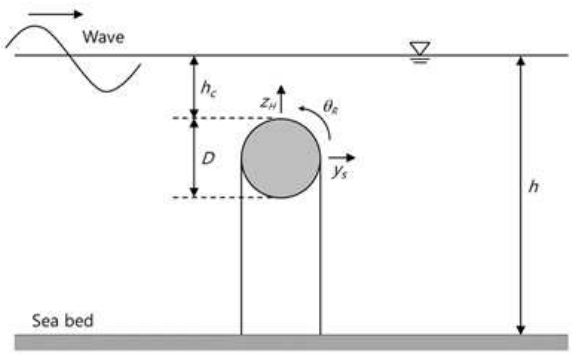


그림 3.27 부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량 전체계해석기술 검증을 위한 해석모델 - 수중 부유식 튜브 구조물 (Oh. et al 2013)

위 그림과 같은 부유식 수중 튜브는 본 연구에서 개발한 해석기술의 검증을 위한 유사 구조물로써, 자중보다 부력이 커서 부력과 자중의 차이로 발생하는 상향의 수직력을 정적 하중으로 작용받는 수중 튜브와 부상을 방지하는 긴장재 (Tendon)으로 구성된 수중 부유식 튜브 구조물이다. 즉, 부유식 주탑의 기본 구조특성과 매우 유사한 형태를 갖는 구조체로써, 본 구조물에 대한 해석결과의 타당성을 검증함으로써 본 해석기술검증을 수행하고자 하였다.

Oh 등 (2013)은 본 구조물에 규칙 파랑이 작용할 때 구조물의 운동 및 긴장재 장력변화특성을 실험적으로 연구하였다. 따라서 본 연구에서도 정립한 해석기술을 적용하여 동일한 조

건에 대한 동적해석을 수행하고 해석결과를 실험연구결과와 직접 비교하여 해석기술을 검증하였다. 본 비교검증연구에 적용된 구조물 및 환경조건은 표 3.6과 같다.

표 3.6. 검증모델의 환경 및 기하학적 제원

Parameters	Values
1. Environmental conditions	
Water depth (h)	80.0 m
Tunnel clearance (hc)	30.0 m
Wave period (T, sec)	6.5, 8.0, 10.0, 13.0
Wave steepness (s)	0.013, 0.027 0.040, 0.053
2. For tunnel	
Outer diameter (m)	23.0
Length (m)	98.0
Thickness (m)	0.275
Elastic modulus (GPa)	200.0
Buoyancy-Weight ratio	2.6
Drag/added mass coefficient	1.2/1.0
3. Tether	
Outer diameter (m)	0.12
Specific weight (tonf/m3)	8.0
Elastic modulus (GPa)	197.0
Pretension (kN)	6.29E+04
Drag/added mass coefficient	1.2/1.0

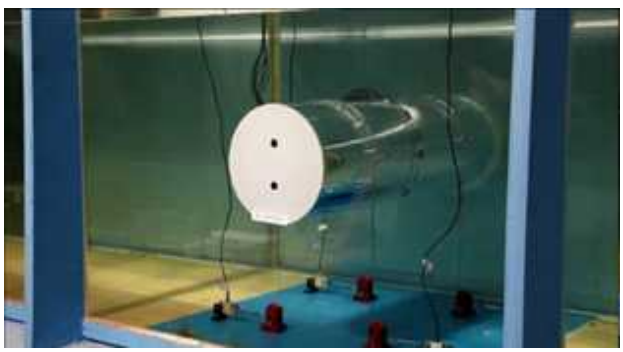


그림 3.28 Oh 등의 (2013) 실증실험

본 검증에 고려된 수중 튜브는 직경 23.0m, 길이 98.0m를 갖는 실린더 형 구조물로 제작되었고, 본 구조물의 부상을 방지하기 위해 설치된 긴장재는 직경 0.12m의 강연선으로 설계되었다. 본 구조물은 80.0m 수심환경에 놓여있다고 가정되었고, 자유수면으로부터 30.0m 아

래에 위치하도록 긴장재 길이가 결정되었다. 본 구조물은 6.5~13.0초의 주기를 갖고 각 주기 별 파 기울기 (wave steepness) 0.013~0.053 에 해당하는 파고를 갖는 균일 파랑이 조파기 (wave maker)를 통해 생성되어 작용하였다. 본 실험은 1/100 상사비율이 적용되어 실험체 및 실험환경이 구성되었다.

파랑 중 긴장재로 계류된 부유식 구조물의 전체계 해석은 부유식 구조물과 이를 지지하는 계류선 간의 연계된 상호작용해석 (Floating hull-Mooring Coupled Interactive Analysis)을 통해 엄밀한 수행이 가능하다. 이를 위해서는 먼저 부유식 구조물에 대한 주파수 의존적 동적 물리량을 분석해야 한다. 이는 입사파 및 회절에 대한 부유식 구조물의 파력 (Incident- and Diffraction-wave forces)과 부가 질량 (Added mass) 그리고 방사 감쇄 (Radiation damping)력의 평가가 선행되어야 한다. 이것은 수중에 잠긴 영역에 대한 주파수 영역 해석을 통해 각 물리량의 도출이 가능하다. 이 후, 부유식 구조물을 6자유도 (Surge, Sway, Heave, Roll, Pitch, Yaw)를 갖는 강체로 모사 (질량 및 부력 정보 포함) 하고 이를 지지하는 계류선을 보 또는 트러스요소를 사용한 유한요소모델로 모사하여 이를 결합하면 특정 파랑과 조류, 풍하중 등에 대한 시간영역동적해석 수행이 가능하다. 본 해석결과 검토하는 환경하중 하에서 구조물에 발생하는 모든 전체계 구조 반응 (부유체 및 선요소 각 절점에서의 변위, 속도, 가속도, 내력 및 응력, 계류선 앵커부 반력 등)을 직접적으로 얻을 수 있다. 본 해석기법에 대한 개괄적인 흐름은 그림 3.29와 같다.

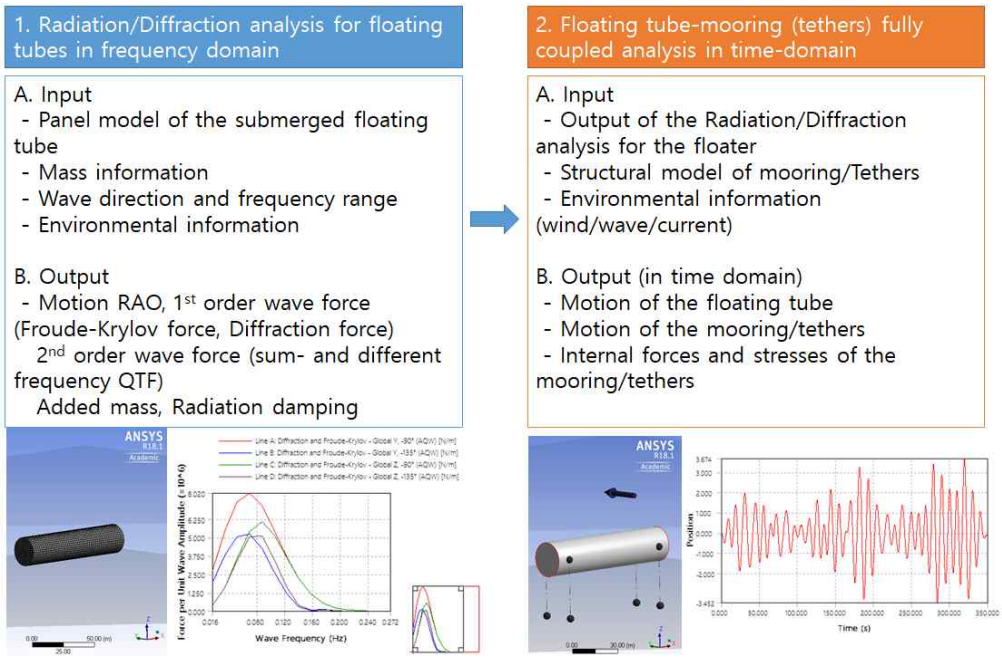


그림 3.29 Floating hull-Mooring Coupled Interactive Analysis

만약 구조물의 형상적 특성에 따라 모두 선요소로 고려가 가능하다면, 부유체에 대한 주파수 의존적 물리량의 지배력이 크지 않기 때문에 앞서 언급한 부유 구조물의 주파수 영역 해석 없이 바로 시간 영역해석을 통한 유체-구조동역학 해석이 가능하다. 즉, 수중 튜브 역시 실린더 형 구조물로써 간주되고 이를 수중 선요소로 모사가 가능한 상황이라면 계류선을 포함한 모든 구조 부재를 보요소로 모사하고, 각 구조부재가 받는 유체력은 Morison 식을 통해 항력과 관성력을 효율적으로 고려한 시간영역동적해석이 가능하다. 이에 대한 해석 절차는 그림 3.30과 같다.

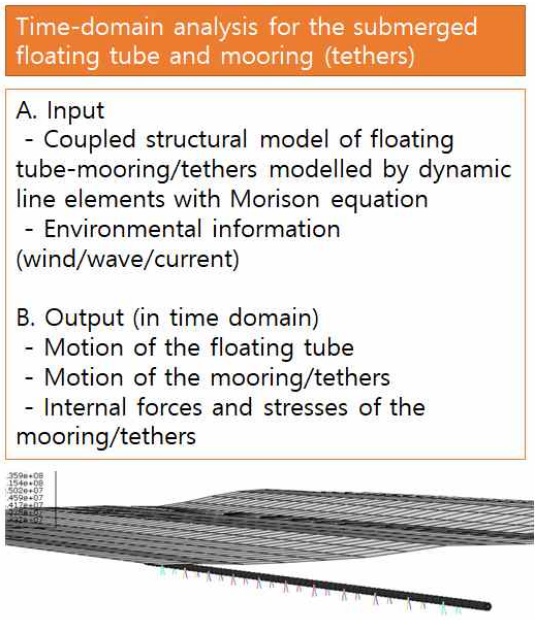
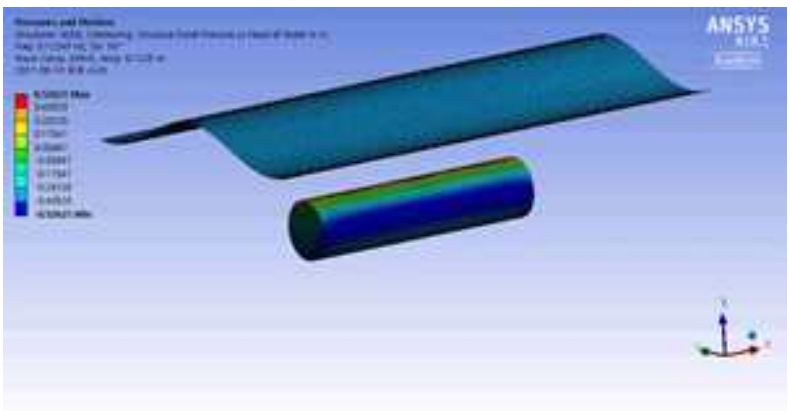
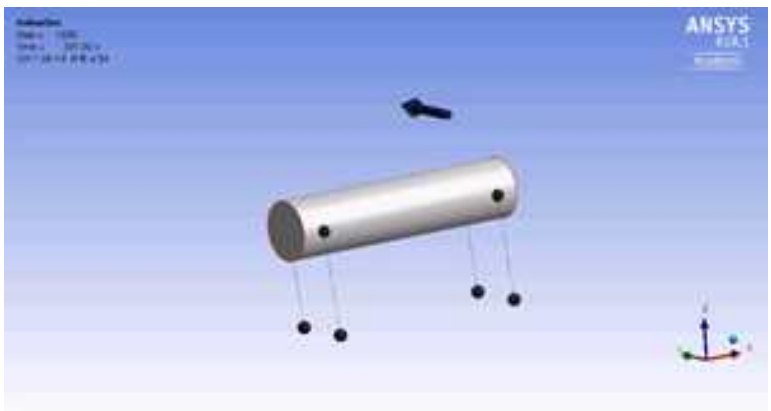


그림 3.30 Direct time-domain analysis for submerged line structures

본 비교연구에서는 두 해석기법 Fully Coupled Interactive Analysis (이하 FCI 해석), Direct time-domain analysis for line structures (이하 DT 해석) 모두 적용하여 동일 구조물의 실험결과와 직접 비교하였다. FCI 해석은 ANSYS AQWA를 이용하여 부유식 튜브의 주파수 의존적 물리량의 분석부터 시간영역 튜프-긴장재 상호작용해석을 수행하였고, DT해석은 SIMULIA AQUA를 통해 수행하였다. 해석은 각 균일파랑에 대한 400.0초 해석을 수행하였고 수치적 안전성을 위해 하중 증가구간 (Ramp-up)을 200.0초 두고 해석을 수행하였다.



(a) Frequency domain 해석 모델



(b) Fully-coupled 해석 모델

그림 3.31 FCI 해석 모델 (ANSYS AQWA 활용)

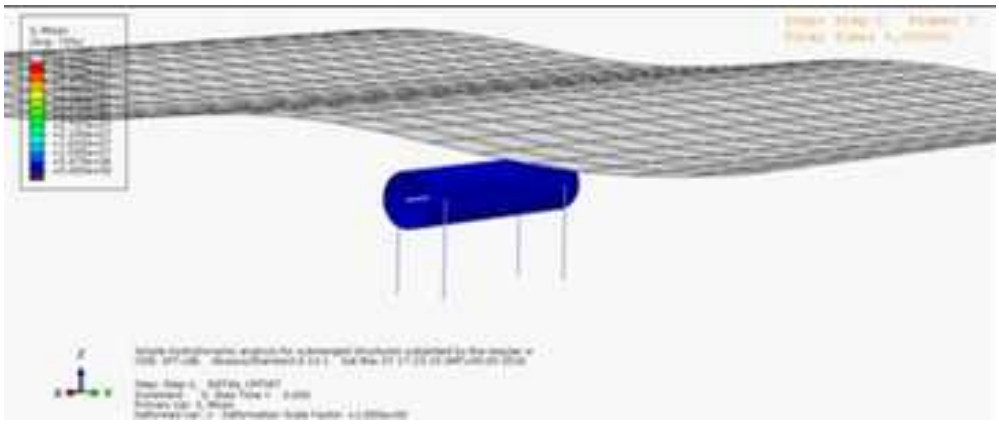
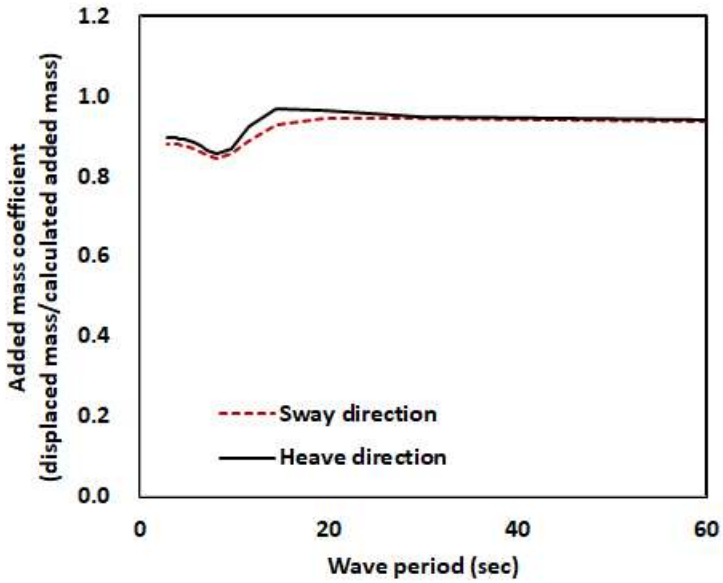
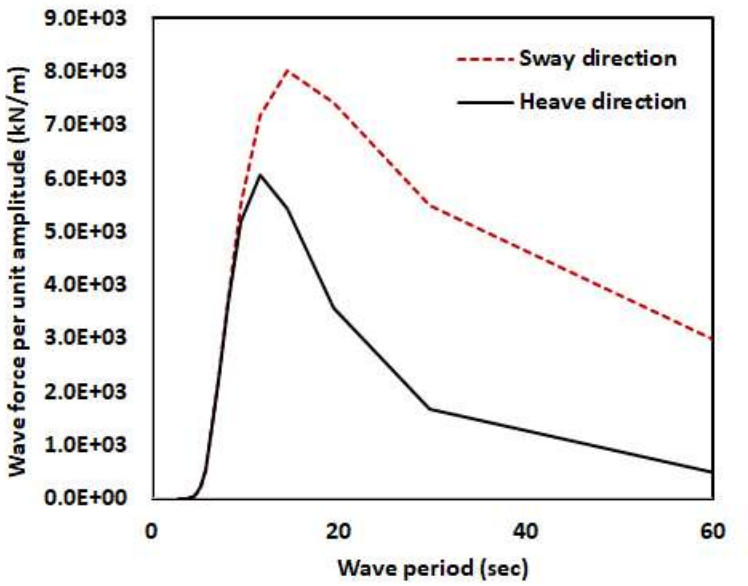


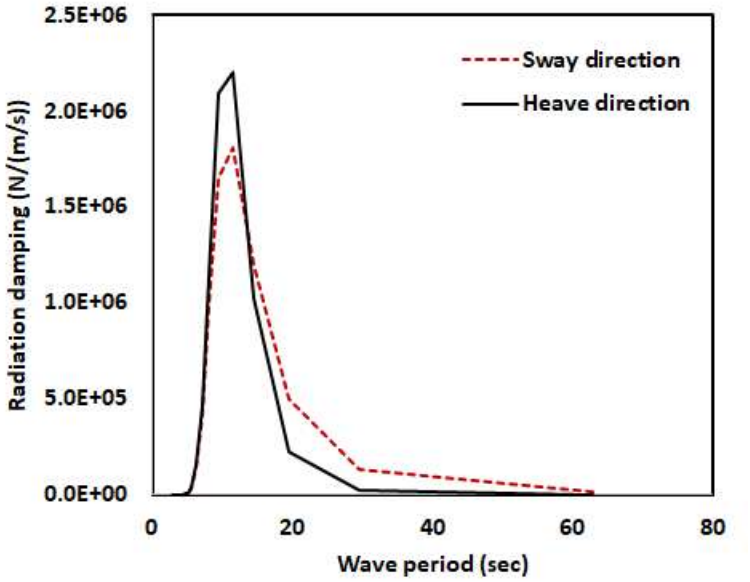
그림 3.32 DT 해석 모델 (SIMULIA AQUA 활용)



(a) 부유체 부가질량해석결과 (부가질량계수, Added mass coefficient)

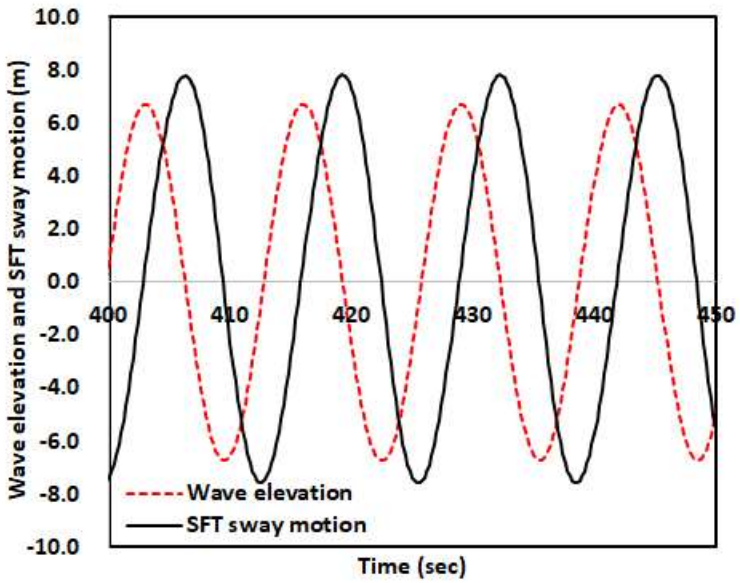


(b) 균일파 단위 진폭 당 파랑하중해석결과 (Wave force RAO)

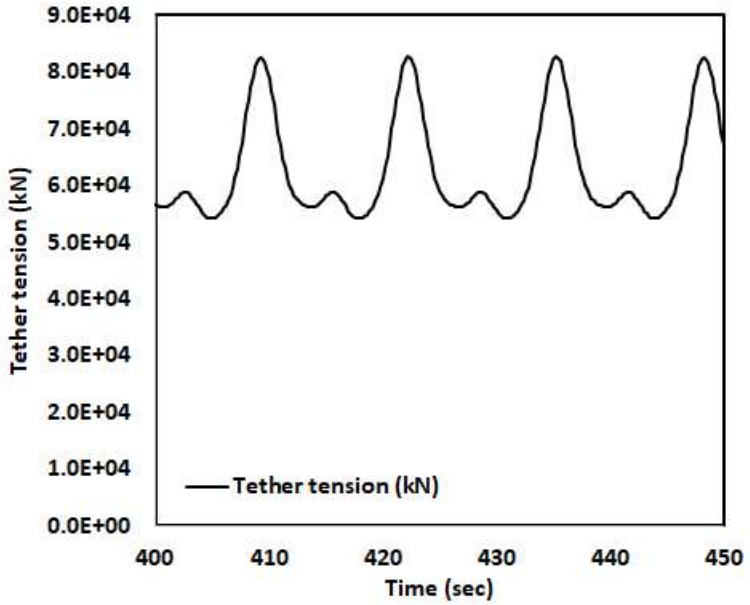


(c) 방사감쇄력해석결과

그림 3.33 FCI 해석을 위한 부유체 주파수영역해석결과



(a) 파고 및 수중 튜브 횡방향 운동 결과



(b) 긴장재 장력변화

그림 3.34 FCI 해석을 통한 시간영역 수중 구조물 동적 반응결과
(파랑 주기 = 13.0초, 파고 = 13.455 m)

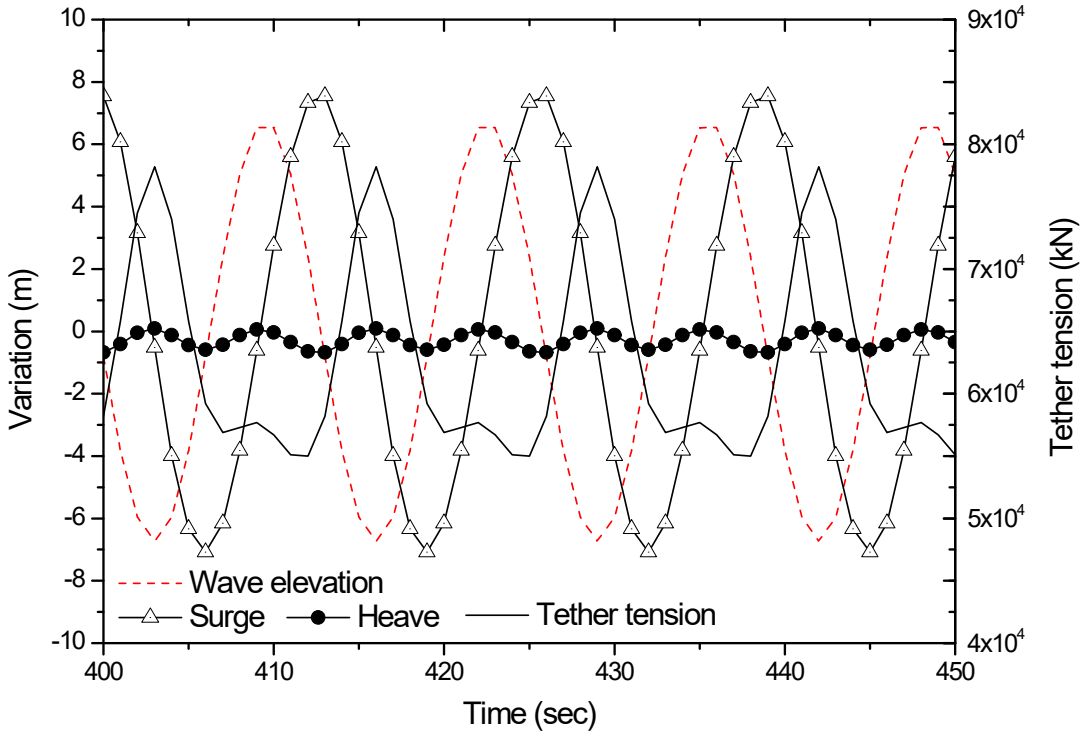
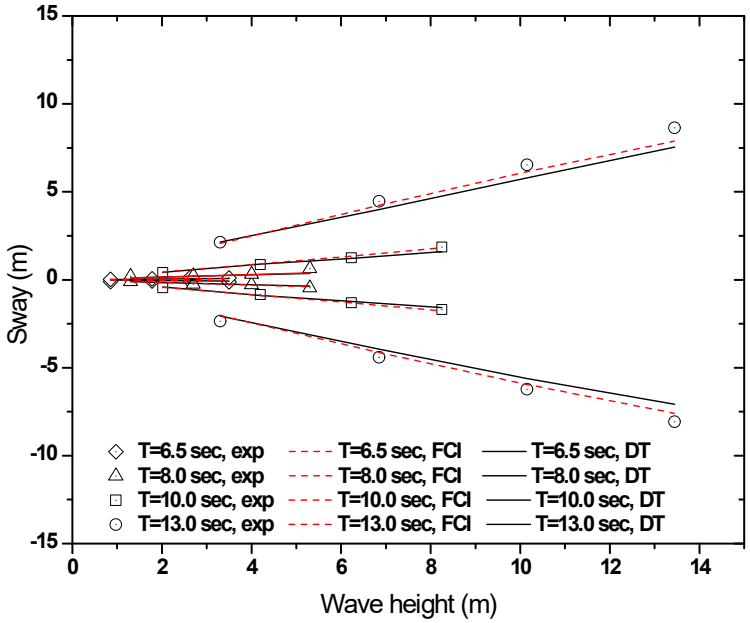


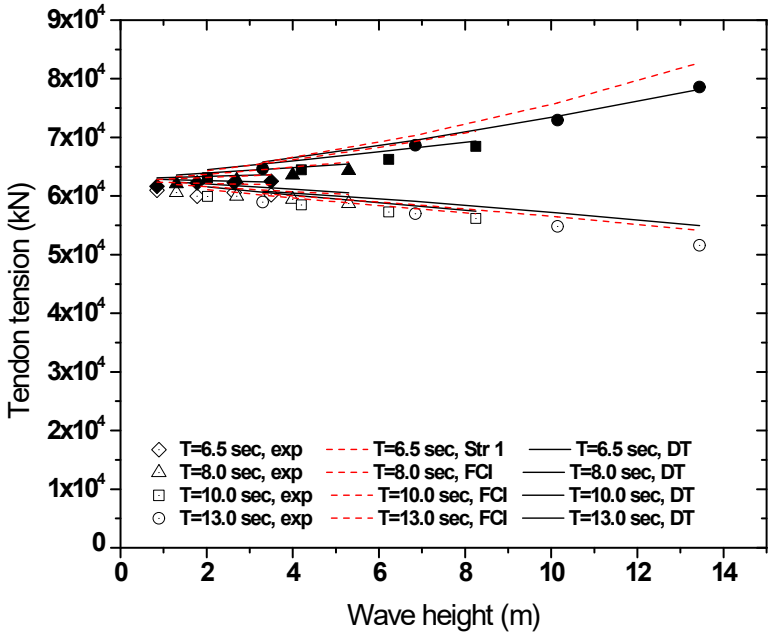
그림 3.35 DT 해석을 통한 시간영역 수중 구조물 동적 반응결과
(파랑 주기 = 13.0초, 파고 = 13.455 m)

위 그림에 잘 나타난 대로 시간영역해석 결과, 작용하는 파랑은 수중 튜브에 일정한 주기 및 진폭을 갖는 운동을 유발하고 이것이 긴장재 장력 변화 역시 초래한 다는 것이 직접적으로 입증되었다. 특히 작용하는 규칙 파랑에 대해 파랑과 수중 튜브의 운동성분 (수평/수직) 그리고 긴장재 장력변화는 일정한 위상차를 보이는 것이 잘 나타난다. 해석결과의 직접 비교 결과 두 해석기법에 의한 결과는 일치하는 것을 본 비교 연구 결과 잘 나타난다. 즉, 부유 구조물이 실린더형 구조물로써 모사가 가능하다면 많은 계산량이 요구되는 FCI 해석과

좀 더 효율적인 DT 해석의 결과 차이는 거의 없는 것이 본 연구 결과 잘 확인되었다.



(a) 수중 튜브 횡방향 운동 (SWAY) 비교

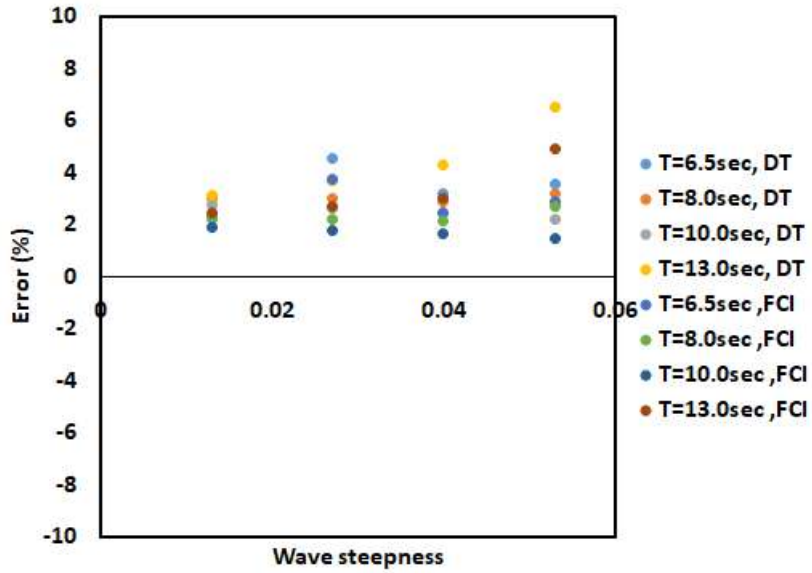


(b) 긴장재 긴장력 비교

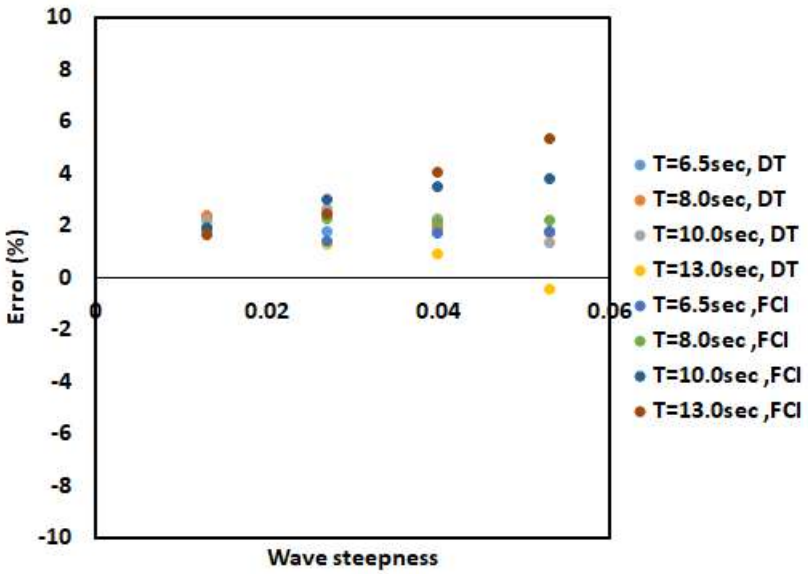
그림 3.36 실험 및 해석결과의 직접적 비교

그림 3.36은 본 해석연구에서 검토한 총 16개의 규칙 파랑에 대한 구조물의 동적 반응을 동일 조건에서의 실험연구결과와의 비교를 나타낸다. 본 비교결과는 본 연구결과 도출된 해석 기법이 실험 결과와 잘 일치하는 것을 보여주며 이를 통해 본 전체계해석기법은 타당한 구조반응을 도출하는 것을 직접적으로 입증하였다.

그림 3.37은 각 파랑에 의해 수중 튜브가 운동할 때 이를 지지하는 긴장재에 발생하는 긴장력 동적 응답의 최대 및 최소값에 대한 오차를 비교한다. 비교 결과 최소장력에 대한 평균 오차는 3.38% (DT해석), 2.54% (FCI 해석)이고 최대장력에 대한 평균 오차는 1.77% (DT 해석), 2.56% (FCI 해석) 인 것으로 나타나는 등 평균 오차는 3% 내외의 값으로 도출된 것으로 나타나는 등 본 해석기법의 타당성이 수치적으로 증명되었다.



(a) 최소장력 오차



(b) 최대장력 오차

그림 3.37 오차율 분석결과

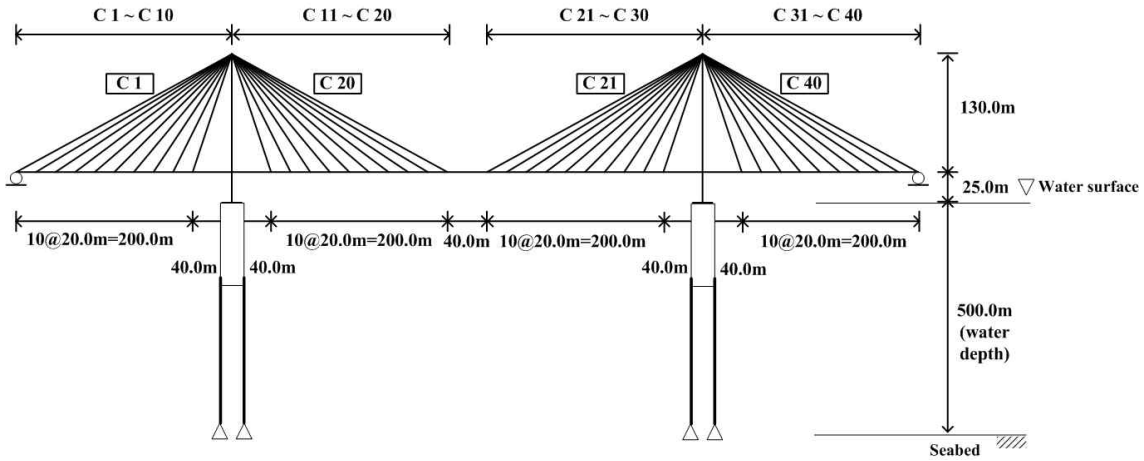
5. 개발해석기법을 통한 주요 거동 분석 결과

5.1 초기형상해석기법의 효용성 분석

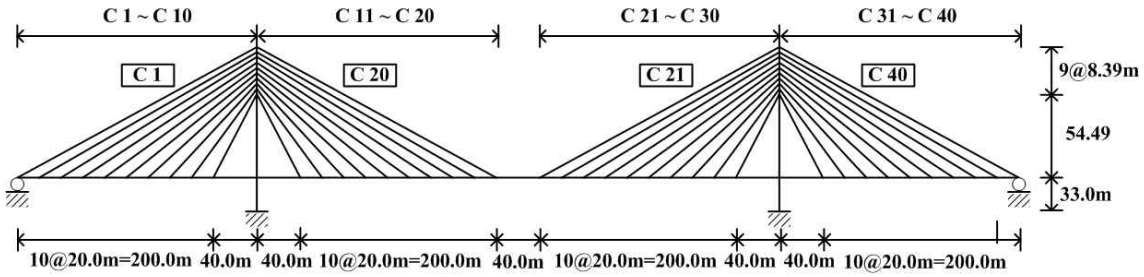
본 연구를 통해 개발된 부유식 케이블지지교량의 초기형상해석기술의 실효성 검증을 위해 본 절에서는 부유식 케이블지지교량에 대해 초기형상해석을 수행하였다. 본 검증 예제를 위해 초기형상해석이 수행된 대상 모델은 아래 그림 및 표와 같다. 본 해석 검증 연구에서는 일반적인 수직 긴장재가 적용된 부유식 구조물 뿐 만 아니라 경사진 긴장재가 도입된 경우에 대해서도 개발된 초기형상기법의 실효성에 대해 검증하였다.

표 3.7 해석모델 제원

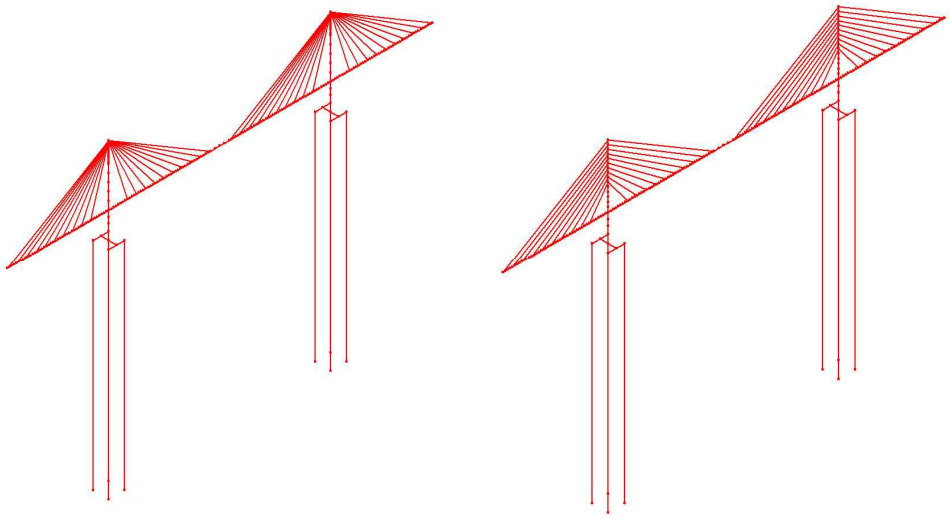
	Girder	Mast	Cable	Floater	Tendon
Elastic modulus E (kN/m^2)	2.1×10^8	2.1×10^8	2.1×10^8	2.1×10^8	2.1×10^8
Sectional area A (m^2)	0.75	7.5	0.02	3.76~12.56	0.036
Unit weight γ (kN/m^3)	77.01	77.01	77.01	77.01	77.01



(a) 검토 모델 상세-방사형



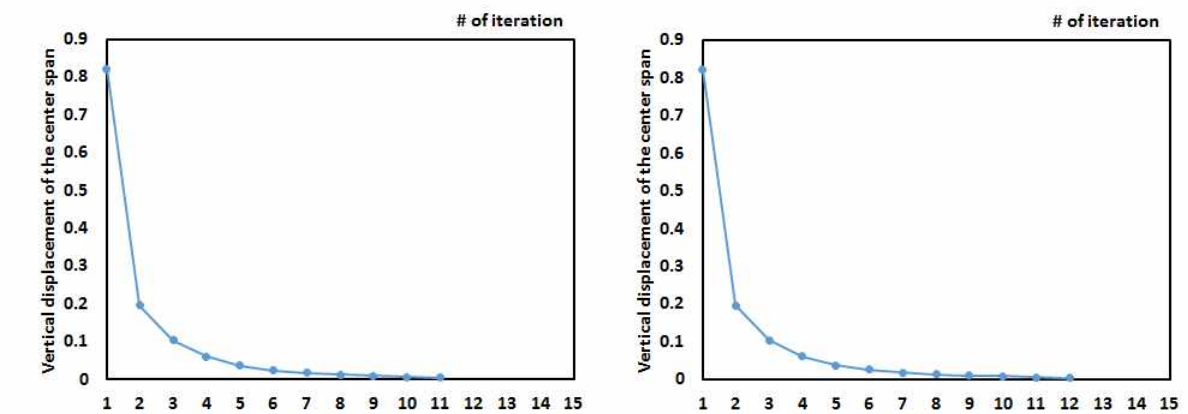
(b) 검토 모델 상세-팬 형



(b) 초기형상해석모델, 방사형/팬 형

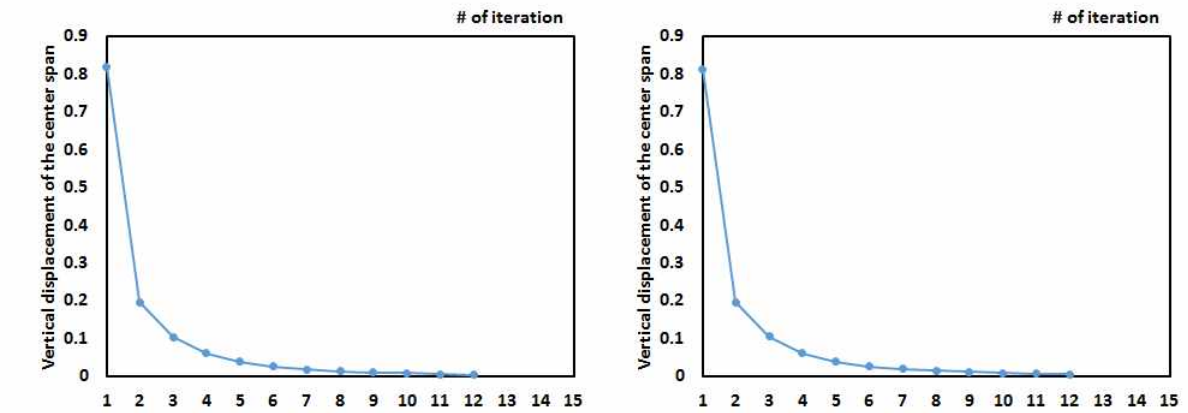
그림 3.38 부유식 케이블지지교량

그림 3.39와 3.40은 방사형 및 팬 형 케이블 배치가 적용된 부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량에서 초기형상해석수행에 따른 중앙경간 거더 수직 처짐의 변화를 도시한다. 이 그래프에서 잘 나타나듯이 검토된 모든 해석경우에서 구조물에 고려된 사하중조합에 대하여 반복된 초기형상해석에 따라 변위가 점차 감소하여 9~15 회 반복 해석 후 중앙경간장의 10^{-4} 이하가 되는 변위를 얻었다. 즉, 본 연구과제에서 개발된 초기형상해석은 부유식 케이블지지교량에도 적용이 가능하다는 것이 검증되었다.



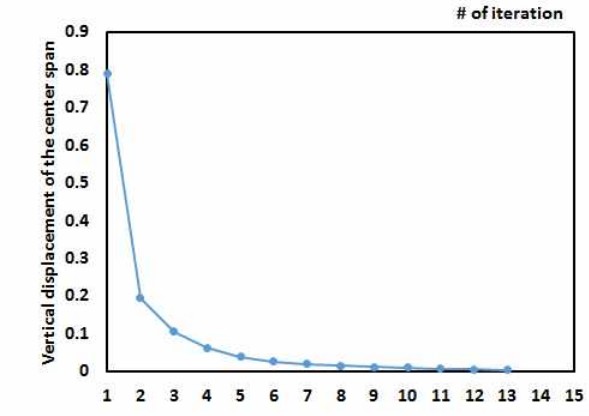
(a) 수직 긴장재 배치

(b) 88° 경사 긴장재 배치

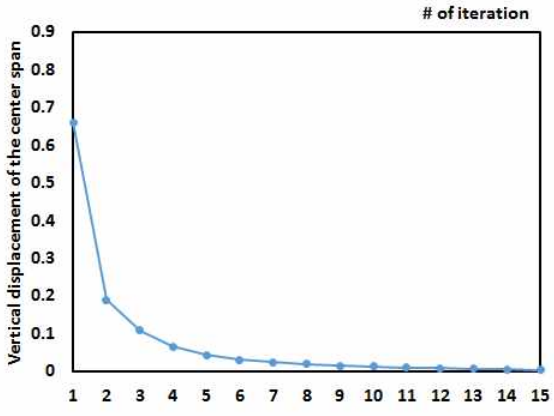


(c) 86° 경사 긴장재 배치

(d) 84° 경사 긴장재 배치

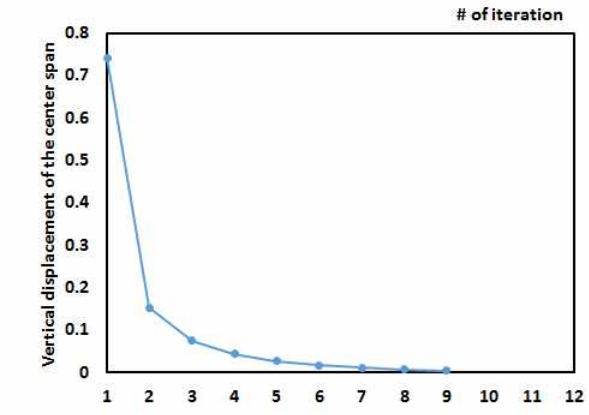


(e) 80° 경사 긴장재 배치

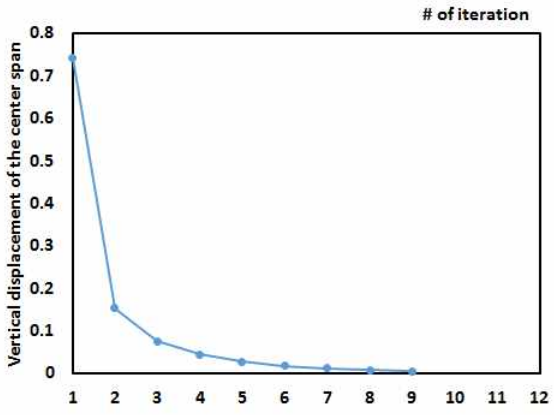


(f) 70° 경사 긴장재 배치

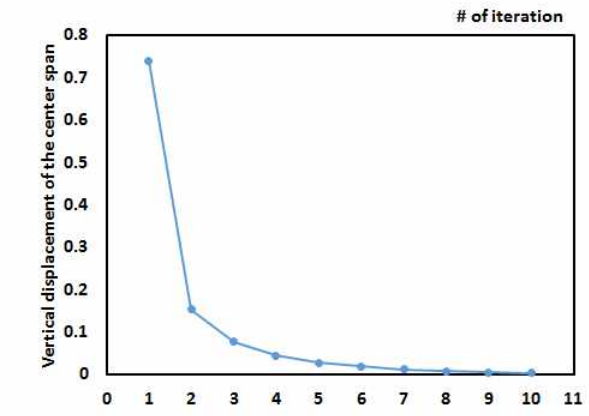
그림 3.39 초기형상해석을 통한 부유식 케이블지지교량 거더의 최대처짐변화
(x축=초기형상해석반복횟수, y축=중앙경간 중앙부 처짐, 방사형 케이블 배치, BVR=1.4)



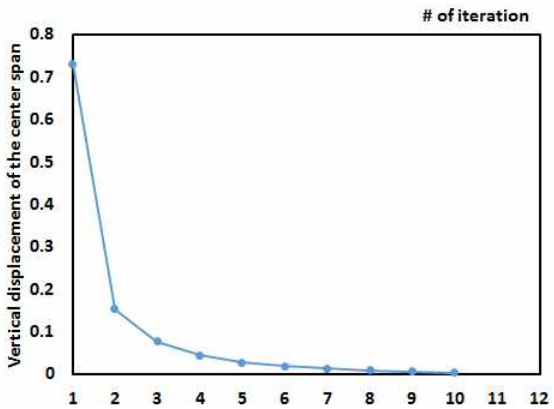
(a) 수직 긴장재 배치



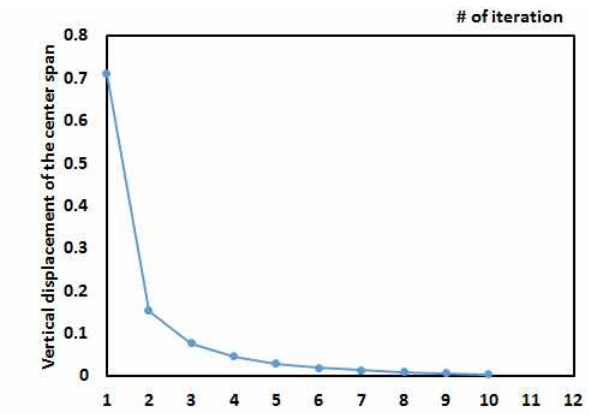
(b) 88° 경사 긴장재 배치

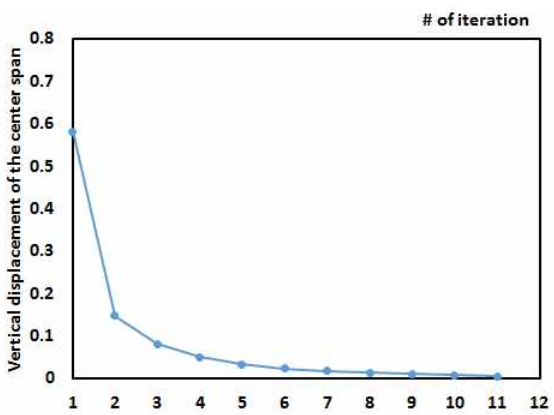


(c) 86° 경사 긴장재 배치



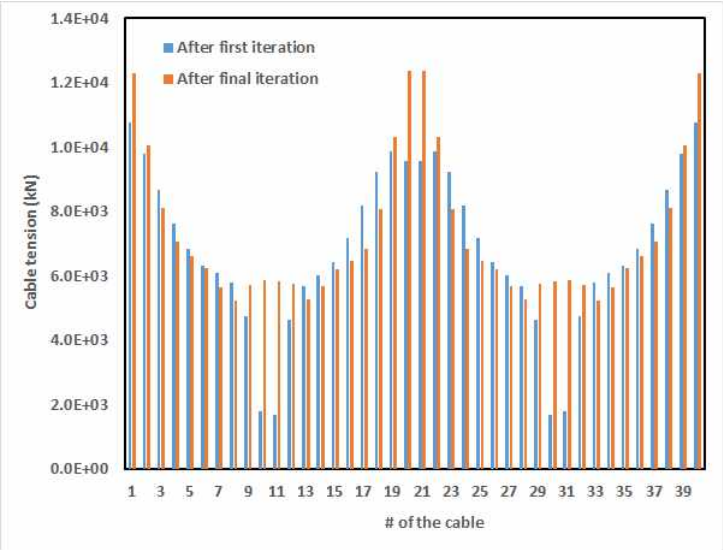
(d) 84° 경사 긴장재 배치



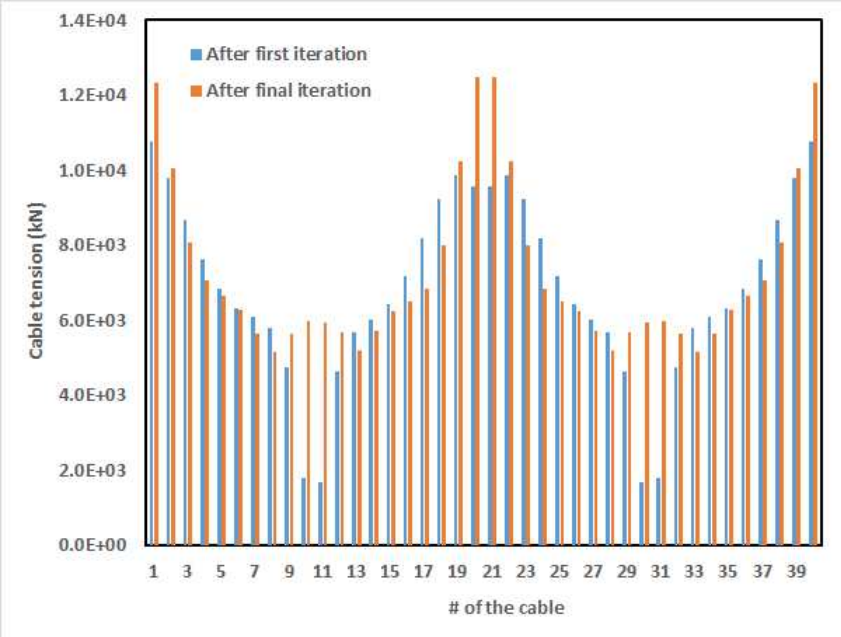


(e) 80° 경사 긴장재 배치 (f) 70° 경사 긴장재 배치

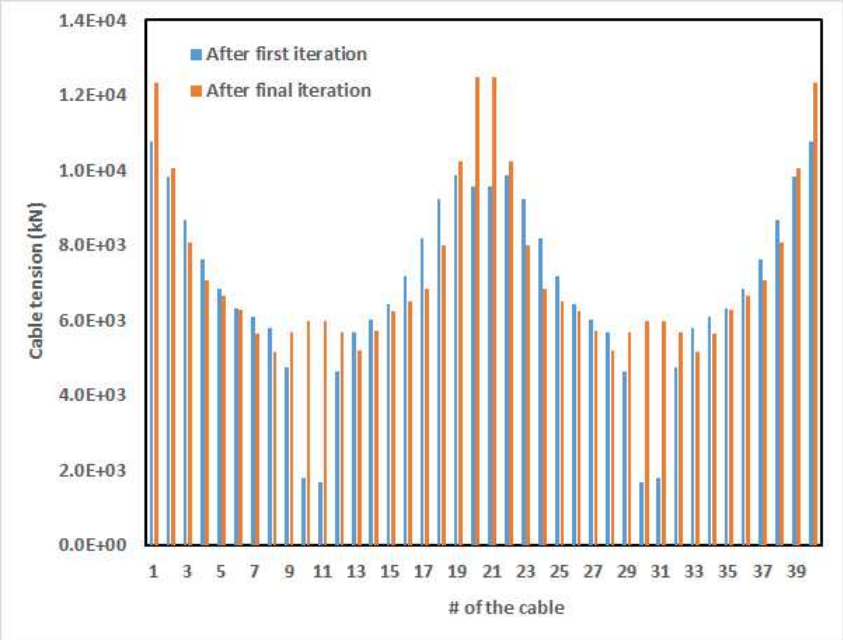
그림 3.40 초기형상해석을 통한 부유식 케이블지지교량 거더의 최대처짐변화
(x축=초기형상해석반복횟수, y축=중앙경간 중앙부 처짐, 팬 형 케이블 배치, BVR=1.4)



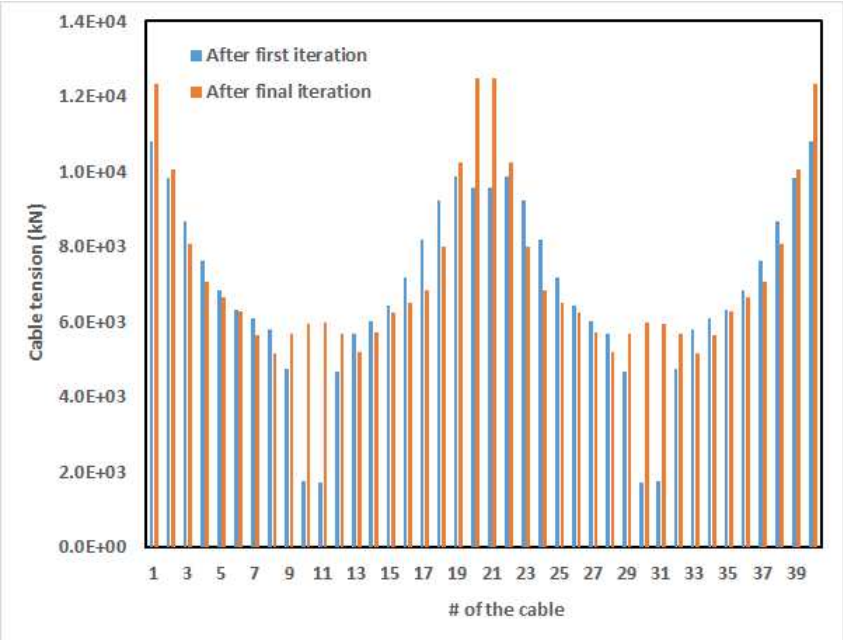
(a) 수직 긴장재 배치



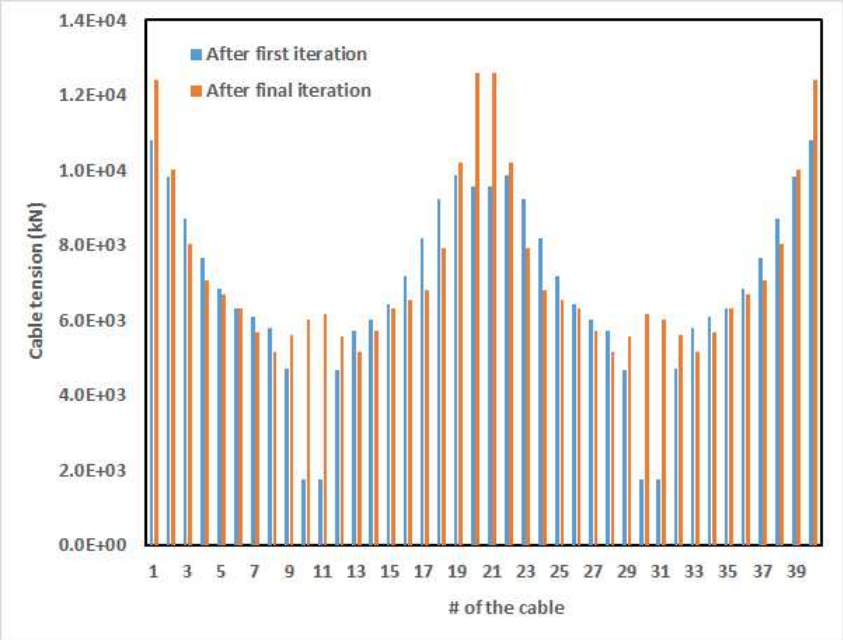
(b) 88° 경사 긴장재 배치



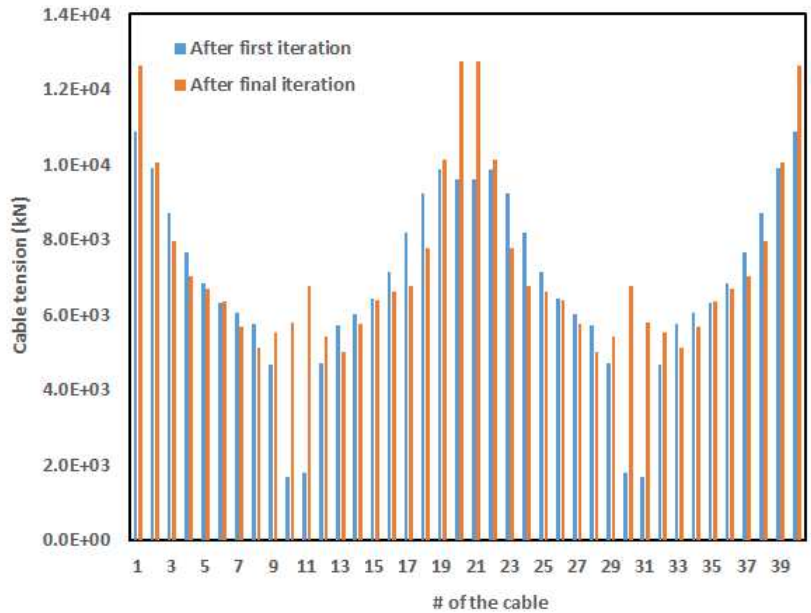
(c) 86° 경사 긴장재 배치



(d) 84° 경사 긴장재 배치

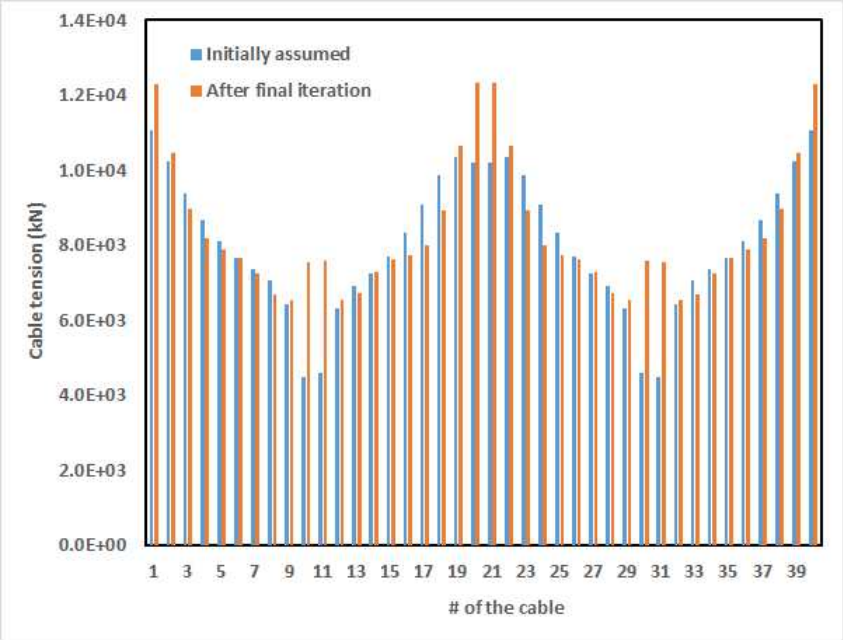


(e) 80° 경사 긴장재 배치

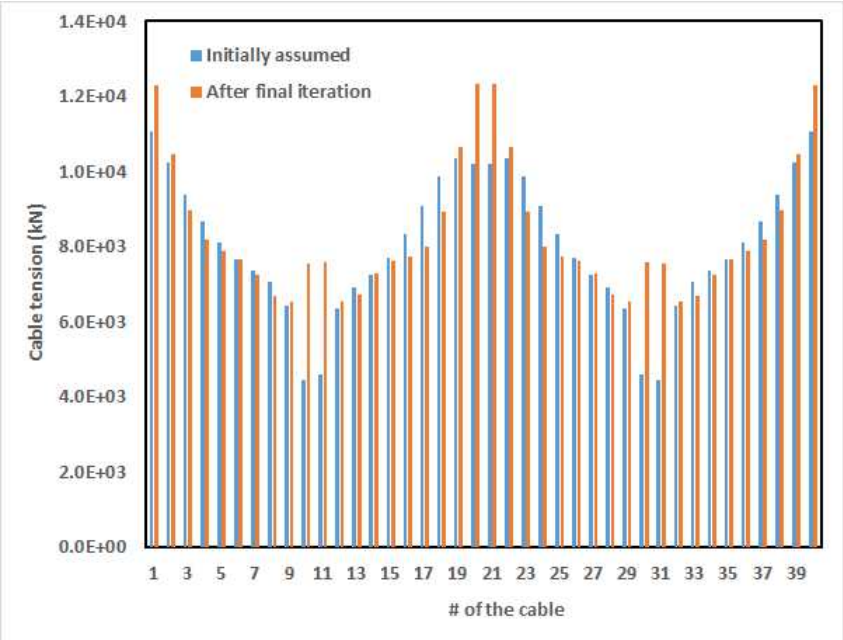


(f) 70° 경사 긴장재 배치

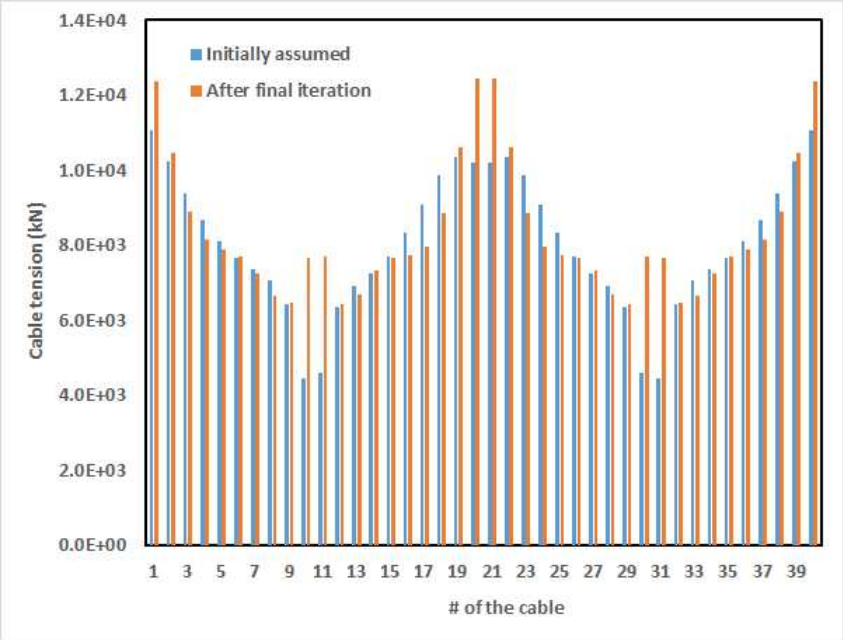
그림 3.41 초기형상해석을 통한 부유식 케이블지지교량 케이블 장력변화 (x축=각 케이블 장력 (방사형 케이블 배치, BVR=1.4)



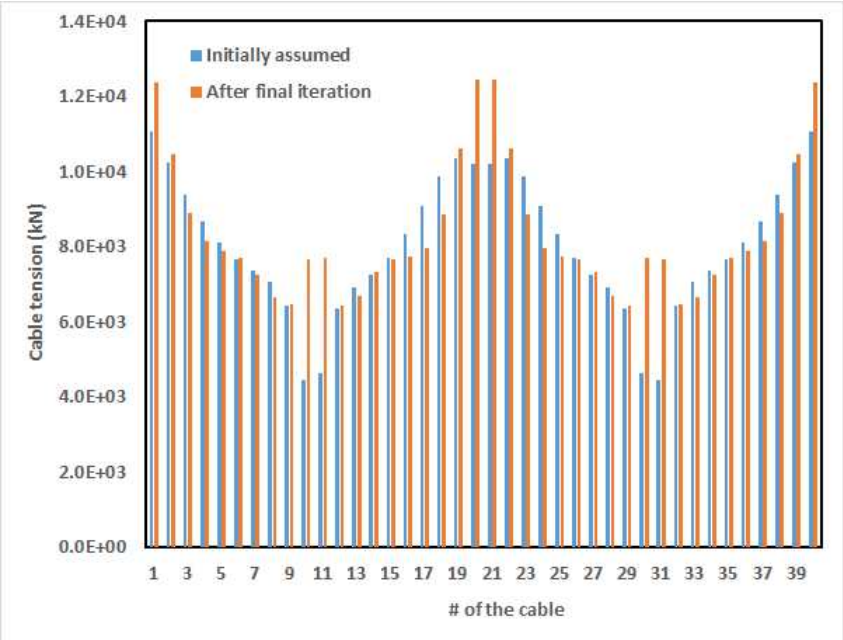
(a) 수직 긴장재 배치



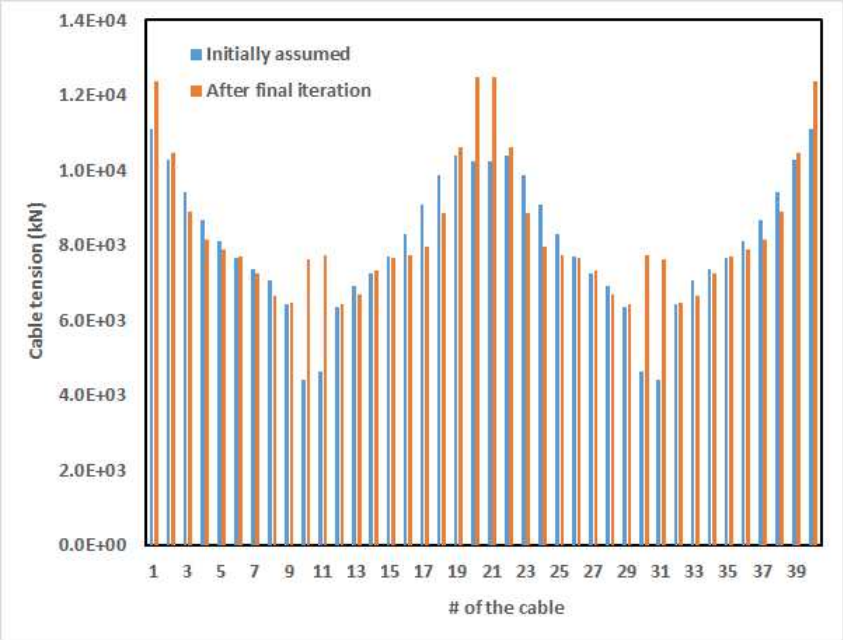
(b) 88° 경사 긴장재 배치



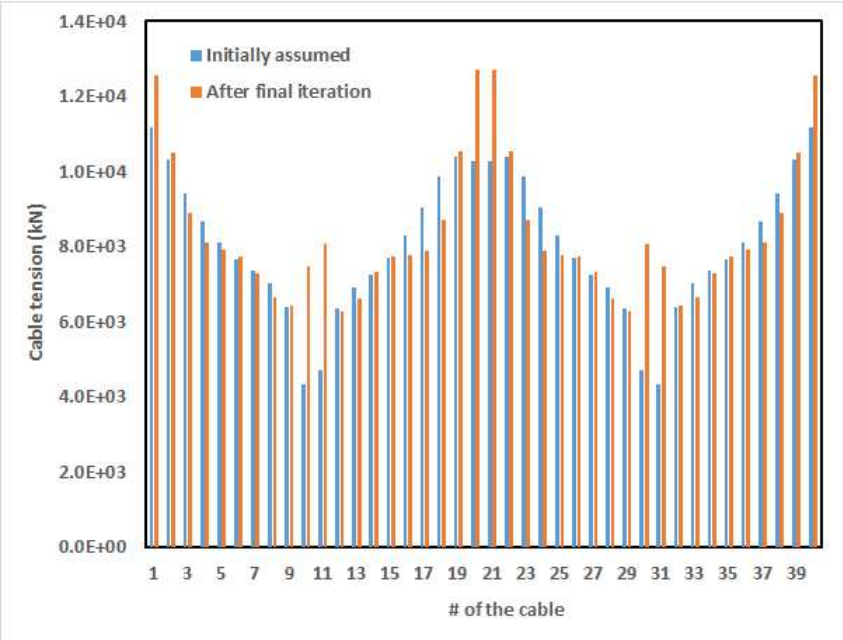
(c) 86° 경사 긴장재 배치



(d) 84° 경사 긴장재 배치

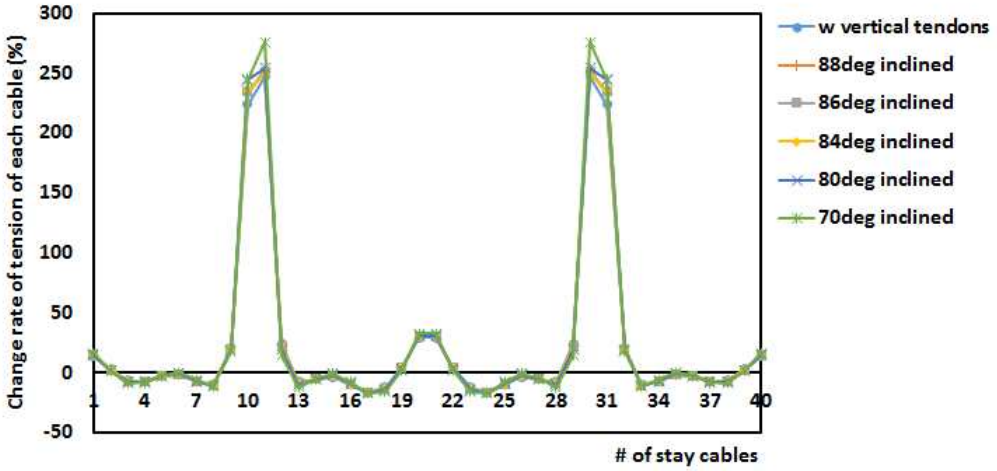


(e) 80° 경사 긴장재 배치

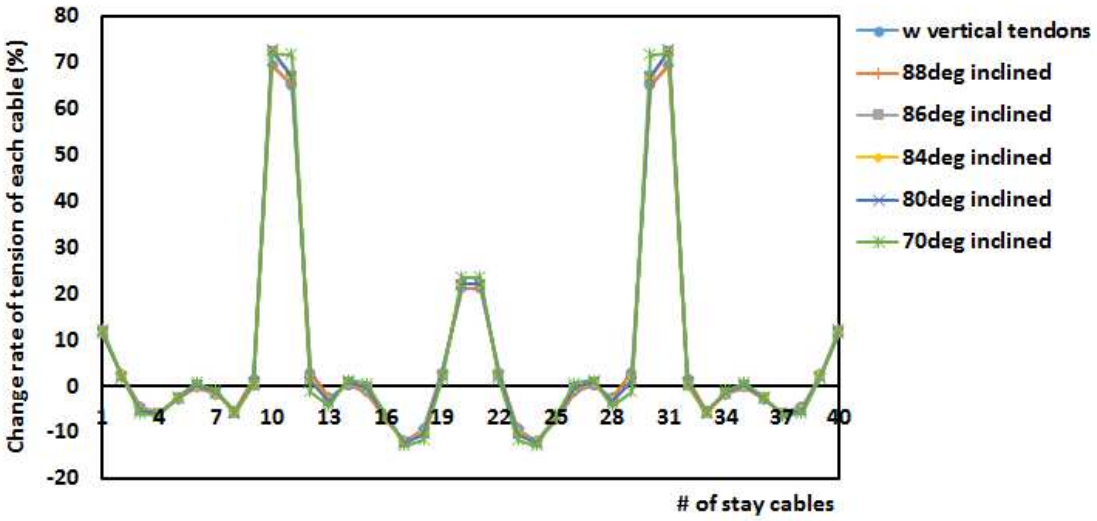


(f) 70° 경사 긴장재 배치

그림 3.42 초기형상해석을 통한 부유식 케이블지지교량 케이블 장력변화 (팬 형 케이블 배치, BVR=1.4)



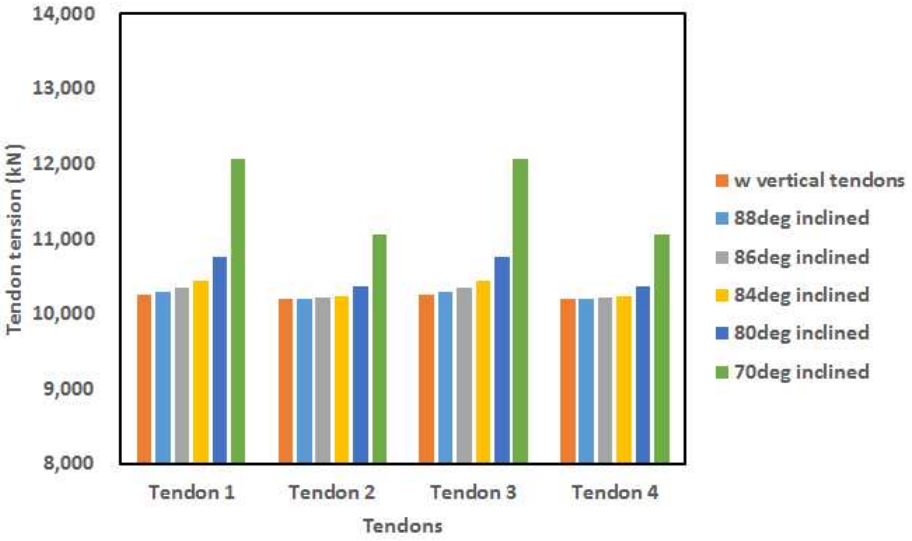
(a) 방사형 케이블 배치, BVR=1.4



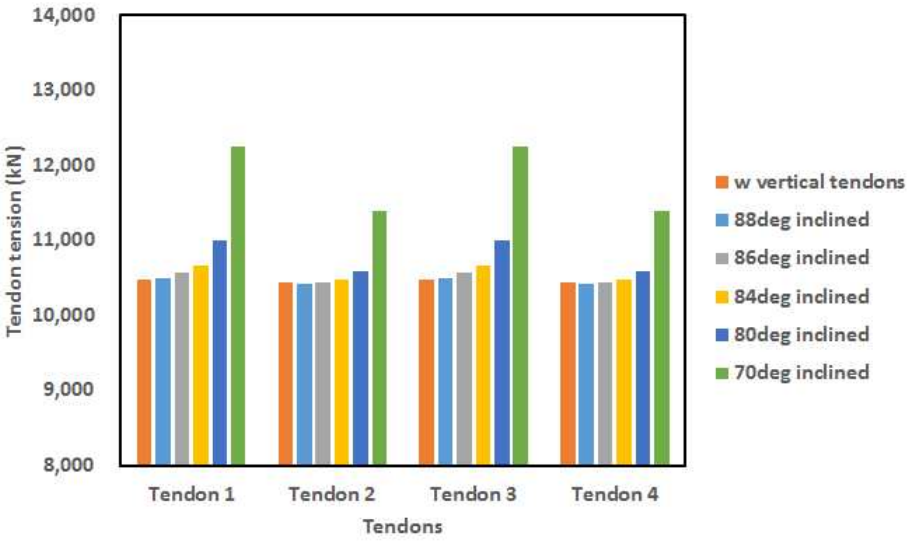
(b) 팬 형 케이블 배치, BVR=1.4

그림 3.43 부유식 케이블지지교량 케이블 장력변화율
(변화율=(최종장력-초기장력)/초기장력 * 100(%))

그림 3.41~3.43은 초기형상해석을 통해 도출된 케이블장력분포와 사하중 상태에서 초기 가정된 장력과 최종 장력 간의 차이를 표현한다. 먼저, 구조 형상적 특성에 따라 기울임이 가장 낮은 케이블 (주탑으로부터 먼 거더 구간을 지지하는 케이블) 일수록 더 큰 장력이 작용하는 것이 잘 나타난다. 초기형상해석을 통해 도출된 최종 장력에 있어서 방사형 배치모델의 경우 -16.18% ~ 275.82%, 팬 형 배치모델의 경우 -11.85% ~ 72.51%의 변화율을 보이는 등 목표형상을 만족하기 위해 요구되는 장력은 초기 가정되는 장력과 큰 차이를 보이는 것을 알 수 있다. 다시 말해, 이와 같은 구조물의 최적 케이블 장력 (사하중 상태에서 목표형상을 만족하기 위한)은 구조물의 다양한 비선형성을 엄밀히 고려할 수 있는 초기형상해석을 통해 결정될 수 있다는 것이 본 해석연구를 통해 나타났다.

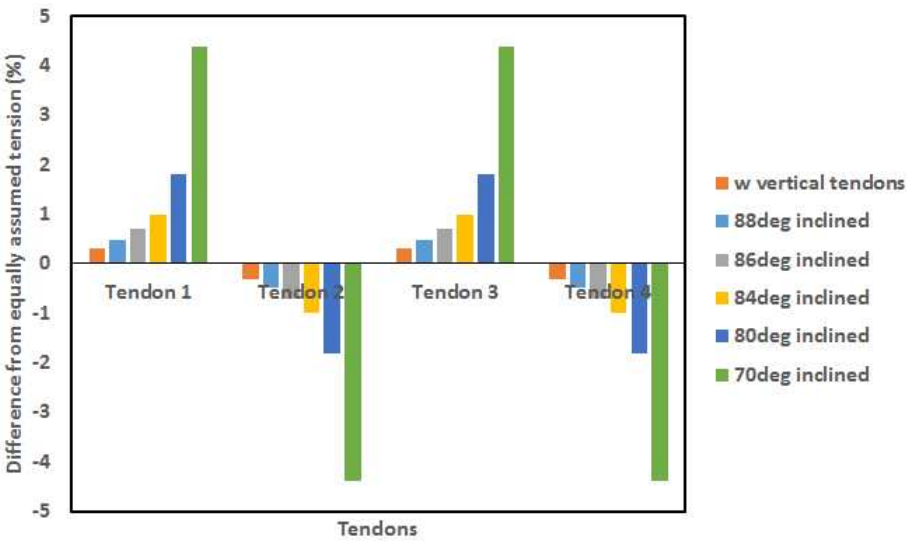


(a) 방사형 케이블 배치, BVR=1.4

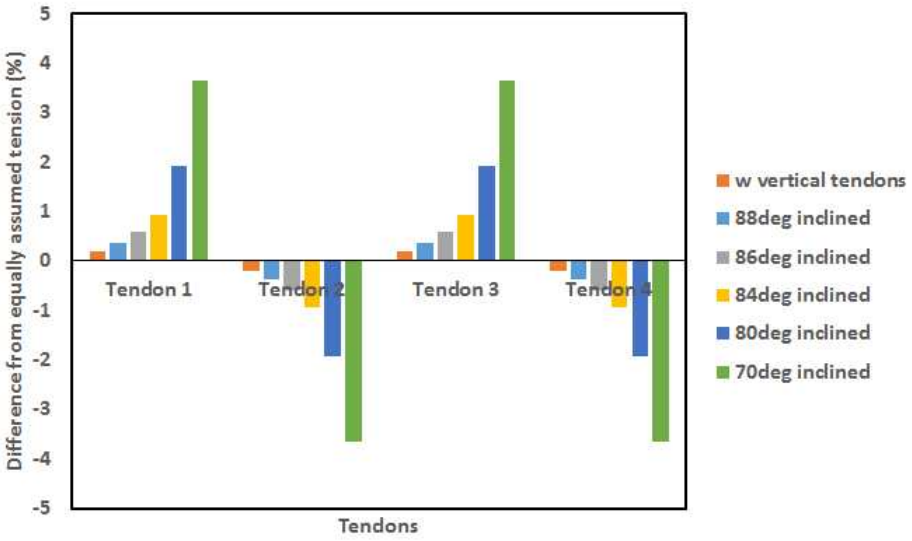


(b) 팬 형 케이블 배치, BVR=1.4

그림 3.44 부유식 케이블지지교량 긴장재 장력 분포



(a) 방사형 케이블 배치, BVR=1.4



(b) 팬 형 케이블 배치, BVR=1.4

그림 3.45 (균등분포가정) 초기 긴장력 대비 긴장재 긴장력 변화율

위 그림은 초기형상해석 후 부유식 주탑 한 기에 연결된 긴장재의 장력분포를 나타낸다. 본 구조물은 중앙경간과 측경간의 길이차가 존재하고 이에 따라 양 경간을 지지하는 케이블의 장력 차가 발생한다. 특히 장력의 수평성분의 차이는 주탑의 횡변형을 유발하는데, 이에 따라 부유식 주탑을 지지하는 긴장재의 장력은 사하중상태에서 균등하게 작용하지 않는다. 이러한 특성에 따라 본 해석모델에서는 측부의 긴장재 (1번, 3번)에서 상대적으로 큰 장력이 발생하는 특성을 보였다. 긴장재의 기울임이 클수록 긴장재에 요구되는 초기장력은 더 커지고, 초기형상 해석 후 도출된 긴장재간 장력 차이도 점차 증가하는 것이 본 초기형상해석을 통해 잘 나타난다.

5.2 부유식 케이블지지교량의 정적거동 분석

본 연구에서는 3경간 2개의 부유식 주탑을 갖는 팬(FAN)형식의 사장교의 고정하중 상태에서의 기하 비선형 전체계 정적해석을 수행하였다. 해석은 범용유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 2018를 이용하여 분석하였다.

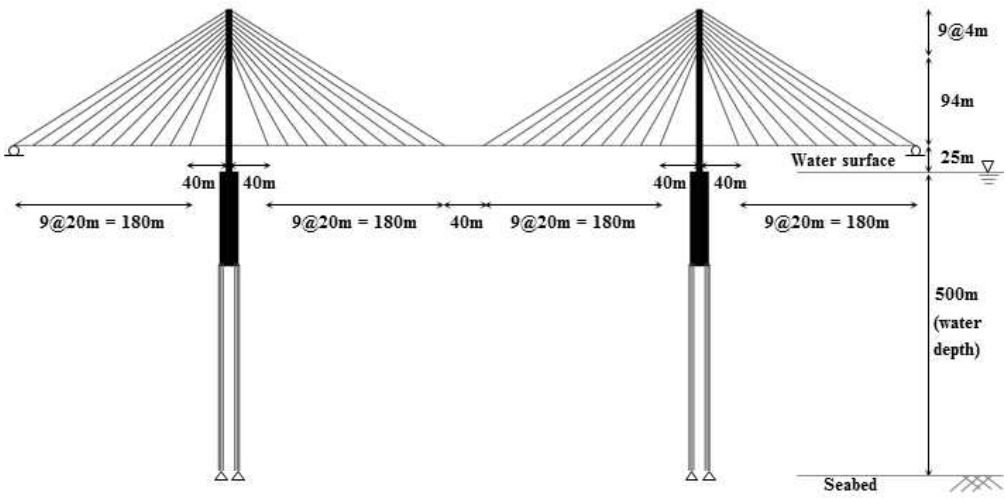


그림 3.46 Fan type analysis model

부유식 주탑을 갖는 사장교의 전체계 정적거동분석 연구를 위한 해석 모델은 위 그림과 같이 총 길이 920m, 중앙 지간장 480m, 주탑의 높이 130m(거더-주탑 최상단), 자유수면-거

더 간격 25m의 사장교이다. 해석 모델의 수심은 500m로 가정하였다. 해석 모델의 주탑은 Fig. 3 와 같이 단실박스형태의 H형 주탑에 케이블은 2면배치 형식이다. 주탑과 거더는 빔 요소(B31)를 사용하였으며 ABAQUS MPC-LINK 옵션을 이용하여, 주탑의 크로스빔에 거더가 얹힌 상태로, 힌지 연결로 가정하였다. 주탑과 연결된 마지막 케이블의 위치와, 거더와 주탑이 연결된 부분에 주탑의 크로스빔이 위치 하고 있는 모델이다.

표 3.8 Section properties

	Girder	Mast & Mast-Cross	Floater	Cable	Tendon
Elastic modulus E (kN/m^2)	2.1×10^8	2.1×10^8	2.1×10^8	2.1×10^8	2.1×10^8
Sectional area A (m^2)	0.75	0.37	2.51~7.54	0.01	0.0364
2nd moment of inertia I (m^4)	1.45	3.14	125 ~ 3392	-	-
Unit weight ɣ (kN/m^3)	77.01	77.01	77.01	77.01	77.01
Compression	Y	Y	Y	N	N

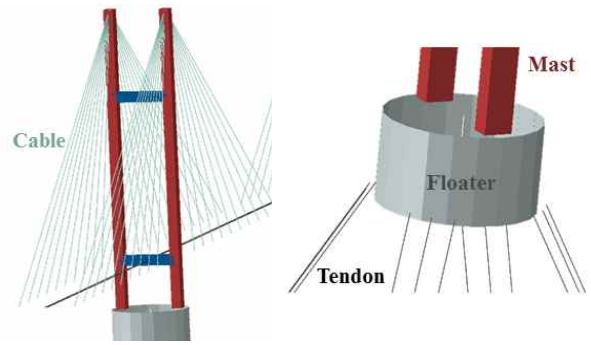


그림 3.47 Main section name

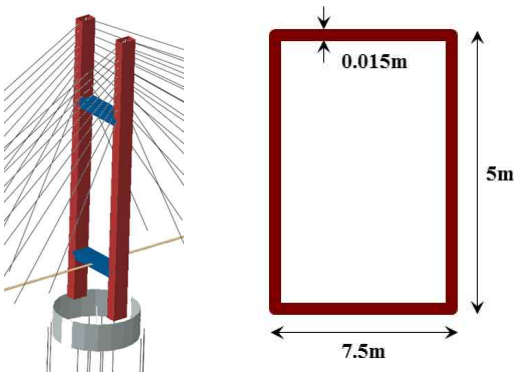


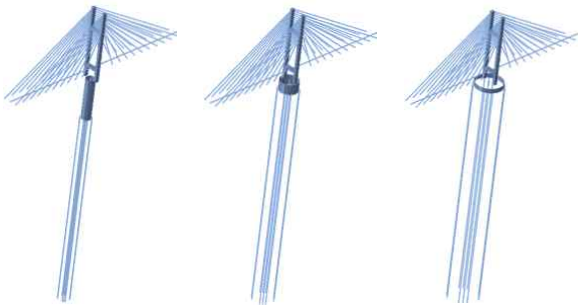
그림 3.48 Mast & cross section of mast

부유식 주탑을 갖는 팬(FAN) 형식 사장교의 비선형 전체계 거동을 확인하기 위하여 다양한 기하학적 변수를 고려하였다.

첫 번째로는, 부유체의 두께와 잠긴 부피는 고정하고 부유체의 최외각 직경(OD, Floater outer diameter)을 OD=20m~60m 까지 매개변수로 선정하였다. 부유체의 잠긴 부피는 부력의 크기이므로 부력의 크기를 고정시킨 것이다.

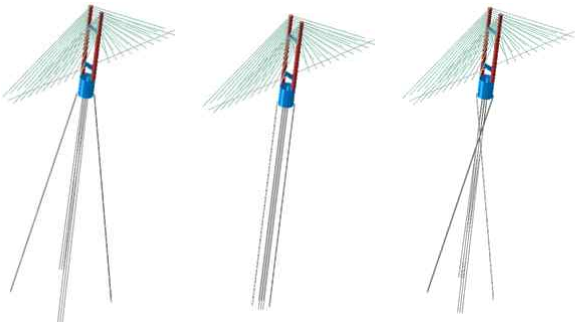
두 번째로, 계류선의 배치 형식을 기울기를 주는 배치로 해석 변수를 선정하였다. 계류선이 수직일 때의 기울기 90° 기준으로, 60° ~120° 기울기의 매개변수 해석을 수행하였다.

세 번째로, 수직 하중 대비 부력의 비율을 변수로 선정하여 해석을 수행하였다. 부유체의 잠긴 부피를 변화시켜 수직 하중 대비 부력비(BVR, Buoyancy-vertical load ratio)의 매개변수 해석을 수행하였다. 이때 부유체의 직경과 두께는 고정시키고 부유체의 잠김 깊이(draft)를 조절하여 부력비를 1.6~2.4까지 해석 변수로 선정하였다.



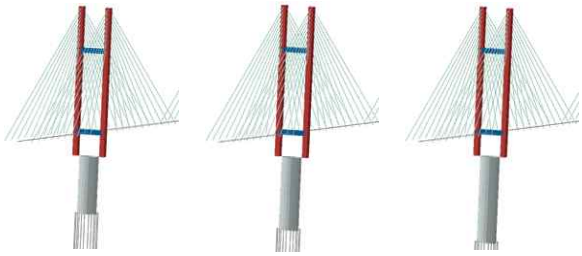
(a) OD=20m (b) OD=40m (c) OD=60m

그림 3.49 Floater outer diameter



(a) 80° (b) 90° (c) 100°

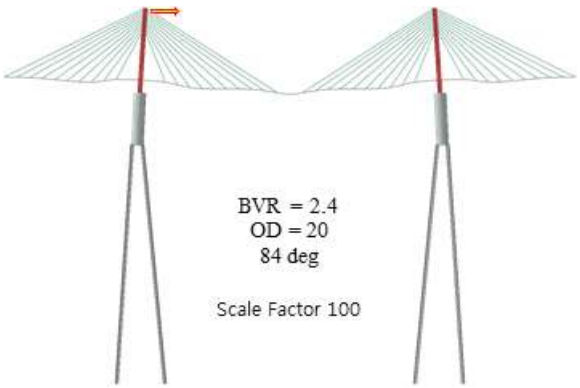
그림 3.50 Tendon inclination

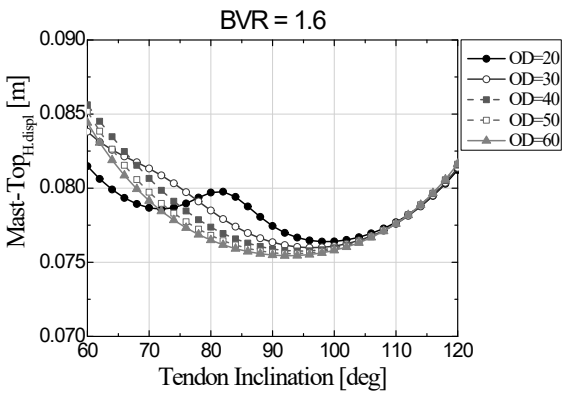


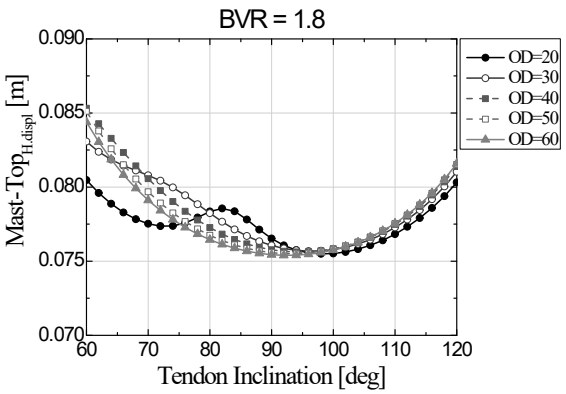
(a) BVR=1.6 (b) BVR=2.0 (c) BVR=2.4

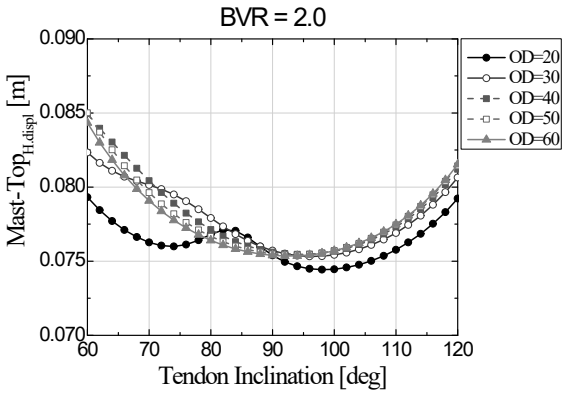
그림 3.51 Buoyancy-vertical load ration

해석모델의 하중은 전체 구조물의 고정하중만을 고려한 정적 해석을 수행했다. 물 속에 잠겨 있는 부유체와 계류선의 경우 물에 잠긴 부피를 고려하여 부력을 반영하였다. 해석모델을 왕복 6차선 도로의 교량으로 가정하였고 도로교설계기준에 입각하여 총 폭 27m, 두께 0.25m의 콘크리트 바닥판을 고려하여 바닥판이 강성을 발휘하기 전 상태의 바닥판 고정하중의 질량을 고려하여 선하중으로 재하였다.









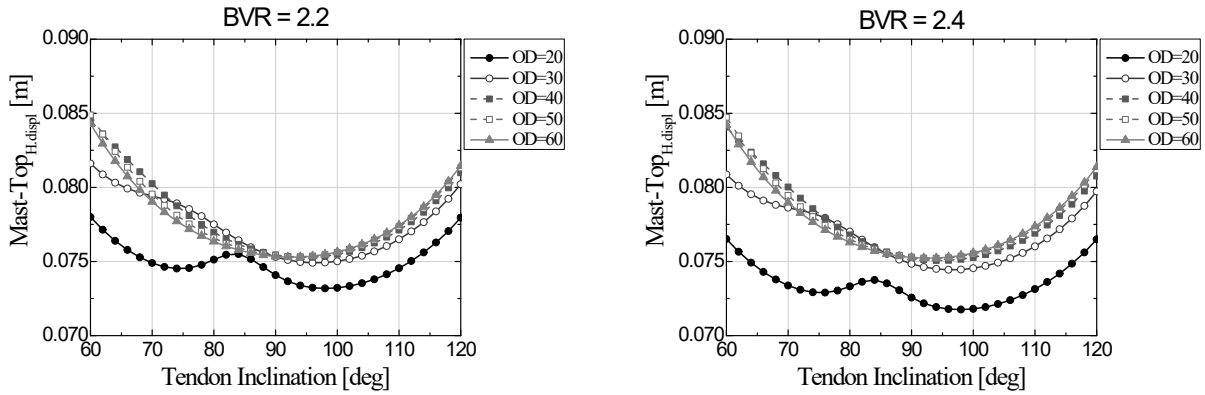


그림 3.52 Mast-Top horizontal displacement

계류선의 기울기와 부유체의 직경, 부력비에 따른 주탑 상단의 수평 변위 측정 지점과 결과를 위 그래프와 같이 나타내었다. 부유체의 최외각 직경 20m, 30m 의 경우 특정 계류선의 기울기에서 구조물이 민감하게 거동하는 것을 확인하였다. 또한 부력이 커질수록, 부유체의 최외각 직경이 20m, 30m의 경우 수평 변위가 줄어드는 경향이 나타났다.

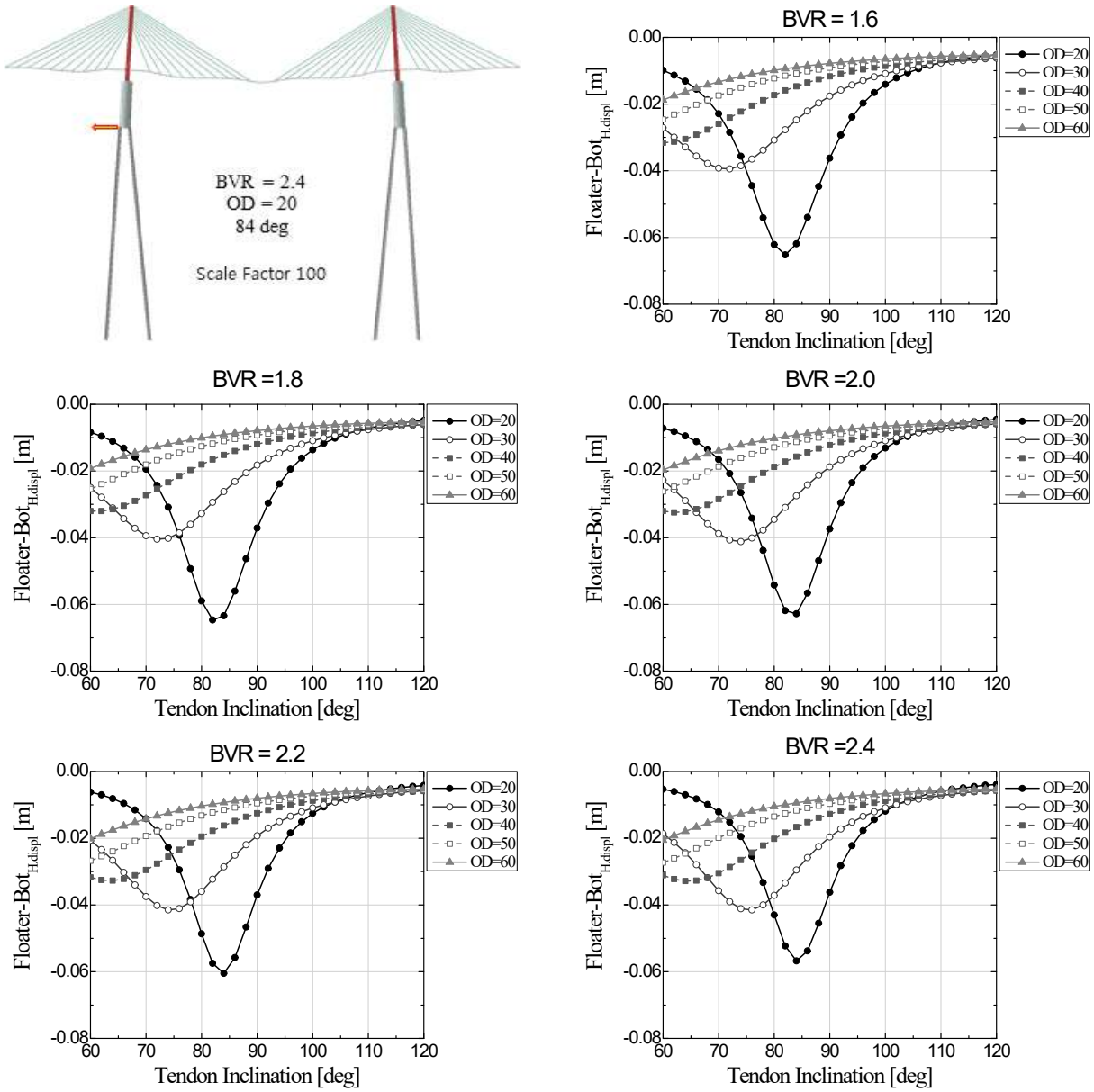


그림 3.53 Floater-Bot horizontal displacement

계류선의 기울기와 부유체의 직경과 부력비에 따른 부유체 하단의 수평 변위와 측정지점을 그림 3.53에 나타내었다. 주탑의 최상단 수평 변위와 마찬가지로 부유체의 최외각 직경 별로 특정 계류선의 기울기에서 부유체 최하단의 수평 변위가 민감하게 거동하는 것을 확인하였다. 부유체의 최하단 수평 변위에서는 보다 명확한 거동 경향을 확인하였다. 부유체의 수평 변위의 경우 부력이 커질수록 계류선에 작용하는 초기장력의 크기도 증가하기 때문에 계류선이 부착 된 위치에서는 부력에 따른 변화량은 크게 나타나지 않았다.

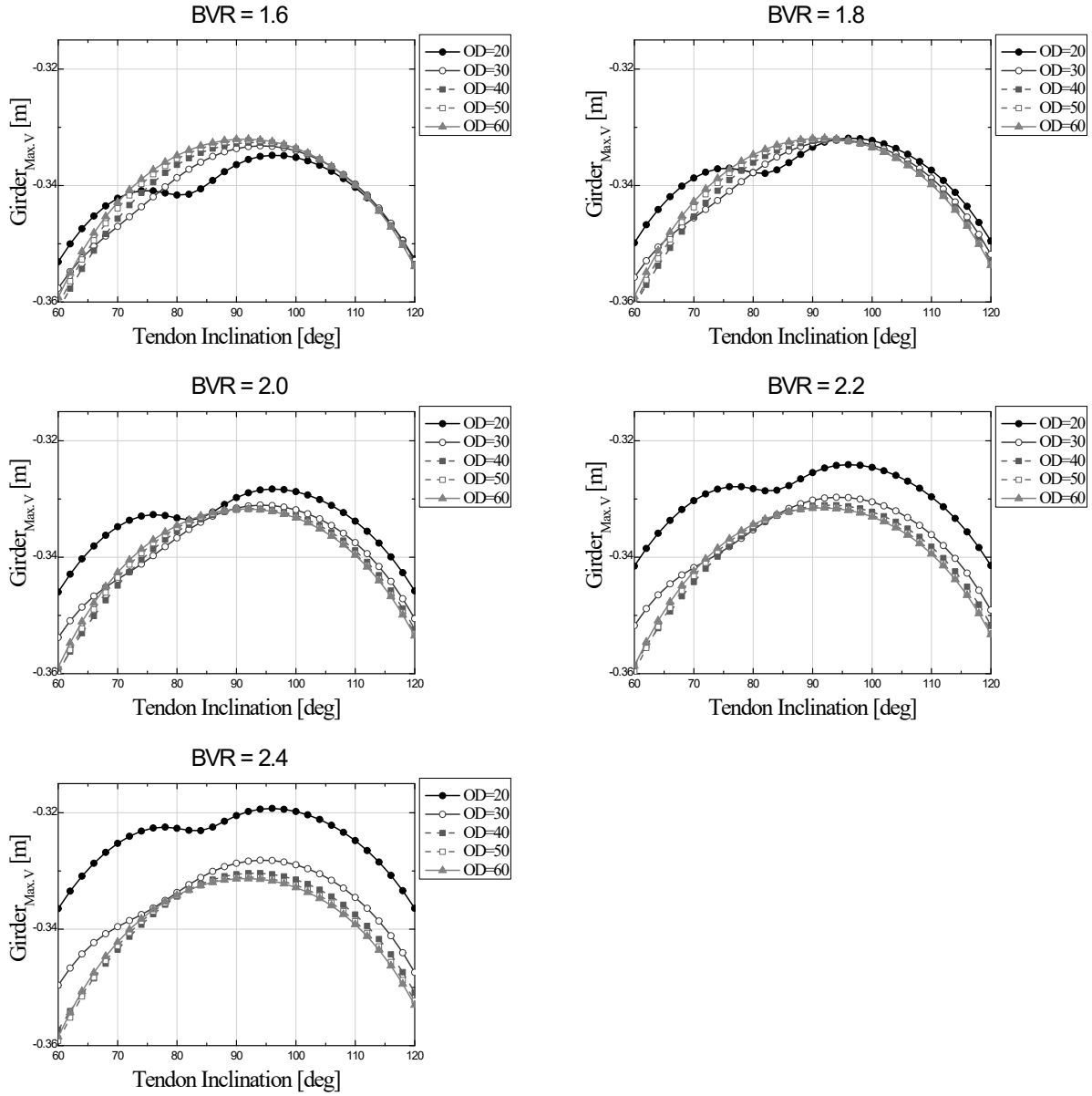


그림 3.54 Girder maximum vertical displacement

계류선의 기울기와 부유체의 직경과 부력비에 따른 거더 중앙 최대 처짐을 그림 3.54와 같은 그래프로 나타내었다. 거더의 처짐의 경우 케이블로 주탑과 연결되어 있으며 주탑의 경우 계류선에 의해 지지되어 있으므로, 주탑의 수평□수직 변위와 부유체의 수평□수직 변위의 복합적인 영향성이 나타난다. 주탑과 부유체의 수평변위에서 나타난 특정 계류선의 기울기에서 민감하게 거동하는 부분이 거더의 최대 처짐에서도 나타난다. 또한 부유체의 최외각 직경이 20m, 30m 인 경우, 부력이 커질수록 주탑 상단 수평□수직 변위가 줄어들어 거더의 최대 처짐도 줄어드는 것을 확인하였다.

동일한 장력을 갖는 계류선이 기울기가 생기게 되면, 계류선의 수직 저항력은 감소하며 수평 저항력은 커지게 된다. 또한 그림 3.55와 같이 기울기 60° 와 120° 는 계류선의 분력을 살펴보면, 수평□수직 저항력 측면에서는 동일한 지지 형태라고 할 수 있다. 하지만 구조해석 결과 그래프를 살펴보면 계류선의 기울기 90° 를 기준으로 좌우 대칭을 이루지 못하는 결과를 보이고 있다. 계류선의 배치가 예각인 경우와 둔각인 경우의 차이점은 두 계류선 장력의 교차점이 부유체를 기준으로 상부에 있느냐와 부유체 하부에 있느냐의 차이점만이 발생한다.

고정식 주탑을 갖는 사장교의 거동과 상이한 부유식 주탑의 사장교는 계류선의 기울기가 예각을 이루는 계류선 배치의 경우, 부유체의 직경 별 계류선의 특정 기울기에서 구조물의 전체거동이 불안정하게 되어 정확한 대칭을 이루지 못하는 결과를 나타낸다.

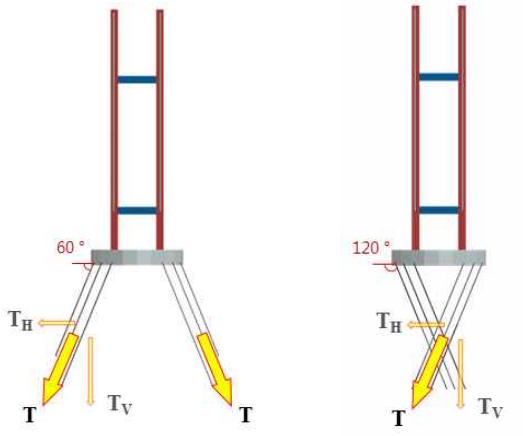


그림 3.55 Component force of tendon tension

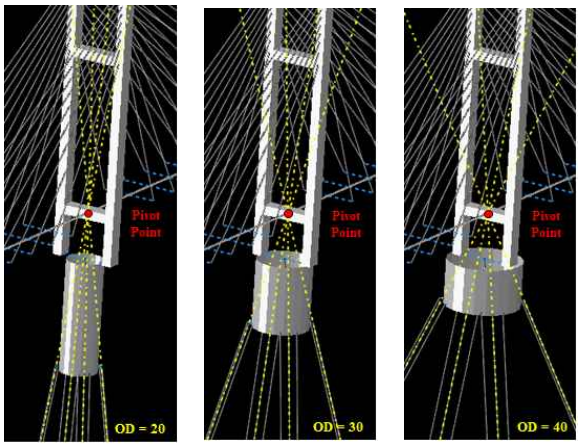


그림 3.56 Intersection point of the tendon tension line

주탑과 부유체의 수평변위가 불안정해지는 경우, 각 부유체의 직경과 계류선의 기울기에 따라 계류선 장력 방향의 교차점이 동일한 특정 한 점에 모이게 되는 것을 확인하였다. 그림 3.56 과 같이 계류선 장력 방향의 교차점이 주탑과 거더가 연결되어 있는 부분에서 모이게 될 때 구조물의 변위들이 민감하게 거동한다. 주탑과 거더는 힌지로 연결되어 있기 때문에 주탑의 회전중심점(pivot point)이 주탑과 거더의 연결된 부분이라고 할 수 있다. 부유체의 직경과 계류선의 기울기에 따라 계류선의 장력 방향이 주탑의 회전중심점에서 모이게 되면 계류선의 장력은 더 이상 주탑의 회전에 대한 저항력을 잃게 된다. 이에 따라 주탑은 회전에 대하여 불안정한 거동이 나타나며 이러한 주탑의 불안정성이 거더 및 부유식 사장교의 전체거동에도 영향을 미치게 된다.

부유체의 직경이 작은 OD=20m 의 경우 계류선의 기울기가 81.8° ~84.0° 정도만 있어도 쉽게 주탑의 회전중심점에 도달하게 된다. 상대적으로 부유체의 직경이 큰 OD=60m 의 경우 계류선의 기울기가 42.9° ~45,9° 정도로 큰 각도에서 주탑의 회전중심점에 도달하게 되어 부유식 주탑을 갖는 사장교의 불안정한 거동이 나타나게 된다. 또한 부력이 커질수록 부유체는 보다 큰 부력을 만들기 위해 부유체의 잠김 부피가 커지게 되며, 같은 직경일 경우 잠김 부피증가를 위한 잠김 깊이가 증가하게 된다. 부력이 커질수록 이에 비례하여 계류선은 부유체의 잠김 깊이만큼 보다 하단에 부착되어진다. 이에 따라 부유식 사장교의 불안정한 거동을 보이게 되는 계류선의 기울기는 부력이 커질수록 90° 를 기준으로 작은 각도변화에서 발생하게 된다.

주탑의 최상단 수직 변위는 부유체의 직경이 작을 경우 부력에 따라 수직변위가 줄어드는

경향이 나타난다. 부유체의 수직 변위는 부력의 크기 증가에 따라 계류선의 초기장력 크기 또한 증가하기에 부력에 따른 수직 변위에 대한 영향은 상대적으로 미비하게 나타난다.

계류선의 기울기에 따라 발생하는 장력 교차점과 주탑의 회전중심점의 영향을 배제하기 위하여, 부력에 따른 거동평가는 계류선이 수직한 90° 인 상태를 비교하였다. 부력의 크기 증가에 따른 수직 변위 감소는, 부력이 커짐에 따라 부유체의 잠김 깊이가 증가하게 된다. 이에 따라 동일한 수심 150m에서 그림 3.57과 같이 계류선의 전체 길이(L_T)는 부력이 커짐에 따라 감소하게 된다. 이러한 계류선의 전체길이 감소는 그림 3.58과 같이 계류선의 단위 길이 당 축강성($\frac{E_T A_T}{L_T}$) 의 증가 효과를 나타낸다.

동일한 계류선 장력의 차이가 만들어 내는 회전에 대한 저항성은 부유체의 직경이 커질수록 모멘트 팔 길이 증가 효과로 커지게 된다. Fig. 3.59는 부력비에 따른 주탑의 회전각을 나타낸 것이다. 계류선의 배치가 90° 인 경우, 모멘트 팔 길이의 증가영향이 계류선의 강성 증가효과보다 큰 구간은 그림 3.59와 같이 부력이 1.8 까지 나타난다.

주탑 최상단 수직 처짐은, 계류선의 강성 변화와 부유체의 직경에 따른 회전 저항성의 변화에 따라 수직 처짐과 회전에 의한 수직 처짐의 복합적인 작용으로 그림 3.60과 같은 결과를 보여준다.

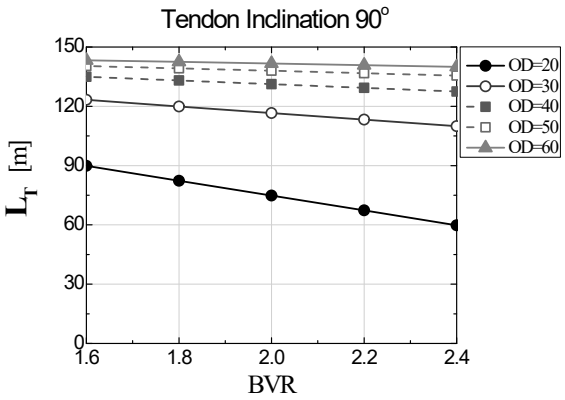


그림 3.57 Tendon length by BVR

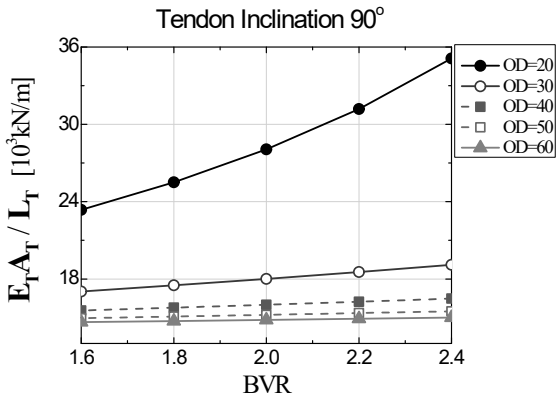


그림 3.58 Tendon stiffness by BVR

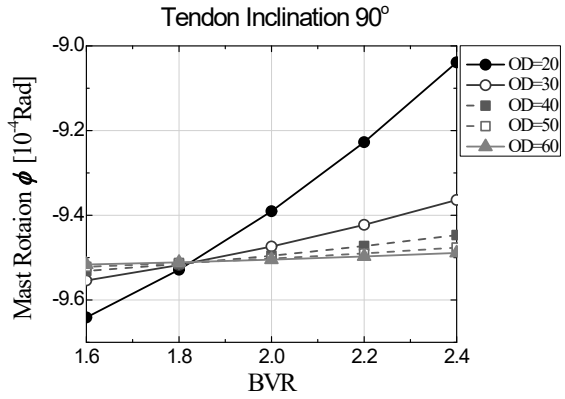


그림 3.59 Rotation angle by BVR

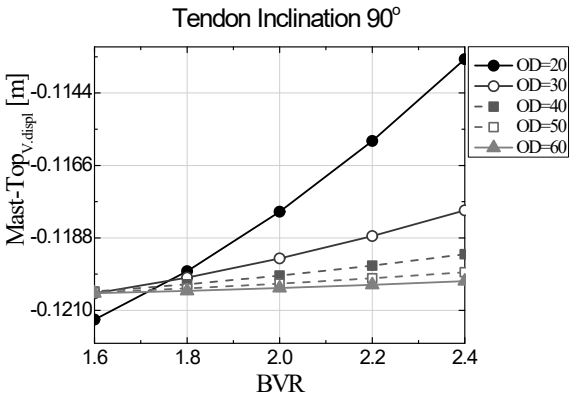


그림 3.60 Mast vertical displacement by BVR

본 연구에서는 기하비선형 유한요소해석을 통하여 부유식 주탑을 갖는 사장교의 계류선 배치 및 부유체의 형상에 따른 전체계 정적 거동을 분석하였다. 고정하중만이 작용하는 상태에서도 부유식 주탑을 갖는 사장교는 고정식 사장교에서는 나타나지 않는 거동특성을 확인

하였다.

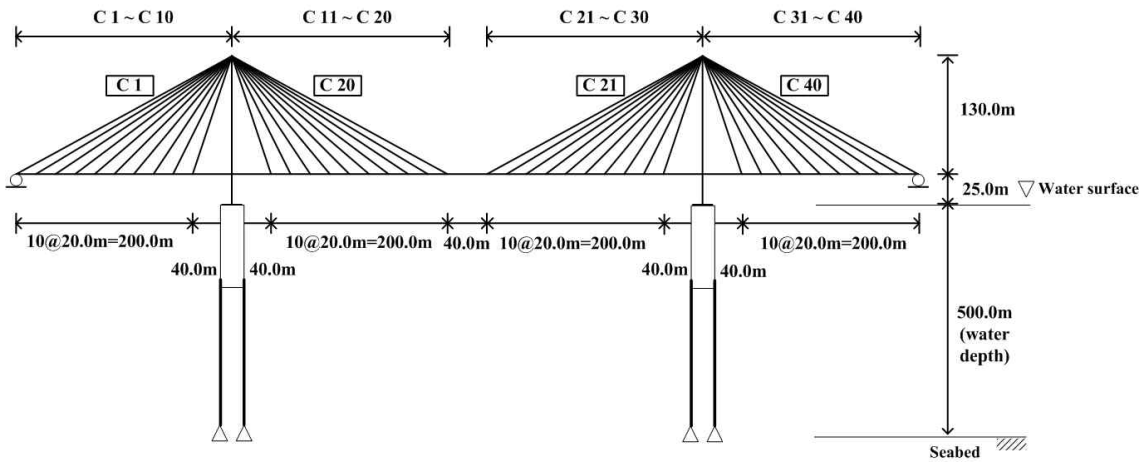
▪ 부유식 주탑을 갖는 사장교에서는 계류선의 기울임에 따른 배치와 부유체의 직경에 따라 계류선 장력이 주탑의 회전중심점인 거더와의 연결부에서 모이게 되면, 계류선은 더 이상 주탑의 회전에 저항하지 못하게 되어 불안정한 거동이 나타나게 된다. 주탑의 정확한 회전 중심점을 명확히 해석하여 확인해야 하며, 계류선 장력의 교차점을 고려한 계류선의 배치 설계를 수행해야 한다.

▪ 상대적으로 부유체의 직경이 작은 경우, 초기 부력의 크기에 따라 잠김 깊이와 계류선의 전체 길이가 크게 달라진다. 계류선의 길이 감소로 인한 기하강성 증가 효과와 부유체의 직경이 만들어 내는 회전 팔길이의 영향성을 고려해야 한다. 또한 부유체의 직경과 적정 초기 부력을 고려하여 설계되어야 보다 안정적이고 경제적인 부유식 사장교 설계가 가능 할 것이다.

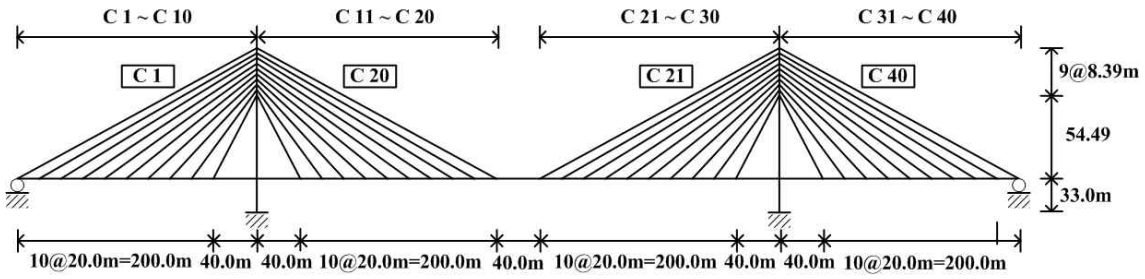
▪ 부유식 주탑을 갖는 사장교 주탑의 수평□수직변위 영향성이 거더의 최대 처짐에 영향을 미치게 된다. 계류선의 기울기와 부유체의 직경, 초기 부력비에 따라 거더 최대 처짐의 경제적 설계가 가능하다. 일반적으로 부유체의 직경이 클수록 부력비나 계류선의 기울기에 따른 영향성이 적게 나타난다. 상대적으로 부유체의 직경(20m)이 작은 경우는 부력비가 2.0 이상에서 거더 처짐은 가장 작은 결과를 나타내었다. 하지만 부유체의 직경이 작은 경우는 계류선의 기울기가 조금만 발생하여도 주탑의 회전에 불안정한 거동이 발생하므로 명확한 기하비선형 해석을 수행하여 설계에 반영해야 한다.

5.3 전체 구조물의 동적 거동 특성-균일파랑에 대하여

본 연구에서는 유체-구조동역학 해석이론을 바탕으로 정립한 부유식 케이블지지교량의 전체계해석기법을 통하여 주요 환경하중에 대한 부유식 케이블지지교량의 동적 거동 특성을 분석하였다. 본 구조형식의 동적 거동에 미치는 주요 설계 인자로 A. 파랑조건, B. 긴장재(Tendon)의 기울임, C. 긴장재 단면적, D. 케이블 배치 특성, E. 부력-수직력 비율(Buoyancy-Vertical Load Ratio, BVR)을 설정하여 각 설계 인자가 구조물의 전체적 동적 거동에 미치는 영향을 규명하였다.



(a) 방사형 케이블 배치



(b) 팬 형 케이블 배치

그림 3.61 해석 모델 - 총 길이 920.0m의 부유식 주탑을 갖는 사장교

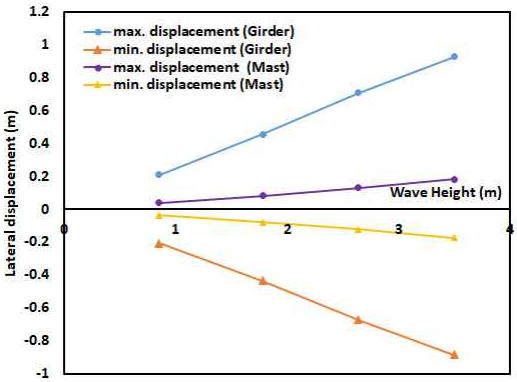
5.3.1 규칙파의 파고 및 주기에 대한 영향분석

본 절에서는 파랑의 파고 및 주기가 구조물의 동적 거동에 미치는 영향에 대해 분석한다. 본 연구에서는 일정한 주기 및 진폭을 갖는 규칙 파랑에 대한 구조물의 동적 반응을 해석하여 이를 정리하였다. 해석모델은 그림 3.61(a)와 같은 방사형 사장교이고 고려된 파랑 정보는 표 3.9와 같다.

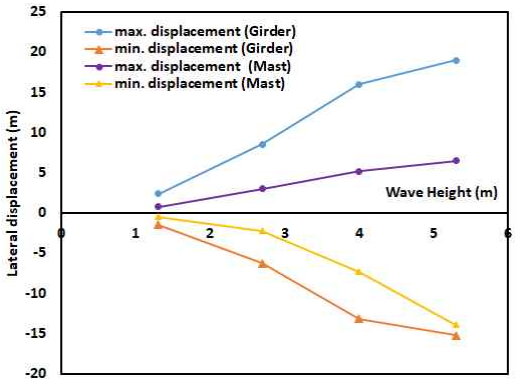
표 3.9 Considered Wave Condition Matrix

	Wave Period (sec)			
	6.5	8.0	10.0	13.0
Wave Height (m)	0.85	1.30	2.02	3.03
	1.78	2.70	4.02	6.85
	2.64	4.00	6.23	10.15
	3.50	5.30	8.25	13.45

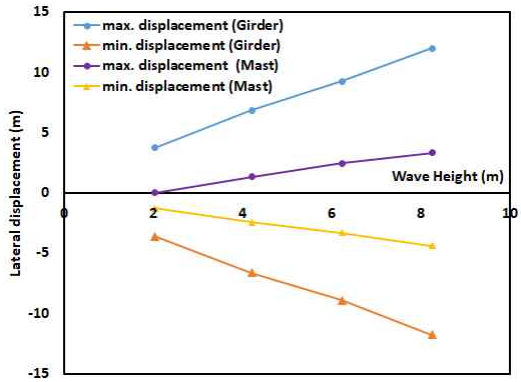
먼저, 주기가 동일할 때, 파고가 증가할수록 최대 변위 및 변위의 진폭이 증가하는 것을 명확하게 알 수 있다. 파고는 파랑에 의해 발생되는 유체입자의 운동의 크기에 직접적인 영향을 미친다. 즉, 파랑에 의한 유체운동이 부유식 주탑의 가진을 유도하기 때문에 더 큰 파고의 파랑이 작용할수록 구조물의 응답 역시 증가하는 것이 본 해석을 통해 잘 나타난다. 그림 3.62의 주기 8.0 초의 해석결과는 다른 주기영역의 해석결과와 상이한 거동 특성을 보이는데, 작용하는 파랑의 주기와 같은 8초 대역의 구조 반응 뿐 만 아니라 약 64.0 초 수준의 장주기 반응이 상당한 수준으로 함께 나타나는 등 타 해석경우와 달리 장주기 및 단주기 거동이 복합적으로 나타남을 알 수 있고, 이러한 특성은 파고가 증가할수록 더욱 증폭되다가 파고가 4.0m인 경우에 대해 긴장재의 무응력상태와 함께 변위가 급격히 증폭되는 특성을 나타낸다. 주기가 10초 이상의 해석결과에서는 다시 파랑의 주기와 동일한 구조반응이 지배적으로 나타나는 거동양상으로 변화하고 긴장재의 수직응력 역시 양의 값 (Positive value)을 유지하는 것으로 나타났다.



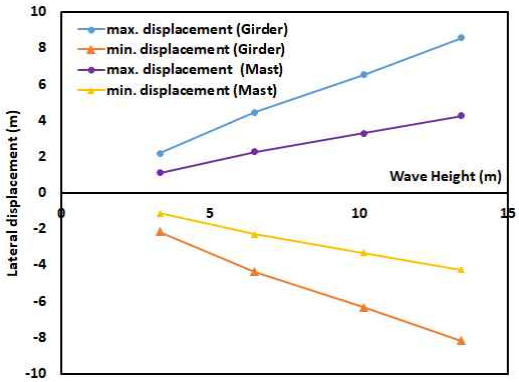
(a) 주기 $T = 6.5\,\mathrm{sec}$



(b) 주기 $T = 8.0\,\mathrm{sec}$



(c) 주기 $T = 10.0\,\mathrm{sec}$



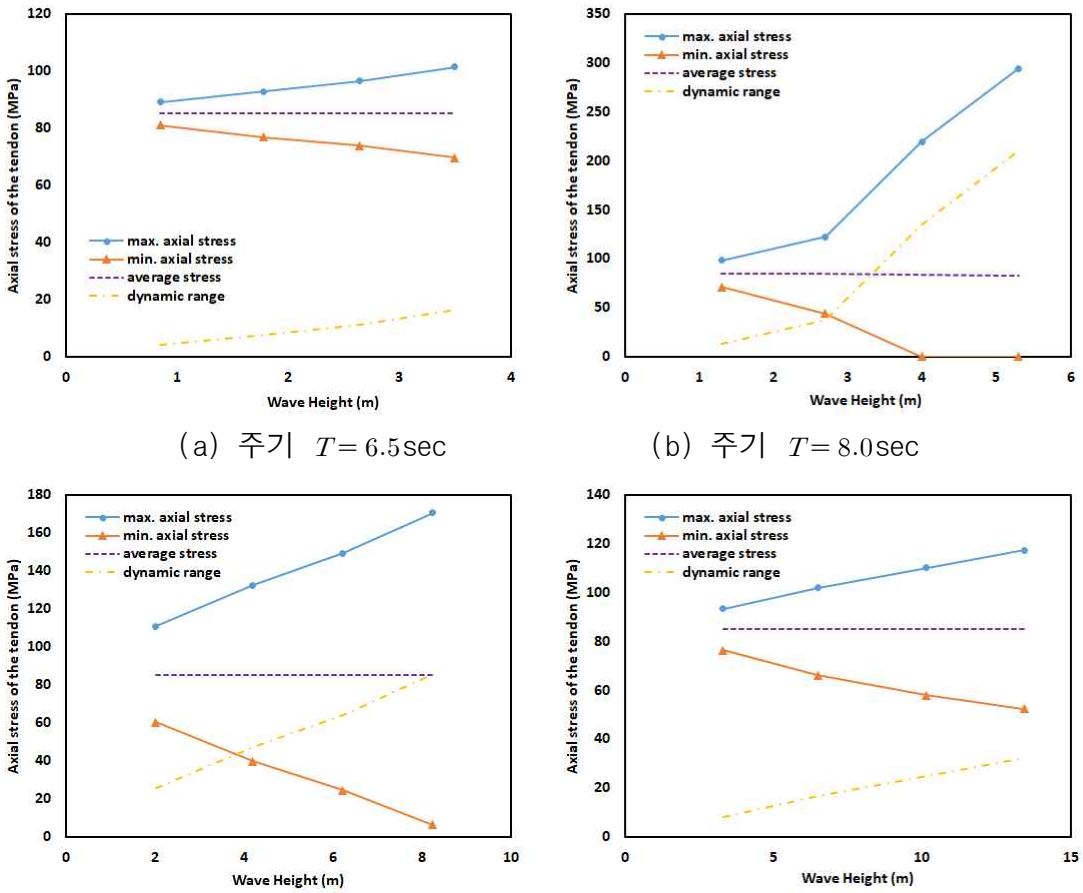
(d) 주기 $T = 13.0\,\mathrm{sec}$

그림 3.62 각 주기 별 파고 변화에 따른 거더와 주탑의 수평변위비교
(방사형 케이블배치, $BVR = 2.0$)

그림 3.63은 각 주기 별 파고 변화에 따른 거더와 주탑에서의 수평변위변화를 나타낸다. 본 그림에서 잘 나타난 대로 거더와 주탑의 수평변위크기는 파고의 증가와 함께 증가함을 알 수 있다. 앞서 시간이력 변위특성의 검토에서도 잘 나타나듯이 주기 8.0 초의 파랑에 대하여 60 초 이상의 주기를 갖는 장주기 변위성분의 영향성이 크게 나타나 8초 주기의 파랑에 대해서는 파고변화에 대한 비선형적 변위응답 변화 특성이 나타났고, 특히 파고가 4.0 m 이상인 경우 긴장재의 장력이 모두 소실되어 일시적 동적 불안정거동이 발생하여 변위가 크게 증폭하는 특성이 나타났다. 이후 주기가 10.0초인 파랑의 작용 시 구조물의 반응에 대해 장주기 변위성분의 비중은 상대적으로 크게 줄어드는 것에 기인하여 변위가 파고 변화에 대해 다시 선형적으로 증가하는 특성이 나타났다. 또한 13.0초 주기의 파랑에 대한 동적 반응이 8초 및 10초 주기 파랑에 대한 동적 반응보다 작게 나타남을 알 수 있다. 즉, 본 해석결과를 통해 구조물의 1차 공진주파수 대역은 8초 부근인 것을 유추할 수 있다. TLP 와 같이 강한 축방향 강성을 갖는 긴장재로 계류된 구조물의 고유주파수는 5초 내외에 형성되는 것으로 알려져있다. 일반적으로 고정식 케이블지지교량은 장주기구조물로 알려져 있는데, 긴장재로 계류된 부유식 구조물의 구조적 특성이 본 구조물에 복합적으로 나타나 이와 같은 구조 반응을 나타내는 것으로 해석된다.

긴장재 수직응력변화 역시 거더 및 주탑의 변위 특성과 비슷한 양상을 보인다. 먼저 모든 해석 모델에 동일한 질량 및 부력이 작용하기 때문에 긴장재 수직응력의 평균값은 긴장재의 초기장력에 의한 응력과 거의 같은 값을 보이므로 모든 해석경우에 대해 동일한 값을 보인다. 동일 주기를 갖을 때 파고 증가는 긴장재 수직응력의 변동범위를 증가시켜 최대 수직응

력의 증가와 최소 수직응력의 감소를 동시에 유발한다. 긴장재의 최대 수직응력의 증가는 긴장재의 강도설계에 직접적인 영향을 미치고 수직응력의 변동범위는 피로설계에 직접적인 영향을 미치는 중요한 물리량이다. 또한 긴장재의 최소 수직응력의 변화특성을 면밀히 관찰해야 하는데, 긴장재의 최소 수직응력이 0에 다다르는 경우 이른바 무응력상태가 되어 긴장재의 느슨해짐 또는 압축력이 순간적으로 작용할 때 동적 좌굴 (Dynamic Buckling)이 발생하여 결과적으로 과잉부력 상태의 부유식 주탑의 정동적 불안정상태를 초래하여 극심한 경우 구조물의 전도가 발생할 수 있다. 따라서 긴장재 초기 장력에 직접적인 영향을 미치는 구조물의 자중과 부력의 결정에 있어서 파랑의 주기와 파고에 따른 긴장재 장력 및 수직응력의 변동범위를 합리적으로 예측하여 긴장재의 느슨해짐 및 좌굴에 의한 동적 불안정거동이 발생하지 않도록 설계 시 면밀히 검토해야 한다.



(a) 주기 $T=6.5$sec (b) 주기 $T=8.0$sec

(c) 주기 $T=10.0$sec (d) 주기 $T=13.0$sec

그림 3.63 각 주기 별 파고 변화에 따른 긴장재 수직응력 비교
(방사형 케이블배치, $BVR=2.0$)

5.3.2 긴장재의 기울임에 대한 영향 분석

본 절에서는 긴장재 기울임이 구조물의 동적 거동에 미치는 영향에 대해 분석한다. 본 연구에서 검토된 해석모델은 앞서 분석된 방사형 사장교이고 긴장재의 기울임 각도를 90~60°의 범위에 대해 고려하였다. 고려된 파랑 주기는 10.0 초, 13.0초, 15.0초이고 파고는 6.23m이다.

긴장재의 수평 기울임은 부유식 주탑의 수평 및 수직방향 강성에 직접적인 영향을 미치는 인자가 된다. 기본적인 구조역학적 관점에서 긴장재 수평 기울임이 클수록 긴장재로 인해 제공되는 수평 강성은 증대되나 동시에 수직 방향 강성은 저하된다. 즉 1차적으로는 작용하는 파랑에 대한 부유식 주탑의 운동성분 중 수평 방향에 대한 운동은 감소하고 동시에 수직

방향 운동은 증가하는 것이 쉽게 예상된다.

그러나, 본 해석결과의 검토 결과 일관적인 거동 패턴이 두드러지게 나타나지는 않았다. 먼저 10.0 초 주기 파랑에 대한 거동에서 수직 긴장재로 지지된 모델에서 10° 기울인 80° 기울임 긴장재가 설계된 모델에서는 거더 및 주탑의 수평변위 모두 뚜렷한 증가현상을 보였다. 특히 주탑의 최상단에서 급격한 변위 증가현상이 나타나는데, 이는 긴장재 동적 응력결과에서도 나타나듯이 긴장재에 지속적인 무응력상태가 발생하며 구조물에 극심한 동적 운동이 발생하는 것으로 나타났다. 이러한 거동은 기울임이 더 고려된 60° 긴장재 적용 모델에서 더 심화된 거동 양상이 나타난다.

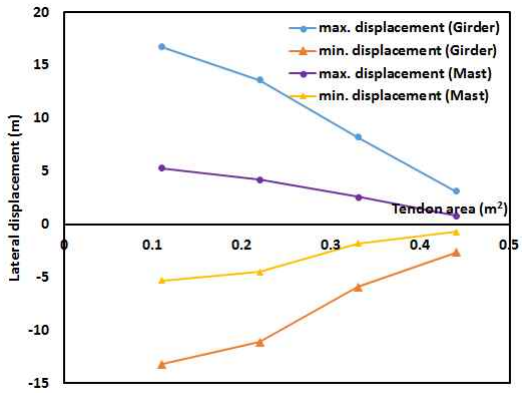
구조물의 고유주기 (1차)에서 조금 더 먼 13.0초 주기의 파랑 작용 시 수직 긴장재 적용 모델에서 70° 기울임 긴장재 적용 모델에 이르기까지 긴장재 기울임은 거더의 수평 운동 감소에 긍정적인 영향을 미치는 것으로 나타났으나 주탑의 변위는 오히려 증가하는 특성을 보였다. 70° 기울임 모델에서 긴장재의 최소 응력은 40 MPa 이하 까지 저하되었다. 60° 기울임 모델에서는 거더와 주탑의 수평변위와 긴장재의 최대응력의 증가 그리고 최소응력의 감소 현상이 나타나는 등, 긴장재 기울임의 영향이 다시 부정적인 형태로 나타났다. 15초 주기의 파랑 작용시에도 13초 주기 파랑에 대한 거동과 비슷한 형태로 구조적 반응이 나타났고, 이 경우 70° 기울임 긴장재 적용 시 지속적으로 긴장재는 무응력상태가 되어 변위가 증폭되는 것을 알 수 있다.

앞서 언급한대로 긴장재 기울임은 부유식 주탑의 수평방향에 대한 탄성강성은 증가시키지만 이와 동시에 수직방향 강성은 감소하게 된다. 긴장재에 의해 도입되는 강성은 구조물의 고유주파수를 변화시킨다. 따라서 동일한 동적 하중에 대해 정적 변위성분에 영향을 미칠 뿐 만 아니라 동적 응답에도 큰 영향을 미칠 수 있다. 또한 긴장재 기울임이 클수록 동일한 자중 및 부력 상태에 있어서 초기 긴장력이 크게 발생한다. 파랑은 수평방향의 유체력을 생성할 뿐 만 아니라 수직방향에 대한 유체력도 생성한다. 즉, 긴장재 기울임은 본 부유식 구조체에 긍정적, 부정적 효과를 동시에 나타낸다. 따라서 긴장재의 기울임 결정은 단순한 하나의 조건 및 현상을 따라 결정할 수 없고 다양한 파생적 물리량의 분석을 통해 행해져야 하는 것이 본 해석 연구를 통해 나타났다.

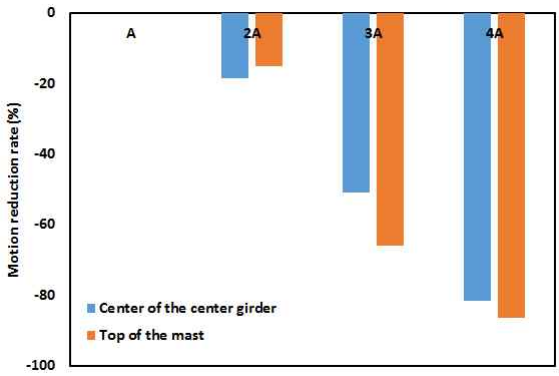
5.3.3 긴장재의 강성(단면적)에 따른 영향 분석

본 연구에서는 긴장재 강성이 파랑 중 부유식 케이블지지교량의 동적 거동에 미치는 영향을 분석하였다. 본 연구에서는 앞선 연구에서 고려한 해석 모델에 대하여 긴장재 단면적 를 1.0 ~ 4.0 배까지 증가시키며 동일 파랑에 대한 거동 특성을 분석하였다. 본 검토에 적용된 파랑은 고유 주기 8.0 초, 파고 4.0m 및 고유 주기 10.0초, 파고 6.23m의 규칙 파랑이다.

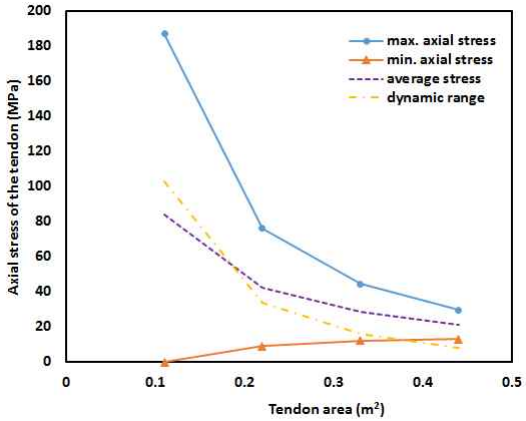
파랑 주기 및 파고의 영향분석연구에서 나타난 것처럼 본 구조물은 8.0초 영역에서 고유주파수가 형성되는 것으로 평가되었다. 이 파랑에 대하여 긴장재 단면적의 증가시 파랑에 대한 구조물의 동적 응답이 급격히 감소하는 것으로 나타났다. 긴장재 단면적의 증가는 1차적으로 긴장재의 축방향 강성을 증대시킨다. 부유식 주탑의 주요한 강성 성분은 긴장재의 강성으로부터 발휘되는 것을 고려한다면 긴장재 단면적의 증가는 본 구조물의 정적 응답에 직접적인 영향을 미친다는 것을 기대할 수 있다. 이에 더하여 긴장재 강성의 변화는 부유식 구조물의 고유주파수 변화를 야기한다. 즉, 단면적 0.11 m^2을 갖는 긴장재가 사용된 해석모델의 고유주기가 8.0 초 부근이었다면 긴장재 단면적 증가에 의한 부유식 주탑의 강성 증가는 고유주기를 변화시켜 작용하는 파랑에 의한 공진을 방지할 수 있다. 이러한 거동 특성에 의해 긴장재 단면적이 증대될수록 거더와 주탑의 변위 및 긴장재의 응력의 최대 크기 및 변동폭이 극적으로 감소하는 것을 본 해석을 통해 확인할 수 있다.



(a) 거더 및 주탑 수평 변위 변화

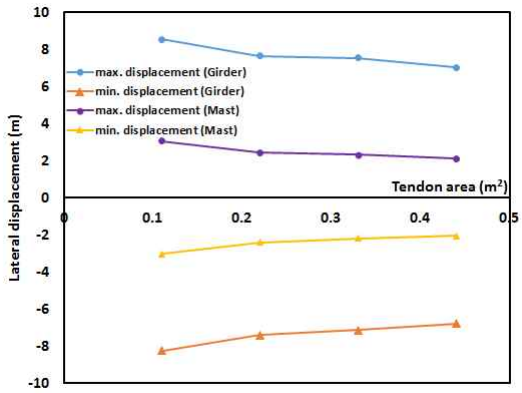


(b) 거더 및 주탑 수평 변위 감소율

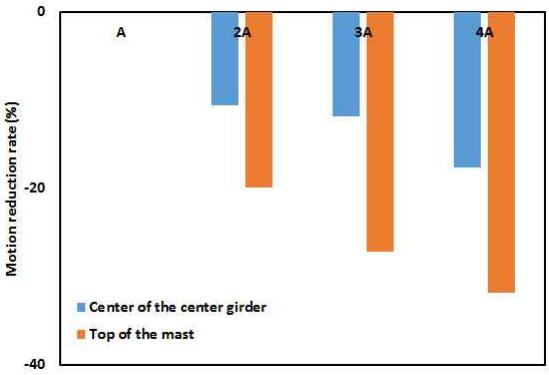


(c) 긴장재 수직응력 변화

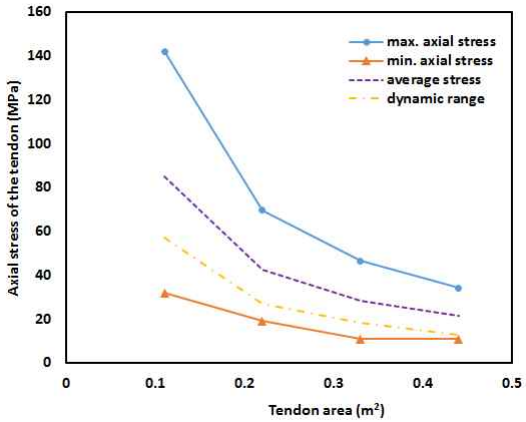
그림 3.64 긴장재 단면적 변화에 따른 거더와 주탑 최대/최소 변위 및 긴장재 수직응력성분 변화 (방사형 케이블 배치, BVR=2.0, 파 주기=8.0초, 파고=4.0m)



(a) 거더 및 주탑 수평 변위 변화



(b) 거더 및 주탑 수평 변위 감소율



(c) 긴장재 수직응력 변화

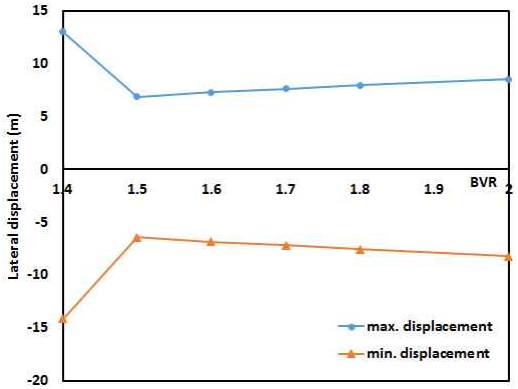
그림 3.65 긴장재 단면적 변화에 따른 거더와 주탑 최대/최소 변위 및 긴장재 수직응력성분 변화 (방사형 케이블 배치, BVR=2.0, 파 주기=10.0초, 파고=6.3m)

원 해석 모델의 고유주기보다 더 긴 10초 주기의 파랑에 대한 (파고=6.3m) 반응에 대해서도 긴장재 단면적의 변화는 거더와 주탑의 수평 변위 및 긴장재 응력의 감소에 긍정적인 영향을 미친다. 10초 주기 파랑 자체가 원 해석 모델의 공진주기에 대해 상대적으로 멀고 이 상태에서 긴장재 단면적의 증가는 본 구조물의 1차 공진주기를 더 줄임으로서 두 주기 간의 차이가 점차 증가하게 된다. 즉, 10초 파랑에 대한 거동에 있어서 긴장재 단면적 증가는 부유식 주탑의 강성 증가에 따른 정적 응답의 감소효과가 보다 지배적으로 발휘되고 이러한 특성에 따라 앞선 8초 파랑 조건에서 나타난 긴장재 단면적 증가에 따른 구조 응답 감소율 (거더에서 최대 81.4%, 주탑에서 최대 86.4%)보다 현격히 작은 응답 감소율 (거더에서 최대 17.6%, 주탑에서 최대 31.9%)이 나타났다.

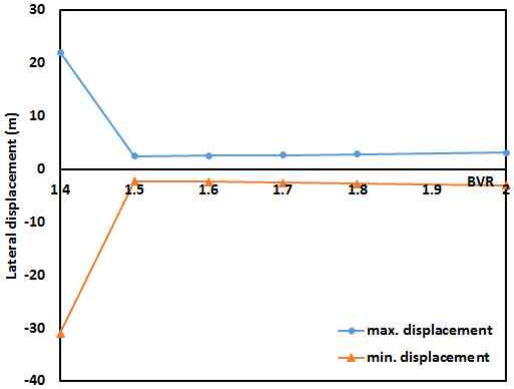
이처럼 긴장재의 축방향강성은 부유식 주탑이 갖는 강성에서 큰 비중을 차지하기 때문에 1차적으로는 부유식 구조물의 정적 응답의 감소를 야기하고, 또한 부유식 주탑 뿐 만 아니라 전체계의 고유주기 (또는 고유주파수) 변화에 직접적 영향을 미치게 된다. 일반적으로 TLP 설계 시 긴장재 단면의 초기 결정은 TLP 플랫폼의 수직 응답에 대한 고유주기를 기준으로 결정한다. 대상 해역에 발생하는 파랑의 주기 영역을 고려하나 통상적으로 파랑과의 공진을 최대한 회피하기 위해 TLP 플랫폼의 수직 운동의 고유주기를 5초 이내가 되도록 설계한다. 이러한 설계 관행 및 실제 구조응답의 특성을 고려하여 부유식 케이블지지교량의 긴장재 단면 초기 설계에 있어서도 본 구조물의 목표 1차 고유주기를 결정하고 이를 기준으로 단면적을 설정하는 것이 바람직할 것이라고 판단된다.

5.3.4 부력-수직력 비율(Buoyancy-Vertical Load Ratio, BVR)과 케이블 배치 특성에 대한 영향 분석

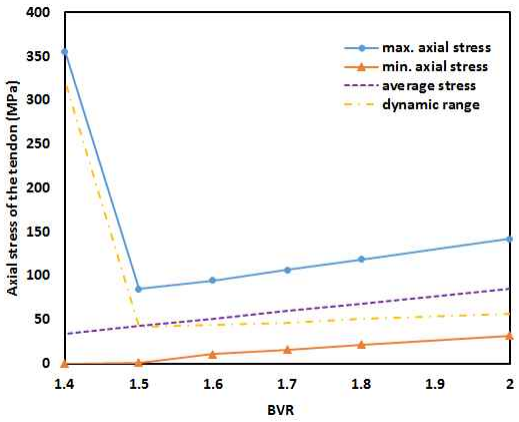
본 연구에서는 부유식 주탑의 부력-수직력 비율 (이하 BVR)이 파랑 중 부유식 케이블지지교량의 동적 거동에 미치는 영향을 분석하였다. 본 해석대상 구조물의 질량 변화를 고려하지 않고, 주탑의 폰툰의 부피를 조절하여 검토하고자 하는 BVR을 해석상에서 구현하였다. 본 연구에서는 1.4~2.0의 범위에 해당하는 BVR을 적용하여 특정 파랑에 대한 구조반응을 직접 비교, BVR이 파랑 중 부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량의 전체계 거동에 미치는 영향을 정량적으로 분석하였다.



(a) 중앙지간 거더 중앙부

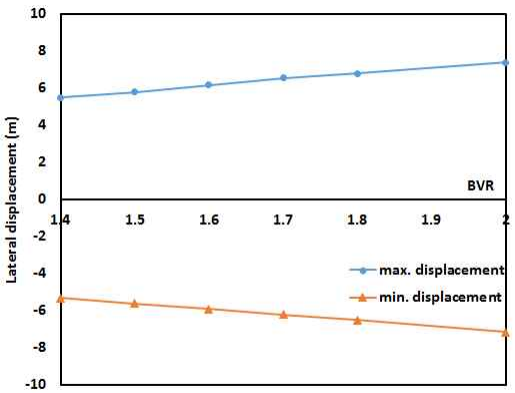


(b) 주탑 최상단

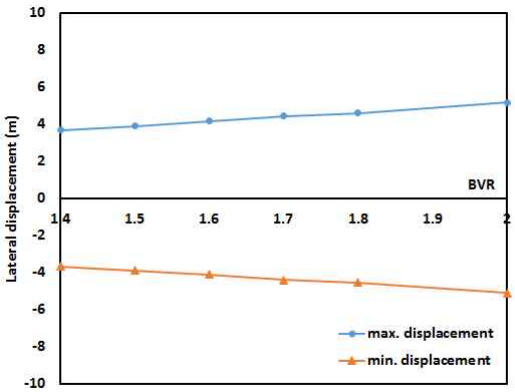


(c) 긴장재 수직응력

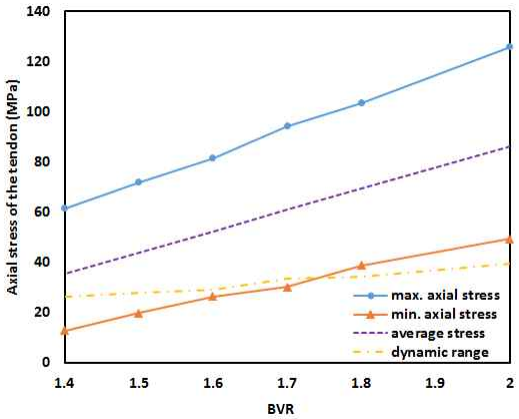
그림 3.66 BVR 변화에 따른 동적반응변화특성(방사형, 파 주기=13sec, 파고=6.3m)



(a) 중앙지간 거더 중앙부



(b) 주탑 최상단



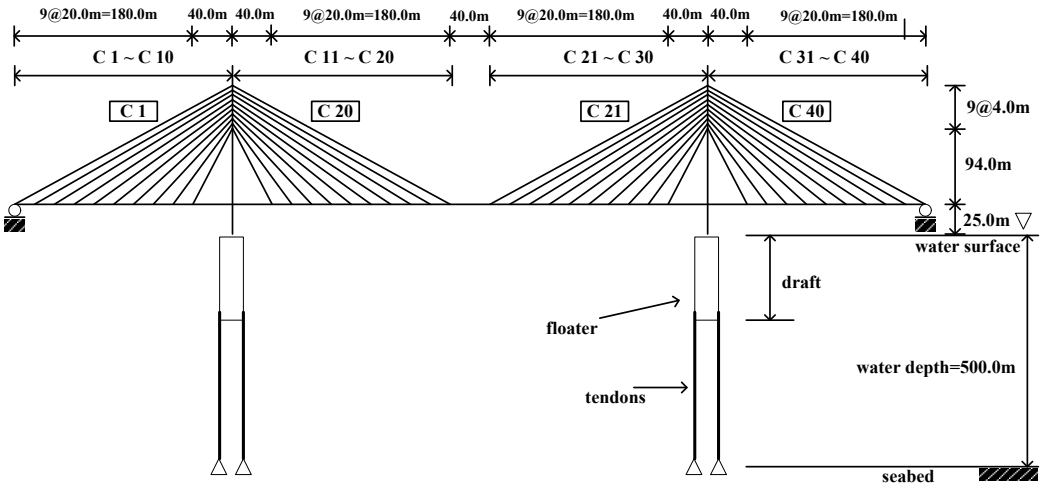
(c) 긴장재 수직응력

그림 3.67 BVR 변화에 따른 동적반응변화특성 (팬 형, 파 주기=13sec, 파고=6.3m)

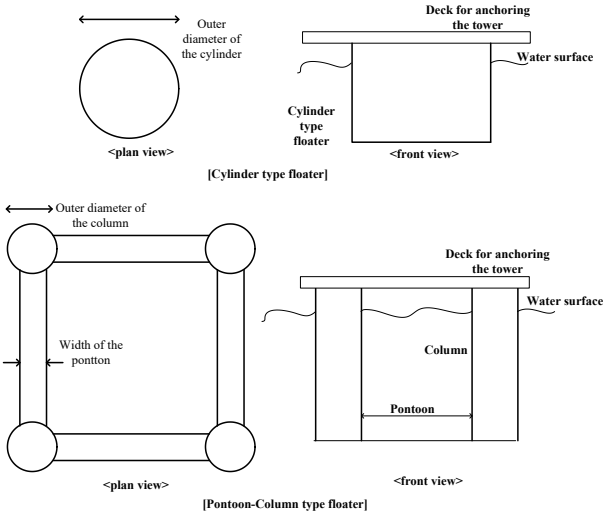
그림 3.66과 3.67은 BVR이 부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량 거더와 주탑의 동적변위 및 긴장재 응력에 미치는 영향을 직접적으로 나타낸다. 먼저, 동일한 질량 및 질량분포를 갖는 구조체에 대해 부력이 클수록 거더와 주탑에 더 큰 동적 변위가 나타나는 것을 알 수 있고 긴장재의 최대응력 및 응력변동범위 역시 증가함을 알 수 있다. 본 연구에서는 동일 직경을 갖는 실린더형 폰툰모델을 가정하였기 때문에 더 큰 부력을 갖게 하기 위해서는 폰툰의 길이가 길어지게 되므로 동일 파랑이 작용할 때 더 큰 유체력이 작용하게 되기 때문에 모든 동적응답이 증가하게 된다. 또한 더 큰 부력이 작용함에 따라 긴장재의 초기장력이 크게 나타나므로 동적 응답의 증가 뿐 만 아니라 초기 정적 응답이 크므로 결과적으로 더 큰 긴장력이 작용하게 된다. 그러나 BVR=1.4의 경우, 더 작은 동적 응답이 발생할 수 있음에도 불구하고 오히려 동적 불안정성에 의한 동적 응답이 급격히 증가하는 원인은 긴장재가 무응력상태가 되는 것에서 기인한다. 즉, 동적 응답이 감소하여 긴장재 응력의 변동범위가 작아지더라도 긴장재의 초기긴장력이 작은 경우 긴장력을 모두 소실하여 결과적으로 부유체에 동적 불안정성을 유도할 수 있게 된다. API (American Petroleum Institute)에 따르면 TLP 설계 시 긴장재는 극심한 파랑이 작용하는 상황에 대해서 최소 10.0 Mt를 유지하여 긴장재의 느슨해짐이나 좌굴을 방지하도록 권고한다. (API RP 2T) 이는 결과적으로 장력 소실에 따른 부유체의 동적 불안정성을 방지하고자 하는 권고사항으로 이해할 수 있고, 이러한 매커니즘이 본 연구에서 검토한 부유식 케이블 지지교량에서도 명확하게 나타났다. 즉, 본 연구결과는 부유식 케이블 지지교량의 설계 시 구조물의 동적 응답 감소를 위한 방안과 함께 긴장재에 발생하는 장력의 변동범위를 고려한 적정 초기장력의 도입을 위한 BVR의 결정이 매우 중요하다는 것을 명확하게 나타낸다.

5.4 전체 구조물의 동적 거동 특성-불규칙파랑에 대하여

본 연구에서는 아래와 같은 전체 길이 920.0m(중앙지간장 480.0m)의 부유식 케이블지지교량의 불규칙 파랑에 대한 동적 거동특성을 분석하였다.

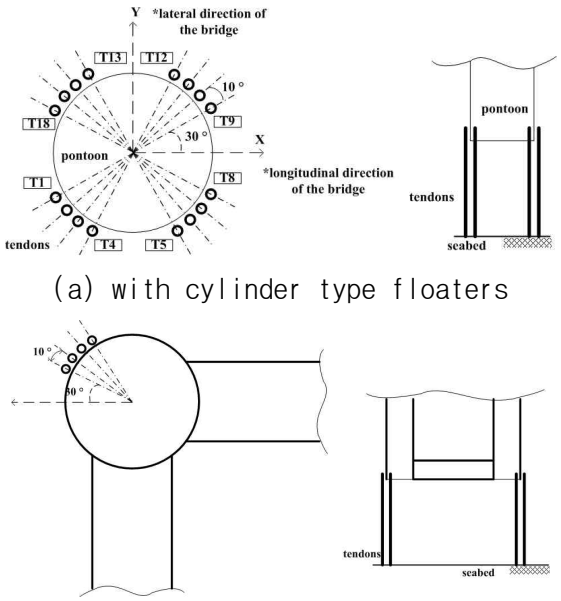


(a) general configuration



(b) examined floater types

그림 3.68 검토된 부유식 교량 구조형상정보



(a) with cylinder type floaters

(b) pontoon-column type floaters

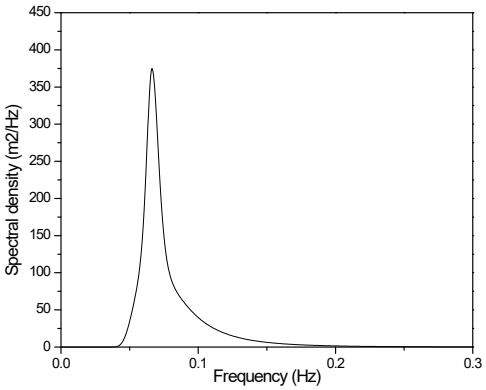
그림 3.69 검토된 부유체 형식 및 긴장재 배치도

주탑을 지지하는 부유체에서 발생하는 부력은 237,553 kN로 설계되었고, 이는 본 교량의 전체 자중(주탑, 거더, 폰툰, 긴장재 및 콘크리트 바닥판 자중) 및 차량하중(차로폭 3.5m의 왕복 6차선 고려)에 의해 발생하는 주탑 한 기에 작용하는 수직력의 2.0배에 해당하는 값이다. 즉, 본 주탑의 부력-수직력 비율(buoyancy-vertical force ratio, BVR)은 2.0으로 설계되었다.

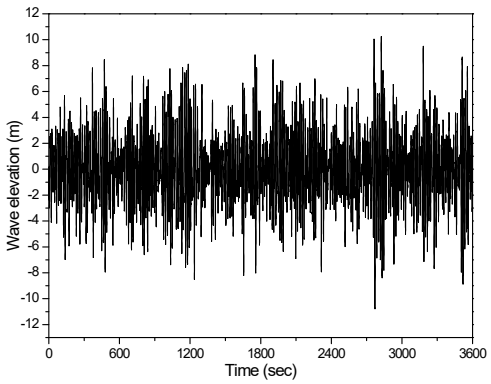
본 연구에서는 부유식 사장교의 파랑 중 동적 거동을 면밀히 분석하기 위해 다양한 설계인자의 영향을 해석적으로 분석하였는데, 먼저, 본 구조물을 지지하는 부유체의 형식에 따른 운동 특성을 비교·분석하였다. 이를 위해 Fig. 1(b)와 같이 A. 실린더 형 부유체 및 B. 폰툰-컬럼 형 부유체로 각각 지지된 부유식 교량의 동적 거동 특성을 분석하였다. 실린더형 부유체의 직경과 길이, 두께는 각각 40.0m, 18.8m, 0.04m 이다. 폰툰-컬럼 형 부유체에서 컬럼과 폰툰의 단면형상은 각각 원형 및 사각단면으로 가정하였고, 컬럼의 직경 및 길이는 각각 12.0m, 30.0m, 폰툰의 가로×세로×길이는 각각 8.0m, 8.0m, 38.0m이다. 즉, 이 부유체의 폭(컬럼 중심-중심 간 간격)은 50.0m으로 설계되었다.

그 후 폰툰-컬럼 형 부유체를 갖는 사장교의 동적 거동에 대하여 중점적으로 분석하였고, 부유체의 흘수와 컬럼의 기울기 및 긴장재의 초기 기울기에 따른 구조물의 파랑에 대한 구조 반응 변화 특성을 분석하였다.

극심한 환경조건에서의 본 구조물의 동적 거동 특성을 분석하고, 실제적 활용을 위한 최적의 설계 개념을 도출하기 위해 본 연구에서는 100년 재현 주기의 파랑모델을 정의하여 해석에 외력으로 적용하였다. 본 연구에서 고려한 파랑 조건은 Son et al. (2015), Kim and Won. (2017) 등에서 고려된 제주지역의 100년 재현 주기 파랑조건으로서, 유의파고 H_s =11.32m, 첨두주기 T_p=15.1초를 갖는다. 이를 시간 영역 전체계 해석에서 주요 외적 인자로 고려하기 위해 JONSWAP 파 스펙트럼을 통해 파랑 모델을 구성하여 해석 모델에 적용하였다.



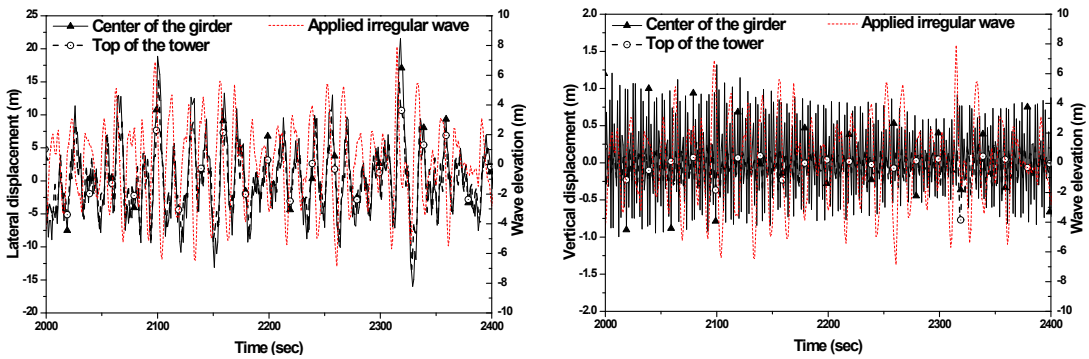
(a) spectral density



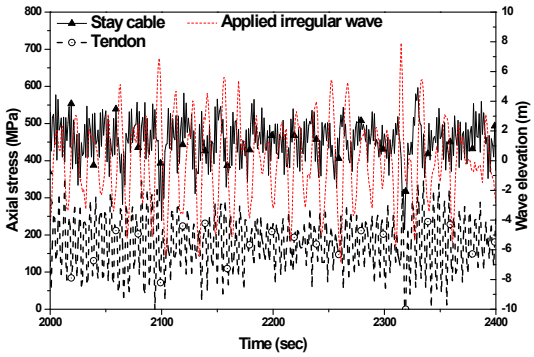
(b) time-series wave elevation at the origin

그림 3.70 고려된 불규칙 파랑 모델 (Hs=11.32m, Tp=15.1sec, γ=3.3, JONSWAP wave spectrum)

5.4.1 부유체 형식에 따른 동적 거동 특성 분석

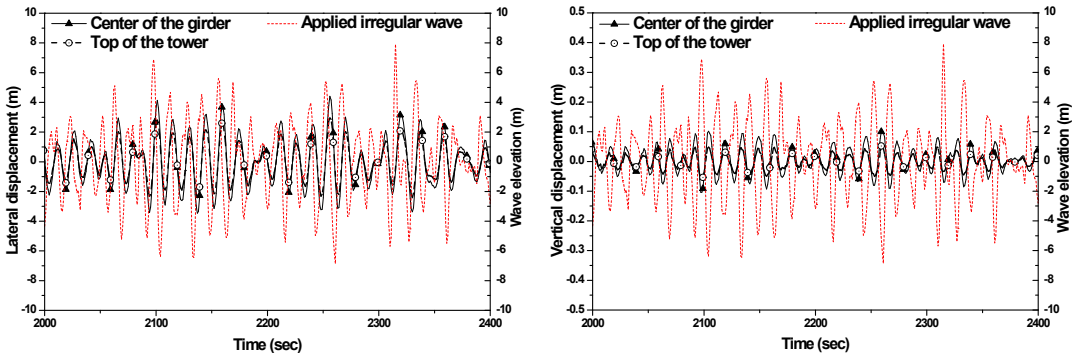


(a) lateral and vertical displacement of the tower and girder

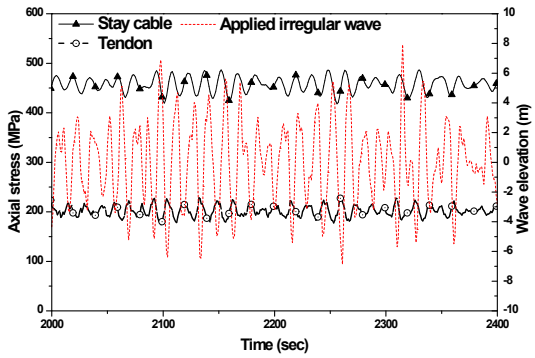


(b) axial stress of the tendon (T1) and stay cable (C20)

그림 3.71 실린더 형 부유체로 지지된 모델의 동적 응답



(a) lateral and vertical displacement of the tower and girder



(b) dynamic stress of the tendon (T1) and stay cable (C20)

그림 3.72 폰툰-컬럼 형 부유체로 지지된 모델의 동적 응답

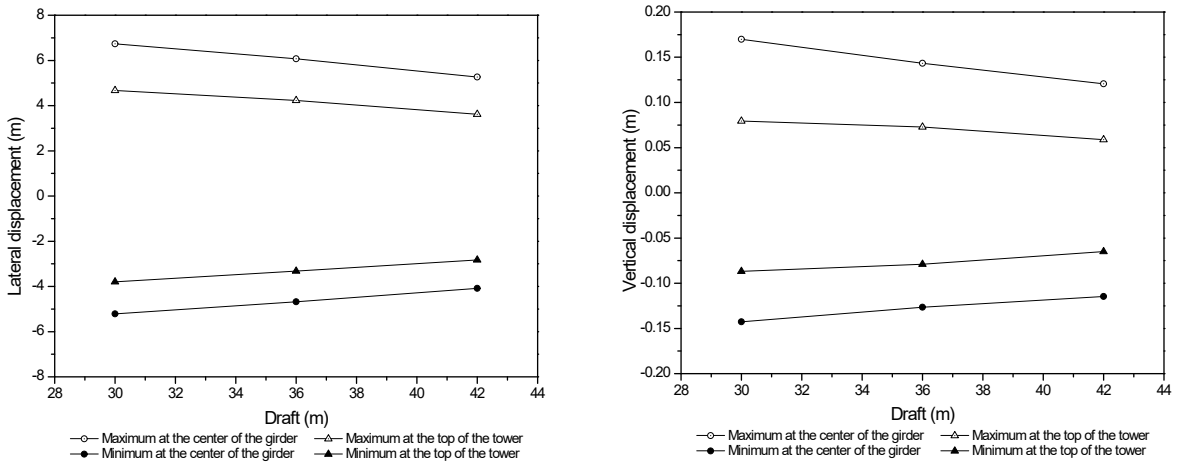
교량 교축 직각방향으로 파랑이 작용할 때 1차적으로 부유체의 운동을 유발하는데, 이 부유체의 운동에 의해 주탑이 가진되고, 주탑에 고정된 케이블 및 케이블로 지지되는 거더에 동적 응답이 유도되는 등의 상호작용이 나타난다. 해석 결과, 파고 변화와 주탑, 거더의 수평 및 수직 변위는 일정한 위상차를 보이며 나타남을 알 수 있다. 또한 본 해석 결과 상부 케이블 및 긴장재의 수직응력변화는 각각 주탑 및 거더의 수평 운동 및 수직운동과 함께 하는 것을 알 수 있다.

부유체 형식이 다른 두 교량 모델의 구조적 반응을 비교하면, 폰툰-컬럼 형 부유체로 지지된 교량 모델이 동일한 불규칙 파랑에 대해 월등히 작은 구조 반응을 보이는 것을 알 수 있다. 이는 비교된 두 부유체 중에서 폰툰-컬럼 형 부유체에 더 작은 유체력이 작용함에 따른 것이다. 동일한 부력이 요구될 때 폰툰-컬럼 형 부유체로 설계하는 경우, 자유수면으로부터 가까운 곳에 위치하는 구조부재(컬럼)의 직경을 줄이고 자유수면으로부터 먼 위치에 구조부재(폰툰)를 배치하여 동일한 파랑에 의한 유체력을 경감시킬 수 있다. 이러한 원리가 본 해석연구를 통해 입증되었다.

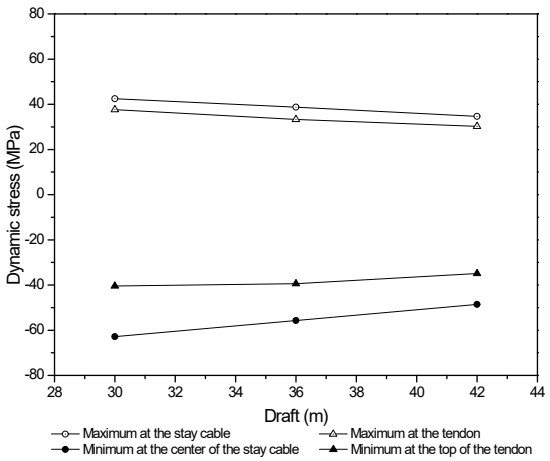
5.4.2 부유체 흘수에 따른 동적 거동 분석

본 연구에서는 부유체의 흘수에 따른 불규칙 파랑에 대한 동적 거동 변화 특성을 해석적으로 분석하였다. 폰툰-컬럼 형 부유체의 흘수를 변화시켜 동일한 불규칙 파랑에 대한 동적 거동을 비교·분석하였다. 본 연구를 위해 부유체의 전체 부피와 폭 그리고 폰툰의 단면크기를 일정하게 유지하고 컬럼의 길이 및 단면적을 조절하여 흘수를 조절하였다.

그림 3.73은 흘수 변화에 따른 주요 구조적 반응의 최대, 최소값의 변화를 나타낸다. 이 그래프에서 잘 나타난 대로 동일한 불규칙 파랑 조건에 대하여 발생하는 최대 변위 및 최대와 최대 변위 간 차이가 감소함에 따라 결과적으로 상부 케이블 및 긴장재의 최대 응력 및 최대와 최소 응력 간 차이 역시 감소하는 것을 확인할 수 있다. 즉, 더 깊은 부유체 흘수의 도입을 통해 유체력을 감소시켜 파랑에 대한 구조적 반응을 경감시킬 수 있는 것으로 본 해석연구결과 명확히 확인되었다, 다만, 동일한 전체 부피를 유지하며 흘수를 증가시키는 경우 컬럼의 직경 감소에 따른 컬럼 차제의 구조강도 및 강성의 감소와 함께, 조류에 의한 VIM (Vortex-Induced Motion) 효과 증대의 역효과가 야기될 수 있으므로 최적의 흘수 선정에 있어서 신중할 필요가 있을 것으로 판단된다.



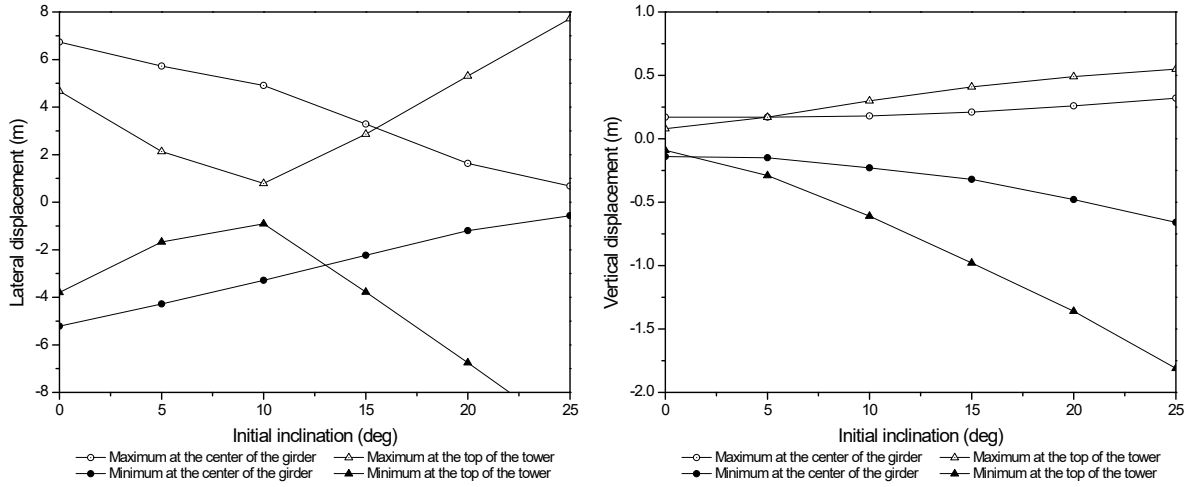
(a) lateral and vertical displacement of the girder and tower



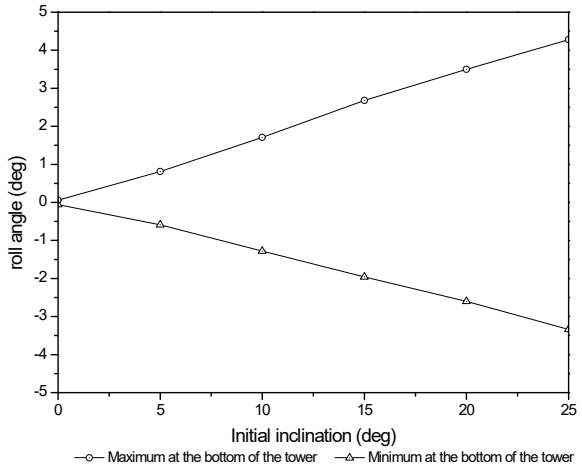
(b) dynamic stress of the stay cable (C20) and the tendon (T1)

그림 3.73 최대 및 최소 구조반응에 대한 흘수의 영향 분석결과

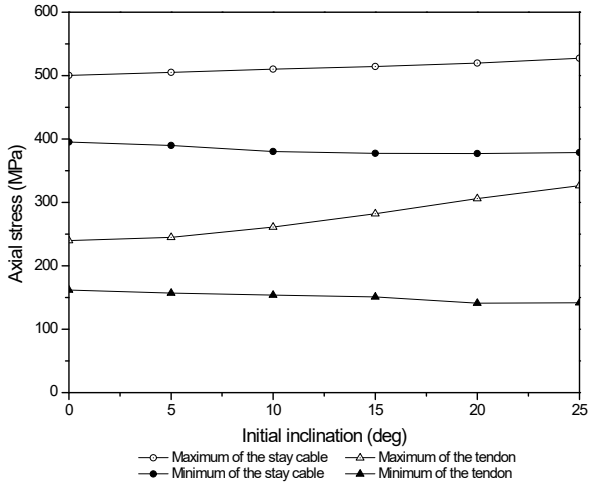
5.4.3 긴장재의 초기기울임에 따른 동적 거동 변화 특성



(a) lateral and vertical displacement of the girder and tower



(b) roll angle at the bottom of the tower

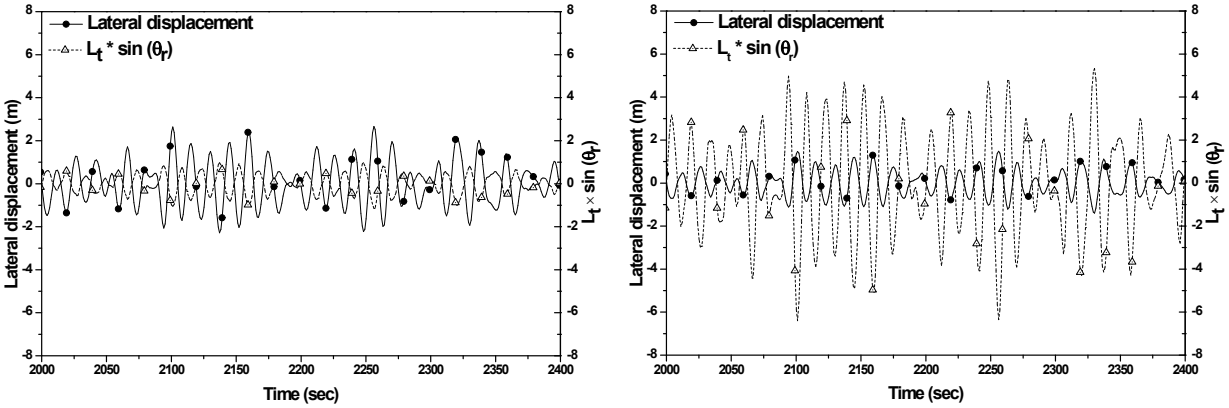


(c) axial stress of the stay cable (C20) and the tendon (T1)

그림 3.74 최대 및 최소 구조반응에 대한 긴장재 초기 기울임의 영향 분석결과

해석 연구결과, 긴장재에 더 큰 초기 기울기가 도입될수록 긴장재에 의한 수직방향 강성이 감소하여 수직방향의 최대 및 최소 변위의 절대값이 증가하는 양상이 뚜렷하게 나타난다. 주목할 점은 그림 3.74(a)에 나타난 수평 변위이다. 거더의 수평 변위는 기울기 증가에 따라 점차 감소하는 특성을 보이나, 주탑의 수평 변위는 긴장재 기울기가 10도 이상인 모델부터는 오히려 증가하는 특성을 보인다. 이는 Kim et al.(2018)의 연구에서도 언급된 바와 같이 긴장재 초기 기울기가 클수록 수직 방향 강성 뿐 만 아니라 회전 강성 역시 감소하게 된다. 즉, 동일 파랑에 대하여 더 큰 회전 변위가 부유체에 1차적으로 발생하는데, 주탑의 전체 수평 변위는 부유체의 수평 변위 및 회전 변위에 영향을 받으므로 긴장재 기울기 증가에 따라 주탑의 수평 변위는 결과적으로 증가하는 양상이 나타나게 된다. 부유체의 회전에 대한 영향을 상대적으로 덜 받는 거더의 수평 변위 역시 더 큰 긴장재의 기울기가 고려될 경우 다시 수평 변위 역시 증가할 것으로 예상할 수 있다. Fig. 13은 주탑 최하단부에서 발생하는 수평변위와 함께 주탑의 길이 L_t와 주탑 최하단의 회전변위 θ_r의 코사인 값을 곱하여 함께 도시한다. 기본적으로 주탑 최하단에서의 수평변위와 회전변위에 의해 주탑 최상단에 발생하는 추가의 수평변위는 180° 의 위상차를 갖고 발생하는데, 더 큰 긴장재 초기 기울기가 고려될수록 주탑 최하단의 수평변위는 감소하고 회전에 의한 수평변위성분은 증가

함에 따라 결과적으로 주탑 최상단의 수평변위가 증가하는 것을 본 결과를 통해 예상할 수 있다.



(a) inclination angle of the tendon=5.0deg (b) inclination angle of the tendon=25.0deg

그림 3.75 주탑 최하단부에서 발생하는 수평변위 및 회전변위(환산값) 간의 관계

5.5 부유식 주탑의 안전성 평가

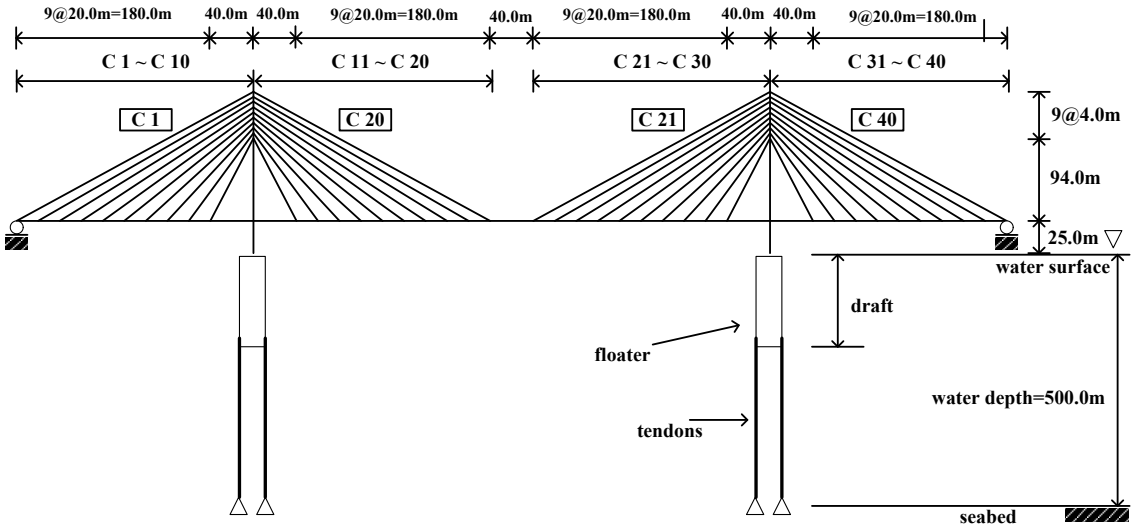
본 연구에서는 극심한 환경 하중에 대한 부유식 주탑의 동적 거동 특성을 규명하고 이를 기반으로 동적 안정성에 미치는 주요한 영향인자를 해석적으로 분석하였다. 검토한 구조 모델은 그림. 및 표 와 같은 전체 길이 920.0m(중앙지간장 480.0m)의 부유식 케이블지지교량을 위한 부유식 주탑이다. 해당 주탑은 부유체로 지지되고 이 부유체는 해저지반에 고정된 긴장재(Tendon)로 위치 제어된다. 이 모델의 주탑 및 상부구조 형식은 Kim et al.(2018)에서 연구된 모델과 동일하고, 주탑을 지지하는 부유체는 각각 16개의 긴장재로 지지되는 형식을 갖는다. 표 3.10은 본 연구에서 고려한 부유식 사장교의 형상 및 부유체를 제외한 주요 기하학적 제원을 나타낸다.

주탑을 지지하는 부유체에서 발생하는 부력은 237,553 kN로 설계되었고, 이는 본 교량의 전체 자중(주탑, 거더, 폰툰, 긴장재 및 콘크리트 바닥판 자중) 및 차량하중(차로폭 3.5m의 왕복 6차선 고려)에 의해 발생하는 주탑 한 기에 작용하는 수직력의 2.0배에 해당하는 값이다. 즉, 본 주탑의 부력-수직력 비율(buoyancy-vertical force ratio, BVR)은 2.0으로 설계되었다.

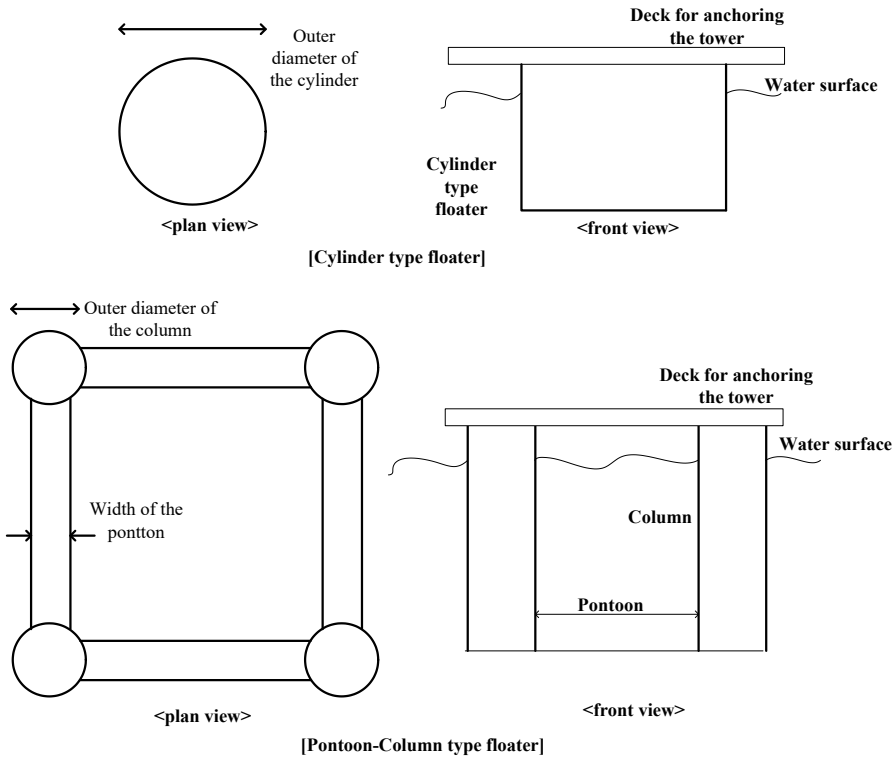
본 연구에서는 부유식 주탑의 파랑 중 동적 거동을 면밀히 분석하기 위해 다양한 설계인자의 영향을 해석적으로 분석하였는데, 먼저, 본 구조물을 지지하는 부유체의 형식에 따른 운동 특성을 비교·분석하였다. 이를 위해 3.76(b)와 같이 A. 실린더 형 부유체 및 B. 폰툰-컬럼 형 부유체로 각각 지지된 부유식 주탑의 동적 거동 특성을 분석하였다. 실린더형 부유체의 직경과 길이, 두께는 각각 40.0m, 18.8m, 0.04m 이다. 폰툰-컬럼 형 부유체에서 컬럼과 폰툰의 단면형상은 각각 원형 및 사각단면으로 가정하였고, 컬럼의 직경 및 길이는 각각 12.0m, 30.0m, 폰툰의 가로×세로×길이는 각각 8.0m, 8.0m, 38.0m이다. 즉, 이 부유체의 폭(컬럼 중심-중심 간 간격)은 50.0m으로 설계되었다.

그 후 폰툰-컬럼 형 부유체를 갖는 부유식 주탑의 동적 거동에 대하여 중점적으로 분석하였고, 부유체의 흘수와 컬럼의 기울기 및 긴장재의 초기 기울기에 따른 구조물의 파랑에 대한 구조 반응 변화 특성을 분석하였다.

부유체를 지지하기 위해 설계된 계류선으로 본 연구에서는 강관 형식의 긴장재를 사용하였다. 본 절에서 검토된 긴장재 단면은 외경 0.6m, 두께 0.02m의 강관(API X70 steel)으로 설계되었다. 그림 3.77과 같이 4개의 긴장재 클러스터가 90° 간격으로 실린더 형 부유체 및 폰툰-컬럼형 부유체의 컬럼에 배치되었고, 각 클러스터 내의 개별 긴장재는 10° 로 배치되어 있다. 앞서 언급한 대로 주요 고정하중인 구조물의 자중과 차량하중으로 고려되는 활하중에 의해 주탑에 작용하는 수직력의 2배 크기의 부력이 정적으로 작용하므로 두 힘의 차이에 의해 긴장재에 초기 장력이 도입된다. 즉, 파랑하중과 같은 동적 하중이 작용하기 전에 긴장재는 이미 수직력과 부력의 차이에 의한 초기 장력 상태에 놓이게 된다.

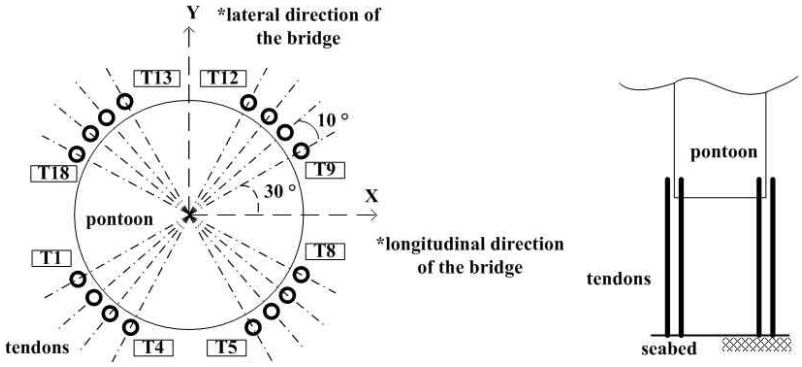


(a) general configuration

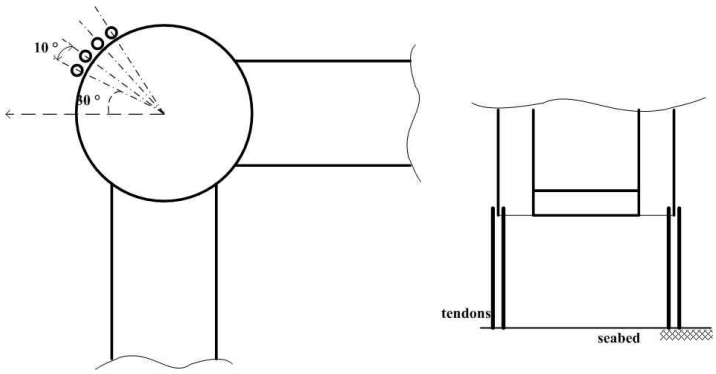


(b) examined floater types

그림 3.76 General configuration of the examined cable-stayed bridge with floating towers



(a) with cylinder type floaters



(b) pontoon-column type floaters

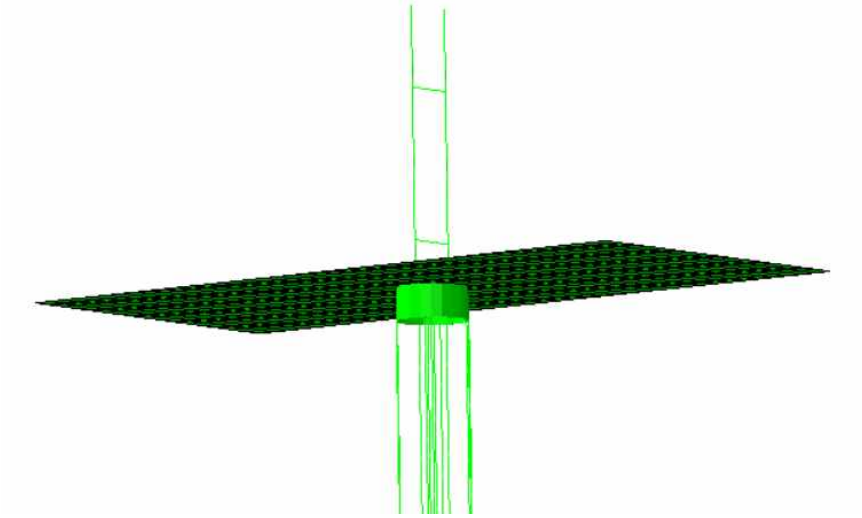
그림 3.77. Floater types and tendon arrangement

표 3.10 Main particular of the considered floating bridge models

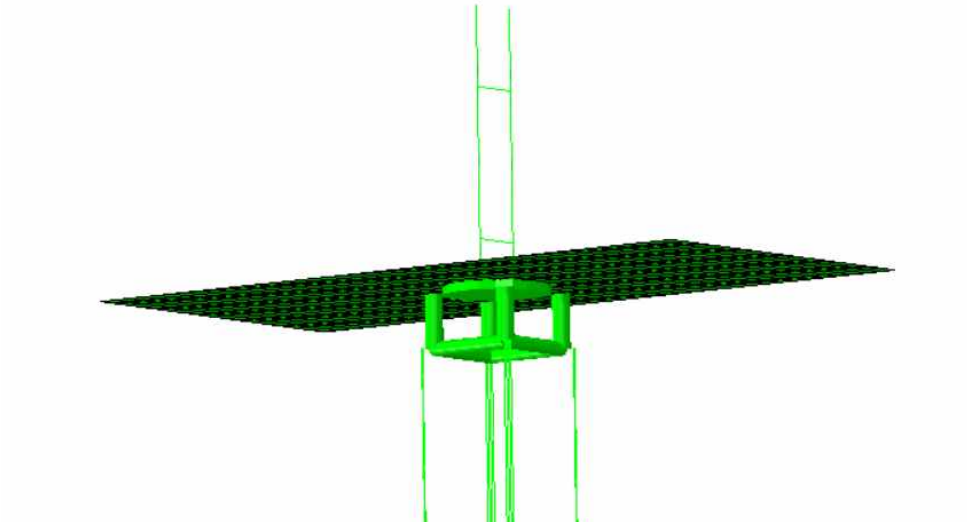
	Girder	Tower	Stay cables	Tendons
Axial stiffness EA (kN)	1.58E5	1.57E8	2.10E3	7.65E3
Bending stiffness EI, in-plane (kN · m2)	3.04E5	1.32E6	-	-
Bending stiffness EI, out-of-plane (kN · m2)	5.76E6	6.91E7	-	-
Unit weight (kN/m3)	77.01	77.01	77.01	77.01
Drag coefficient	-	-	-	1.2
Added mass coefficient	-	-	-	1.0

5.5.1 부유체 형식에 따른 파랑 중 동적 거동 특성 분석

본 연구에서는 부유체의 형식에 따른 파랑 중 부유식 주탑의 동적 거동 특성을 분석하여 극심한 환경조건에 대해서도 구조물의 안전성을 확보할 수 있는 부유체 형식을 제안하고자 한다. 이를 위해 그림 3.77과 같이 두 가지 형태의 부유체를 고려하였는데, 일반적인 실린더 형 부유체(그림 3.77(a))와 폰툰-컬럼 형 부유체(그림 3.77(b))를 설계하여 동일한 환경조건에 대한 구조적 반응을 직접 비교 · 분석하였다. 본 해석연구를 위한 해석 모델은 그림 3.78과 같다.

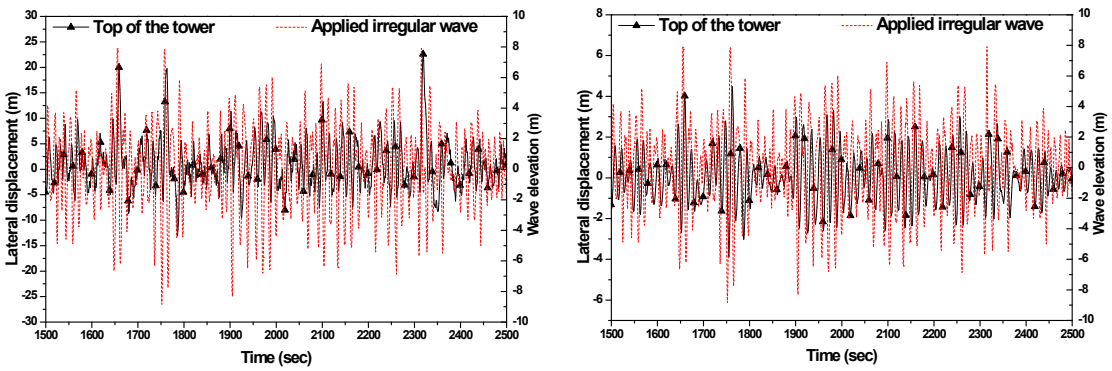


(a) 실린더 형 부유체를 갖는 부유식 주탑



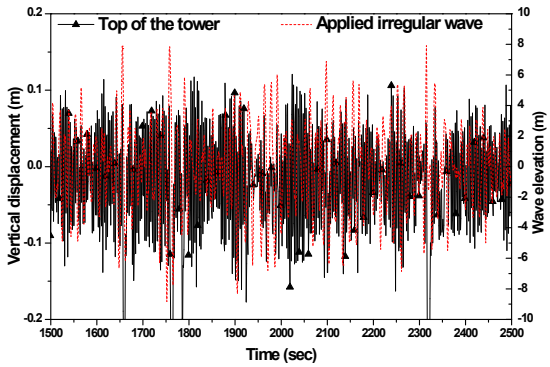
(b) 폰툰-컬럼 형 부유체를 갖는 부유식 주탑

그림 3.78 부유체 형식에 따른 운동성능 및 구조적 안전성 평가를 위한 해석모델(ABAQUS AQUA)

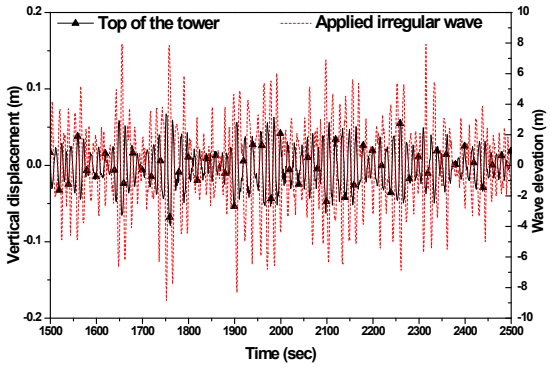


(a) 실린더형 부유체로 지지된 주탑 (b) 폰툰-컬럼 형 부유체로 지지된 주탑

그림 3.79 100년 재현주기 불규칙 파랑이 작용할 때 부유식 주탑 최상단에서 발생하는 수평변위 비교

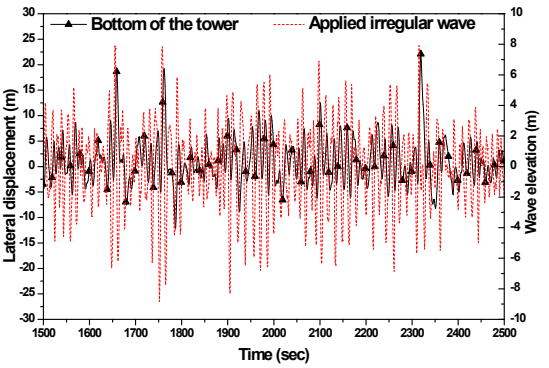


(a) 실린더형 부유체로 지지된 주탑

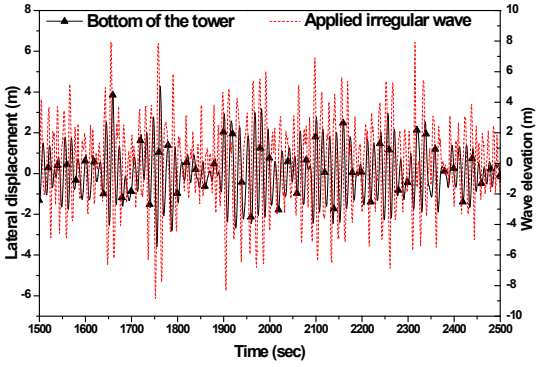


(b) 폰툰-컬럼 형 부유체로 지지된 주탑

그림 3.80 100년 재현주기 불규칙 파랑이 작용할 때 부유식 주탑 최상단에서 발생하는 수직변위 비교

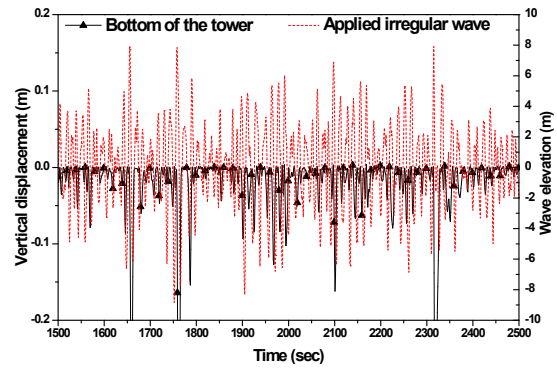


(a) 실린더형 부유체로 지지된 주탑

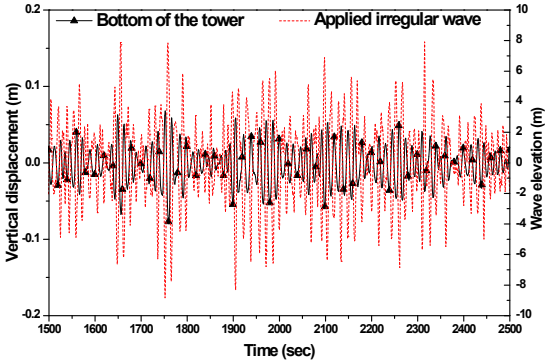


(b) 폰툰-컬럼 형 부유체로 지지된 주탑

그림 3.81 100년 재현주기 불규칙 파랑이 작용할 때 부유식 주탑 최하단에서 발생하는 수평변위 비교

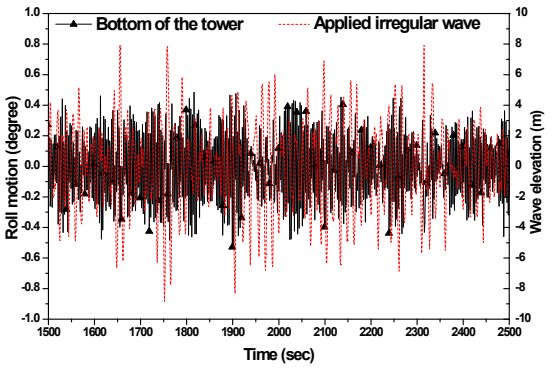


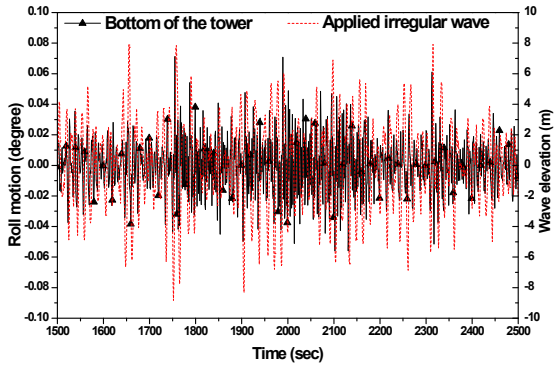
(a) 실린더형 부유체로 지지된 주탑



(b) 폰툰-컬럼 형 부유체로 지지된 주탑

그림 3.82 100년 재현주기 불규칙 파랑이 작용할 때 부유식 주탑 최하단에서 발생하는 수직변위 비교

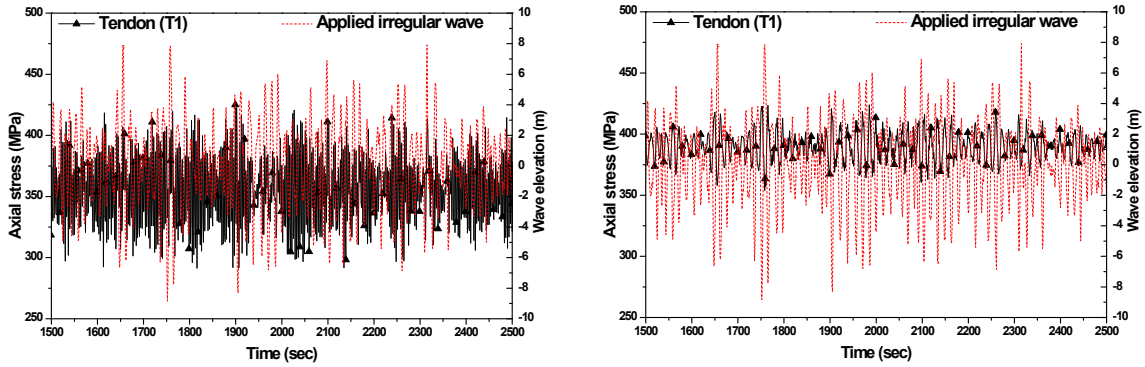




(a) 실린더형 부유체로 지지된 주탑　　(b) 폰툰-컬럼 형 부유체로 지지된 주탑

그림 3.83 100년 재현주기 불규칙 파랑이 작용할 때 부유식 주탑 최하단에서 발생하는 회전변위 비교

위 그림에서 잘 나타나듯이 단순한 실린더 형태의 부유체를 갖는 부유식 주탑은 비교된 폰툰-컬럼 형 부유체를 갖는 주탑에 비해 과도한 수평 변위가 유발되는 것을 확인할 수 있다. 이를 보다 면밀히 검토하기 위해 주탑의 최하단, 즉 부유체와 연결되는 위치에서 발생하는 수평변위와 회전변위를 함께 비교하였는데, 주탑의 최하단에서도 마찬가지로 수평 및 회전변위가 크게 발생하는 것을 알 수 있다. 이를 통해 단순한 실린더 형태의 부유체는 비교된 폰툰-컬럼 형 부유체와 비교 할 때 더 큰 유체력을 받고 이에 따라 부유체에 1차적으로 더 큰 운동이 발생함을 알 수 있다. 부유체에 더 큰 변위 및 회전이 발생함에 따라 주탑의 최상단에서도 더 큰 수평변위와 함께 수직 변위 역시 큰 차이를 보인다. 흥미로운 점은 주탑의 최상단에서의 수직변위의 절대적 크기도 차이가 나지만 이와 함께 주파수에서도 큰 차이가 나타남을 명확히 알 수 있는데, 이는 그림 9와 같이 실린더형 부유체에 발생하는 회전변위가 압도적으로 크기 때문에 주탑의 최하단에서의 회전변위에 의한 주탑 최상단에서의 수평 및 수직변위가 합산되어 나타난 결과라고 볼 수 있다. 검토된 해석 모델에서 발생한 부유체의 수평 변위 자체가 워낙 크기 때문에 주탑 최상단에서의 수평 변위에 대한 회전변위의 효과는 크지 않았으나, 수직 변위에 대해서는 절대적인 크기를 증폭시킬 뿐 만 아니라 회전변위의 주파수 대역의 신호가 합산되어 주탑 최상단에서의 전체 수직변위의 주파수 대역이 완전히 바뀌는 거동을 보였다. 이는 결과적으로 긴장재에 유발되는 동적 장력 및 응력의 주파수를 변화시킬 수 있는 요인이 되고, 특히 고주파 대역의 응력을 유발할 수 있다는 점에서 피로 손상에 있어서도 상당히 불리하게 작용할 것을 유추할 수 있다. 그림 3.84는 긴장재의 단면 응력을 나타낸다.



(a) 실린더형 부유체로 지지된 주탑　　(b) 폰툰-컬럼 형 부유체로 지지된 주탑

그림 3.84 100년 재현주기 불규칙 파랑이 작용할 때 긴장재 단면에서의 수직응력

그림 3.84와 같이 실린더 형 부유체로 지지된 부유식 주탑에서는 상대적으로 큰 회전변위가 유발되고, 특히 이 회전변위는 다른 변위에 비해 고주파 영역의 신호로 나타남에 따라 긴장재 단면의 수직 응력 역시 회전 변위의 영향을 직접적으로 받아 더 큰 변동성을 보이며 고주파 대역의 응력신호로써 나타난다. 이에 따라 최대 및 응력 변동 범위가 크게 나타나서 강도 설계 기준 및 피로 설계 기준에 있어서 상당히 불리하게 작용할 것으로 예상할 수 있고, 특히 극심한 파랑에 의한 단기 피로 손상이 상당히 누적될 것으로 예상된다.

그림 3.85는 해당 환경 조건에서 긴장재 단면에 단기간으로 누적되는 피로손상도를 평가한 결과이다. 시간영역해석을 통해 얻은 1시간 동안 발생하는 긴장재 단면 수직응력을

Rainflow counting과 평균응력보정 그리고 Palmgren-Miner의 법칙을 DNV의 S-N 곡선과 함께 적용하여 48시간 동안 누적되는 단기적 피로손상을 계산하였다.

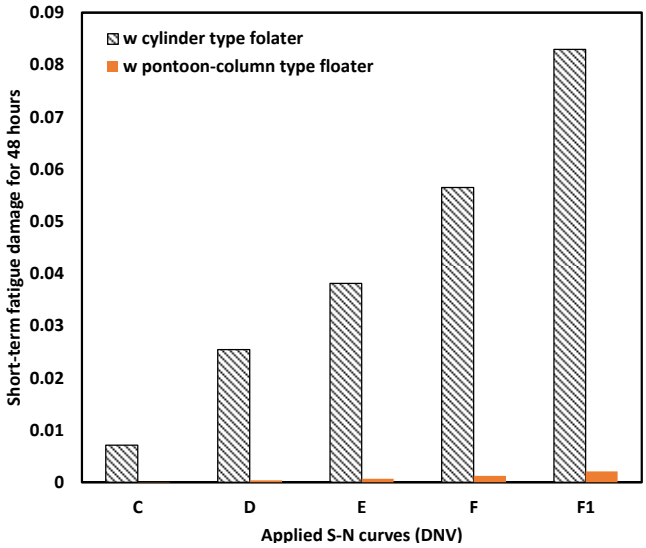


그림 3.85 단기적 피로 손상도 비교
(실린더 형 부유체 모델 VS 폰툰-컬럼 형 부유체 모델)

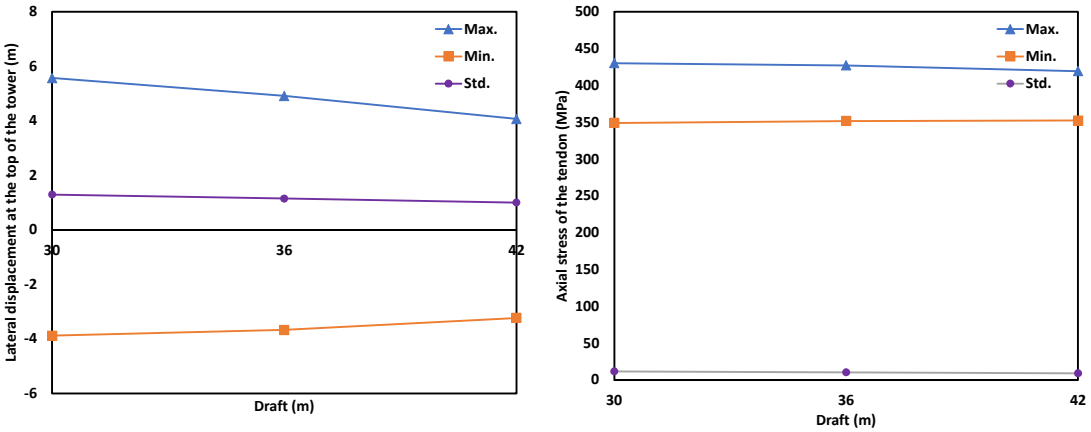
본 그래프에서 잘 나타나듯이 발생하는 동적 응답의 차이로 인해 실린더 형 부유체로 지지된 부유식 주탑의 긴장재에 큰 피로손상이 유발될 수 있음을 명확히 알 수 있다. 유사한 구조형식을 갖는 TLP(Tension Leg Platform) 긴장재의 대표적인 설계기준인 API RP 2T에 따르면 100년 재현주기 수준의 극심한 파랑 하중에 대해 36~48시간 누적되는 단기적 피로손상이 0.01을 넘지 않도록 하는 규정이 있다. 이 규정에 따르면 실린더 형 부유체로 지지된 부유식 주탑은 피로설계기준을 만족하지 못하게 된다. 결과적으로 부유식 주탑의 안전성 확보를 위해서는 단일한 실린더 형 부유체의 적용은 바람직하지 않고, 유체력을 경감시켜 부유식 주탑의 동적 응답을 감소시킬 수 있는 부유체의 도입이 필요하다는 것을 알 수 있다.

5.5.2 흘수에 따른 부유식 주탑의 동적 반응 특성 분석

본 절에서는 부유체의 설계 조건이 부유식 주탑의 운동성능 및 구조안전성에 미치는 영향을 분석하였다. 이를 위해 부유체의 흘수를 변화시키 흘수에 따른 주탑의 동적 운동 및 안전성 변화를 해석적으로 분석하였다. 본 절에서는 30.0m, 36.0m, 42.0m의 흘수를 갖는 폰툰-컬럼 형 부유체를 설계하여 주탑을 지지하게 하고, 각 모델에서 발생하는 동일 파랑에 대한 구조 응답을 직접 비교하여 흘수의 영향을 비교·분석하였다. 모든 해석모델은 동일한 체적을 갖게 하기 위해 컬럼의 길이 및 직경을 조절하였다. 즉, 30.0m, 36.0m, 42.0m의 길이를 갖는 컬럼의 직경은 12.0m, 11.0m, 10.0m로 설계하고 동시에 폰툰의 단면제원을 조절하여 전체 부피를 일정하게 하였다.

그림 3.86은 흘수에 따른 시간영역 구조응답의 최대, 최소, 표준편차의 감소특성을 보다 명확히 수치적으로 나타내고, 그림 3.87은 본 해석을 통해 얻은 긴장재의 시간영역동적응력으로부터 평가한 단기 피로 손상지수의 감소 효과를 직접적으로 보여준다. 즉, 깊은 흘수의 부유체를 설계하여 부유식 주탑의 동적 응답을 경감시킬 수 있다는 것을 본 해석연구를 통해 증명하였다. 다만, 흘수가 깊어질수록 컬럼의 길이가 길어지고 동시에 단면이 작아지므로 컬럼 자체의 세장비가 감소한다. 이는 압축력을 받는 부재의 좌굴안정성의 저하를 의미하는 것이기 때문에 부유체 제작 여건 및 좌굴안정성 저하 등의 사항을 고려하여 적절한 깊

이의 흘수를 결정해야 할 것이다.



(a) 주탑 최상단에서의 수평 변위 (b) 긴장재 단면의 수직응력

그림 3.86 부유체의 흘수에 따른 동적 응답 통계치

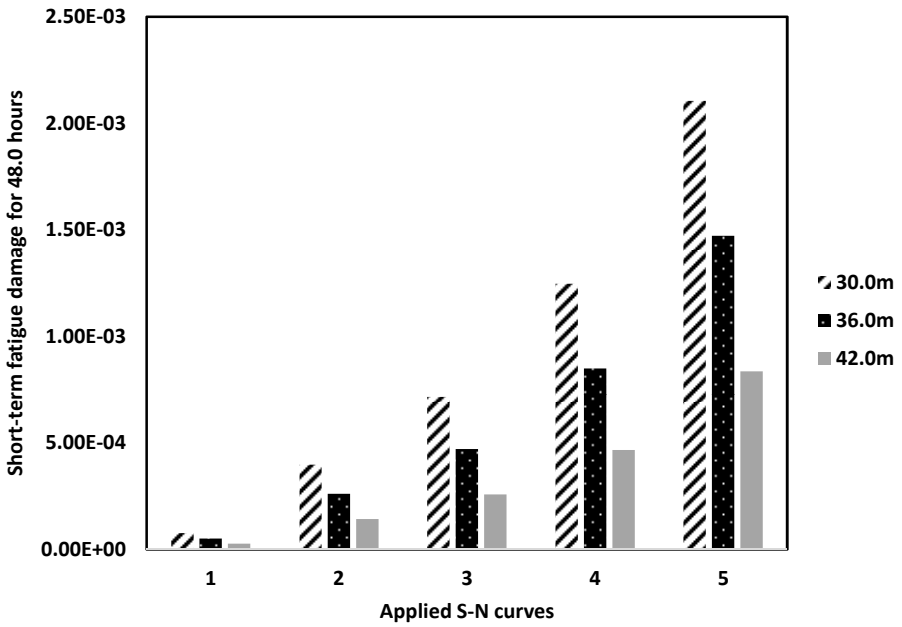
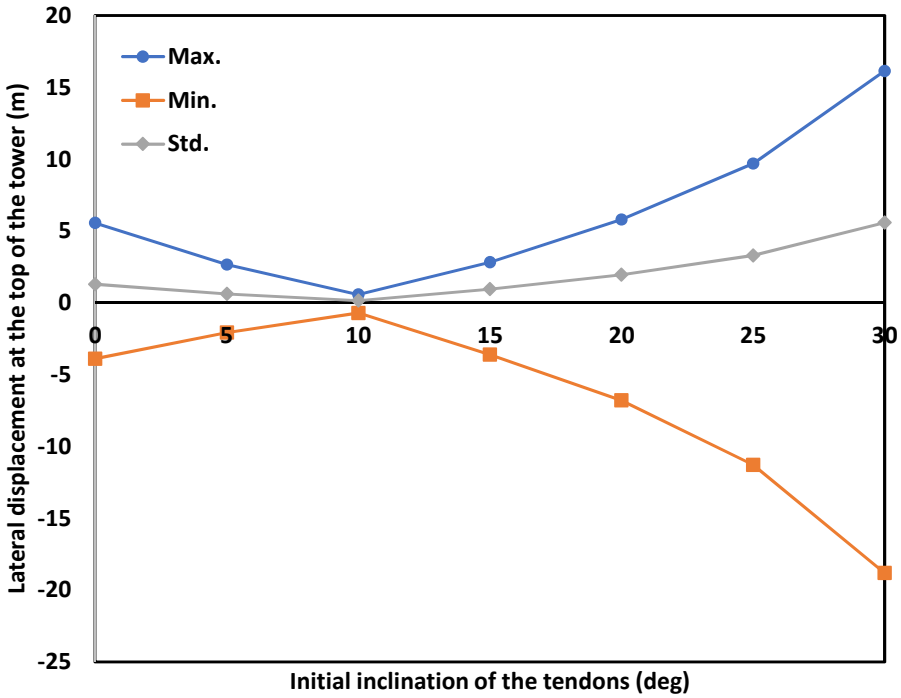
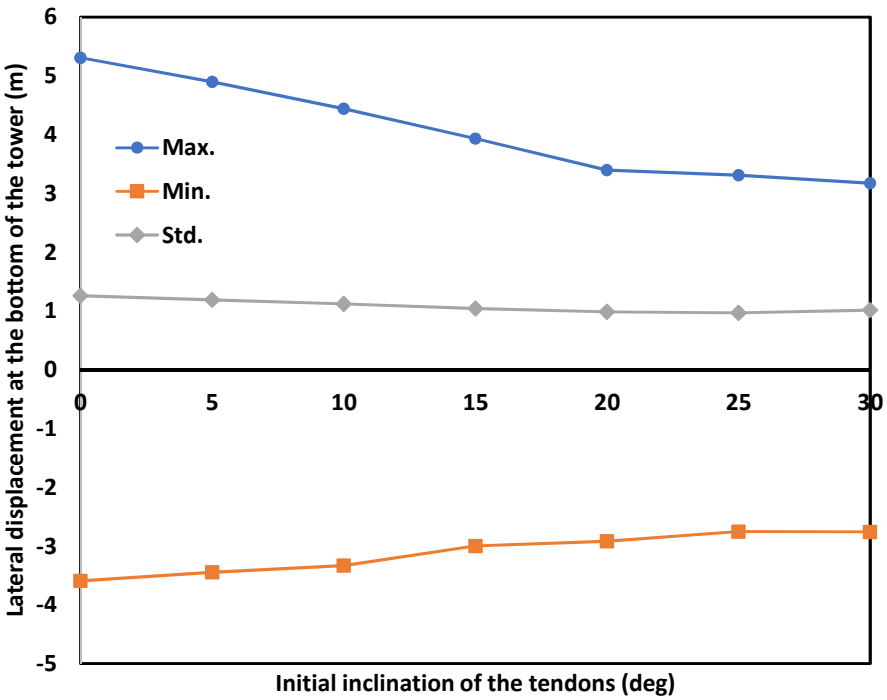


그림 3.87 부유체의 흘수에 따른 긴장재 단면에서의 피로손상도 변화 (48시간 단기 피로손상)

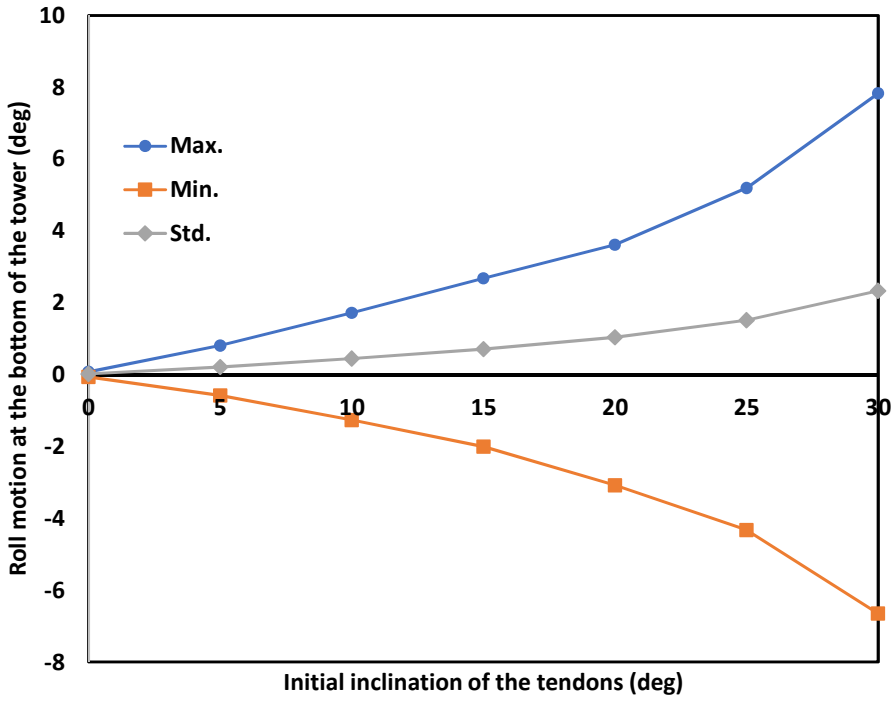
5.5.3 긴장재 기울기에 따른 부유식 주탑의 동적 반응 특성 분석



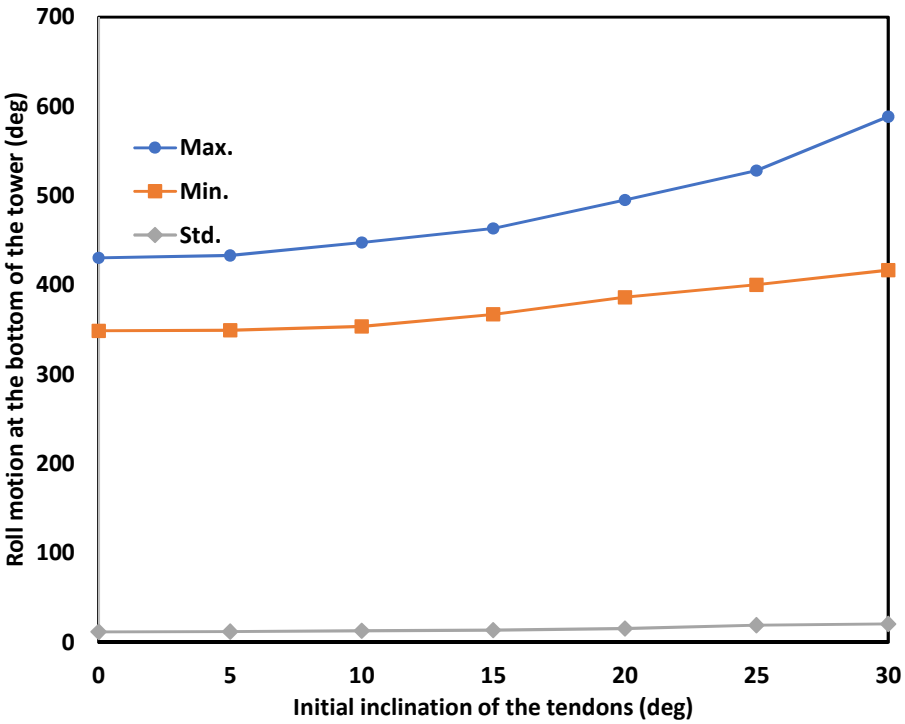
(a) 주탑 최상단에서의 수평 변위



(b) 주탑 최하단에서의 수평 변위



(c) 주탑 최하단에서의 회전 변위



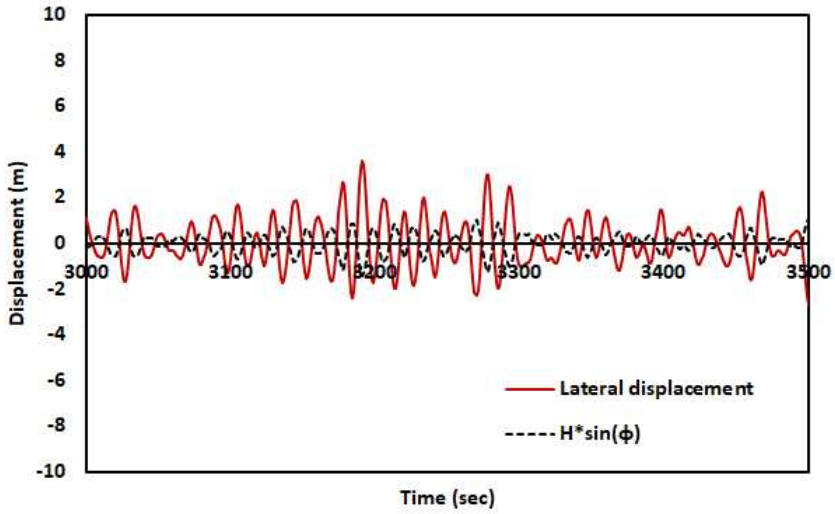
(d) 긴장재 단면에서의 수직 응력

그림 3.88 긴장재의 초기 기울기에 따른 동적 응답 변화 특성

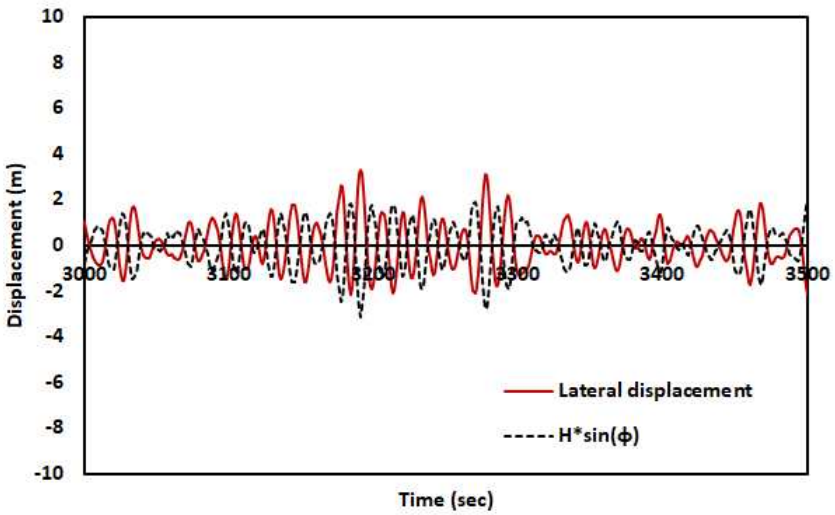
본 절에서는 긴장재의 기울기가 부유식 주탑의 동적 거동에 미치는 영향을 해석적으로 분석하였다. 본 해석연구를 위해 30.0m의 흘수를 갖는 폰툰-컬럼 형 부유체로 지지된 부유식 주탑에 대하여 긴장재의 초기 수평 기울기를 0.0~30.0° 의 범위에 대하여 설계하여 동일한 파랑에 대한 시간영역해석을 수행하였고, 해석 결과를 토대로 긴장재 기울기의 영향을 정량적 그리고 정성적으로 분석하였다.

그림 3.88는 긴장재의 초기 기울기에 따른 부유식 주탑의 주요 동적 응답의 변화를 나타

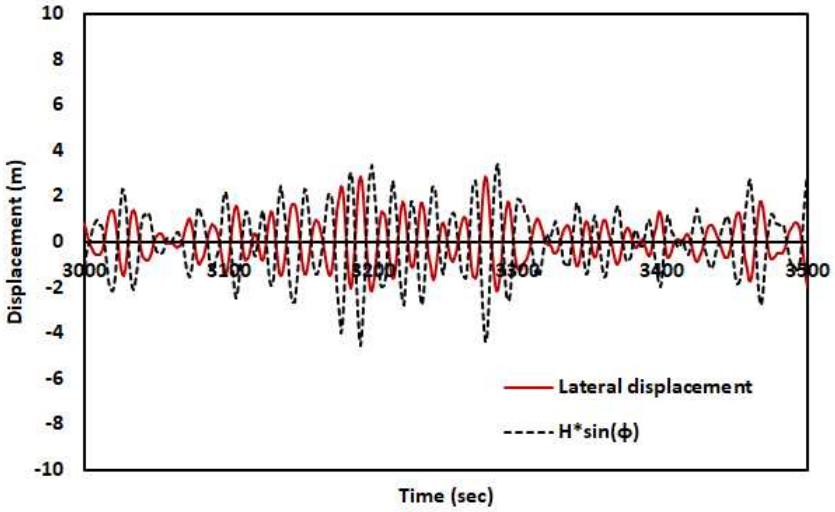
낸다. 먼저, 주탑 최상단에서의 수평변위는 긴장재 초기 기울기가 10° 까지는 긴장재 초기 기울기가 크게 도입될수록 수평변위응답이 감소하는 것으로 나타났으나 10° 이상 도입될 경우 도입된 기울기가 커질수록 수평 응답 역시 증가하는 것을 알 수 있다. 긴장재의 초기 수평 기울기가 클수록 긴장재의 축방향 강성에 의해 부유체에 도입되는 수평 방향 강성이 증가하므로 동일한 파랑 하중에 대하여 더 작은 수평 응답이 유도될 것이라고 예상할 수 있는데, 본 해석결과는 이와는 상반되는 결과라고 볼 수 있다. 이를 면밀히 분석하기 위해 그림 3.88(b)와 같이 주탑의 최하단부에서의 수평 변위를 검토하였고, 이 경우 긴장재의 수평 기울기가 크게 도입될수록 수평 변위 자체는 감소하는 경향을 뚜렷이 보였다. 그러나 3.92(c)와 같이 주탑 최하단에서 계측되는 회전변위는 오히려 증가하는데, 이는 긴장재의 수평 기울기 도입에 따른 수직 및 회전방향 강성의 감소에 따른 것으로 이해할 수 있다. 다시 말해, 주탑의 최하단 및 부유체를 기준으로 보면 긴장재의 초기 수평 기울기 도입은 수평 방향 강성을 증대시킬수는 있으나 동시에 수직 및 회전강성은 감소된다. 이러한 특성에 따라 부유체의 수평 운동 뿐 만 아니라 회전 운동에 의해서도 수평 변위가 영향을 받는 주탑의 최상단에서는 위 그래프와 같은 경향을 보이는 것으로 풀이된다. 긴장재의 응력 역시 긴장재의 초기 수평 기울기가 크게 도입될수록 증가하는 경향을 보였다.



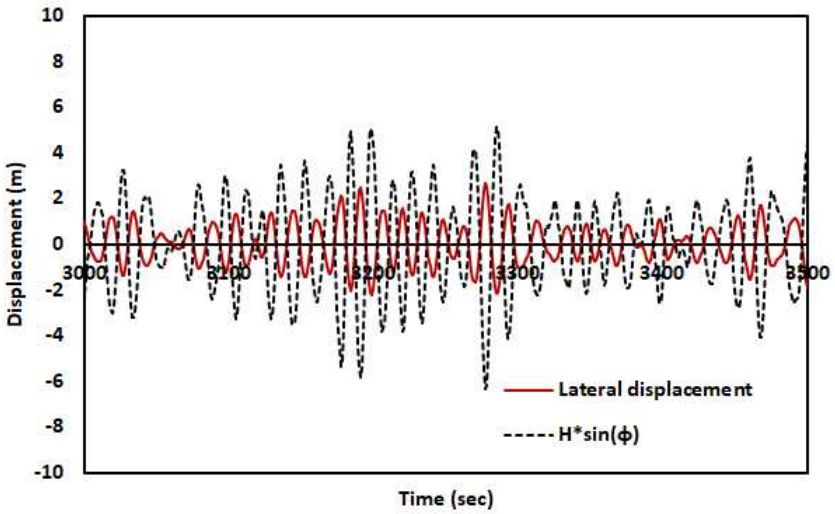
(a) 긴장재 수평 기울기=5°



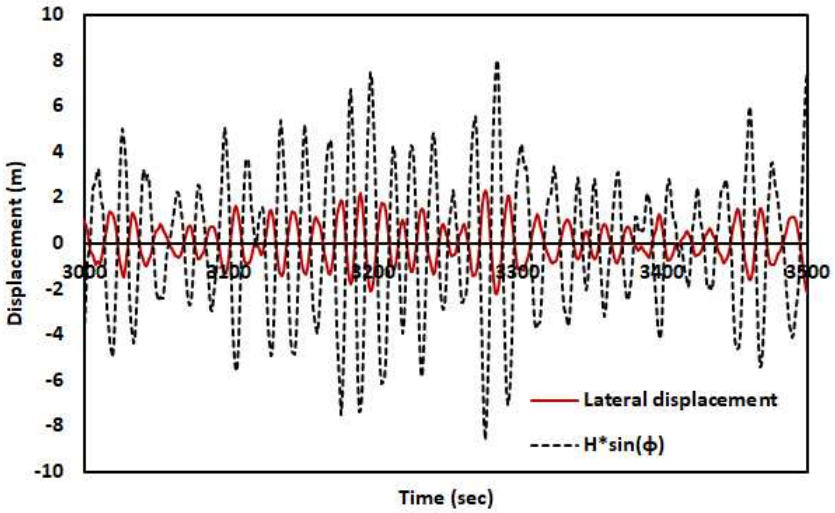
(b) 긴장재 수평 기울기=10°



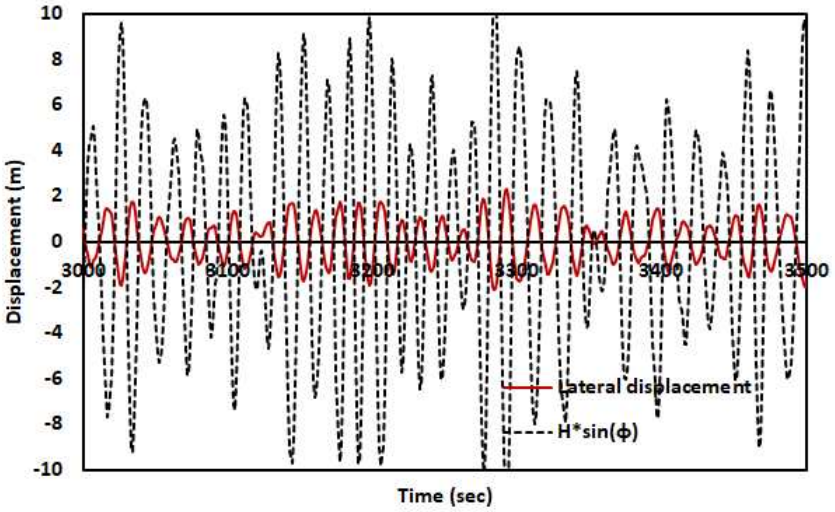
(c) 긴장재 수평 기울기=15°



(d) 긴장재 수평 기울기=20°



(e) 긴장재 수평 기울기=25°



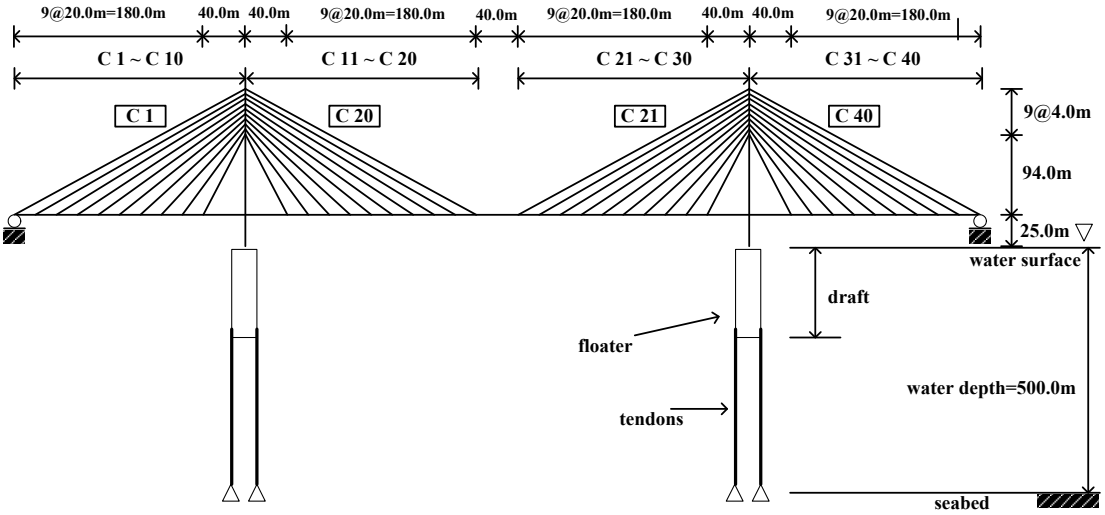
(f) 긴장재 수평 기울기=30°

그림 3.89 긴장재의 초기 기울기에 따른 주탑 최하단에서의 수평 변위 성분 비교

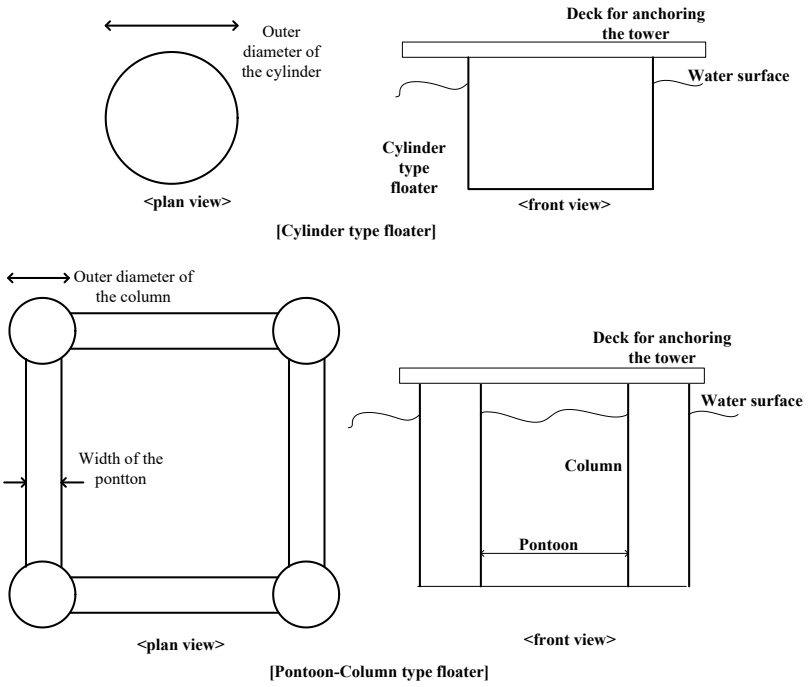
그림 3.89은 긴장재의 초기 기울임에 따른 주탑 최하단에서 발생하는 수평 변위와 회전 변위에 대한 계산값(주탑 높이 × sin(Φ), Φ=주탑 최하단에서의 회전각)을 시간영역에서 비교한다. 본 그래프와 같이 두 성분은 180° 위상각을 갖고 있다. 다시 말해 두 성분이 유도하는 주탑 최상단의 수평 변위는 서로 반대의 부호를 갖고 있기 때문에 특정 설계 인자에 대한 서로 다른 경향을 보일 경우 이것이 상쇄되어 이른바 최소의 구조 응답을 보이는 범위를 갖을 수 있다는 것을 의미한다. 이러한 거동 특성에 따라 본 연구결과에서는 긴장재의 초기 기울임이 10° 일 때 주탑 최상단에서의 수평 변위는 최소가 되는 것으로 나타나 주탑 최상단의 수평 변위 제어 측면에서 볼 때는 10° 가 최적의 초기 기울임각임을 알 수 있다. 그러나, 긴장재 기울임이 증가할수록 긴장재 단면에 발생하는 수직응력은 지속적으로 증가하고, 이것은 긴장재의 단기적 피로손상의 증가도 초래하기 때문에, 긴장재의 기울임은 신중히 결정되어야 할 것이다.

5.6 극심한 불규칙 파랑에 의한 긴장재 피로 손상 특성

극심한 불규칙 파랑에 의해 긴장재에 발생하는 단기 피로손상 특성을 분석하기 위해 본 연구에서는 그림 3.90(a)와 같은 전체 길이 920.0m(중앙지간장 480.0m)의 부유식 사장교 모델을 기본모델로 다루었다. 본 기본 모델은 2면의 팬 형으로 배치된 총 80개의 케이블로 거더가 지지되는 형식을 갖고 있고, 상부케이블을 지지하는 부유식 주탑은 자유수면 이하에 위치하는 부유체에 얹히게 되는데, 이 부유체는 해저지반에 고정된 긴장재에 의해 계류된다. 본 기본 모델의 부유체 부피를 결정하기 위해 개별 주탑 한기에 작용하는 중력방향의 수직력을 선행적으로 평가하였다. 이를 위해 본 교량 모델의 주요 부재(주탑, 거더 및 바닥판, 부유체, 긴장재)의 자중과 도로교설계기준(국토교통부 2016)을 참고하여 평가된 차량하중(차도폭 3.5m의 왕복 6차선 고려)에 대한 정적 해석을 수행하였고, 주탑의 부력과 자중방향의 수직력 간의 비율 (buoyancy-vertical force ratio, BVR)을 2.0으로 하여 부유체의 소요 부력 및 부피를 결정하였다.

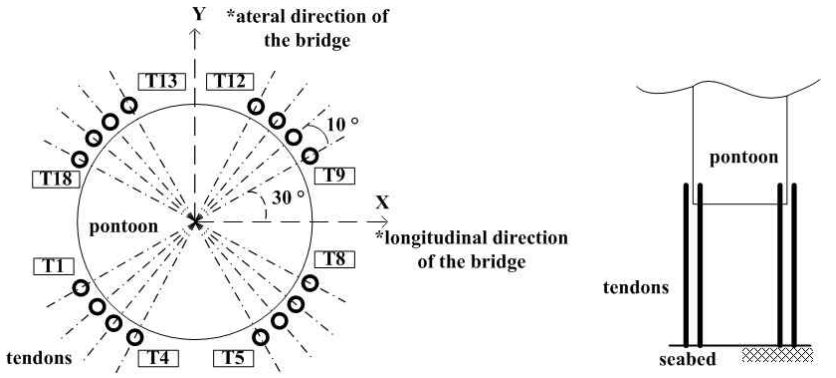


(a) general configuration

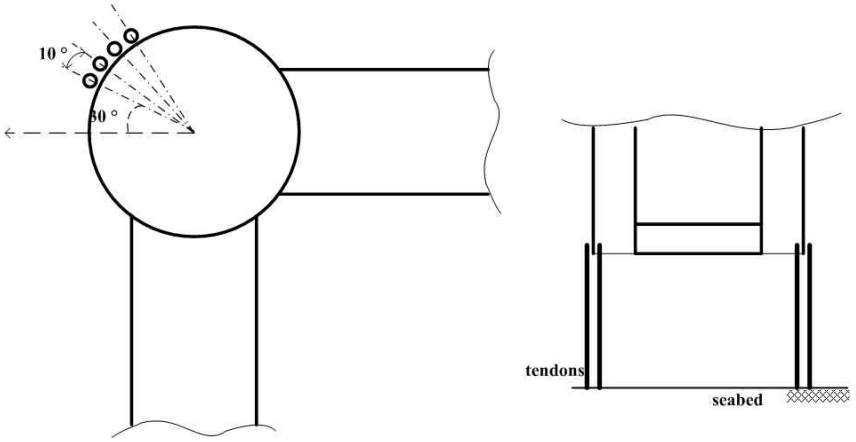


(b) examined floater types

그림 3.90 검토된 부유식 케이블지지교량의 기하학적 정보



(a) with cylinder type floaters

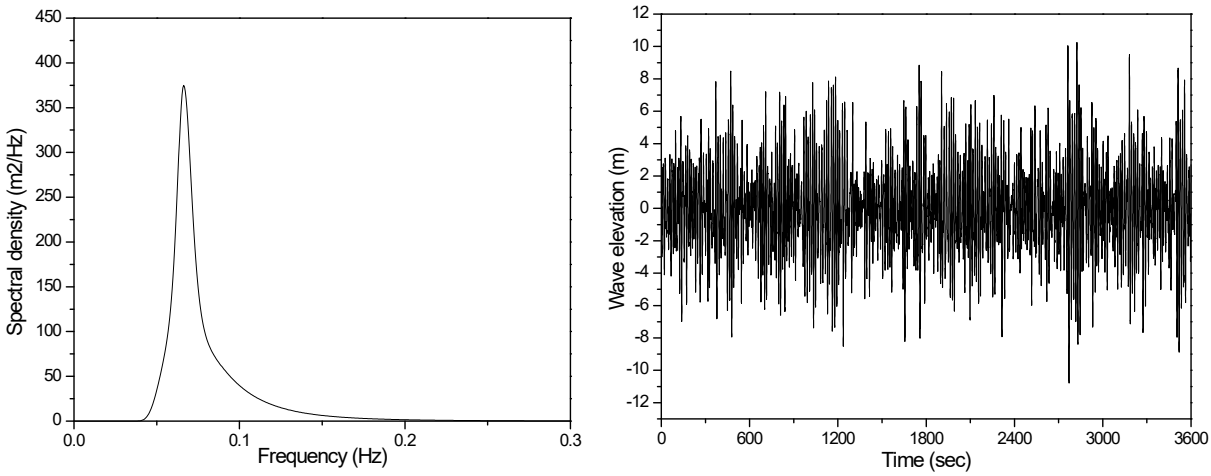


(b) pontoon-column type floaters

그림 3.91 부유체 형상 및 긴장재 배치도

본 연구에서는 Son et al. (2015)에서 고려한 제주지역의 100년 재현주기 파랑조건(유의파고 H_s=11.32m, 첨두주기 T_p=15.1초)을 적용하였고, 이를 시간 영역 전체계 해석에서 주요 외적 인자로 고려하기 위해 JONSWAP 파 스펙트럼을 통해 파랑 모델을 구성하였다.

앞 절에서 언급한 대로, 본 불규칙 파랑에 의해 수중 선 부재에 작용하는 유체력을 Morison 식을 이용하여 시간영역에서 다루기 위해 그림 3.92(a)와 같이 정의된 파 스펙트럼과 동일한 에너지를 갖는 유한개의 규칙파랑성분을 임의의 위상과 함께 정의하였다. 정의된 각 규칙파랑에 의한 물입자의 운동성분 및 이에 따른 관성력과 항력을 계산하여, 이를 모두 중첩한 불규칙 파랑의 시간영역유체력을 계산하였다.



(a) spectral density (b) time-series wave elevation at the origin

그림 3.92 고려된 불규칙파랑모델 (Hs=11.32m, Tp=15.1sec, γ=3.3, JONSWAP wave spectrum)

5.6.1 부유체 형식에 따른 단면 피로손상 특성

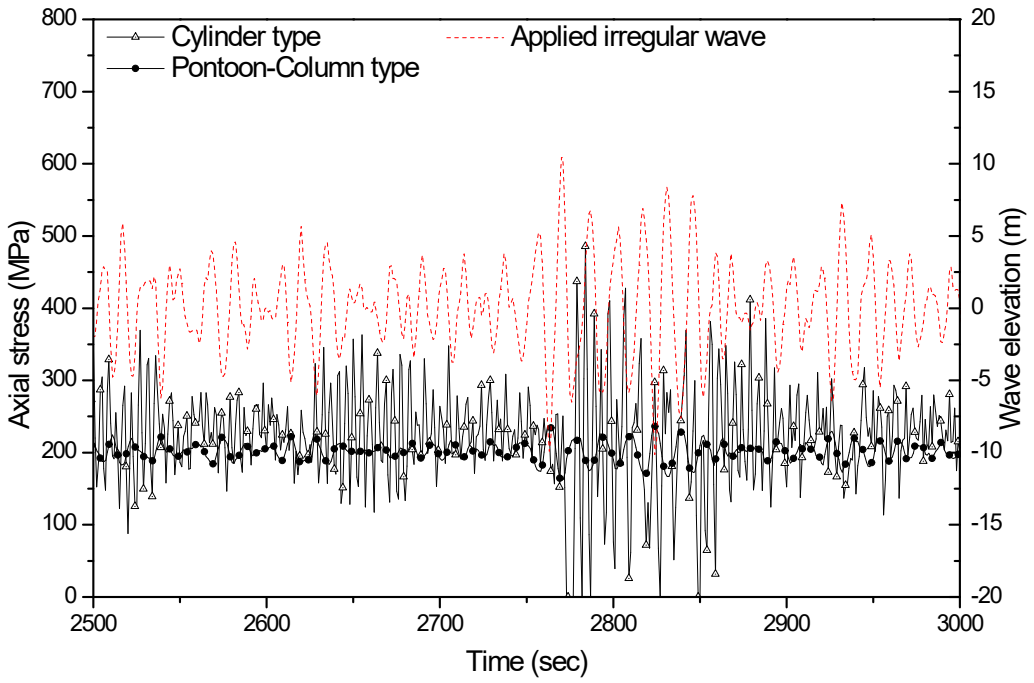


그림 3.93 고려된 불규칙 파랑에 대한 긴장재에 발생하는 동적 응력 비교 (T4 tendon)

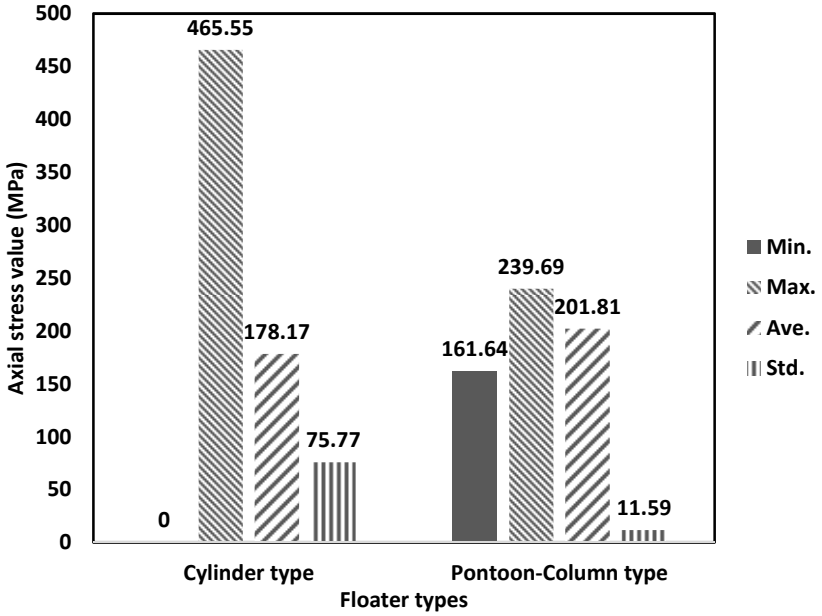


그림 3.94 불규칙 파랑에 의해 발생하는 긴장재의 동적 응력의 통계치 (T4 tendon)

앞서 정의된 불규칙 파랑에 대한 시간영역해석을 통해 그림 3.93과 같은 시간이력 긴장재 수직응력을 얻었고, 이에 대한 피로손상을 평가하였다. 단기 피로 손상 평가 방법은 1시간 동안 발생하는 수직응력에 대해평균응력 보정을 수행하고 이 응력결과에 대해 Rainflow 집계법을 통해 변동응력에 대한 응력범위-반복수 결과를 얻고, S-N 곡선과 함께 Palmgren-Miner의 법칙을 통해 해당 파랑이 1시간 작용할 때 누적되는 피로손상을 계산하였다. 그 후, 1시간동안의 피로손상을 기본으로 하여 이 파랑이 48시간 지속될 때 해당 단면에 누적되는 단기 피로 손상을 평가하였다. 표 3.11은 본 절차를 통해 분석된 T1 긴장재 단면에서의 단기 피로 손상도를 나타내고, 이 결과로부터 부유체 형식에 따라 긴장재에 발생하는 단기 피로 손상이 크게 변화하는 것을 명확히 알 수 있다.

표 3.11 각기 다른 부유체 형식을 갖는 부유식 주탑의 긴장재에 누적되는 피로손상도 비교 (T4 tendon)

Floater type	Short-term fatigue damage for 48-hours				
	C	D	E	F	F1
cylinder type	0.032	0.091	0.132	0.189	0.272
P-C type	7.4E-6	3.8E-5	6.9E-5	1.3E-4	2.3E-4

API 2T(2010)에서는 TLP 형식 플랫폼의 긴장재 설계 시 극심한 환경에 대한 36시간 또는 48시간 동안 누적되는 단기적 피로손상이 0.01이 넘지 않도록 하는 규정을 두고 있다. 이를 참고하면 본 부유식 교량 모델에 대하여 실린더형 부유체는 긴장재의 피로설계 측면에서 적합하지 않는 것을 알 수 있고, 이에 반해 동일 설계 조건 하에서 폰툰-컬럼 형 부유체는 단기 피로 손상 평가 측면에서 적합한 부유체 형식이라고 평가할 수 있다. 특히 가장 열악한 조건인 F1곡선을 S-N 곡선으로 적용한다 하더라도 폰툰-컬럼형 모델의 경우, API 설계기준 값인 0.01보다 현저히 작은 단기 피로 손상이 평가되는 것을 알 수 있다. 정리하면, 폰툰-컬럼형 부유체 적용을 통해 긴장재의 최대 응력을 경감시키고 최소 응력을 0 이상 유지하게 하며 단기 피로 손상 수준을 크게 경감시킬 수 있으므로 긴장재 설계 시 재료적 강도 및 피로성능수준을 만족시킬 수 있을 것으로 예상할 수 있다.

5.6.2 부유체 흘수에 따른 긴장재 단기 피로 손상 변화 특성

부유체 흘수 변화에 따라 긴장재에 발생하는 단기 피로 손상이 감소하는데, 36.0m 및 42,0m 흘수 모델의 긴장재에서 평가된 피로 손상은 30.0m 흘수의 긴장재 대비 64.8%, 37.1% 수준으로 나타나는 등, 부유체의 흘수조절을 통해 단기 피로 손상도를 효과적으로 경감시킬 수 있는 것으로 나타났다. 이는 앞서 언급한 대로, 깊은 흘수의 부유체를 설계함에 따른 유체력 감소효과가 파랑에 대한 부유식 주탑의 동적 변위를 감소시켜 긴장재의 긴장력 및 수직응력 변동범위를 감소시킨 효과가 반영된 것으로 이해할 수 있다. 즉, 본 해석 결과를 통해 부유체의 흘수 증가를 통한 파랑에 의한 긴장재의 피로성능 향상을 기대할 수 있다. 다만, 동일 체적 하에서의 단순한 컬럼 길이의 증대는 컬럼의 전체적 좌굴강도 및 휨강도의 감소가 야기될 수 있고, 또한 조류에 의한 VIM (Vortex-induced Motion) 발생 및 VIM에 의한 피로손상이 가중될 수 있으므로 부유체 설계 시 흘수 증대에 대한 한계가 있음을 인지해야 한다.

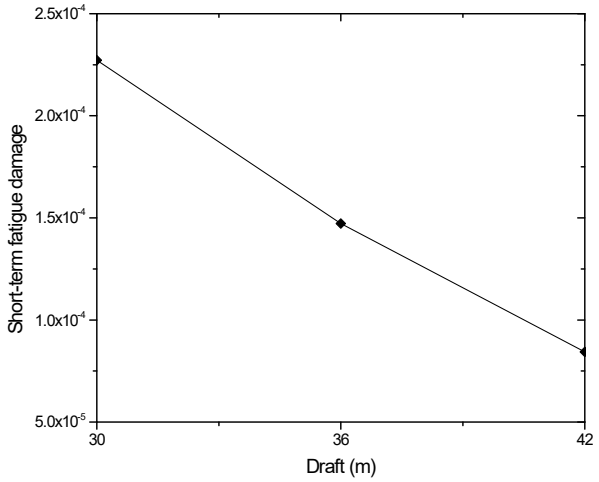
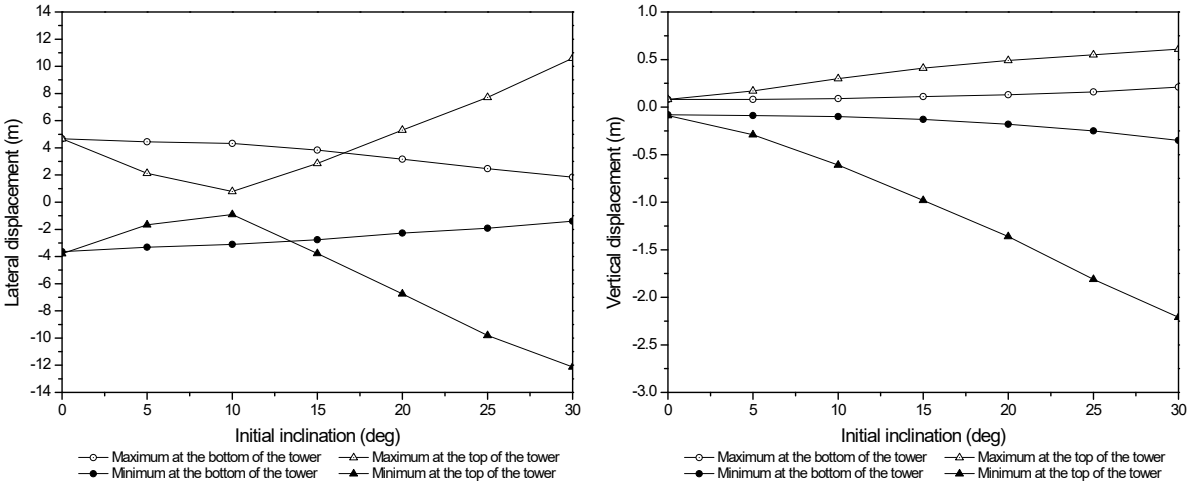


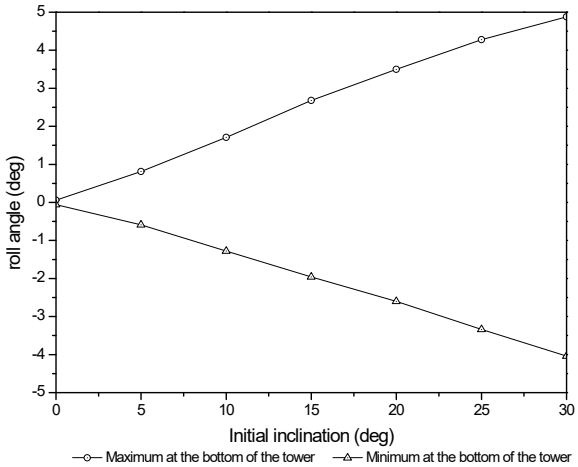
그림 3.95 단기피로손상에 대한 부유체 흘수의 영향 (T4 tendon)

5.6.3 긴장재 초기 기울기에 따른 긴장재 단기 피로 손상 변화 특성

그림 3.96과 같이 긴장재의 초기 수평 기울기 증가에 따라 부유식 주탑의 수평 및 수직방향 변위특성이 달라진다. 먼저 주탑 최상단 및 최하단에서 나타나는 수직 방향 변위는 긴장재 초기 기울기가 증가할수록 함께 증가하는 경향을 보였는데, 이는 긴장재 기울기 증가에 따른 수직방향 강성 감소에 의한 영향으로 분석할 수 있다. 주탑 최상단의 수평변위변화 경향은 수직방향 변위변화와는 다른 양상을 보이는데, 긴장재 초기 기울기가 10도 이하의 경우, 긴장재 초기 기울기를 더 크게 설계할수록 주탑의 수평 변위의 최대값과 변동범위를 효과적으로 감소시킬 수 있으나, 10도 이상 도입하는 경우 오히려 최대값 및 변동범위가 증가하는 경향을 보였다. 이러한 특성은 주탑 최하단에서의 회전변위와 함께 분석할 수 있는데 그림 3.96(c)와 같이 긴장재 초기 기울기 증가에 따른 긴장재에 의한 회전방향 강성 감소에 의해 회전변위가 오히려 증가하고, 이 회전운동에 의해 유발되는 주탑 최상단에서의 수평변위가 함께 증가하여 결과적으로 일정각도 이상의 긴장재 기울임 도입은 수평방향 변위 제어 측면에 있어서 오히려 부정적인 영향을 보일 수 있음을 본 연구결과를 통해 알 수 있다.



(a) lateral displacement of the floating tower (b) vertical displacement of the floating tower



(c) roll angle at the bottom of the tower

그림 3.96 부유식 주탑의 동적 응답에 대한 긴장재 초기기울임의 영향 (T4 tendon)

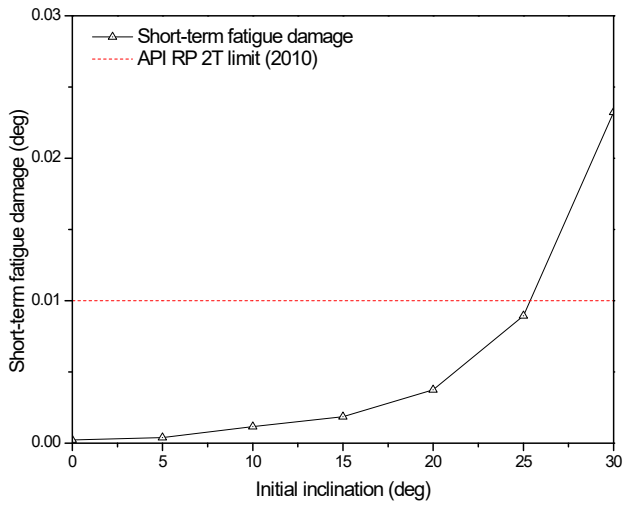
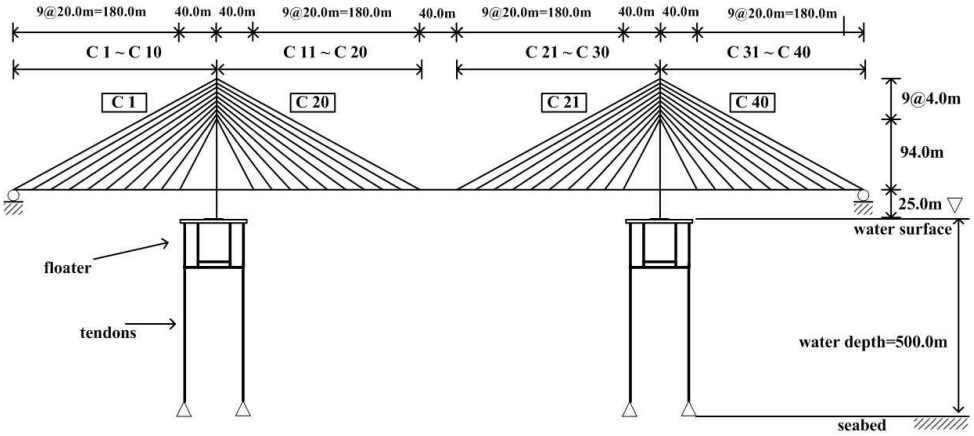


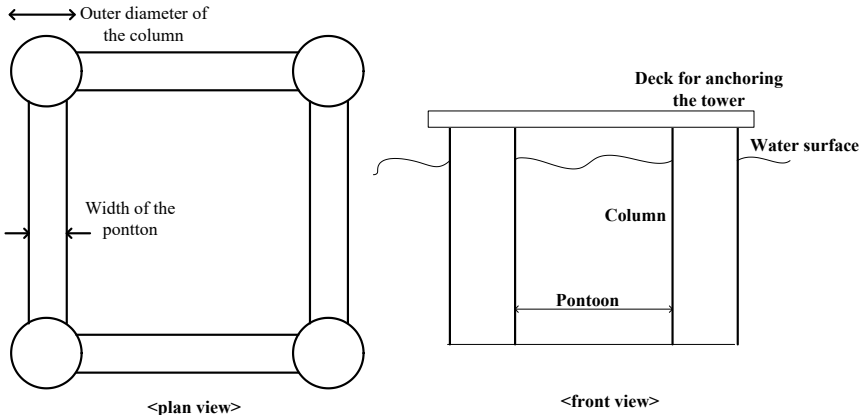
그림 3.97 부유식 주탑의 긴장재에 누적되는 단기 피로손상에 대한 긴장재 초기기울임의 영향 (T4 tendon)

그림 3.97과 같이 긴장재의 초기 기울기 증가에 따라 단기 피로 손상이 증가하는 것을 알 수 있는데, 특히 초기 기울기에 대한 단기 피로 손상 증가율 역시 증가하여 초기 기울기가

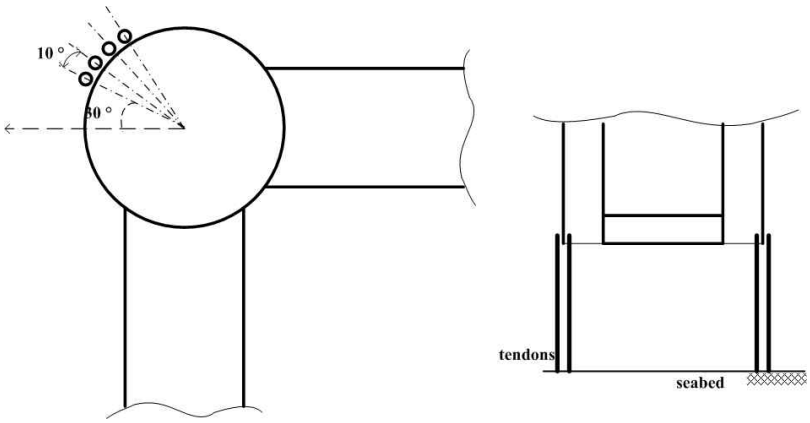
30° 인 경우 API RP 2T의 기준값(0.01)을 초과하는 것으로 나타났다. 본 연구결과를 종합하면, 긴장재의 초기 수평 기울기는 교축직각방향으로 진행하는 파랑에 의해 발생하는 부유식 주탑의 수평, 수직방향 변위 및 단기 피로 손상에 민감하고 직접적인 영향을 미치는데, 각 검토 항목에 대한 긍정적 및 부정적 영향을 동시에 보이기 때문에 구조물의 설계 시 면밀한 검토가 요구된다. 본 해석연구에서 검토한 부유식 사장교 모델에 대하여 긴장재의 초기 수평 기울기가 10° 일 때 주탑 수평변위는 최소가 되고 25° 이상인 경우 긴장재의 단기 피로 손상이 참고할 만한 설계기준(API RP 2T)의 제시값(0.01) 이상이 되는 등, 구조안전성 및 사용성을 고려할 때 최적의 배치 각도는 10° 로 평가할 수 있다.



(a) 전체적 형상 (케이블배치형식 : Fan type)



(b) 부유체 형상



(c) 긴장재 배치

그림 3.98 해석모델 개요

본 연구에서 정립한 해석기법을 통해 정적 극한거동을 분석한 개념모델은 그림 3.98와 같은 총 길이 920.0m의 부유식 초장대 케이블 지지교량이다. 본 그림에 잘 나타난 대로 부유식 주탑은 폰툰과 컬럼으로 지지되어 있고, 이 부유체는 해저지반에 고정된 긴장재(tendon)으로 위치가 제어되는 구조적 특성을 갖는다. 본 연구에서는 구조물의 주요 정적 하중인 차량하중에 대한 정적 극한거동특성을 해석적으로 분석하였다. 표 3.12 는 본 해석모델의 기본 제원을 나타내고, 그림 3.98(a)는 해석모델의 변형 전 형상을 나타낸다.

표 3.12 Main particular of the considered floating bridge models

	Girder	Tower	Stay cables	Tendons
Axial stiffness EA (kN)	1.58E5	1.57E8	2.10E3	7.65E3
Bending stiffness EI, in-plane (kN · m2)	3.04E5	1.32E6	-	-
Bending stiffness EI, out-of-plane (kN · m2)	5.76E6	6.91E7	-	-
Unit weight (kN/m3)	77.01	77.01	77.01	77.01

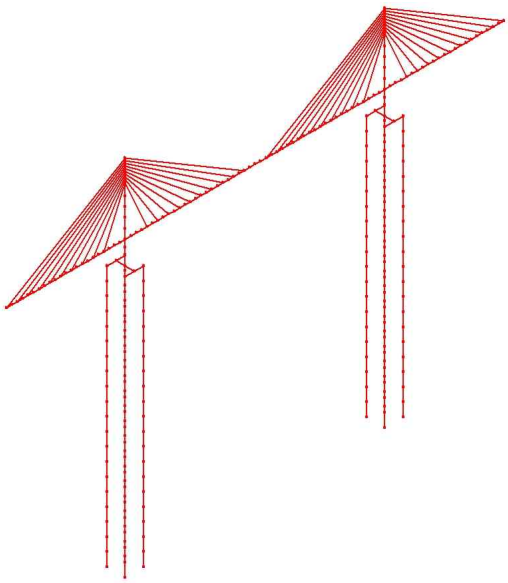


그림 3.99 FE model for ultimate analysis

본 해석을 위해 그림 3.99과 같이 수치해석모델을 구성하였다. 본 수치해석모델은 부유식 케이블지지교량의 주요 부재인 거더와 주탑, 상부케이블 및 긴장재로 구성되었고, 각 구조부재의 거동특성을 고려하여 거더와 주탑, 긴장재는 6자유도 비선형 보요소를 사용하고 상부케이블은 3자유도 비선형 트러스 요소를 사용하여 모사하였다. 거더와 주탑 간 교차점에서는 연결요소를 사용하여 연결하였고, 거더의 양 단부와 긴장재 최하단은 힌지 경계조건을 부여하였다. 재료적 소성화를 고려하기 위해 거더와 상부케이블, 긴장재의 항복응력은 각각 380.0 MPa, 1,800 MPa, 482 MPa를 적용하였고, 개선된 소성힌지법을 통해 축력 및 휨모멘트에 의한 재료적 소성화를 고려하였다.

본 연구에서는 일반적인 교량의 주요 설계하중인 활하중(차량하중)에 대한 부유식 초장대 케이블지지교량의 극한거동에 대해 주로 다루었다. 즉, 설계활하중에 대한 구조물의 극한거동 및 내하력 특성을 해석적으로 분석하였다. 이를 위해 구조물의 자중과 부력 상태에서의 초기형상해석을 수행하여 목표형상을 만족할 때의 구조상태를 수치적으로 구현하고, 그 후 설계활하중에 대한 증분-반복해석을 수행하여 극한해석을 수행하였다. 본 연구에서 고려한 설계활하중은 도로교설계기준에서 정의하는 차량하중으로서 왕복 6차선 통행을 고려하여 하중을 결정하였고, 그 값은 165.54 kN/m이다.

본 연구에서는 주요 설계 인자가 구조물의 극한거동에 미치는 영향에 대해 해석적으로 비교 · 분석하고자 하였다. 본 구조물의 기본적인 정적 거동 특성 상 주탑 하단의 부유체에 의한 부력과 자중과 부력 등 주요 정적 하중 조합 상태에서 주탑에 부가되는 수직력 간의 비율인 부력-수직력 비율(Buoyancy-Vertical force Ratio, BVR)과 긴장재 설계조건, 상부케이블 설계 조건은 활하중에 대한 내하력에 직접적인 영향을 미치는 주요 인자라고 예상할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 이러한 핵심 설계 인자에 따른 극한거동 및 내하력 변화에 대

해 해석적으로 비교 · 분석하였다.

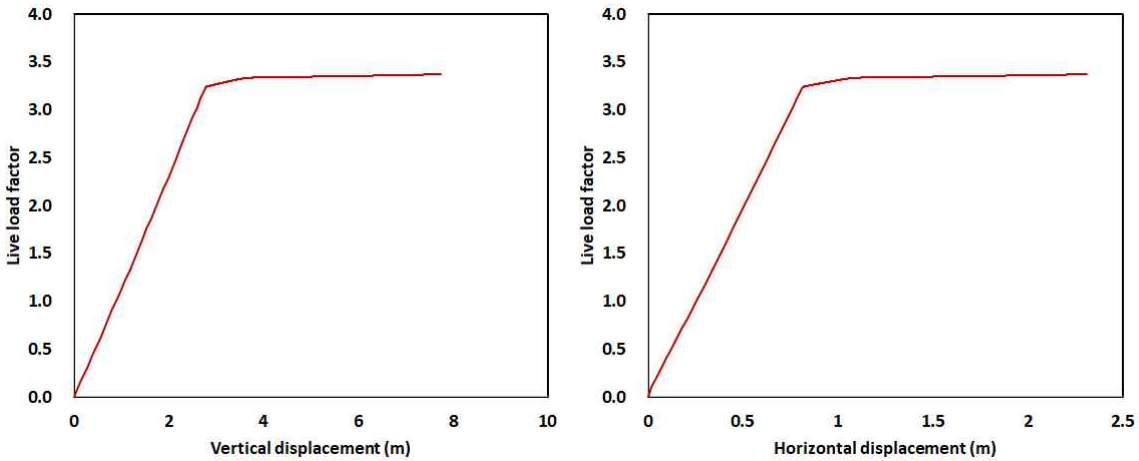
5.7.1 부유식 초장대 케이블지지교량의 활하중에 대한 극한거동

앞 절에서 언급한 대로, 차량하중으로 고려되는 설계활하중에 대한 극한거동을 분석하기 위해 본 연구에서는 2단계 해석을 수행하였다. 해석 1단계에서는 구조물의 목표형상을 만족하게 하는 케이블과 긴장재의 초기장력을 찾고 정적 평형상태를 구현하기 위해 부유식 케이블지지교량의 초기장력해석을 수행하게 된다. 이 후 해석 2단계에서는 활하중에 대한 증분-반복해석 기반의 비선형비탄성 유한요소해석을 수행하여 작용하는 활하중에 대한 극한 상태를 해석하게 된다. 다양한 영향인자를 고려한 매개변수해석연구에 앞서 본 절에서는 특정 설계조건을 갖는 해석모델에 대한 극한거동특성을 기술한다.

본 절에서 분석한 해석 모델의 설계조건은 다음과 같다.

- 상부케이블 배치 형식 : 팬 형 배치
- BVR : 1.3

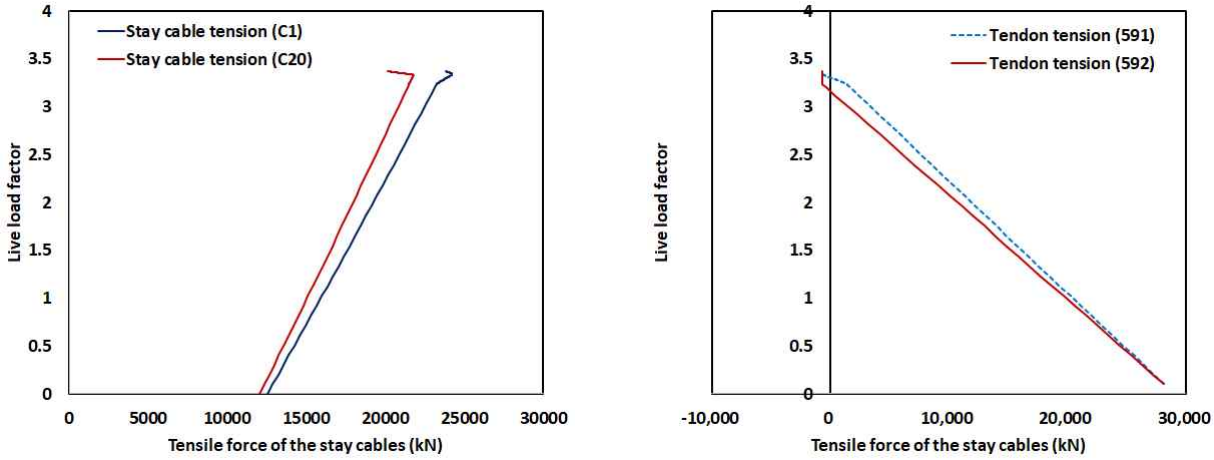
그림 3.100는 활하중에 대한 증분-반복해석을 통해 얻은 중앙지간 거더 중앙부 및 주탑 최상단에서의 하중-변위 곡선을 나타낸다.



(a) 중앙지간 거더 중앙부에서의 수직 처짐 (b) 주탑 최상단에서의 수평 변위

그림 3.100 거더 및 주탑에서의 활하중에 대한 하중-변위 곡선

그림 3.100와 같이 활하중에 대해 명확한 비선형 거동 및 극한상태를 보이는 것을 알 수 있다. 하중-변위 곡선을 면밀히 검토한 결과, 하중계수가 3.23에 도달한 이후 급격한 강성의 변화와 함께 작은 하중의 증가에도 급격한 변위가 유발되는 극한의 구조상태를 명확히 보이고 있다. 본 구조물의 극한 상태를 유도하는 주요 인자를 세부적으로 분석하기 위해 상부케이블과 긴장재의 장력 변화를 그림 3.101와 같이 활하중 계수와 장력 변화 간의 곡선을 작도하였고, 이를 통해 극한거동에 다다를 때까지의 구조 거동 특성을 규명하고자 하였다.

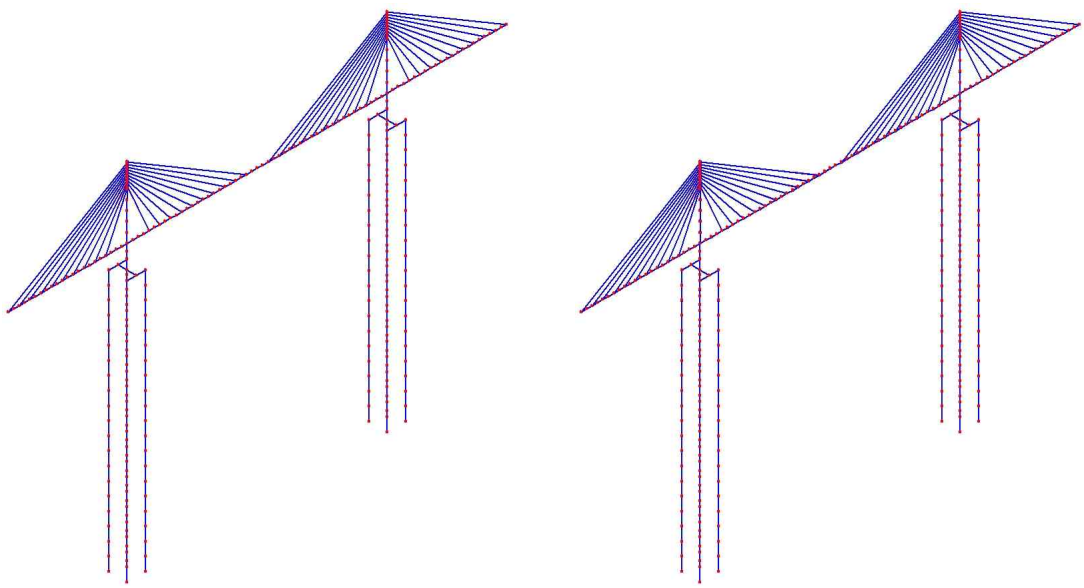


(a) 상부 케이블 (b) 긴장재

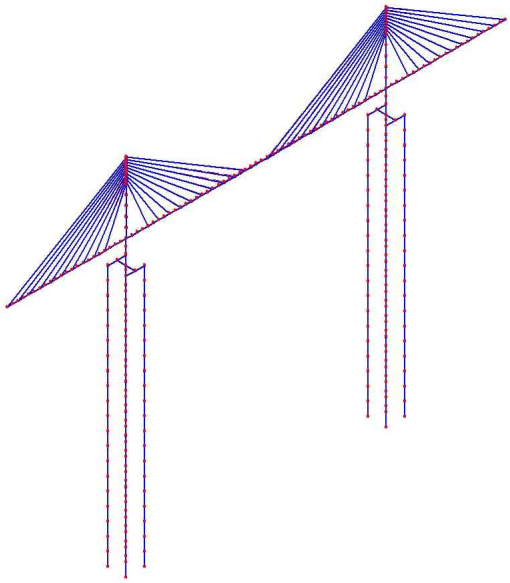
그림 3.101 활하중에 대한 상부 케이블 및 긴장재의 하중-장력 곡선

먼저, 상부 케이블 장력은 외력이 증가함에 따라 지속적으로 증가하는 양상을 보이고, 하중-변위 곡선에서 나타난 임계하중에 도달할 때 장력의 급격한 변화가 나타남을 알 수 있다. 그러나 상부 케이블의 최대 장력은 상부 케이블의 항복 강도(72,000kN)에는 도달하지 않는 것으로 보아 본 해석모델의 극한거동을 지배하는 인자는 상부 케이블의 소성화가 아님을 알 수 있다.

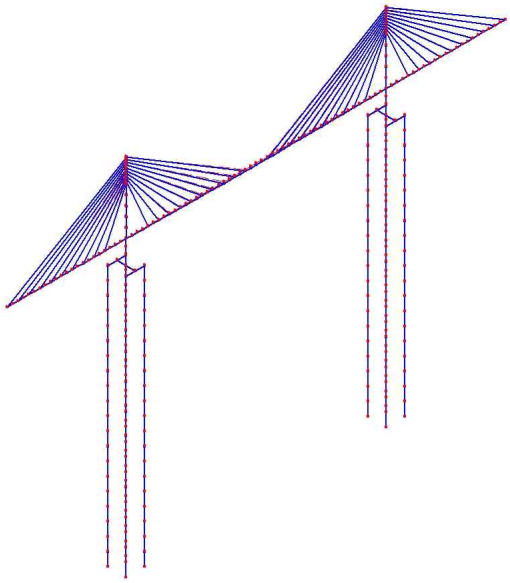
활하중이 증가함에 따라 상부 케이블의 장력이 증가하는 양상과 달리, 본 구조물의 구조적 특성에 따라 활하중 증가에 따라 긴장재의 장력은 오히려 감소하는 것을 알 수 있고, 활하중에 대한 하중계수가 3.229에 도달할 때 첫 번째 긴장재가 모든 장력을 소실하여 압축력을 받기 시작하고, 하중계수가 3.31에 도달할 때 두 번째 긴장재가 압축상태로 변화하는 것을 알 수 있다. 이 중 3.229는 하중-변위 곡선에서 급격한 기울기 변화가 시작하는 임계점과 일치하는 것으로, 이 비교 · 결과를 통해 본 해석모델의 극한 상태를 유발하는 주요 인자는 긴장재의 장력소실인 것을 알 수 있다. 그림 3.102은 활하중이 증가함에 따른 구조물의 변형형상을 나타낸다.



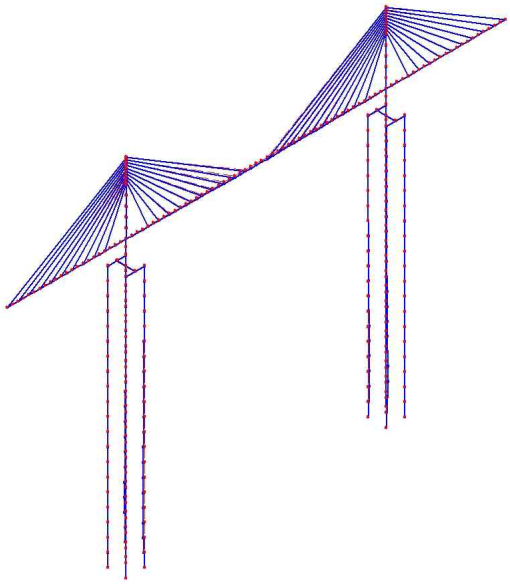
(a) live load factor=0.1 (b) live load factor=1.02



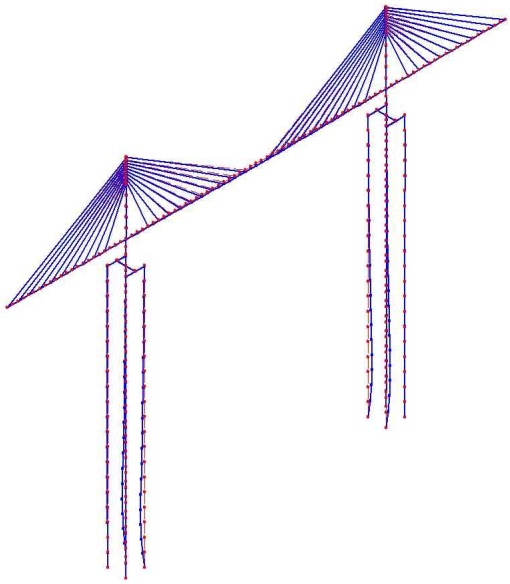
(c) live load factor=2.07



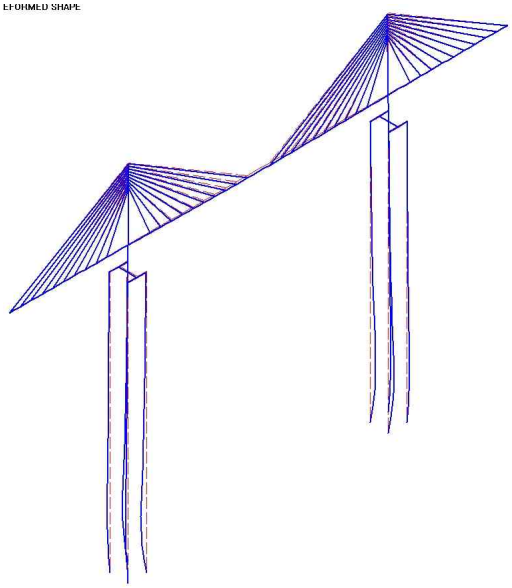
(d) live load factor=3.12



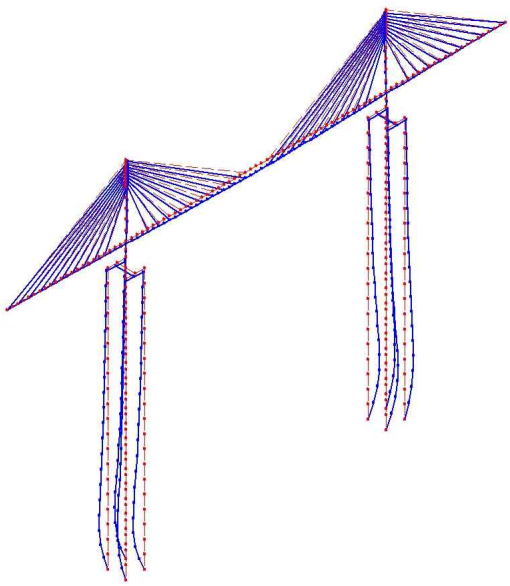
(e) live load factor=3.25



(f) live load factor=3.31



(g) live load factor=3.34



(h) live load factor=3.389

그림 3.102 활하중 증가에 따른 구조물의 변형형상 변화 (하중계수 별)

중력방향으로 작용하는 활하중이 증가함에 따라 긴장재는 장력을 잃게 되고, 지속적인 활하중 증가에 따라 그림 3.102(f)와 같이 내측 긴장재에 휨변형이 증폭되고 뒤이어 외측 긴장재 역시 유사한 휨변형이 발생하면서 그림 3.102(h)와 같이 모든 긴장재에서 압축력에 의해 좌굴상태에 이른다. 결과적으로, 본 해석모델에 있어서 차량하중에 대한 정적 극한상태는 긴장재 장력의 완전 소실 및 과도한 압축력에 의한 긴장재의 좌굴에 따른 것으로 규정할 수 있다. 활하중 증가에 따른 구조물에 발생하는 주요 구조상태적 이벤트를 정리하면 다음과 같다.

표 3.13 활하중 증가에 따른 구조적 이벤트

활하중 계수	발생 이벤트
3.229	내측 긴장재의 긴장력 완전 소실 및 압축력 작용, 하중-변위곡선의 기울기가 급격히 변화하기 시작
3.3077	외측 긴장재의 긴장력 완전 소실 및 압축력 작용

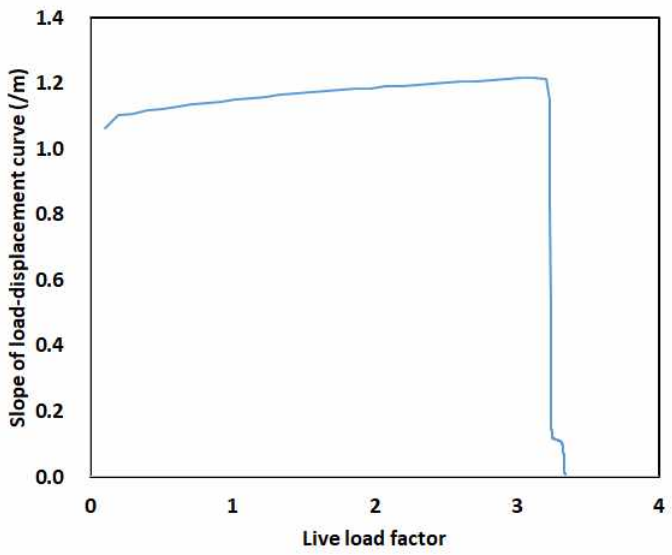


그림 3.103 활하중계수 증가에 따른 하중-변위곡선의 기울기 변화

표 3.13과 같이 활하중이 지속적으로 증가하면서 주요 부재의 소성화보다는 긴장재의 장력 완전 소실 및 압축력 발생 현상이 먼저 나타나고, 긴장재의 장력 완전 소실과 함께 구조물의 전체적 강성을 의미하는 하중-변위곡선의 기울기가 급격히 감소하는 것을 알 수 있다. 즉, 본 해석모델의 극한 거동은 부유식 주탑의 불안정성에 따른 것으로, 그 과정을 요약하면 다음과 같다.

중력방향의 활하중 증가

↓

긴장재의 긴장력 감소

↓

긴장재의 긴장력 완전 소실

↓

긴장재의 압축력 작용에 따른 좌굴

↓

부유식 주탑의 불안정성 초래

↓

부유식 주탑의 급격한 수평 및 회전변위 발생

↓

거더의 대변위 발생

↓

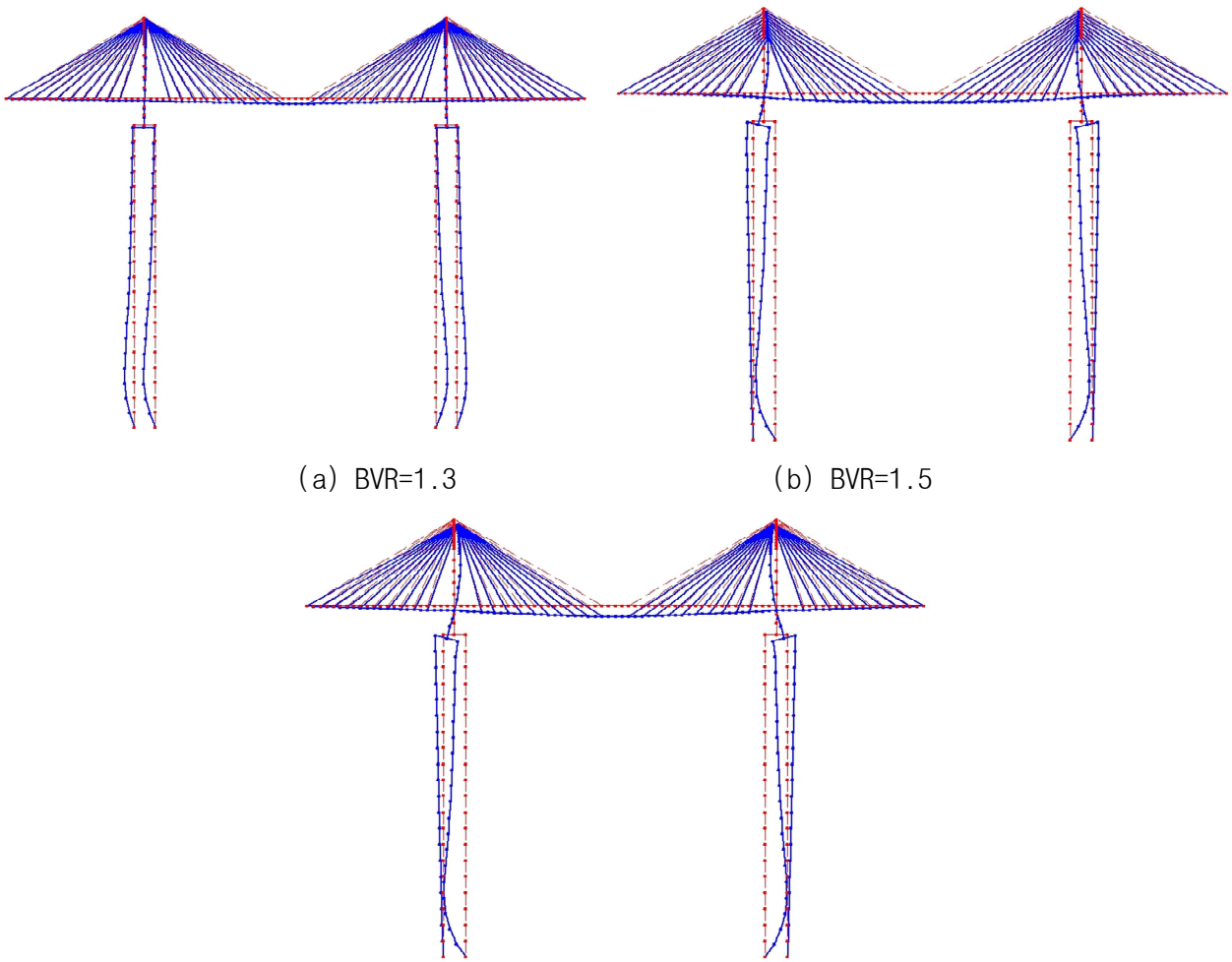
극한상태 도달

정리하면, 중력방향으로 작용하는 하중에 대한 본 구조물의 극한거동 및 내하력은 결과적으로 긴장재의 긴장력 소실 여부가 지배한다. 다시 말해, 긴장재가 갖는 초기장력과 긴장재에 부가되는 축력에 의해 구조물의 내하력 수준이 결정된다고 볼 수 있고, 따라서 이러한 구조적 특성은 적정한 긴장재의 초기장력의 결정 및 단면설계에 중요한 기준이 될 것이다.

5.7.2 주요 변수가 부유식 케이블지지교량의 극한거동에 미치는 영향 분석

앞 절에서는 중력방향으로 작용하는 활하중에 대한 부유식 케이블지지교량의 극한거동의 원리를 해석적으로 분석하였고, 그 결과 긴장재의 긴장력 소실이 부유식 주탑의 불안정성을 초래하여 구조물은 극한 상태에 도달하는 것을 알 수 있었다. 다시 말해, 중력방향의 활하중에 대한 내하력에 대해서는 긴장재의 초기장력이 매우 중요한 설계인자로 영향을 미칠 것으로 쉽게 예상할 수 있다. 이를 해석적으로 증명하기 위해, 다음과 같이 부유식 주탑의 부력-수직력 비율을 1.3~1.7까지의 범위로 달리하며 주요 극한거동 및 내하력변화 특성을 분석하였다.

그림 3.104은 본 해석모델의 극한상태에서의 변형형상을 나타낸다. 하중-긴장재의 장력 4곡선에서 잘 나타나듯이 BVR이 일정 크기 이상(1.5)인 경우 내측 긴장재만 압축력에 의한 좌굴변형(휨변형)이 발생하는 것을 알 수 있고, 이와 함께 주탑의 휨변형이 크게 발생하는 특성 또한 확인할 수 있다.

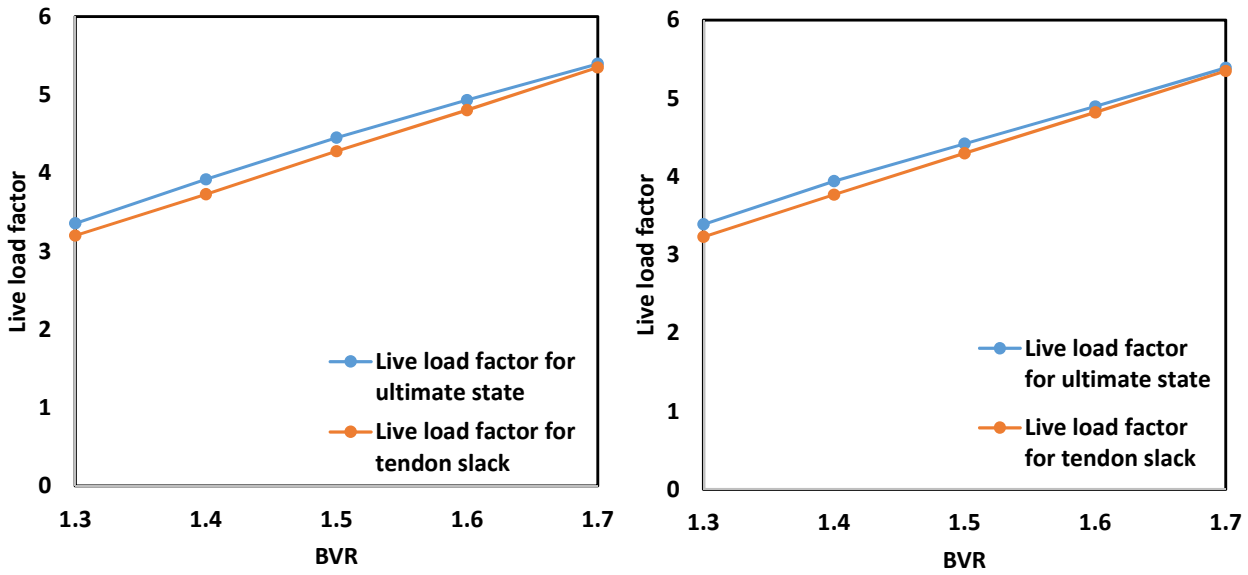


(a) BVR=1.3 (b) BVR=1.5

(c) BVR=1.6

그림 3.104 팬 타입 상부 케이블을 갖는 부유식 케이블지지교량의 극한 상태에서의 전체적 변형 형상

그림 3.105는 극한해석을 통해 얻은 BVR과 극한하중계수 및 긴장재의 느슨해짐 및 장력 완전 소실을 유발하는 하중계수 간의 관계를 나타낸다.

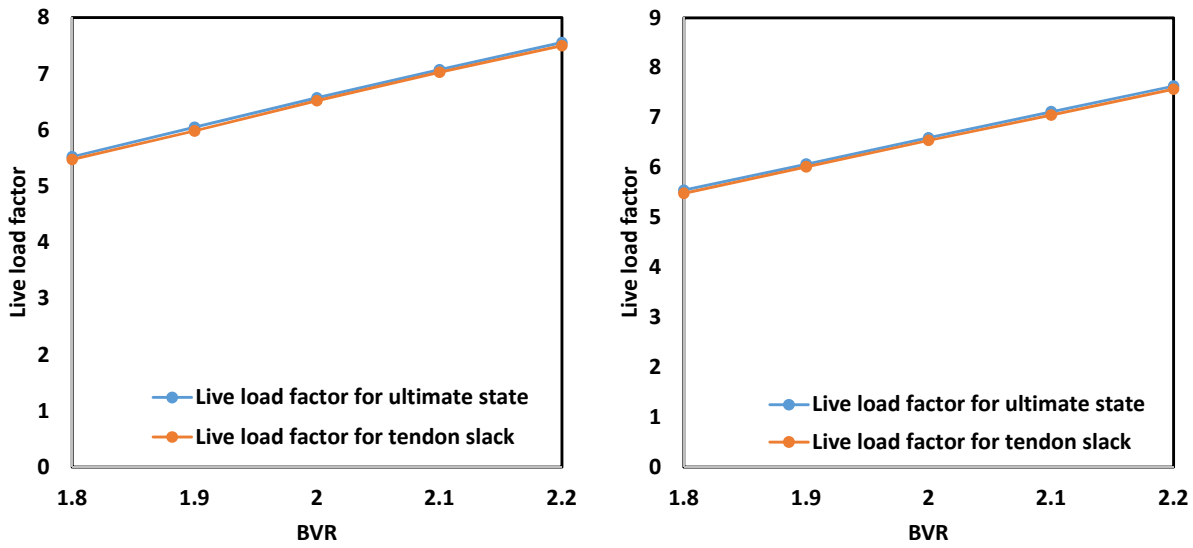


(a) 방사형 케이블지지교량 모델 (b) 팬 형 케이블지지교량 모델

그림 3.105 BVR과 극한하중계수 및 긴장재 장력소실 유발 하중계수 간의 관계

해석결과의 분석을 통해 본 부유식 교량의 활하중에 대한 정적 극한 상태는 긴장재의 느슨해짐 및 좌굴 발생이 지배적인 영향을 미친다. 이를 고려하면, 긴장재의 초기 장력의 수준에 따라 구조물이 받을 수 있는 활하중의 수준이 결정되는 것은 쉽게 예상할 수 있다. 그림 3.105와 같이 BVR을 크게 고려할수록 극한 하중이 선형적으로 증가하는 것을 알 수 있는데, 이는 BVR의 크기가 긴장재의 초기장력을 결정하고, 앞선 하중과 긴장재 장력 곡선에서 알 수 있듯이 증가하는 하중과 긴장재의 장력감소는 선형적 관계를 갖기 때문에 결과적으로 BVR의 증가는 긴장재의 완전장력소실에 필요한 활하중계수 및 극한하중계수의 선형적 증가를 야기한다. 추가적으로 BVR이 증가할수록 긴장재의 장력 소실을 유발하는 최대하중계수와 극한 하중계수 간의 차이가 감소하는 것을 알 수 있어, 보다 큰 초기 장력으로 긴장된 구조상태일수록 긴장재 장력의 완전한 소실은 구조물의 극한 상태를 즉각적으로 유도하는 것을 알 수 있다.

앞선 해석 모델에서는 BVR이 1.8 이상인 경우 긴장재에 부가되는 초기장력이 긴장재의 항복강도를 초과하므로 1.8 이상의 BVR을 갖는 부유식 케이블지지교량의 극한거동특성은 검토되지 않았다. 이를 추가적으로 검토하기 위해 기존 모델 대비 두 배의 긴장재 단면적을 갖는 검토모델을 구성하여 1.8~2.2 범위의 BVR을 갖는 부유식 케이블지지교량의 극한거동특성을 분석하였다.



(a) 방사형 부유식 케이블지지교량 모델 (b) 팬 형 부유식 케이블지지교량 모델

그림 3.106 BVR과 극한하중계수 및 긴장재 장력소실 유발 하중계수 간의 관계

그림 3.106과 같이 BVR이 증가함에 따라 극한하중계수 역시 선형적으로 증가함을 알 수 있고, 특히 긴장재의 장력소실을 유발하는 하중계수와의 차이가 거의 없는 것으로 보아 큰 초기 장력을 도입한 모델은 긴장재의 장력이 완전 소실된 즉시 극한 상태로 진입하는 것을 알 수 있고, 따라서 긴장재 장력의 완전한 소실을 야기하는 하중값이 결국 구조물의 내하력이 되는 것을 알 수 있다.

5.8 계류계 고정구조-해저지반 상호작용해석기법 개발

5.8.1 계류계 고정을 위한 해저지반 석션앵커 및 패드아이 구조

부유체를 지지하기 위해서는 TLP의 테더부분을 고정 시켜 줄 기초부가 필요하다. DNV OS-C105에서는 그림 3.107과 같이 긴장재와 상부 플로터, 그리고 하부 기초부와 연결을 할 수 있도록 제안하고 설계하도록 제안하였다.

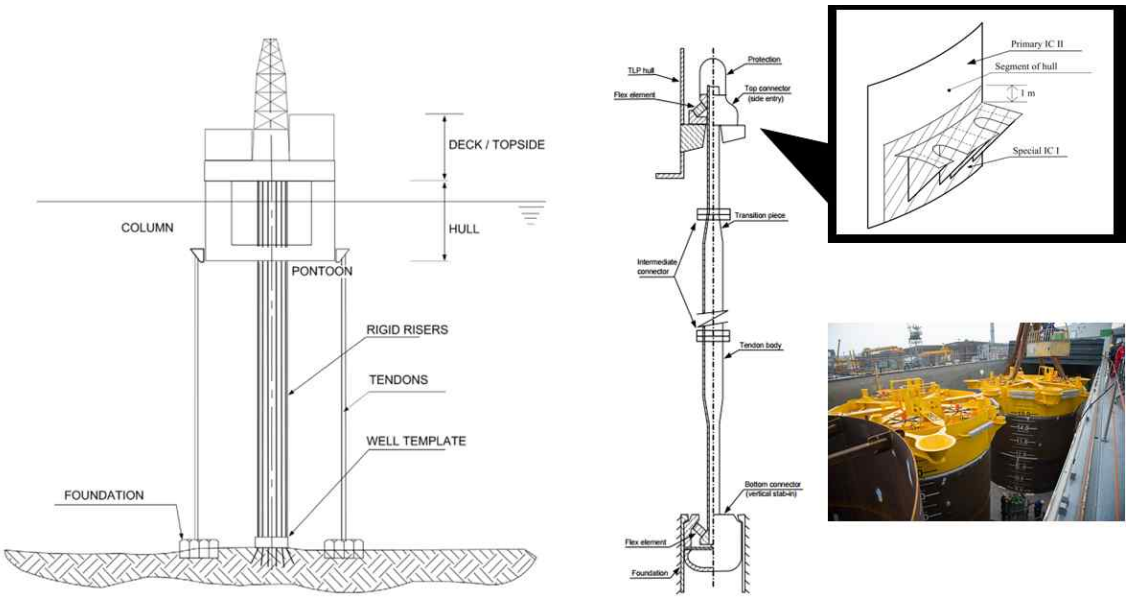


그림 3.107 기초부와 긴장재의 연결부(DNV code)

부유구조물의 대형화에 따라 큰 용량의 앵커가 필요하지만, 기존의 계류앵커는 최대 500톤 이상의 용량(holding capacity)을 발휘하기 어렵고, 초대형 앵커는 선단의 대형화가 필요하기 때문에 비현실적이기 때문에, 효율적으로 큰 허용하중을 발휘하는 앵커가 필요한 상황이다.

앵커는 선박에서 사용하는 닻 형태에서부터 말뚝을 사용하는 돌핀식이나 큰 계류하중이 필요할 때 사용하기도 하는 대형 중력식 구조 등 다양한 형태가 사용되고 있다. 국내에서는 해상 부유식 구조물의 계류를 위한 앵커는 선박용을 제외하면, 대부분 콘크리트 블록을 경험적인 방법이나 중량만 고려하는 방법으로 사용하여 왔으며, 부유식 방파제 계류에서 사용된 embedded suction anchor와 침매함 임시계류에서 석션앵커가 활용된 사례가 있지만 규모가 작고 해상풍력플랜트의 계류에 최적화되어 있지 않다.

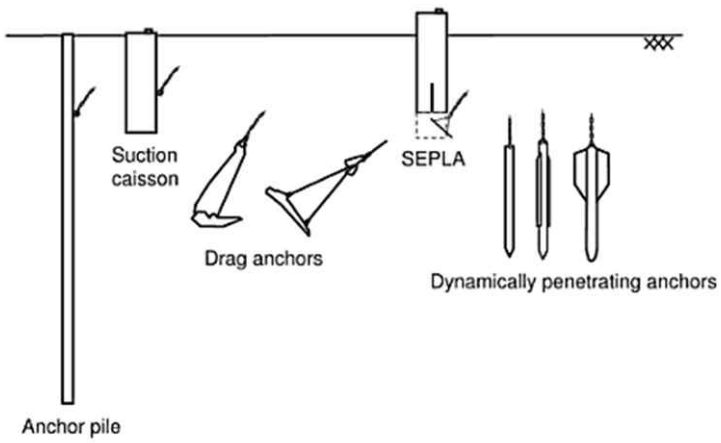


그림 3.108 Various types of anchor

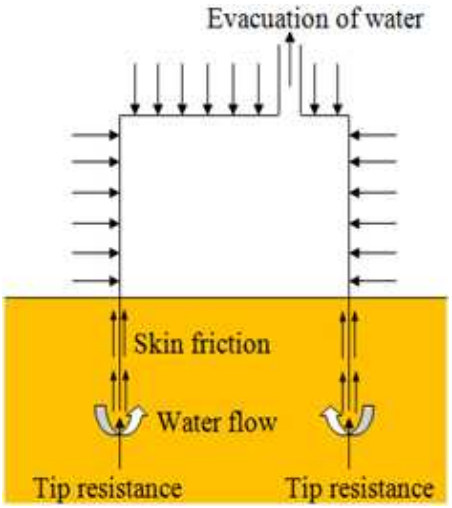


그림 3.109 석션기초개념도

해양지반은 연약지반이 많기 때문에 석션앵커가 많이 적용되고 있는 실정이다. 석션기초는 일반적으로 말뚝을 항타하여 설치하는 항타 말뚝이나 굴착을 통해 설치하는 현장타설말뚝과 달리 말뚝 내부의 물을 외부로 배출하면서 발생하는 투수효과와 내외부 압력차에 의해 발생하는 석션 하중으로 지중에 기초를 설치하는 방법으로 깊은 수심에서 매우 효과적으로 적용할 수 있는 기초 형식이다. 다만, 석션기초는 암반이나 단단한 지반에서 활용할 수 없는 단점이 있다. 컵을 엎어 놓은 것처럼 상단부는 밀폐되고 하단부는 열려있는 모양으로 상단부에는 펌프로 물을 배수시키기 위한 배수가가 있어 파일 내부의 물을 펌프를 이용하여 외부로 강제로 배출시킴으로써 발생하는 파일 내부와 외부의 압력차를 이용하여 지반에 설치된다.

그림 3.109과 같은 석션앵커에 긴장재 등을 연결할 경우에는 연결장치가 필요하다. 패드아이(padeye)는 주로 장비의 인양시 인양고리의 역할을 하는 것으로 말하며, 이것은 장비의 인양 혹은 석션앵커에 부착되어 있으며, 크레인 혹은 부유식 구조물과의 연결을 위해서는 Shackle(이하 샤클)과 Sling(슬링)이 필요하다. 샤클은 주로 와이어로프, 체인, 또는 다른 부속들과 연결하여 들어올리거나 고정시키는데 사용된다. 샤쿨에 표시되어 있는 사용하중은 샤클의 중심선에 정지된 하중이 걸리는 상태에서의 하중이며, 충격하중, 동하중, 과하중, 축하중 등은 피하여야 한다.

5.8.2 패드아이 설계 절차 및 방법

패드아이를 설계하기 위해서는 패드아이에 작용하는 하중을 가정을 해야 한다. 하중은 패드아이의 면내 설계 하중(RSF : Resultant sling force)라하며, 패드아이의 설치 개수에 따라서 달라진다.

- 단일 지점 : $RSF = 1.4 \times F$
- 2-, 3-, 4개 지점(spread bar가 없을 경우)

$$RSF = \frac{1.2 \times SKL \times PL \times F}{Cos(v)}$$

여기에서, v는 슬링레그와 수직의 각도(4개 지점 이하에서 $v \leq 60$deg), SKL은 Skew load로 4슬링(=1.25), 2와 3슬링(=1.1), PL은 Percent load로 4슬링일 경우 0.25(25%임)

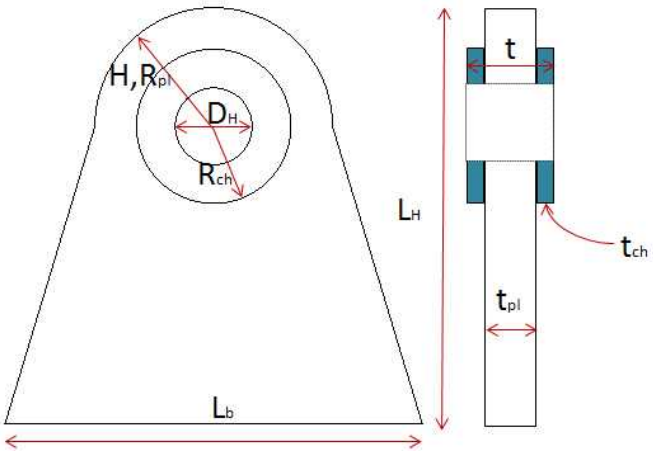


그림 3.110 패드아이 제원

패드아이 응력 체크(DNV 2.7-1 Appendix D, DNV 2.7-3 Appendix A 참조)

- Tear-out stress

$$R_e \geq \frac{3 \times RSF}{2 \times H(\text{or } R_{pad}) \times t - D_H \times t}$$

- Contact stress

$$R_e \geq 23.7 \times \sqrt{\frac{RSF}{D_H \times t}}$$

- Cheek Plate welds

$$R_e \geq \frac{RSF \times t_{ch}}{t \times D_{ch} \times a}$$

- Bearing pressure

if $D_{pin} \geq 0.94 \times D_H$

$$\sigma_e \geq 0.045 \times \sqrt{\frac{RSF \times E}{D_H \times t}}$$

if $D_{pin} < 0.94 \times D_H$

$$\sigma_e \geq 0.18 \sqrt{\frac{RSF \times \left(\frac{1}{D_{pin}} - \frac{1}{D_H}\right) \times E}{t}}$$

여기에서, R_e는 패드아이의 최소 항복강도(MPa),

RSL은 Resulting sling force(N),

$H(R_{pad})$는 볼트홀의 중심으로부터 패드아이 외곽까지의 최소거리(mm)

$$R_{pad} = \frac{R_{pl} \times t_{pl} + 2 \times R_{ch} \times t_{ch}}{t}$$

D_H는 볼트 홀의 직경(mm)

D_{pin} 샤클핀의 직경

t는 패드아이의 두께(mm)

R_{pl}은 센터홀로부터 플레이트 외곽까지의 최소거리

R_{ch}는 cheek plate의 반경(두개의 두께가 동일하다고 가정)

t_{pl}은 패드아이의 두께

t_{ch}는 cheek plate의 두께

a 용접 목두께

t cheek plate를 포함한 총두께

E 탄성계수(210 GPa for steel)

패드아이와 석션앵커와의 용접부 설계(강구조 설계기준 : 허용응력설계법)

- 용접목두께(s)

$$t_1 > s > \sqrt{2t_2}$$

- 단위길이당 용접부 전단 강도

$$\frac{R_n}{\Omega} = \frac{0.707wF_{nw}}{2.0}$$

- 단위길이당 메인부재의 전단 강도

$$\frac{R_n}{\Omega} = \min\left[\frac{0.6F_y t}{1.50}, \frac{0.6F_u t}{2.0}\right]$$

- 전체 용접 길이

$$l = \frac{RSF}{weld\,shear\,strength}$$

여기에서, t_1 석션 앵커의 두께(mm)

t_2 패드아이의 두께(mm)

$s(w)$ 패드아이 용접 목두께(mm)

Ω 안전계수(=2)

f_y 강재의 항복강도(MPa)

f_u 강재의 인장강도(MPa)

F_{nw}는 용접부의 허용전단강도(MPa)

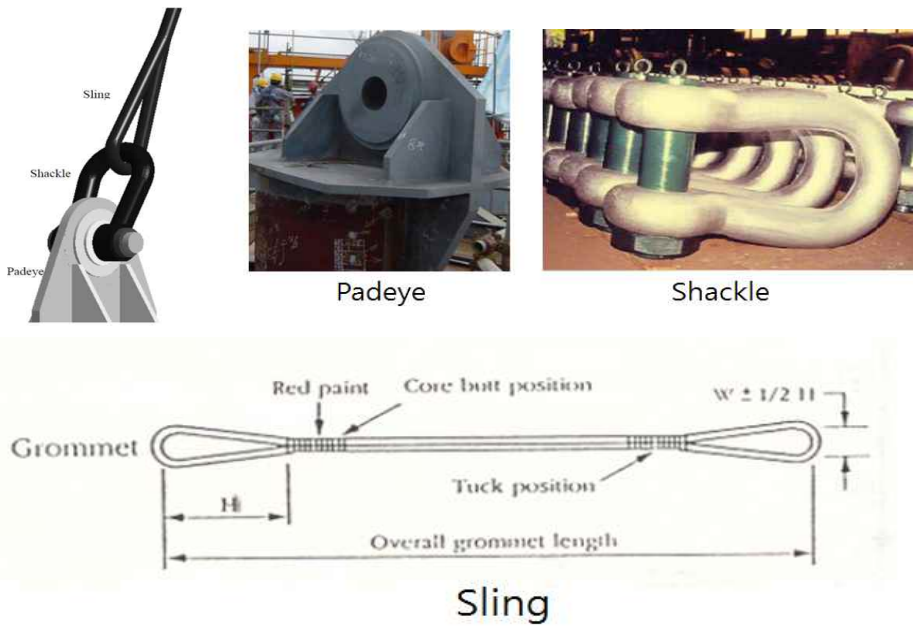


그림 3.111 Pad eye의 구성

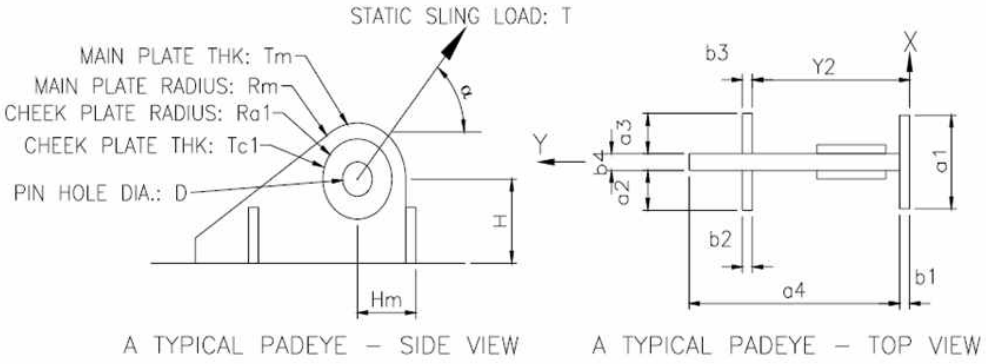


그림 3.112 패드아이의 상세 구성

패드아이의 상세 구성은 그림 3.112과 같다. 메인플레이트가 있고 이 주변을 보강하는 치크 플레이트가 있다. 또한 샤클과 연결되는 핀홀이 있다. 패드아이를 구조물에 고정할 때에는 주로 완전홈용입용접을 통하여 접합을 하며, 추가적으로 안정성을 확보하기 위하여 리브 플레이트를 설치하여 보강 용접을 한다. 석션앵커에 패드아이가 설치가 되어야 부유식 구조물을 슬링과 샤클을 이용하여 고정할 수 있다.

5.8.3 실규모 패드아이의 설계 및 검토예제

부유식 사장교에서 발생하는 최대 장력은 전체 구조계 해석 결과 결과 그림 3.113과 같이 17700.07kN으로 분석되었다. 플로터-긴장재-기초부를 연결하기 위해서는 최대 장력이 매우 크기 때문에 한 개의 긴장재를 배치하는 것에는 한계가 있으며,여러개의 긴장재를 배치해야 할 것으로 판단된다.

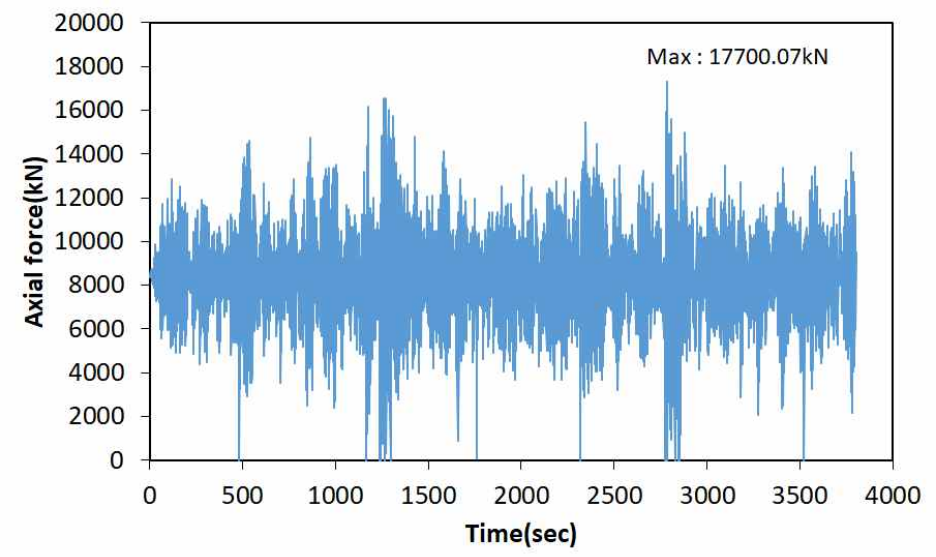


그림 3.113 cylinder type floater에 연결된 긴장재의 장력변화

한 개의 긴장재를 배치해야할 경우에는 패드아이의 설계 하중은 17700.07kN이다. 이 하중을 10개의 긴장재를 배치할 경우에는 긴장재 당 1,770kN으로 설계해야 한다. 그림 3.114의 설계 시트를 이용하여 설계하면 표 3.14와 같다. 패드아이의 두께는 80mm, cheek plate의 두께는 20mm, 핀홀의 직경은 400mm, 홀 중심으로부터 플레이트 끝단까지의 거리는 500mm, 패드아이 바닥 길이는 1200mm, 패드아이의 높이는 1200mm이다. 패드아이의 재료 물성치는

SM490강재를 적용하여 인장강도는 490MPa이고, 허용강도는 295MPa로 하였다.

표 3.14 실규모의 패드아이 설계 단면

Design load (F) =	1,770,000	N
Thickness of padeye(t) =	120	mm
Thickness of padeyeplate(tpl)=	80	mm
Thickness of cheekplates(tch)=	20	mm
Diameter of pinhole(DH)=	400	mm
Radius of cheek plate(Rch)=	400	mm
Diameter of cheek plate(Dch)	800	mm
min.distance from centre hole to edge of plate(H,Rpl)=	500	mm
Diameter of shackle pin(Dpin)=	334.00	mm
Thickness of suction anchor=	75.00	mm
Weld throat thickness for padeye(mm)	56.56	mm
length of bottom for padeye(Lb)	1200.0	mm
Height of padeye(LH)	1200.0	mm

표 3.15 패드아이 재료 물성치

Elastic modulus of steel(E)	210000	MPa
Tensile strength of steel	490	MPa
Yield strength of steel	295	MPa
Tensile strength of weld	175	MPa
Allowable shear strength of weld	100	MPa

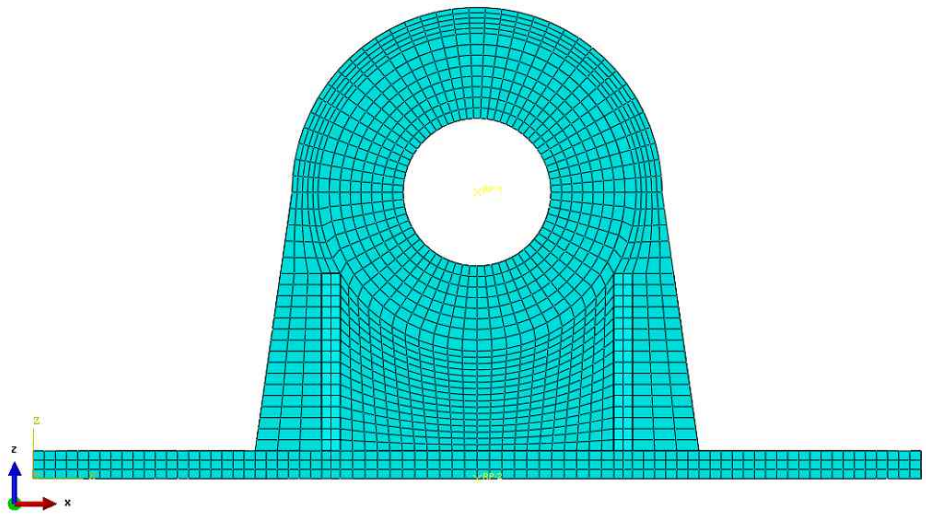


그림 3.114(a) 패드아이 측면도

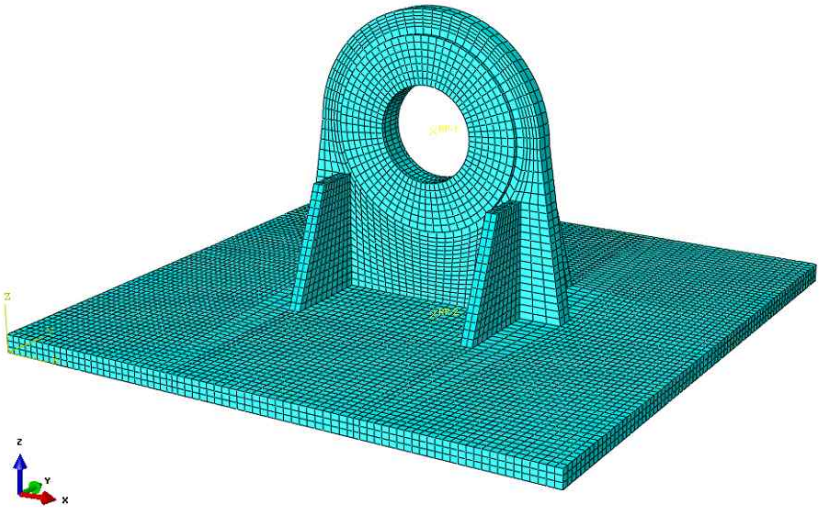


그림 3.114(b) 패드아이 전체도

설계된 패드아이의 성능 검증을 위하여 범용해석 프로그램(ABAQUS)를 이용하여 해석적 거동을 검토 하였다. 패드아이는 솔리드요소(C3D8R)로 모델링 되었다. 하중 작용점은 패드아이홀 중간에 Reference point를 가정하고 패드아이홀 상면과 MPC 옵션을 이용하여 고정시켰으며, 강재 플레이트의 고정지점은 플레이트의 옆면과 전체 모델의 하면에 있는 Reference point 2와 MPC 옵션을 이용하여 일체 거동 하도록 하였다. 하중작용점에는 인장력만 작용하고, 지점에는 6방향 고정시켜 해석을 수행하였다.

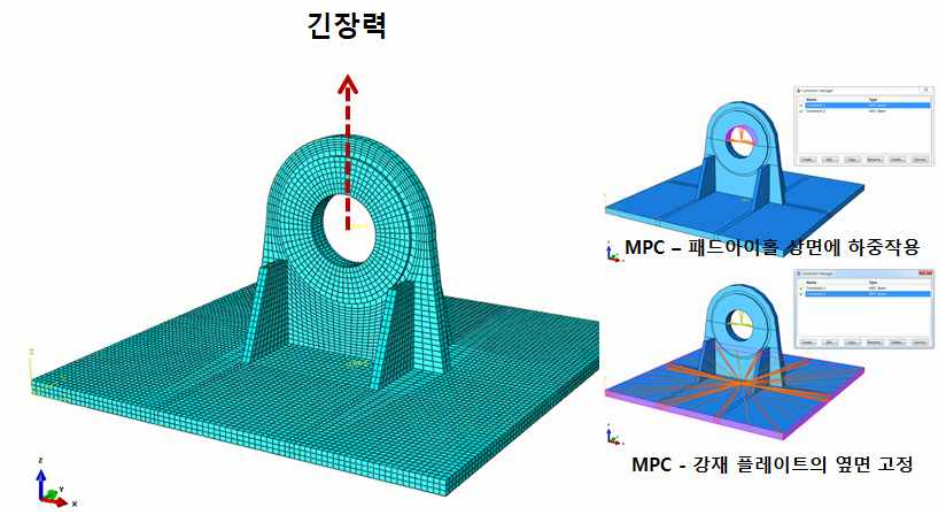


그림 3.115 해석 모델 및 경계 조건

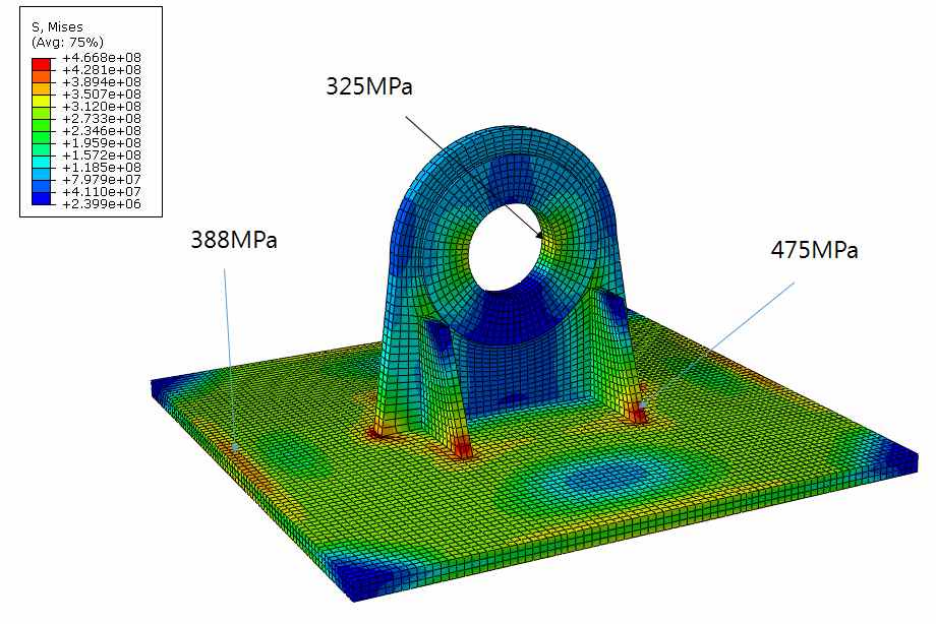


그림 3.116(a) 해석 결과(Von-Mises Stress)

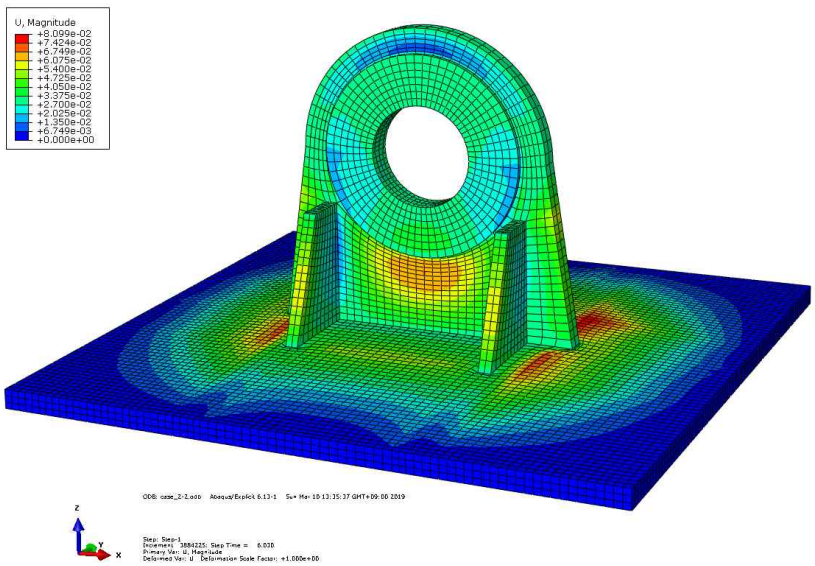


그림 3.116(b) 해석 결과(displacement)

그림 3.116은 실규모 모델의 해석 결과 변형형상을 나타낸 것이다. 그림 3.116(a)와 같이 Von-Mises응력을 검토한 결과 측면보강재의 최하단에서 가장 큰 응력이 발생하는 것으로 나타났다. 이는 패드아이 설계 시 Tear-out 설계 및 Bearing pressure에 대한 검토 시에 안전율을 크게 하였기 때문에 패드아이와 Cheek plate에서 파괴가 먼저 발생하지 않은 것으로 판단된다. 그림 3.116(b)는 패드아이 모델의 변위 변형을 나타낸 것으로 패드아이 의 파괴보다는 석션앵커 등의 모재에서 파괴가 먼저 될 가능성이 높은 것으로 분석되었다.

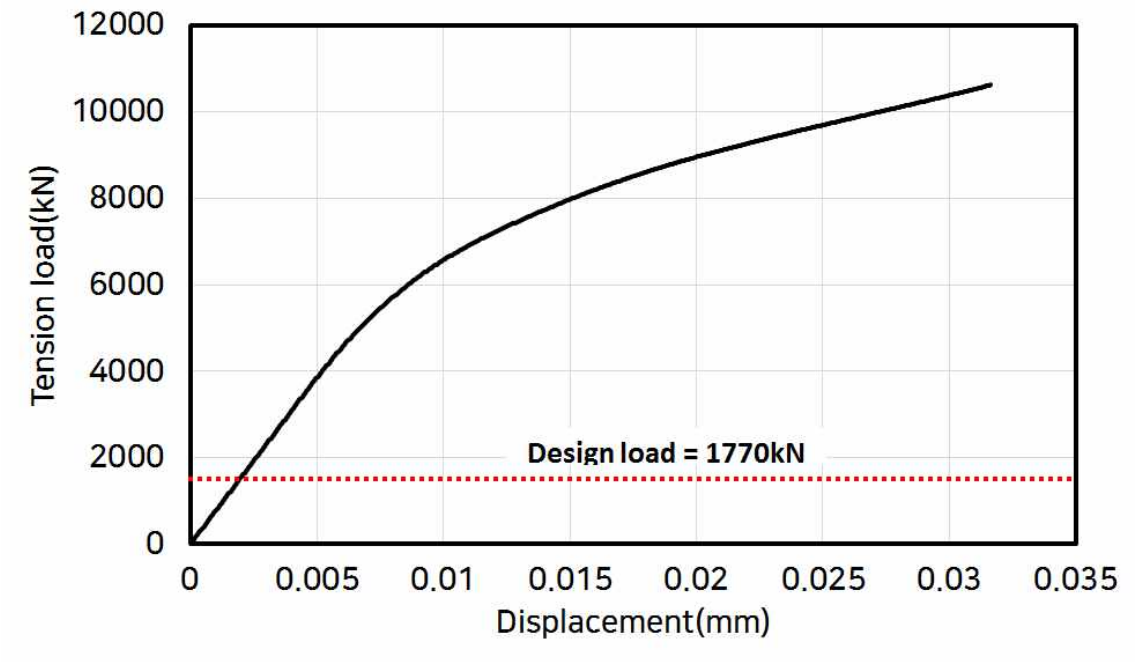


그림 3.117 해석 결과(하중-변위)

그림 3.117은 그림 3.116의 해석결과를 하중-변위 관계로 나타낸 것이다. 패드아이 상부로 작용하는 하중과 변위로 그래프를 나타낸 결과 항복 하중은 약 6000kN이며, 설계 하중인 1770kN보다 약 3배 이상 큰 것으로 나타났다.

5.8.4 실규모 패드아이의 설계 및 해석을 통한 검증

표 3.15의 실규모의 패드아이 모델은 그 높이가 1200mm이며, 그것을 지지할 석션 앵커 강재 플레이트의 두께 75mm로서 실험실에서 검증하기에는 매우 어렵다. 패드아이의 설계 시트의 설계가 합리적인지를 검토하기 위해서 축소모델을 설계하여 해석 및 실험적으로 검토하고자 한다. 축소모델은 표 3.15의 실규모 모델의 1/20의 모델을 표 3.16과 같이 설계하였다. 패드아이의 두께는 20mm이며, 패드전체 높이는 192mm, 패드아이를 설치할 강재 두께는 25mm이다.

표 3.16 축소규모의 패드아이 설계 단면

Design load (F) =	88,500	N
Thickness of padeye(t) =	20	mm
Thickness of padeyeplate(tpl)=	20	mm
Thickness of cheekplates(tch)=		mm
Diameter of pinhole(DH)=	64	mm
min.distance from centre hole to edge of plate(H,Rpl)=	80	mm
Diameter of shackle pin(Dpin)=	54	mm
Thickness of suction anchor=	25	mm
Weld throat thickness for padeye(mm)	21.21	mm
length of bottom for padeye(Lb)	192	mm
Height of padeye(LH)	192	mm

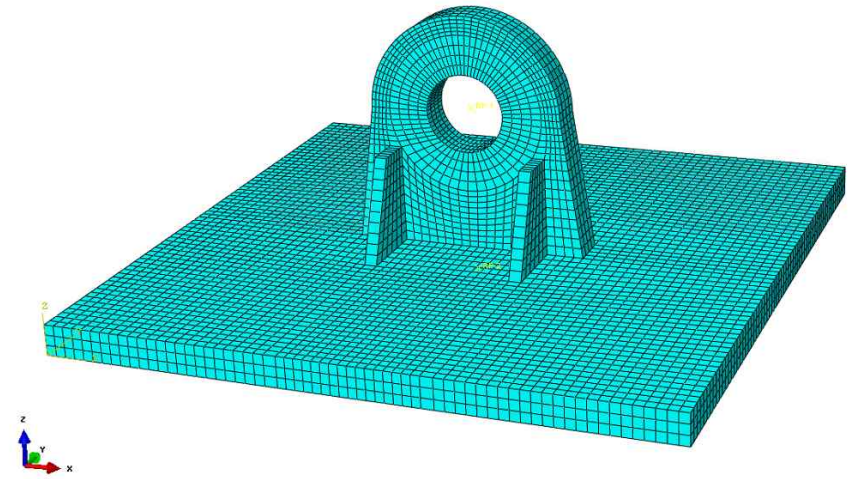


그림 3.118 축소규모 패드아이 모델

축소모델의 경계조건은 그림 3.117과 동일하게 가정하여 축방향으로 인장력이 88500N이 작용하도록 모델링을 하였다. cheek plate는 두께가 얇기 때문에 고려하지 않았다. 대상 모델의 패드아이 두께는 20mm이다. 해석 모델은 그림 3.118와 같이 Solid 요소(C3D8R)를 사용하였으며, Explicit Dynamic 해석을 수행하였다.

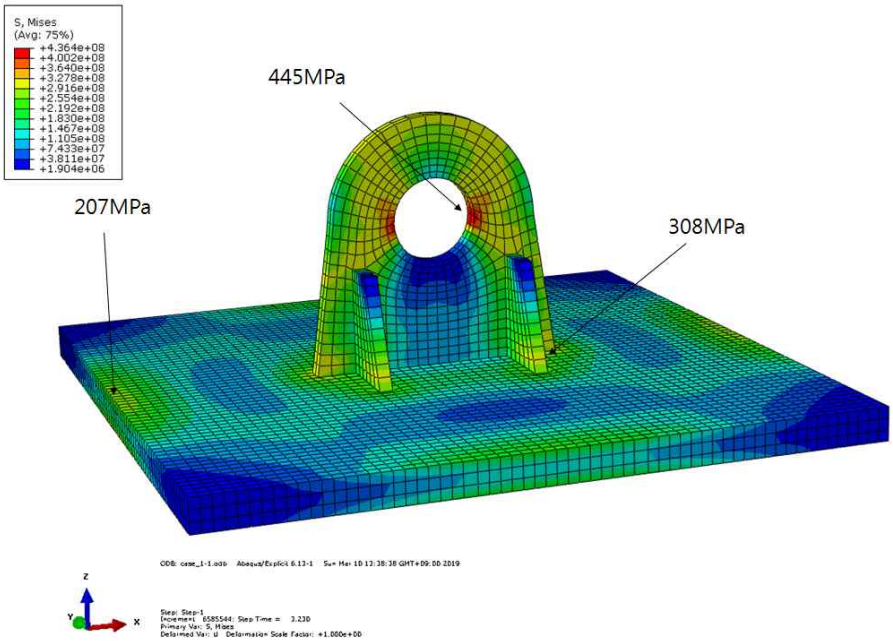


그림 3.119(a) 20mm 모델 해석 결과(Von-Mises Stress)

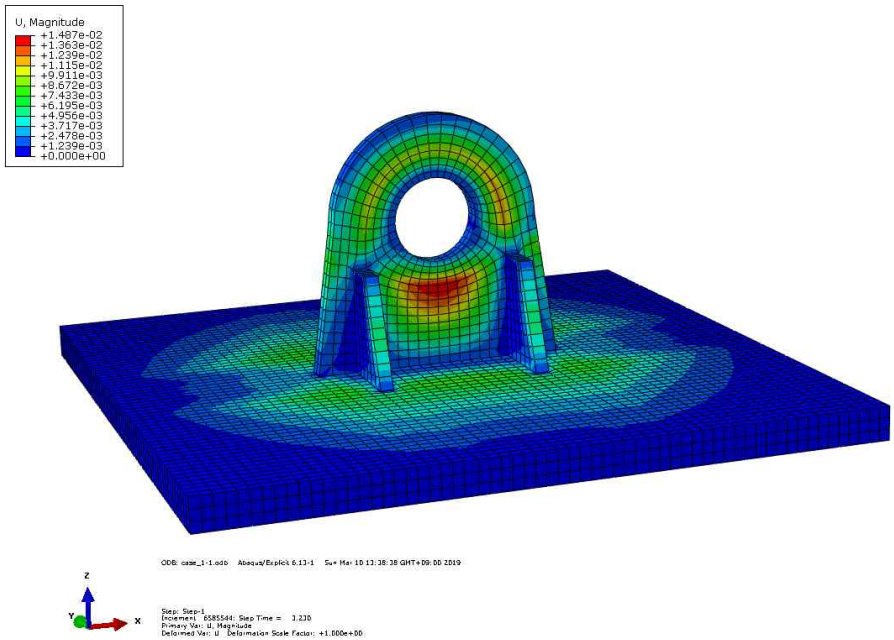


그림 3.119(b) 20mm모델 해석 결과(displacement)

20mm 모델 해석 결과 그림 3.119과 같은 변형형상을 나타내었다. 항복 응력 검토 결과 패드아이 내측홀에서 파괴가 가장 먼저 발생하여 종국에는 445MPa로 가장 먼저 인장 파괴에 도달한 것으로 나타났다. 패드아이 변위 또한 그림 3.117(b)와는 다르게 패드아이 자체내의 변형이 가장 큰 것을 확인할 수 있었다.

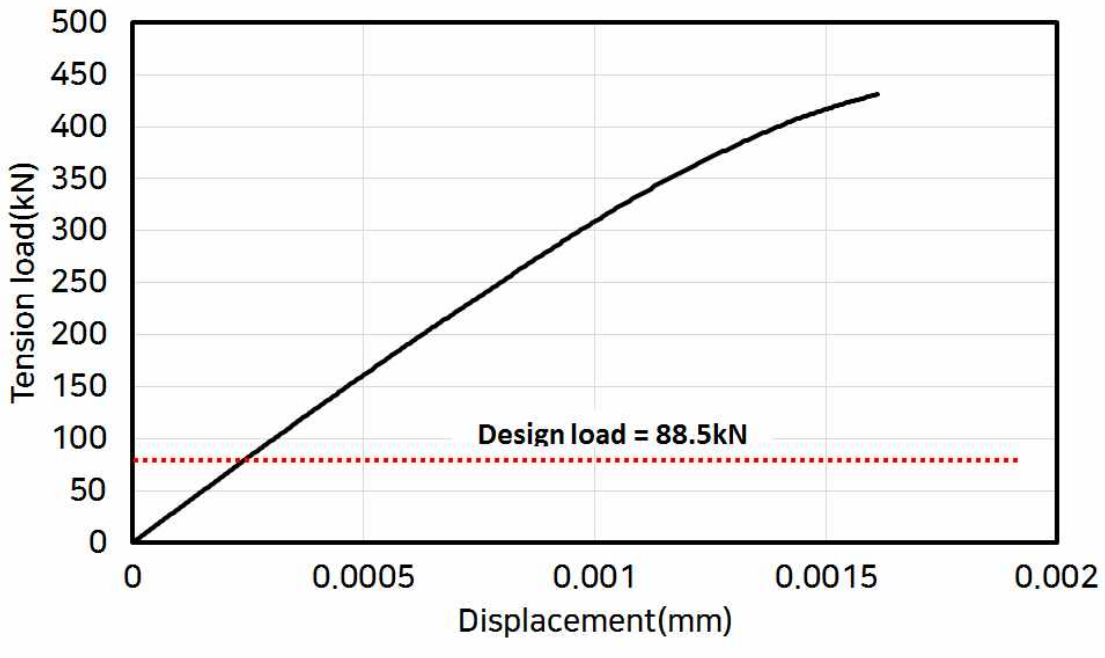


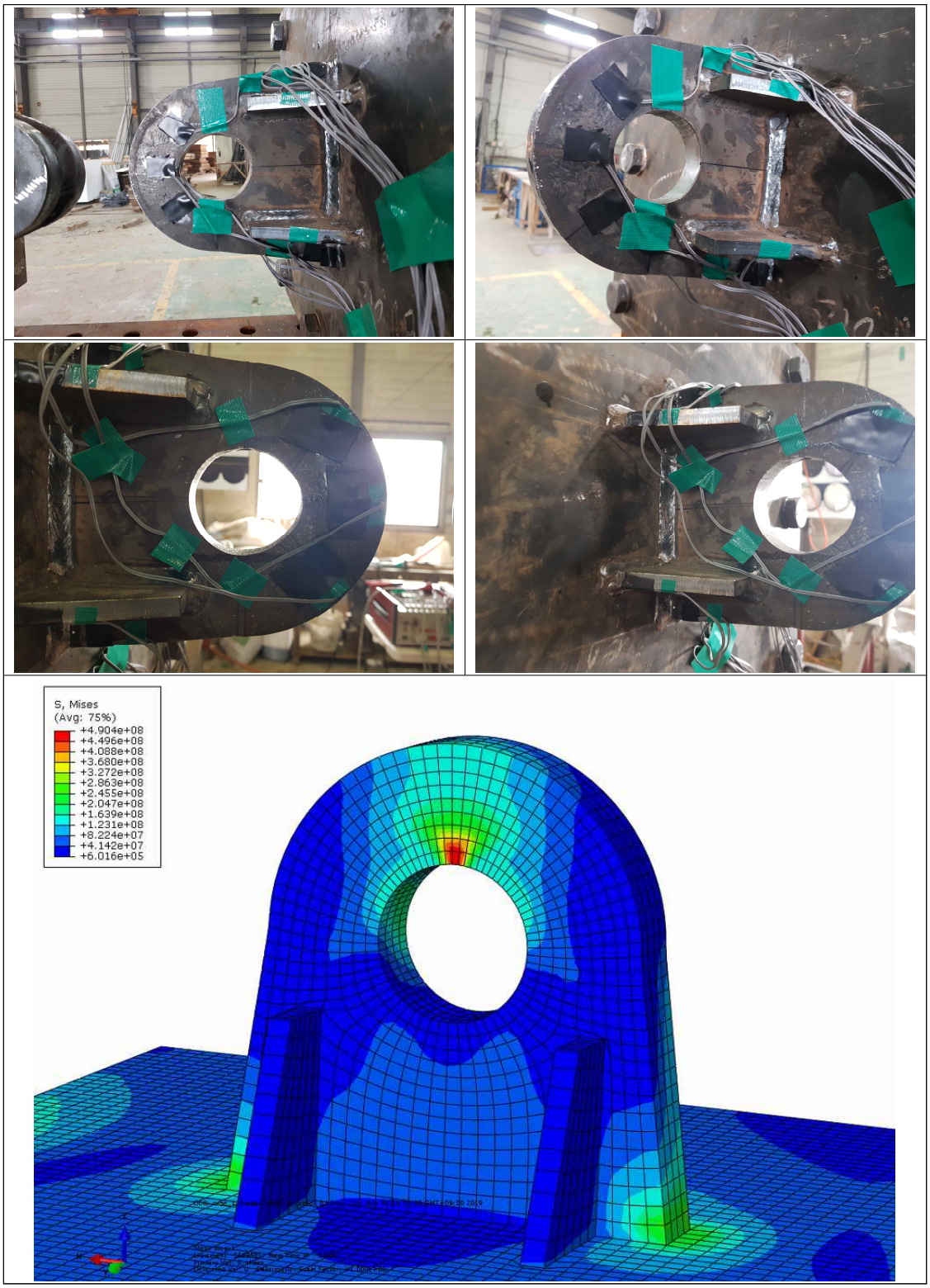
그림 3.120 해석결과(하중-변위관계)

그림 3.120은 설계 하중과 패드아이의 성능을 비교분석한 것으로 20mm모델은 항복점이 뚜렷하게 나타나지는 않지만 약 350kN로 추정된다. 설계 하중보다 약 3.9배 큰 항복강도를 나타내 제안된 설계 시트가 합리적으로 설계 되는 것으로 나타났다.

5.8.5 축소규모 패드아이의 설계 및 실험을 통한 검증

표 3.17은 순수인장실험체의 실험 후 변형을 나타낸 것이다. 실험체는 고장력볼트에 의하여 지압파괴가 발생하는 것으로 나타났다. 실험체는 볼트와 맞닿는 부분에서 큰 응력이 발생하여 그 부분에 인장이 발생한 것을 확인 할 수 있다.

표 3.17 순수인장실험체 결과 사진



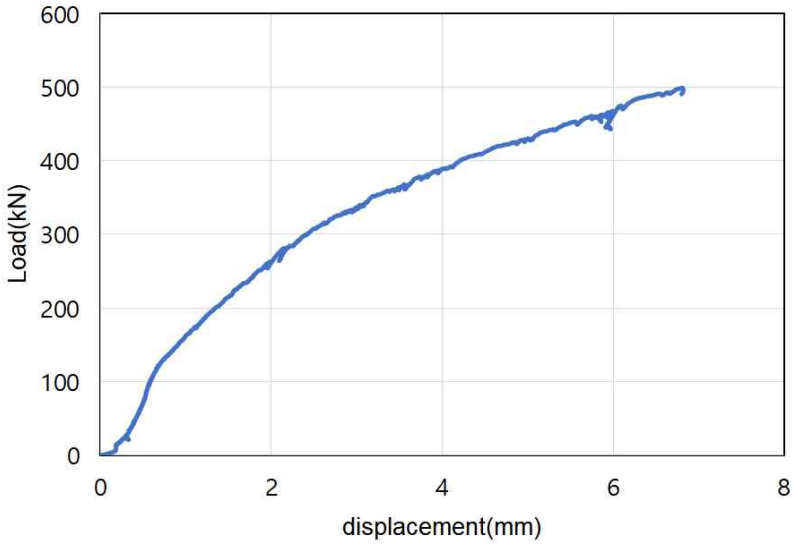


그림 3.121 하중-변위 곡선

순수인장을 받았을 때의 하중-변위 곡선을 그려보면 소성구간이 명확하게 나타나지 않는 그림 3.120의 해석 결과와 유사한 거동을 보이는 것으로 나타났다. 실험의 경우에는 모든 볼트들이 자리를 잡는 과정에서 해석 보다 변위가 크게 나타났다. 이는 실험체서 자주 발생하는 일로서 초기에 변곡점이 발생하는 이유도 이 부분이라 판단된다. 최대하중은 500kN이다.

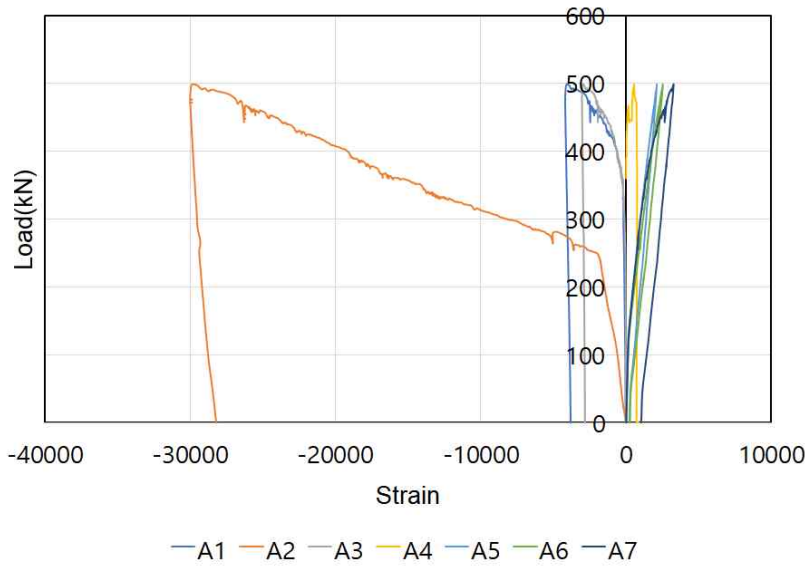


그림 3.122 A면의 하중-변형률

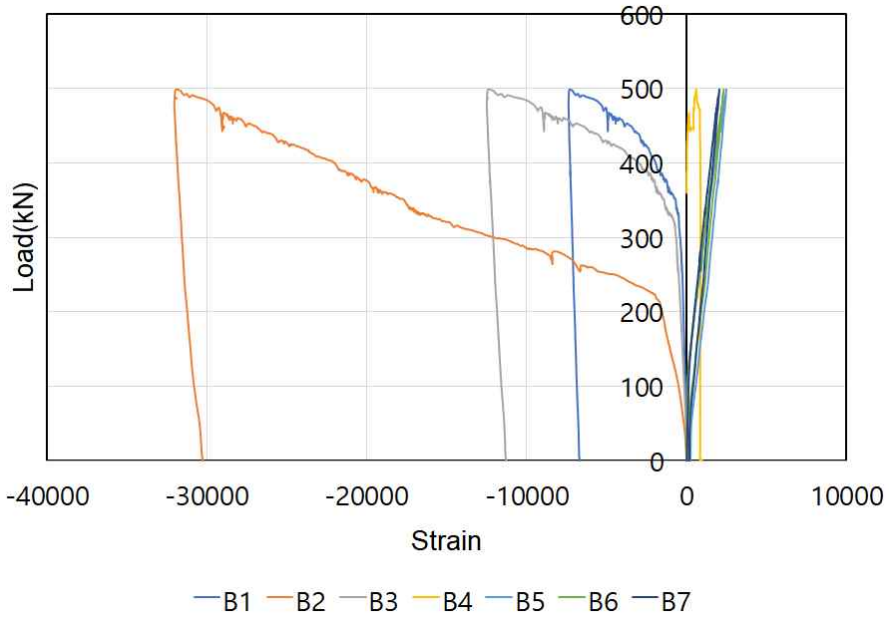


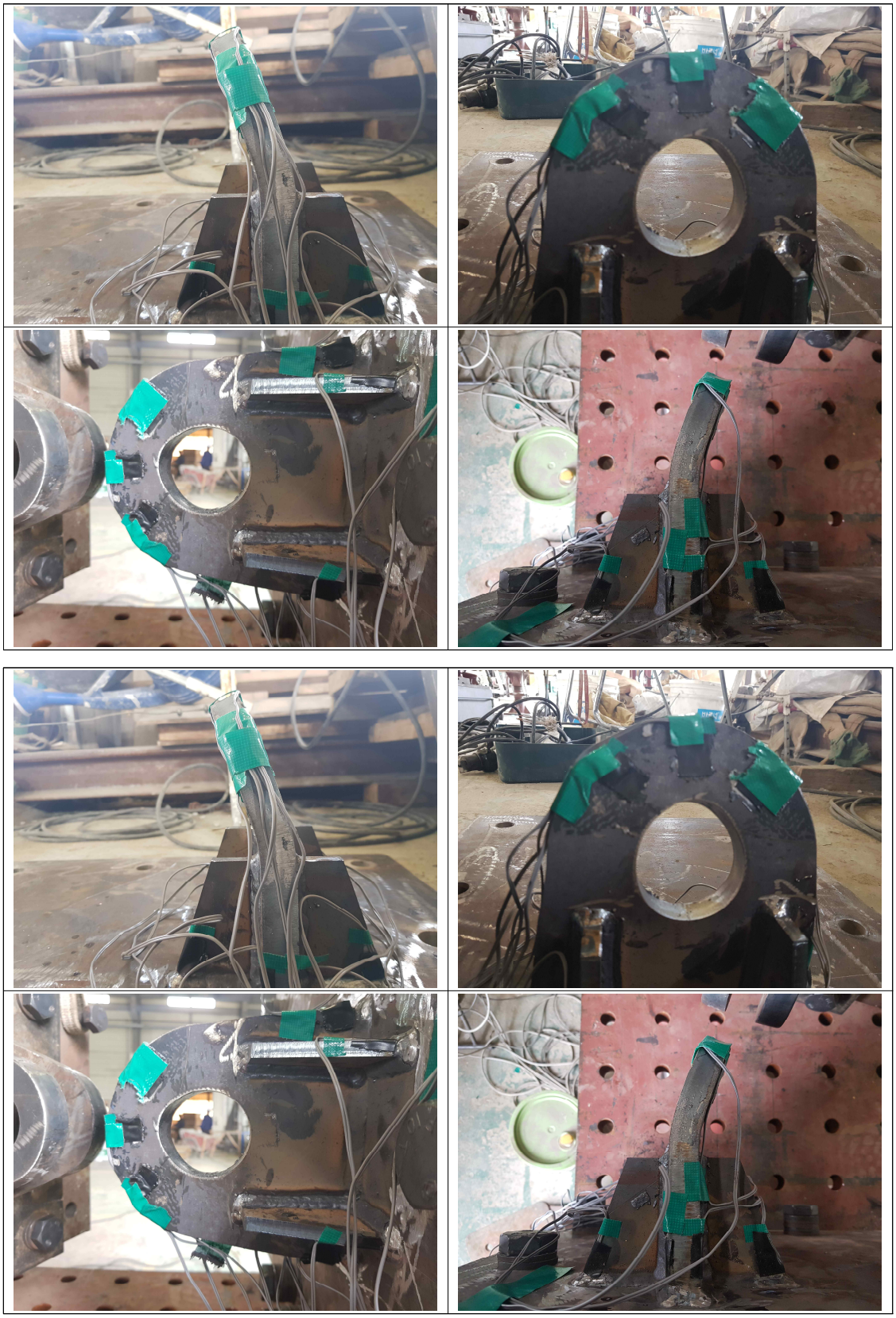
그림 3.123 B면의 하중-변형률

그림 3.122와 3.123은 A면과 B면이 하중-변형률을 나타낸 것이다. 응력집중이 나타나는 A2와 B2에서 가장 큰 압축 변형률이 나타났으며, A1(B1), A3(B3)에서는 그보다 작은 압축변형이 발생한 것을 데이터로 확인할 수 있었다. 패드아이 하부 측면과 리브플레이트에 부착되어 있는 스트레인게이지에는 인장력이 발생하였으며, 그러나 그 크기가 탄성구간을 벗어나지 않았으므로 거의 변형이 발생하지 않은 것으로 나타났다.

표 3.18은 편심인장실험체의 변형형상을 나타낸 것이다. 실험체가 가력을 하고 나서 자리를 잡으면서 초기에 큰 변형이 발생하는 것으로 나타났다. 패드아이를 하중가력방향과 수직하게 설치하지 않았기 때문에 초기에 하중방향쪽으로 꺾여버리는 변형형상이 나타났다. 이러한 변형은 하중의 방향이 급작스럽게 바뀌었을 경우에 발생할 수 있는 변형으로 판단된다. 실제 설계시에는 하중방향과 수직하게 패드아이를 설치하지만 공용중에 상부구조물의 변형이 발생할 경우에는 이러한 변형이 발생할 수도 있을 것으로 판단된다.

하중-변위곡선을 분석한 결과 그림 3.124과 같이 탄성상태로 하중이 지속적으로 증가된 것으로 나타났으며, 초기에 변곡점이 나타나는 이유는 이때 패드아이가 꺽이면서 하중이 순간적으로 감소하는 것으로 판단되며, 그 이후에는 패드아이가 자리를 잡음으로서 하중이 지속적으로 증가하는 것으로 나타났다.

표 3.18 편심인장실험체 변형 형상



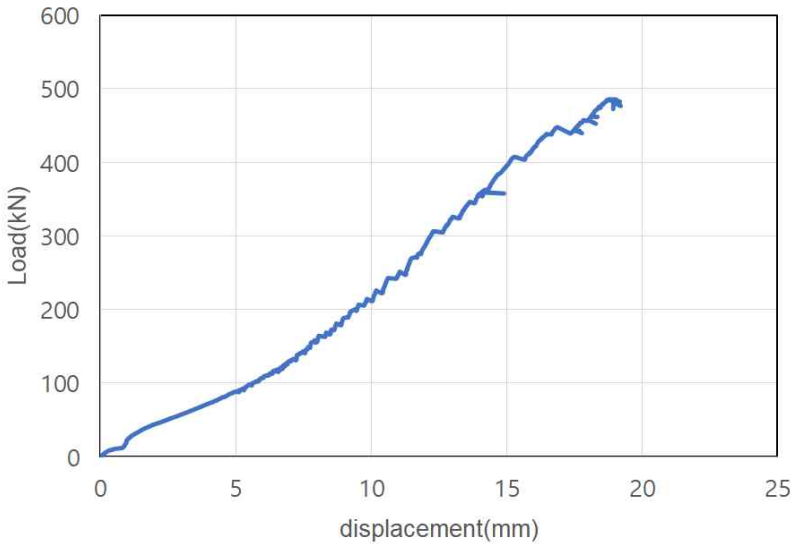


그림 3.124 하중-변위 곡선

A 면은 꺽인 부분의 안쪽이며, B면은 외측이다. 그 변형을 비교해보면 A면에서 더 큰 압축 변형률을 보이며 리브플레이트와 패드아이하면에서의 변형률이 B면보다 월등하게 큰 것을 볼 수 있다. 리브플레이트의 두께를 두껍게 하였기 때문에 좌굴은 발생하지 않았다. 만약 리브플레이트의 두께를 더 얇게 하였다면 이 부분에서 좌굴이 발생할 가능성이 매우 클 것으로 판단된다.

변형에서 A1과 A3가 그 값의 크기가 다른 것을 볼 수 있다. 이는 위 실험변형결과를 보면 패드아이의 정중심에 작용하는 것이 아닌 약간 상부쪽으로 변형이 더 크게 발생하였기 때문에 거의 같은 값이 나타나지 않은 것으로 판단된다.

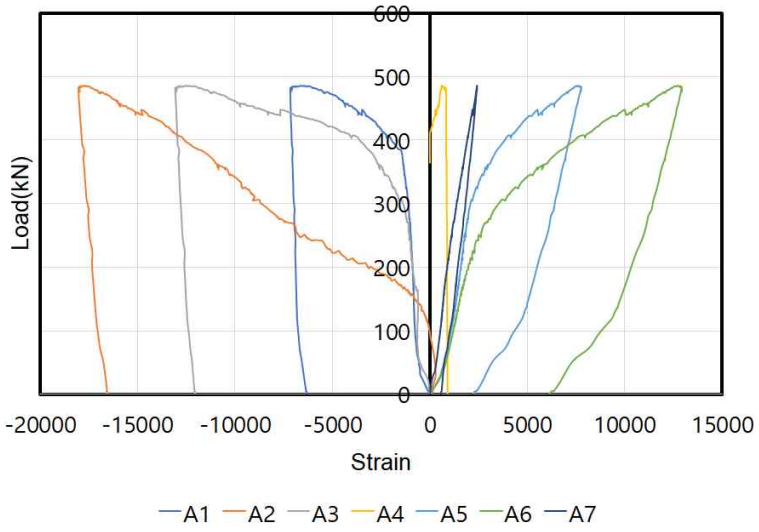


그림 3.125 A면의 하중-변형률

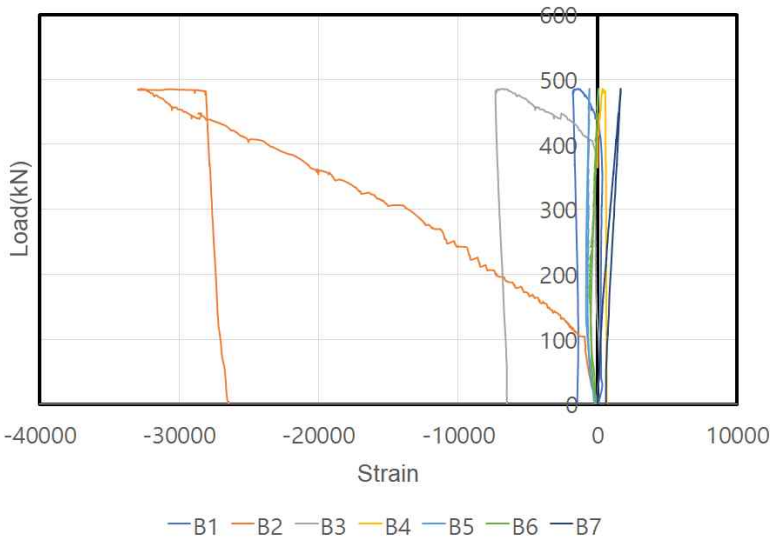


그림 3.126 B면의 하중-변형률

본 연구에서는 부유식 사장교의 주탑을 고정하기 위한 기초부 접합부 상세인 패드아이의 설계 방법을 제안하고 이를 해석 및 실험적으로 검증하였다. 검증 결과 제안된 설계 시트가 합리적으로 설계가 잘되는 것으로 나타났다. 향후에 실제 연결을 위한 패드아이 설계 시에 본 설계시트를 이용한다면 효과적으로 설계가 가능할 것으로 판단된다.

5.9 상부 케이블 단선 후 부유식 케이블지지교량의 정적 구조상태변화 분석

본 연구에서는 개발된 해석프로그램을 통한 부유식 케이블지지교량의 상부 케이블 단선 후 구조상태변화를 해석적으로 분석하였다. 아래 그림은 본 연구에서 다룬 교량모델을 나타낸다.

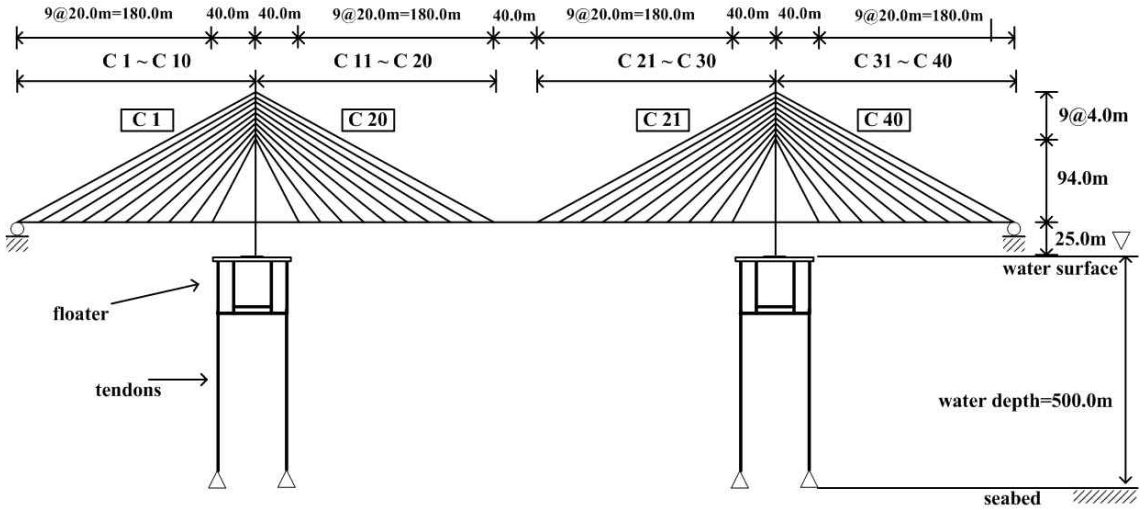


그림 3.127 해석모델 개요

본 연구에서 제안한 해석기법을 통해 단선 후 구조상태변화특성을 분석한 개념모델은 그림 3.127과 같은 총 길이 920.0m의 부유식 초장대 케이블 지지교량이다. 본 그림에 잘 나타난 대로 부유식 주탑은 폰툰과 컬럼으로 지지되어 있고, 이 부유체는 해저지반에 고정된 긴장재(tendon)으로 위치가 제어되는 구조적 특성을 갖는다. 표 3.19은 본 해석모델의 기본제원을 나타내고, 그림 3.128은 케이블의 단선 전 구조변형형상을 나타낸다.

표 3.19 Main particular of the considered floating bridge models

	Girder	Tower	Stay cables	Tendons
Axial stiffness EA (kN)	1.58E5	1.57E8	2.10E3	7.65E3
Bending stiffness EI, in-plane (kN · m2)	3.04E5	1.32E6	-	-
Bending stiffness EI, out-of-plane (kN · m2)	5.76E6	6.91E7	-	-
Unit weight (kN/m3)	77.01	77.01	77.01	77.01

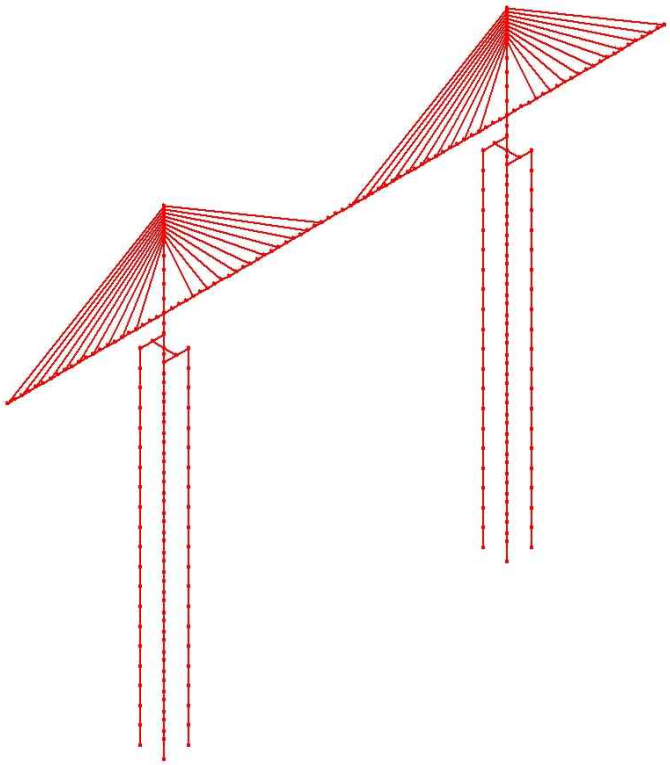


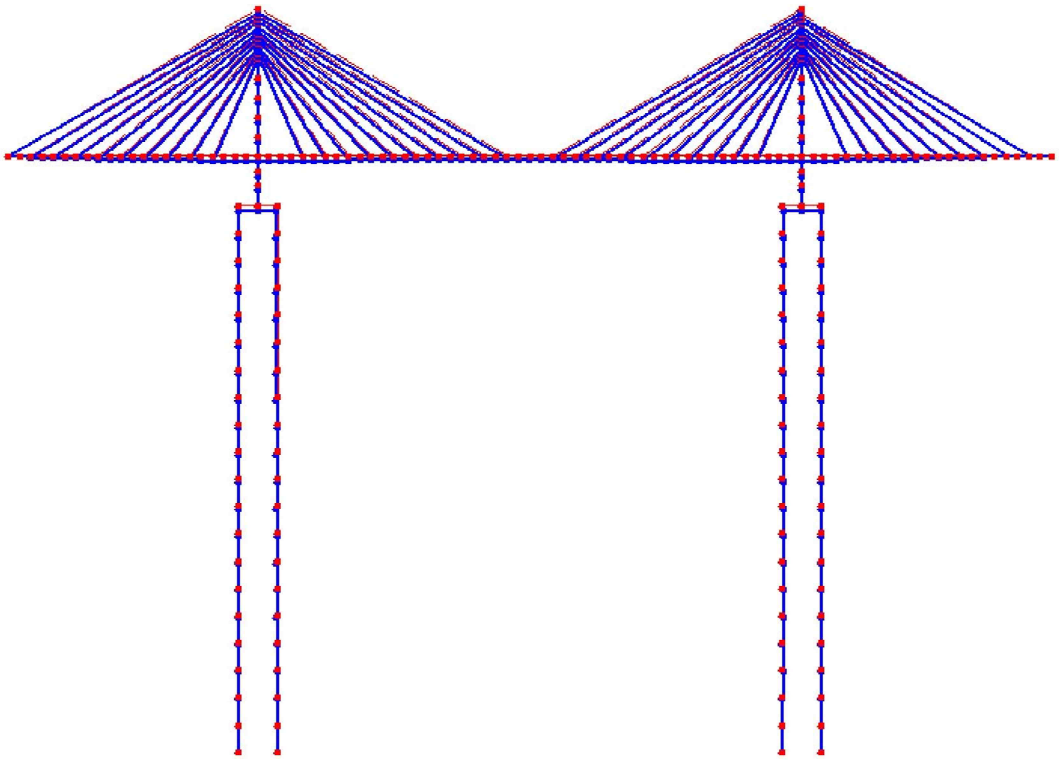
그림 3.128 상부 케이블 단선 전 형상

본 수치해석모델은 부유식 케이블지지교량의 주요 부재인 거더와 주탑, 상부케이블 및 긴장재로 구성되었고, 각 구조부재의 거동특성을 고려하여 거더와 주탑, 긴장재는 6자유도 비선형 보요소를 사용하고 상부케이블은 3자유도 비선형 트러스 요소를 사용하여 모사하였다. 거더와 주탑 간 교차점에서는 연결요소를 사용하여 연결하였고, 거더의 양 단부와 긴장재 최하단은 힌지 경계조건을 부여하였다.

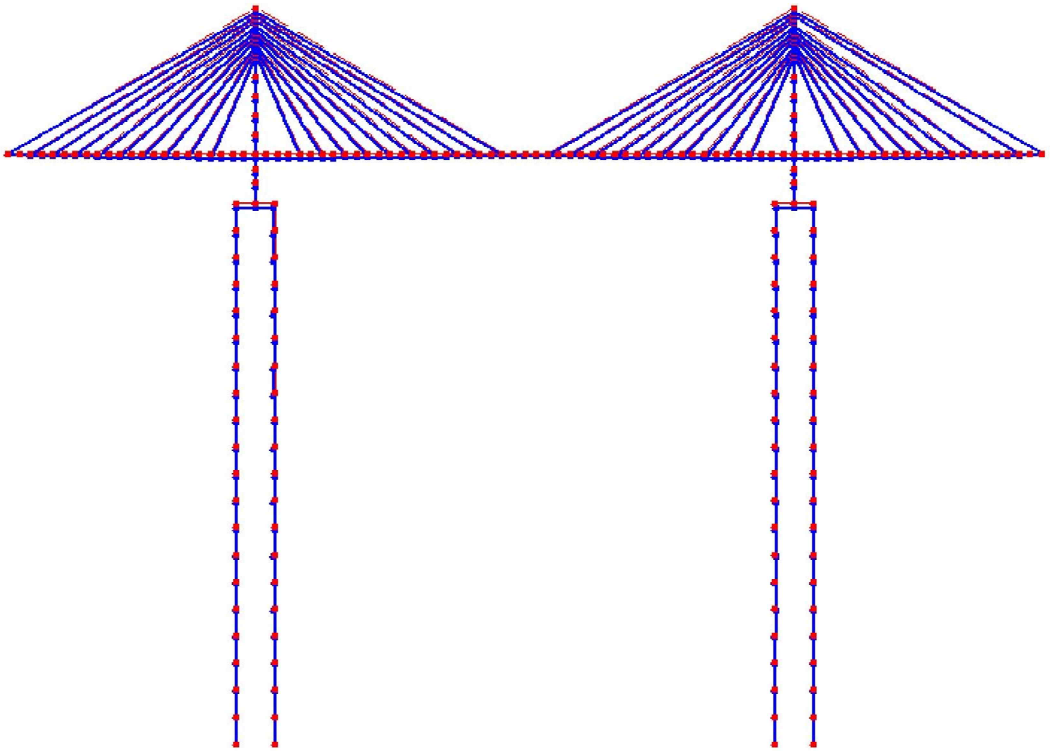
위 그림과 같이 팬 형 케이블 배치 형태의 모델을 고려하였고, 부유식 주탑에 부가되는 수직하중과 부력 간의 비인 BVR은 1.3인 조건에서 해석연구를 수행하였다.

본 연구에서는 구조물의 사하중과 부력에 대해 평형상태를 만족한 교량 모델에서 특정 상부 케이블의 단선 이후 구조상태변화를 역해석기법을 통해 분석하였다. 즉, 1번 케이블(C1)에서부터 20번 케이블(C20)까지 개별 케이블의 단선 이후 구조상태변화를 해석적으로 분석하였다.

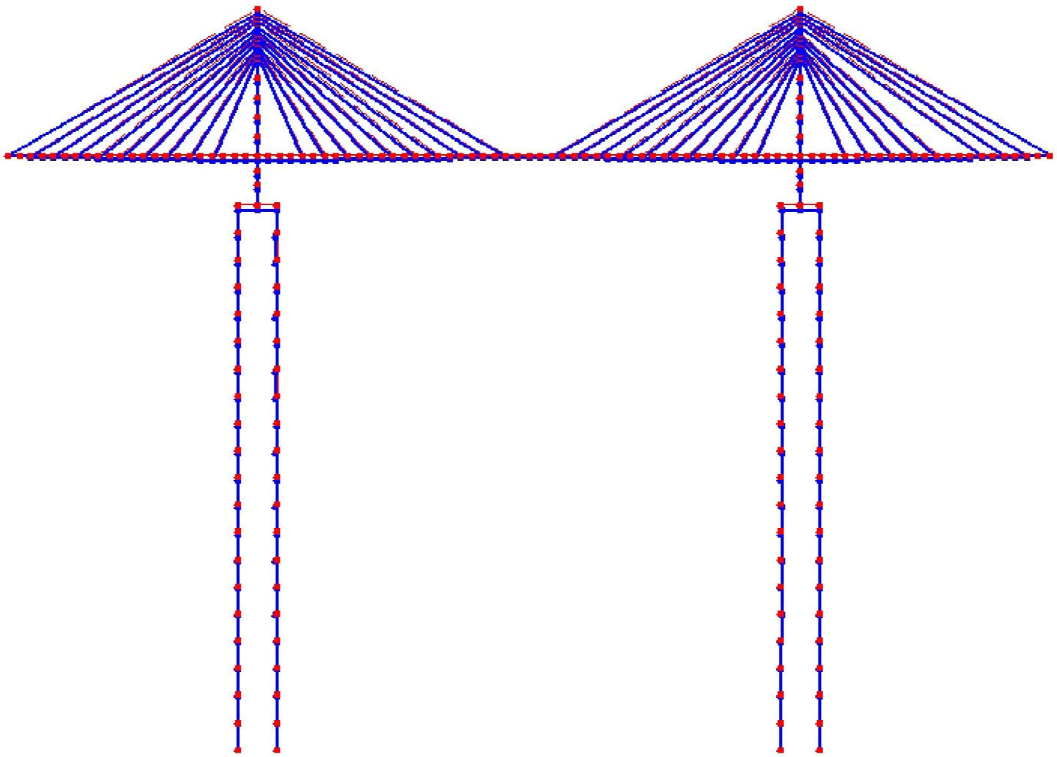
본 연구에서는 최외측에서부터 중앙지간 중앙부를 지지하는 상부케이블까지 한 기씩 각각 단선될 경우 구조상태변화를 해석적으로 분석하였다. 그림 3.129와 3.130은 각 케이블 단선 후 구조물의 변형형상을 나타낸다. 검토 결과, 한 기의 케이블 단선은 해당 케이블이 지지하던 거더의 국부적 처짐을 야기하는 것으로 확인되었는데, 특히 상대적으로 넓은 영역의 거더를 지지하거나 강한 긴장력이 작용하는 케이블의 단선은 다른 단선 조건에 비해 더 큰 국부적 변형을 유발하는 것으로 확인되었다.



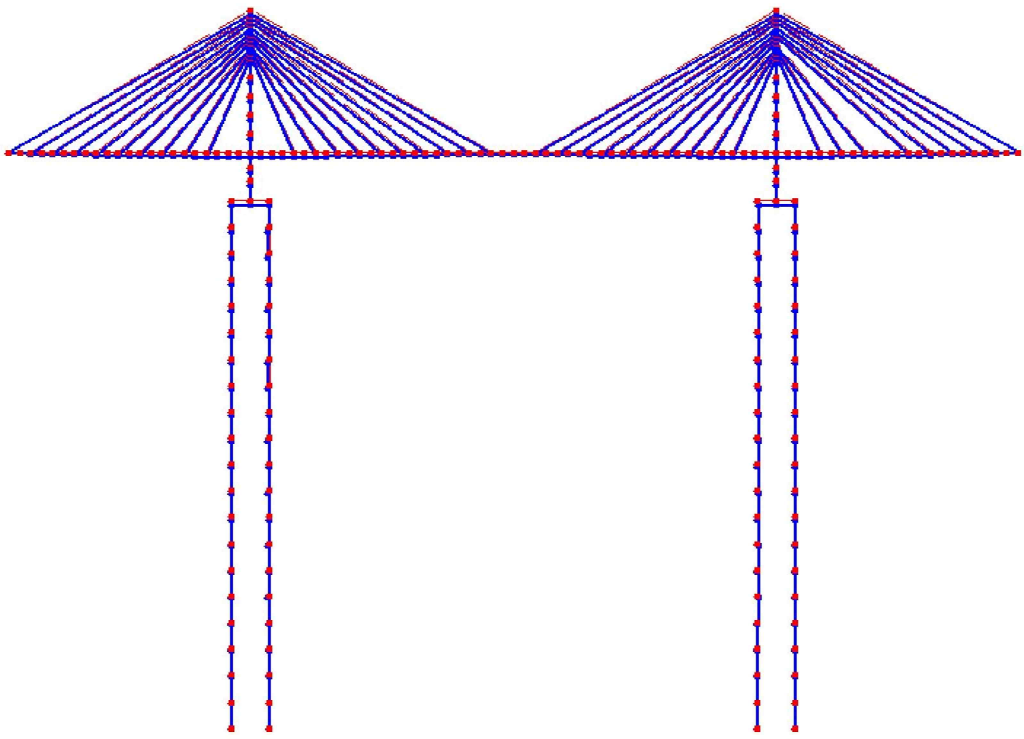
(a) C1 케이블 단선



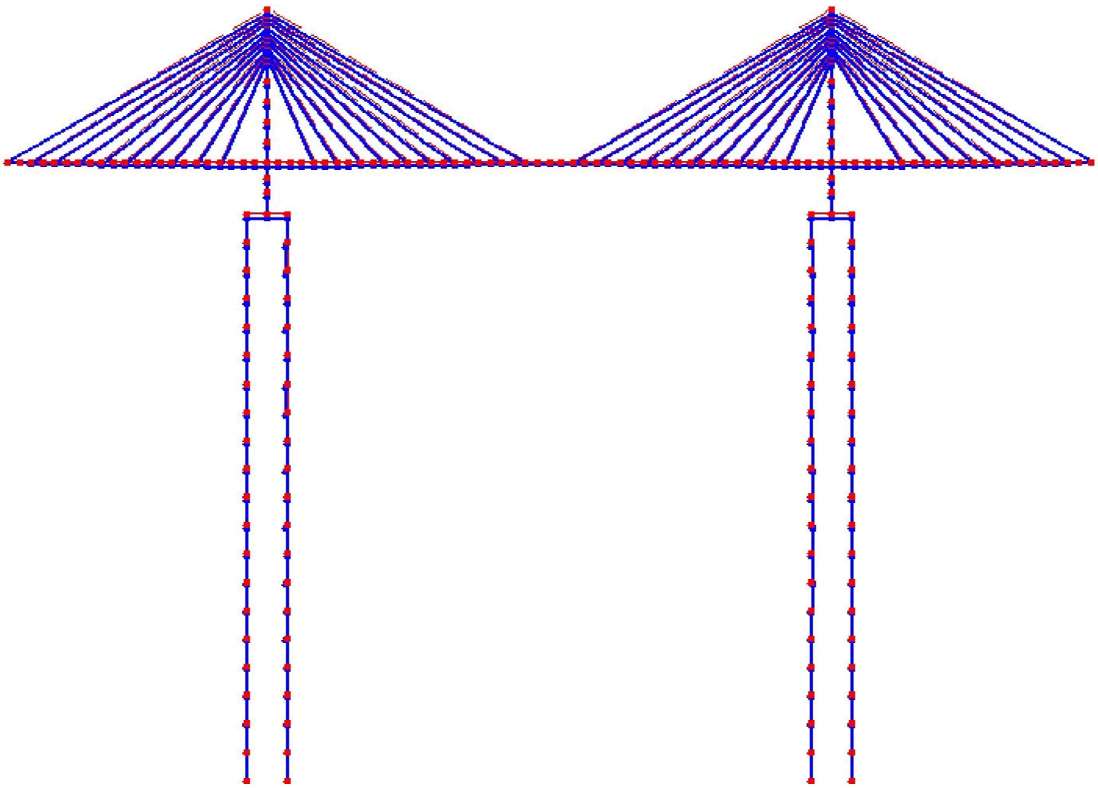
(b) C3 케이블 단선



(c) C5 케이블 단선

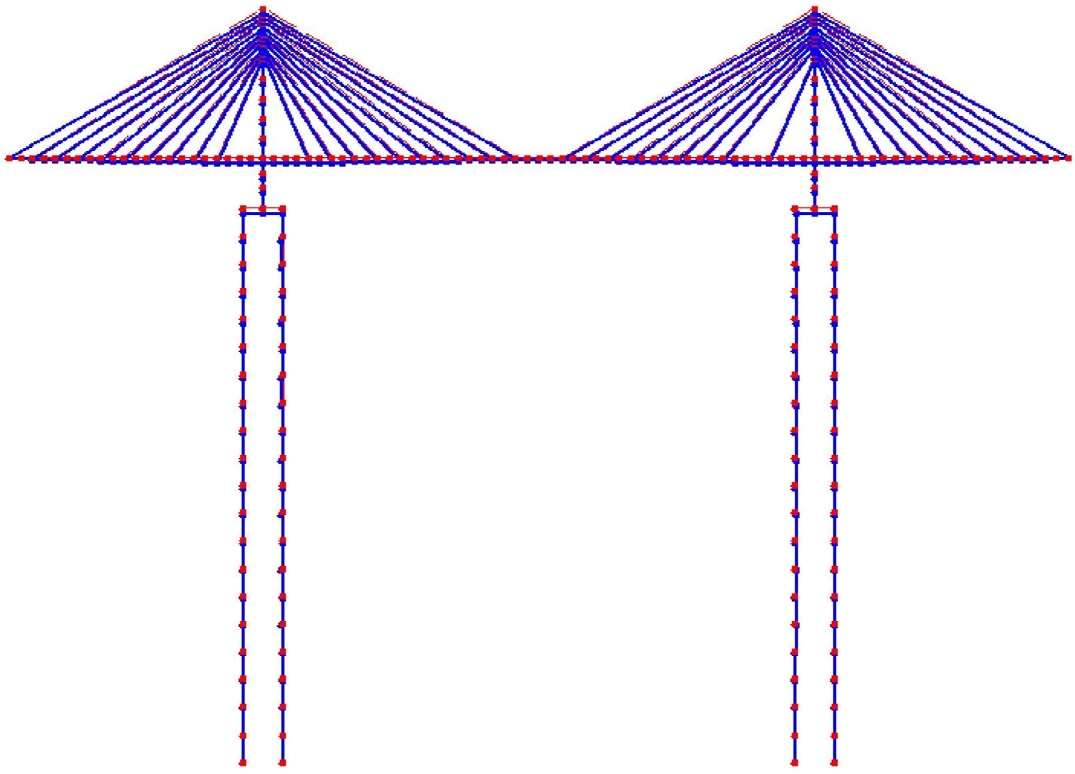


(d) C7 케이블 단선

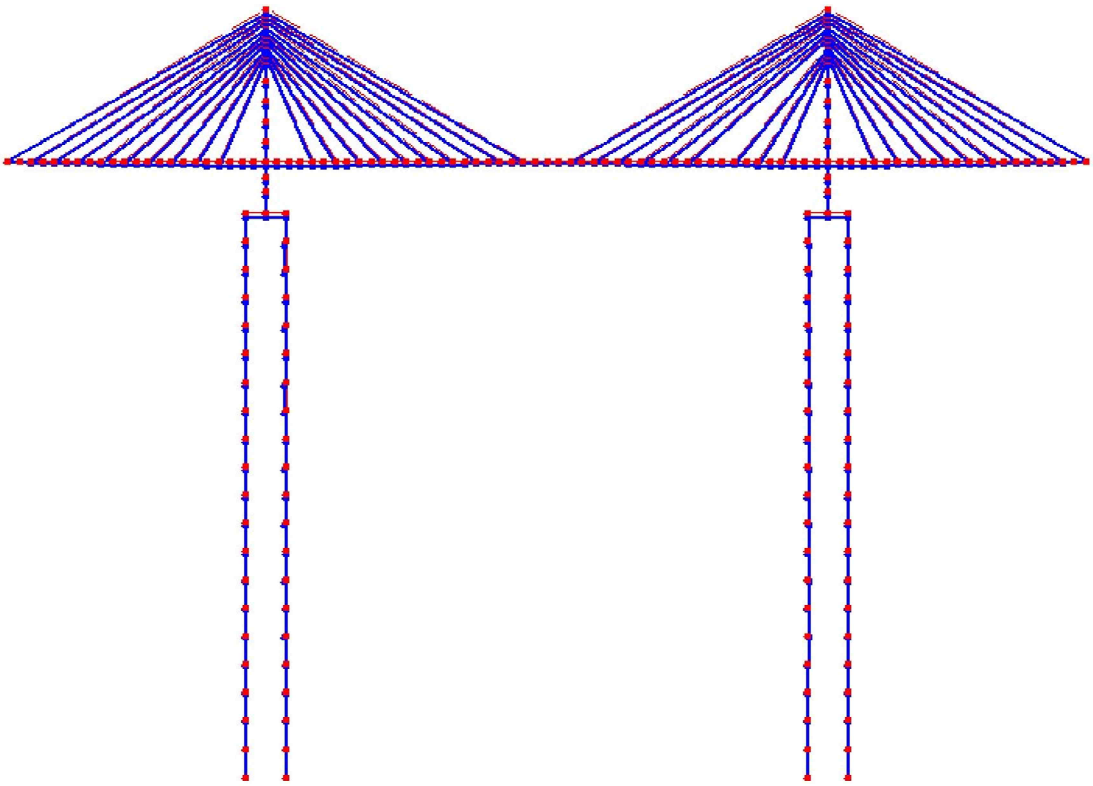


(e) C10 케이블 단선

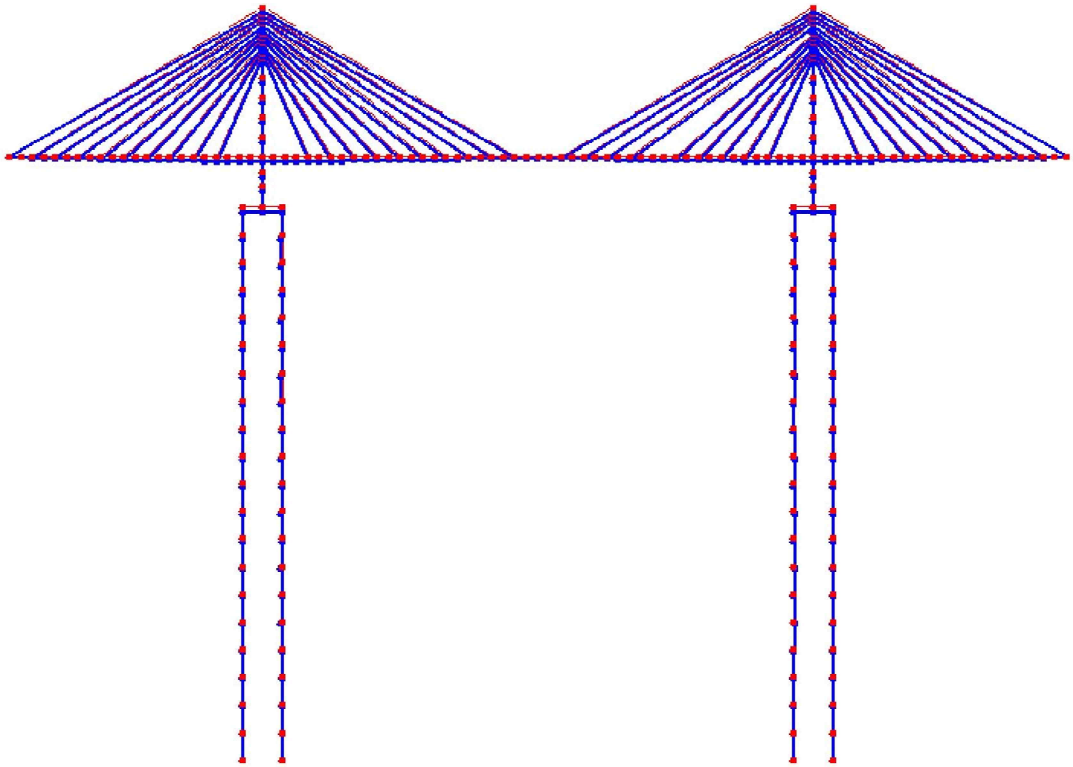
그림 3.129 측경간의 케이블 단선 후 전체적 변형형상 (scale factor=5.0)



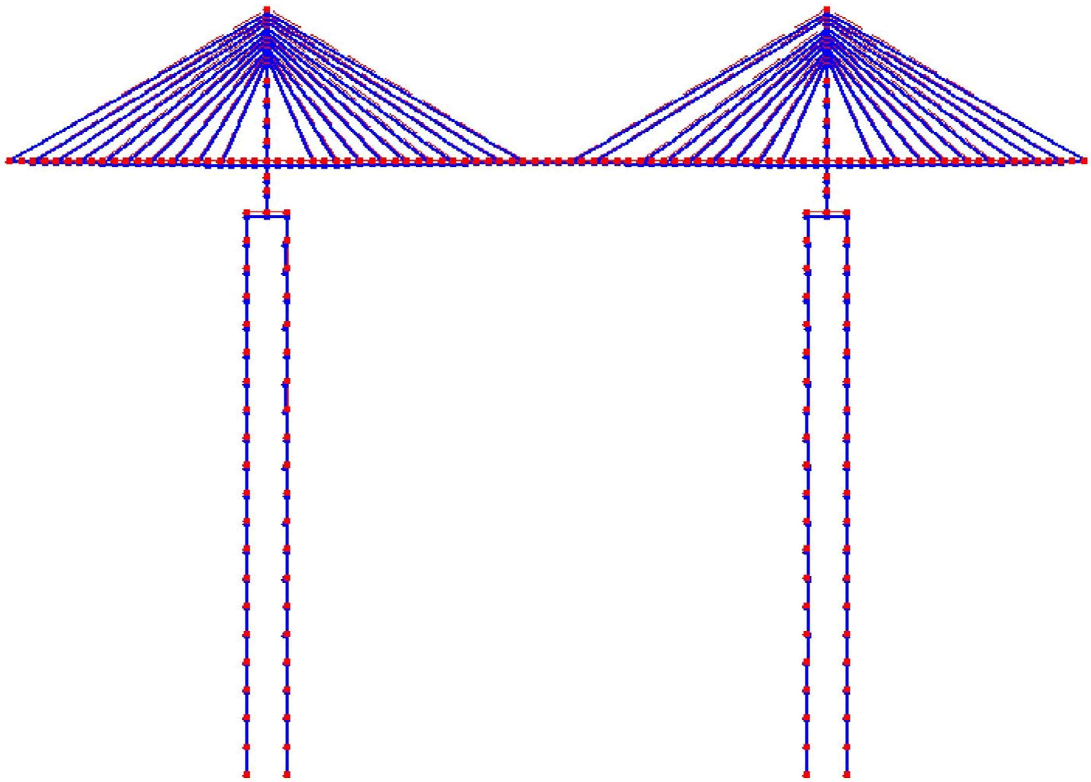
(a) C12 케이블 단선



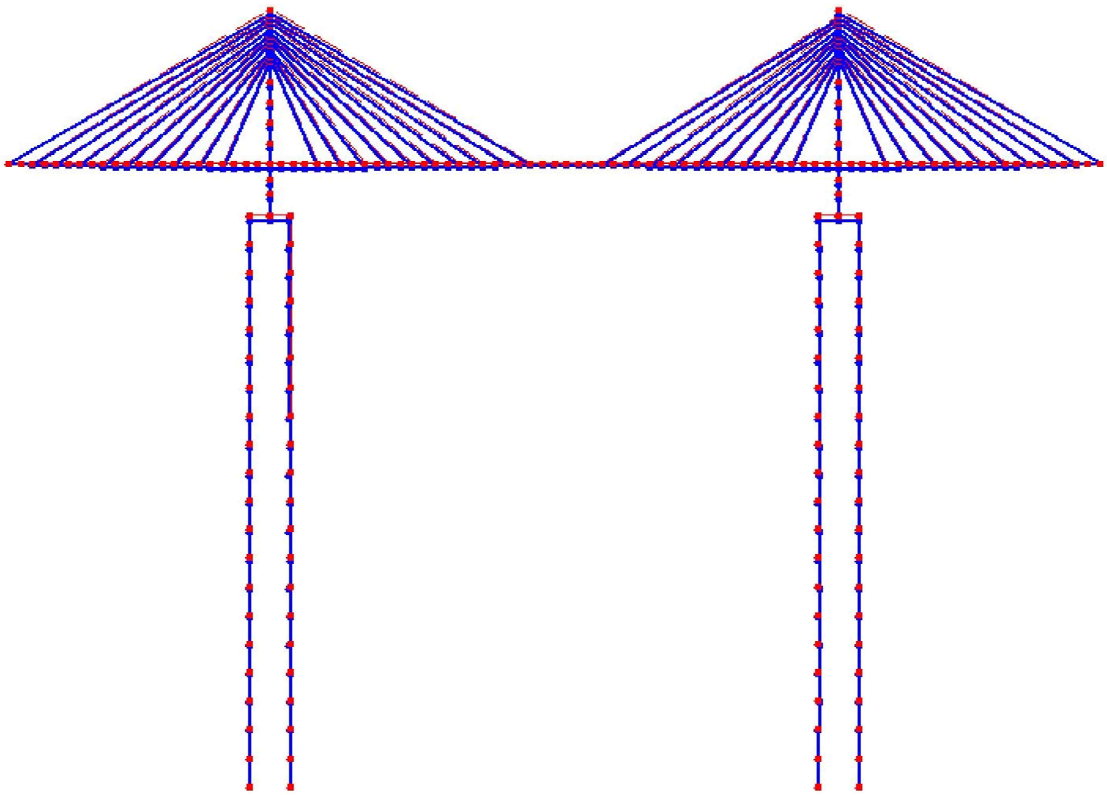
(b) C14 케이블 단선



(c) C16 케이블 단선

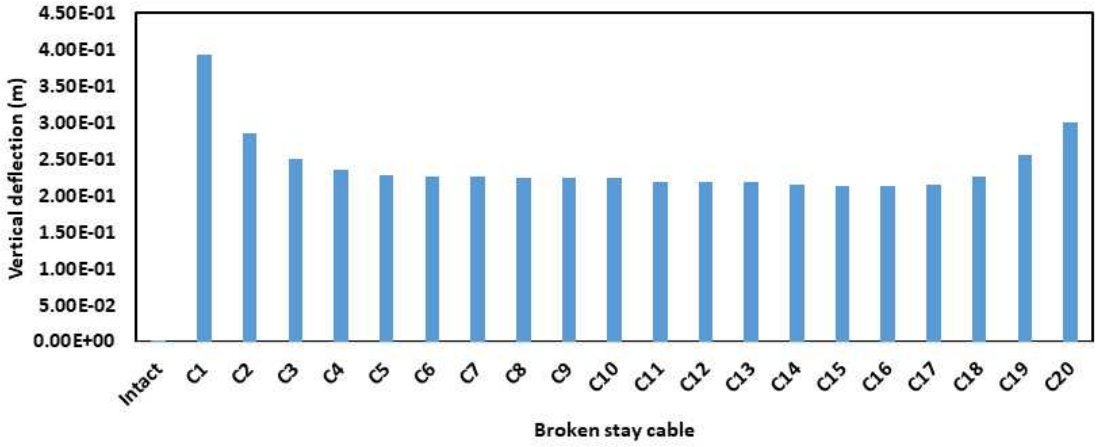


(d) C18 케이블 단선

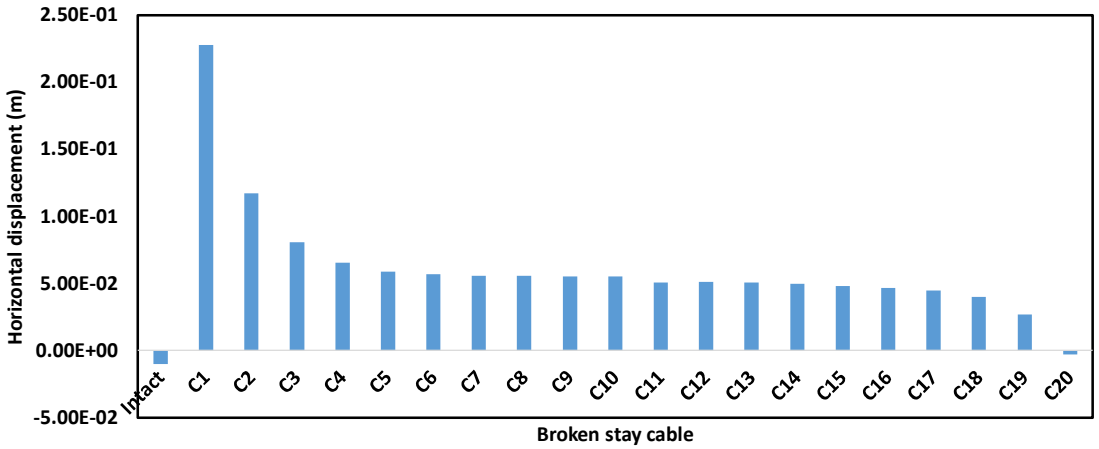


(e) C20 케이블 단선

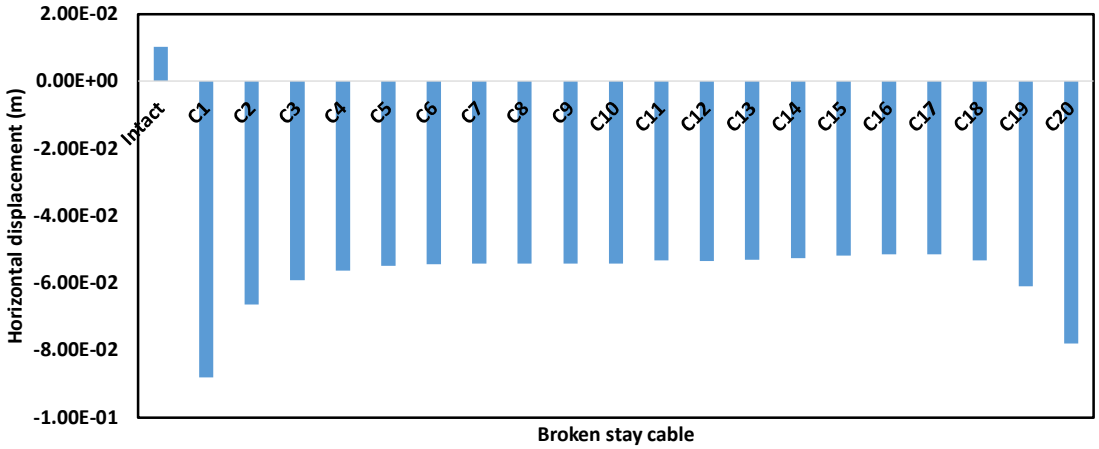
그림 3.130 중앙경간의 케이블 단선 후 전체적 변형형상 (scale factor=5.0)



(a) 중앙지간 중앙부 수직 처짐



(b) 왼쪽 주탑 최상단 수평변위



(c) 오른쪽 주탑 최상단 수평변위

그림 3.131 케이블 단선 후 구조물의 주요 위치에서의 변위

그림 3.131는 각 케이블 단선 후 중앙지간 중앙부에서의 수직 처짐과 주탑 최상단의 수평변위 변화를 비교한다. 먼저 중앙지간 중앙부의 수직 처짐은 긴장력이 가장 크게 작용하는 최외측지지 케이블 (C1)과 중앙지간 지지 케이블(C20) 단선 시 가장 크게 나타난다. 특히 최외측지지 케이블의 단선 시 주탑의 수평변위가 증폭되면서 중앙지간의 처짐 증가를 연쇄적으로 야기하는 것으로 분석되었다.

6. 총길이 2.0㎞ 급의 초장대 교량의 실효성 분석

본 연구과제의 최종목표는 부유식 초장대 케이블지지교량의 핵심 해석기술 개발로, 1차년도 연구 수행을 통해 초기형상 해석기술과 전체계 해석기법을 개발하였으며 이를 활용하여 주요 환경하중에 대한 영향과 케이블 배치 및 장력분포에 따른 정적 거동 특성을 분석하였다. 2차년도에는 주탑의 안정성과 극한해석기술, 케이블/계류계 단선 해석 및 피로해석기법 등을 개발하여 각각의 주요 거동 특성에 대한 분석을 수행하였으며, 개발된 해석기술을 활용하여 2.0㎞ 부유식 초장대 케이블지지교량의 전체계 거동에 대한 사용성 평가 및 주요부재에 대한 강도/피로성능평가를 통해 본 연구과제에서 다루는 미래형 신형식 초장대교량에 대한 실효성을 분석하였다.

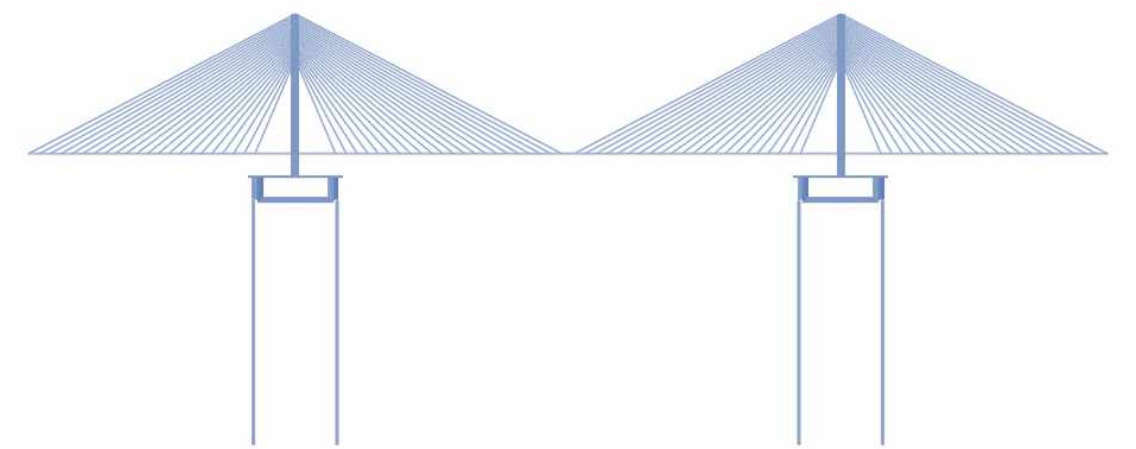
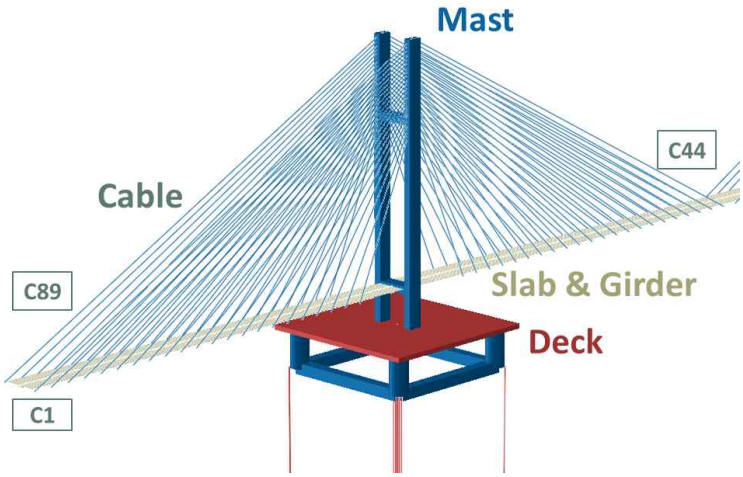
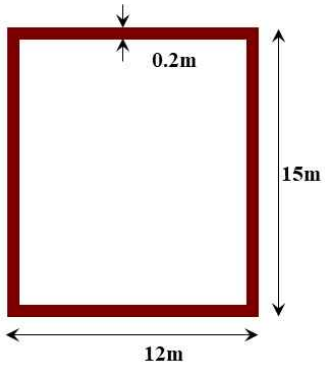


그림 3.132 단기적 피로 손상도 비교 (실린더 형 부유체 모델 VS 폰툰-컬럼 형 부유체 모델)

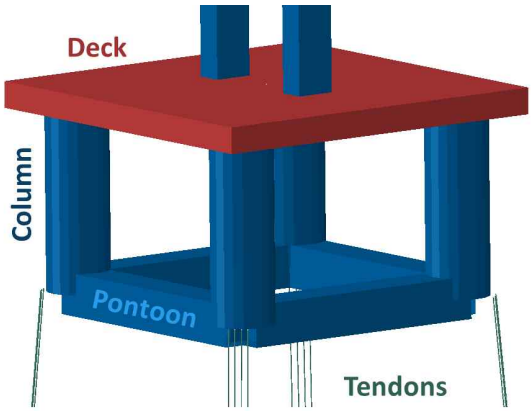
부유식 주탑을 갖는 초장대 사장교의 실효성 분석을 위한 해석 모델은 그림 3.132와 같이 교량의 전체 길이 2.0㎞, 중앙 지간장 1010m, 주탑의 높이 260m(거더-주탑 최상단), 자유수면-거더 간격 40m의 사장교이다. 해당 부유식 구조물의 수심은 500m로 가정하였다. 주탑은 물속에 잠긴 부력을 받는 부유체에 의해 지지되며 이 부유체는 해저지반에 고정된 긴장재(Tendon)에 의해 계류된다. 부유체의 형식은 4개의 Column과 Pontoon으로 이루어진 부유체 형식이다.주탑은 그림 3.133(a), (b)와 같이 단실 박스형태의 H형 주탑에 C1~C176의 케이블로 총 176개의 케이블이 연결된 2면 배치 형식이다. 거더와 슬라브는 가로보에 거더가 얹힌 상태로, 주탑과 힌지 연결로 가정하였다. 그림 3.133(c)는 4-Column Pontoon 형식의 부유체 형상 모델이다. 각각의 부유체에는 16개의 긴장재가 배치되고, 4개의 긴장재가 하나의 클러스터를 구성하도록 하였다. 각 클러스터는 연결된 부유체의 중심점을 기준으로 90° 간격으로 배치된다. 긴장재는 T1~T32의 총 32개의 긴장재가 2개의 부유체를 계류하고 있다. 이에 따라 부유체는 각 Column 당 4개의 긴장재가 최외각에 연결된다. 긴장재의 최외각 직경(OD, Outer Diameter)은 0.95m 두께는 35mm로 모델링 하였다.



(a) Superstructure



(b) Cross Section of Mast



(c) Floater & Tendons

그림 3.133 주요 구조부재 정의

표 3.20 교량모델 제원

	Girder	Slab	Mast & Cross	Cables	Tendons
Elastic modulus E (kN/m^2)	2.1×10^8	2.5×10^7	2.5×10^7	2.1×10^8	2.1×10^8
Sectional area A (m^2)	4.75	8.5	10.64	0.015	0.101
2nd moment of inertia I11 (m^4)	28.528	0.044	260.910	-	-
2nd moment of inertia I22 (m^4)	522.035	828.83	366.602	-	-
Unit weight ɣ (kN/m^3)	77.01	24.53	24.53	77.01	77.01
Drag coefficient	-	-	-	-	1.2
Added mass coefficient	-	-	-	-	1.0
Compression	-	-	-	No	No

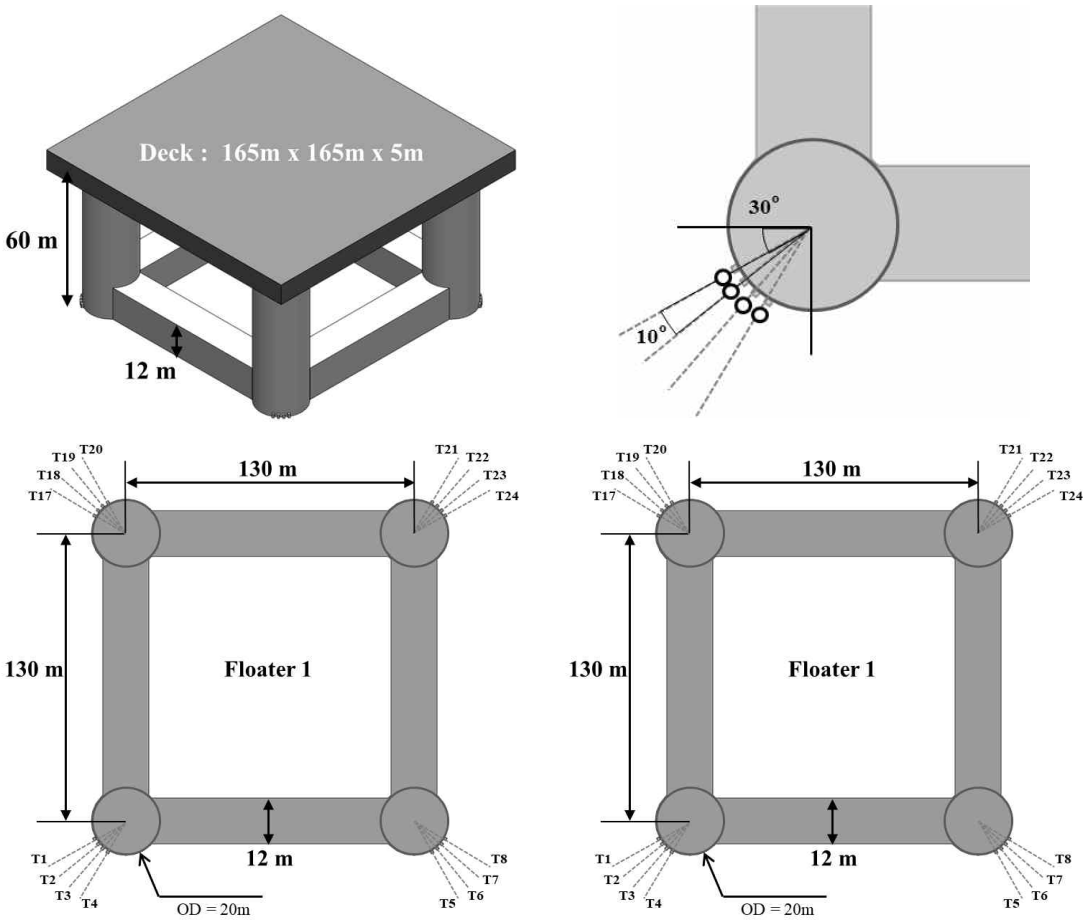


그림 3.134 부유체 및 긴장재 배치 상세

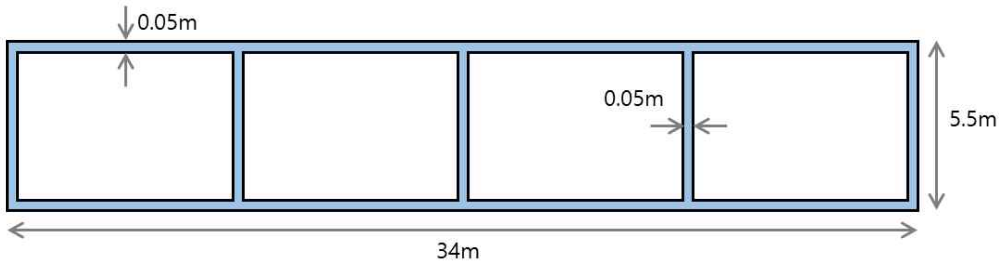


그림 3.135 거더 단면 형상

그림 3.134은 부유체의 단면제원과 긴장재의 배치를 나타내며, 상부구조물의 수직력 대비 1.7배의 부력(BVR=1.7)을 만들어 내는 부유체의 형상이다.

해석모델의 주요 물성치는 다음 표 3.20과 같다. 긴장재와 케이블은 압축력을 받지 못하는 요소로 모델링을 수행하였다. 부유식 케이블 지지교량의 거더형식은 그림 3.135과 같이 4개의 박스를 갖는 4박스 다실박스형 단면으로 가정하였다.

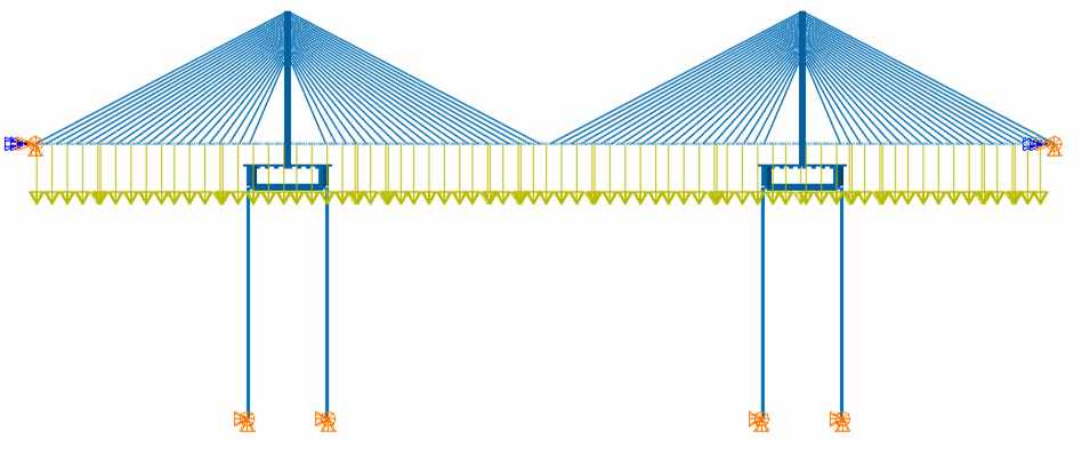


그림 3.136 FE model and traffic loads

0.7 × traffic 하중이 작용하였을 때 교량 중앙부에는 약 1.74m의 수직처짐이 발생하였다. Design basis에서 제시하는 차량하중에 대한 수직처짐 제한 기준인 1m의 경우 차량의 운행에 대한 사용성 기준이 아닌 해양구조물의 비말대(splash zone)를 고려한 여유고(freeboard)에 대한 기준으로, 본 제한 기준은 4m의 여유고를 가지는 교량에 대해 1.6m의 파고를 고려한 수직처짐 제한이므로 상이한 여유고를 가지는 교량이나 해양조건에 따라 가변적으로 적용될 수 있다.

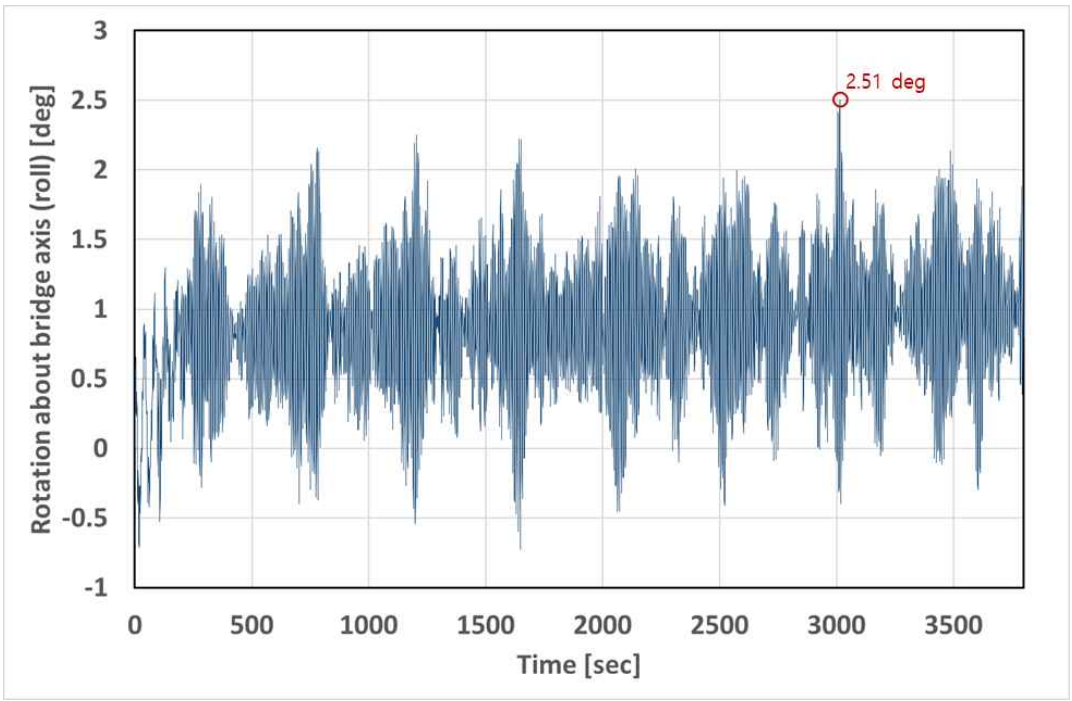


그림 3.137 Rotation about bridge axis

그림 3.137은 차량하중과 1년 재현주기를 가지는 풍하중 및 파랑하중이 교축직각방향으로 작용하였을 때의 교량 중앙부 회전변위(deg)를 나타내고 있다. Design basis에서 제시하는 차량하중 및 1년 재현주기의 풍하중이 작용하였을 때의 회전변위에 대한 제한 기준인 2.5deg(1deg + 1.5deg)에 비해 0.01deg 초과하는 값이 발생하였으나, 본 연구에서는 차량하중과 풍하중에 더해 1년 재현주기를 갖는 파랑하중을 추가한 부분을 고려하였을 때 합리적

인 회전변위 값으로 판단된다.

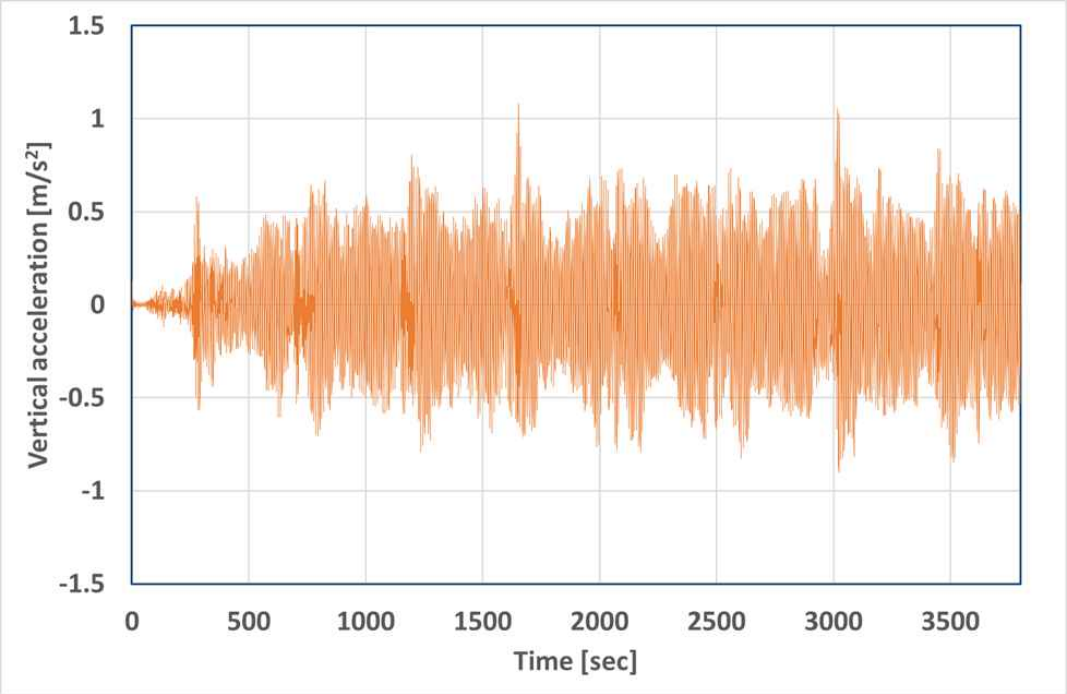


그림 3.138 Vertical acceleration

동일한 하중이 작용하였을 때 발생하는 거더의 수직방향 가속도는 Design basis에서 제시하는 수직방향 가속도 제한 기준인 0.5m/s2을 초과하는 구간이 다수 발생하였으며, 최대 1.08m/s2의 수직방향 가속도가 발생하여 사용성 측면에서 다소 적합하지 않은 결과를 나타내었다.

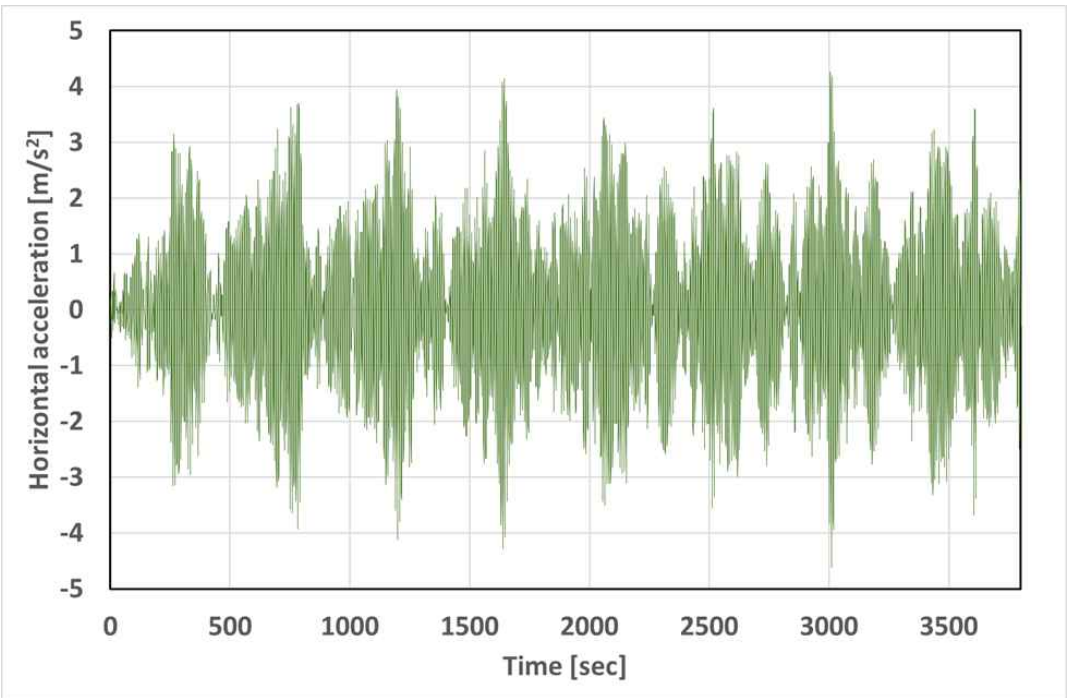
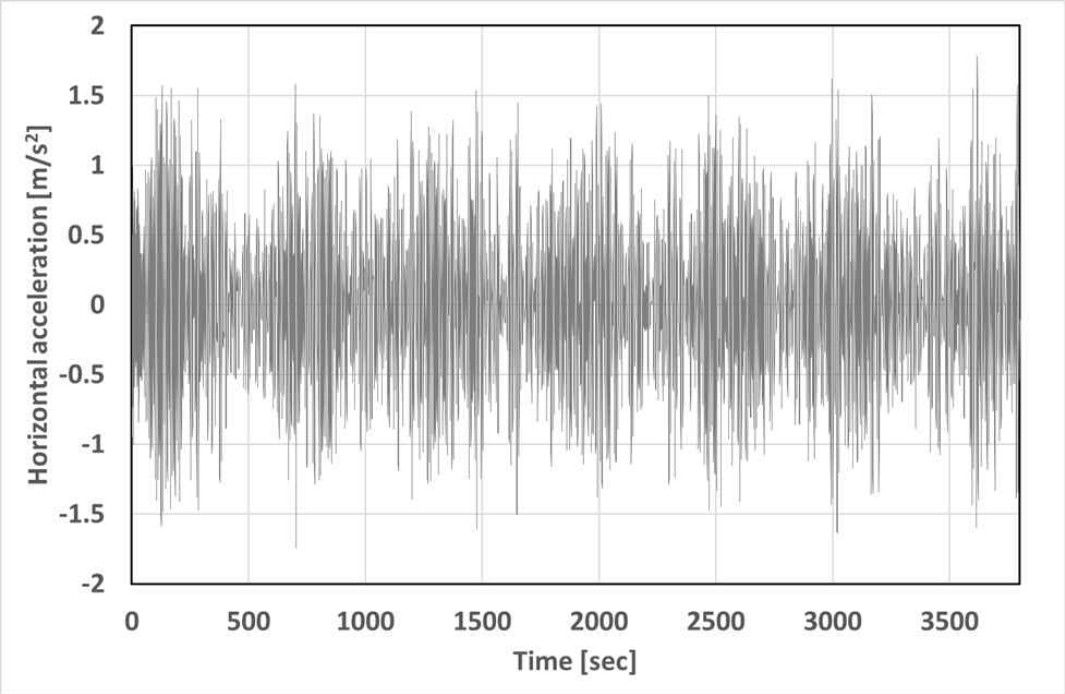
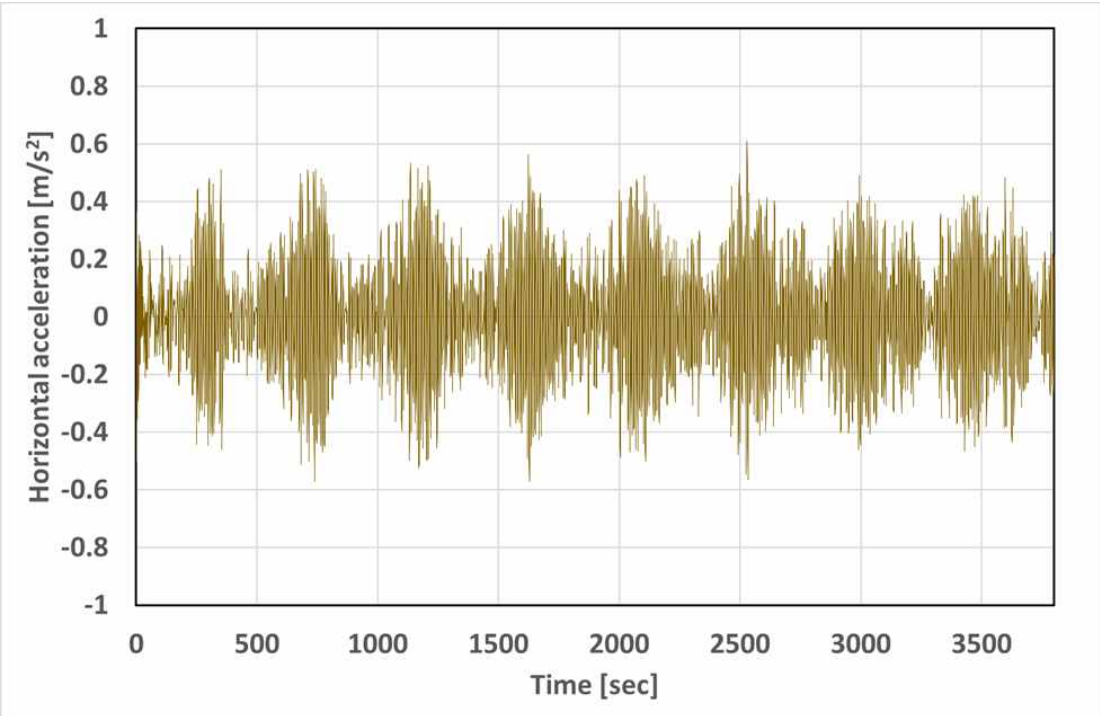


그림 3.139 Horizontal acceleration

거더의 수평방향 가속도의 경우 Design basis에서의 직선교량에 대한 제한 값인 0.3m/s2에 비해 큰 값이 나타나며, 최대 4.61m/s2의 수평방향 가속도 값이 발생하였다.



(a) Horizontal acceleration of Mast top



(b) Horizontal acceleration of Mast bottom

그림 3.140 Horizontal acceleration of Mast top

거더에 발생하는 수평방향 가속도와의 비교를 위해 주탑에서 발생하는 수평방향 가속도를 그림 3.140에 나타내었다. 주탑 최상단에서 발생하는 수평방향 가속도의 최대값은 1.78m/s2, 주탑 최하단에서 발생하는 수평방향 가속도의 최대값은 0.61m/s2로 거더에 비해 안정적인 거동을 보이나, Design basis에서의 제한 기준은 만족하지 못하였다. 거더와 주탑에서 발생하는 수평방향 가속도를 통해 교량에 발생하는 과진동은 부유체의 진동 뿐 만 아니라 주탑과 거더의 flexiblity로 인한 영향이 크게 작용하는 것을 확인할 수 있다. 교량에

발생하는 수직 및 수평방향 가속도는 사용성 측면에서의 실효성이 부족한 것으로 나타나며, 부유체와 주탑, 거더의 추가적인 강성 확보를 통해 추후 이에 대한 분석이 필요할 것으로 판단된다.

또한, 교량의 거동 제한 기준에 대한 참고문헌 Design basis(노르웨이의 E39 프로젝트)의 경우 대상 지역의 환경하중이 우리나라에 비해 마일드한 조건을 갖추고 있어 비교적 안정적인 거동을 나타낼 수 있는 것으로 판단된다.

6.2 주요부재 강도 성능 분석

부유식 초장대 케이블 지지교량의 주요부재 강도 성능 분석을 위해 본 연구에서는 교량의 자중 및 차량하중, 100년 재현주기의 환경하중(wind + wave)을 통해 비선형 동적 거동 분석을 수행하여 케이블 및 계류선에 대한 강도 성능을 분석하였다.

표 3.21 Minimum and maximum stress of cables

No. of cable	Min stress [Mpa]	Compressive stress	Max stress [Mpa]	Margin of safety
1	651.87	O.K	1041.78	57.88%
2	743.94	O.K	1064.04	59.11%
3	755.09	O.K	829.71	46.10%
4	753.73	O.K	861.87	47.88%
5	755.81	O.K	830.51	46.14%
6	754.40	O.K	862.70	47.93%
7	651.07	O.K	1040.92	57.83%
8	743.04	O.K	1062.97	59.05%
9	693.92	O.K	1030.57	57.25%
10	769.99	O.K	1049.44	58.30%
11	816.49	O.K	899.63	49.98%
12	809.44	O.K	918.03	51.00%
13	817.11	O.K	900.31	50.02%
14	810.01	O.K	918.76	51.04%
15	693.13	O.K	1029.68	57.20%
16	769.20	O.K	1048.45	58.25%
17	731.04	O.K	1012.90	56.27%
18	793.05	O.K	1029.02	57.17%
19	851.60	O.K	946.09	52.56%
20	845.50	O.K	954.59	53.03%
21	852.24	O.K	946.67	52.59%
22	845.98	O.K	955.20	53.07%
23	730.27	O.K	1011.98	56.22%
24	792.40	O.K	1028.13	57.12%
25	761.29	O.K	989.02	54.95%
26	810.98	O.K	1002.67	55.70%
27	868.22	O.K	970.36	53.91%
28	863.17	O.K	972.60	54.03%

29	868.78	O.K	970.83	53.93%
30	863.56	O.K	973.08	54.06%
31	760.57	O.K	988.11	54.90%
32	810.52	O.K	1001.91	55.66%
33	783.67	O.K	960.27	53.35%
34	822.63	O.K	970.96	53.94%
35	869.19	O.K	974.94	54.16%
36	864.81	O.K	974.09	54.12%
37	869.67	O.K	975.31	54.18%
38	865.13	O.K	974.48	54.14%
39	783.05	O.K	959.38	53.30%
40	822.43	O.K	970.40	53.91%
41	797.85	O.K	926.93	51.50%
42	827.59	O.K	936.05	52.00%
43	857.32	O.K	963.76	53.54%
44	853.20	O.K	961.05	53.39%
45	857.73	O.K	964.07	53.56%
46	853.45	O.K	961.36	53.41%
47	797.41	O.K	926.20	51.46%
48	827.79	O.K	936.03	52.00%
49	802.49	O.K	891.55	49.53%
50	826.11	O.K	902.18	50.12%
51	835.83	O.K	940.52	52.25%
52	831.87	O.K	936.68	52.04%
53	836.19	O.K	940.76	52.26%
54	832.06	O.K	936.92	52.05%
55	802.36	O.K	891.06	49.50%
56	826.91	O.K	903.14	50.17%
57	799.56	O.K	855.69	47.54%
58	818.41	O.K	867.76	48.21%
59	807.66	O.K	908.66	50.48%
60	804.51	O.K	904.39	50.24%
61	808.00	O.K	908.85	50.49%
62	804.65	O.K	904.58	50.25%
63	799.90	O.K	855.66	47.54%
64	820.38	O.K	869.63	48.31%
65	788.15	O.K	821.42	45.63%
66	797.74	O.K	834.60	46.37%
67	776.53	O.K	872.00	48.44%
68	774.47	O.K	867.65	48.20%
69	776.83	O.K	872.15	48.45%

70	774.61	O.K	867.79	48.21%
71	789.31	O.K	822.02	45.67%
72	799.57	O.K	837.27	46.52%
73	759.36	O.K	802.76	44.60%
74	763.05	O.K	811.91	45.11%
75	745.75	O.K	834.14	46.34%
76	744.33	O.K	829.82	46.10%
77	746.01	O.K	834.26	46.35%
78	744.44	O.K	829.92	46.11%
79	761.36	O.K	804.52	44.70%
80	766.66	O.K	816.46	45.36%
81	732.23	O.K	788.13	43.79%
82	730.84	O.K	795.02	44.17%
83	718.31	O.K	798.42	44.36%
84	717.45	O.K	794.47	44.14%
85	718.53	O.K	798.52	44.36%
86	717.54	O.K	794.51	44.14%
87	735.58	O.K	791.30	43.96%
88	737.00	O.K	802.18	44.57%
89	709.05	O.K	774.25	43.01%
90	704.59	O.K	779.39	43.30%
91	696.92	O.K	767.89	42.66%
92	695.91	O.K	764.21	42.46%
93	697.11	O.K	767.97	42.67%
94	695.97	O.K	764.20	42.46%
95	713.38	O.K	779.06	43.28%
96	714.50	O.K	790.19	43.90%
97	689.42	O.K	763.41	42.41%
98	686.47	O.K	767.15	42.62%
99	683.62	O.K	745.57	41.42%
100	682.09	O.K	741.92	41.22%
101	683.79	O.K	745.62	41.42%
102	682.11	O.K	741.86	41.21%
103	695.45	O.K	770.02	42.78%
104	701.80	O.K	783.07	43.50%
105	679.69	O.K	758.26	42.13%
106	678.62	O.K	760.67	42.26%
107	680.04	O.K	733.71	40.76%
108	678.00	O.K	729.59	40.53%
109	680.16	O.K	733.72	40.76%
110	677.93	O.K	729.49	40.53%

111	687.10	O.K	766.34	42.57%
112	701.80	O.K	783.81	43.55%
113	681.42	O.K	761.32	42.30%
114	682.87	O.K	762.01	42.33%
115	688.42	O.K	733.90	40.77%
116	684.01	O.K	729.27	40.52%
117	688.43	O.K	733.83	40.77%
118	683.84	O.K	729.08	40.50%
119	688.79	O.K	769.58	42.75%
120	717.44	O.K	795.56	44.20%
121	694.53	O.K	774.46	43.03%
122	699.96	O.K	772.22	42.90%
123	708.16	O.K	747.05	41.50%
124	701.35	O.K	742.41	41.25%
125	707.97	O.K	746.83	41.49%
126	701.00	O.K	742.12	41.23%
127	697.84	O.K	778.66	43.26%
128	751.38	O.K	821.31	45.63%
129	716.56	O.K	796.64	44.26%
130	727.99	O.K	789.94	43.89%
131	736.41	O.K	771.96	42.89%
132	728.09	O.K	766.27	42.57%
133	735.97	O.K	771.53	42.86%
134	727.48	O.K	765.83	42.55%
135	706.73	O.K	787.23	43.74%
136	804.50	O.K	863.77	47.99%
137	741.09	O.K	821.62	45.65%
138	756.04	O.K	810.14	45.01%
139	767.99	O.K	801.71	44.54%
140	757.03	O.K	793.32	44.07%
141	767.19	O.K	801.01	44.50%
142	756.06	O.K	792.61	44.03%
143	697.46	O.K	777.17	43.18%
144	321.74	O.K	379.22	21.07%
145	222.93	O.K	303.57	16.86%
146	236.58	O.K	289.93	16.11%
147	258.34	O.K	291.45	16.19%
148	245.11	O.K	279.78	15.54%
149	257.04	O.K	290.20	16.12%
150	243.79	O.K	278.85	15.49%
151	213.45	O.K	293.92	16.33%

152	317.42	O.K	374.74	20.82%
153	237.61	O.K	315.17	17.51%
154	250.87	O.K	301.70	16.76%
155	274.07	O.K	308.86	17.16%
156	260.85	O.K	294.15	16.34%
157	272.14	O.K	306.74	17.04%
158	259.16	O.K	292.96	16.28%
159	245.48	O.K	322.89	17.94%
160	308.08	O.K	361.83	20.10%
161	223.38	O.K	289.50	16.08%
162	237.09	O.K	279.89	15.55%
163	257.08	O.K	287.52	15.97%
164	246.58	O.K	280.44	15.58%
165	254.29	O.K	283.98	15.78%
166	244.30	O.K	279.21	15.51%
167	237.81	O.K	303.06	16.84%
168	279.45	O.K	322.31	17.91%
169	171.12	O.K	211.59	11.75%
170	190.43	O.K	215.39	11.97%
171	193.47	O.K	226.44	12.58%
172	188.04	O.K	234.32	13.02%
173	188.29	O.K	223.42	12.41%
174	185.08	O.K	233.90	12.99%
175	185.32	O.K	224.05	12.45%
176	219.71	O.K	246.91	13.72%

교량의 자중과 차량하중, 100년 재현주기의 환경하중이 작용하였을 때, 총 176개의 케이블에 대한 최소, 최대 발생 응력은 Table 3.19와 같다. 176개의 케이블 가운데 최대 발생 응력은 1064.04Mpa로 케이블 요소의 항복응력인 1800Mpa에 비해 59.11% 수준의 응력이 발생하여 항복에 대해 안전한 결과를 나타내었다. 최소 압축응력의 경우 171.12Mpa로, 압축에 대한 저항이 없는 케이블 요소에 압축력이 발생하지 않았다.

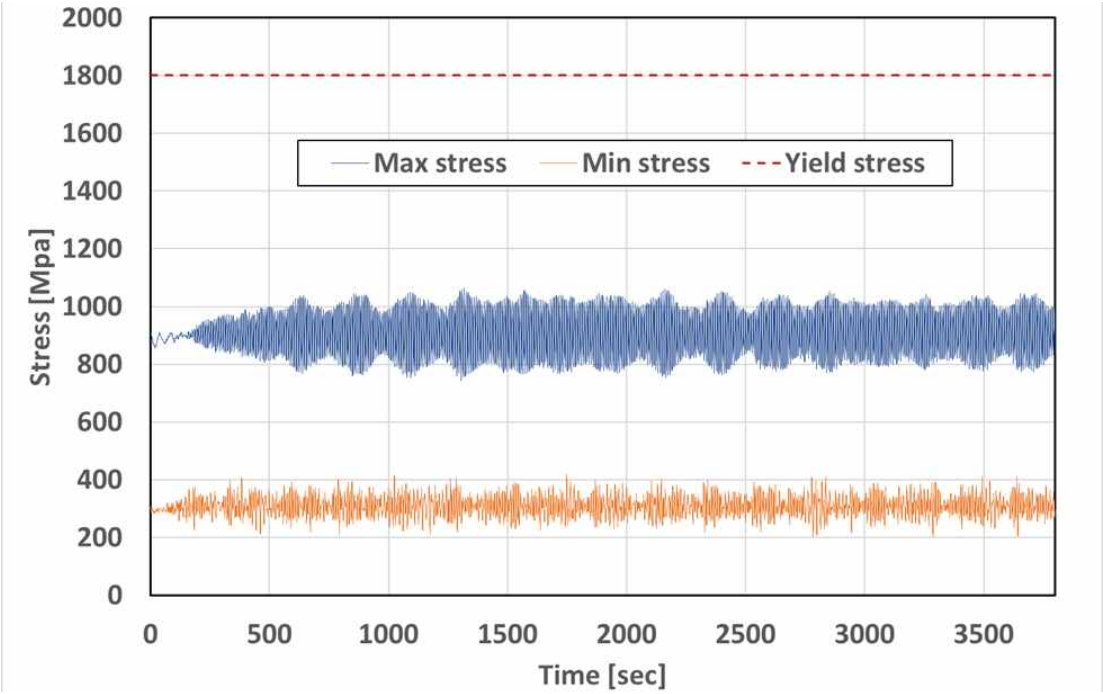


그림 3.141 Time series stress of min and max stress cable

표 3.22 Minimum and maximum stress of tendons

No. of tendon	Min stress [Mpa]	Compressive stress	Max stress [Mpa]	Margin of safety
1	202.31	O.K	420.34	93.83%
2	198.38	O.K	421.52	94.09%
3	196.35	O.K	424.26	94.70%
4	196.56	O.K	428.53	95.65%
5	170.51	O.K	395.48	88.28%
6	165.36	O.K	395.84	88.36%
7	162.41	O.K	397.88	88.81%
8	161.79	O.K	401.58	89.64%
9	188.65	O.K	408.77	91.24%
10	184.59	O.K	409.81	91.48%
11	182.66	O.K	412.46	92.07%
12	182.94	O.K	416.65	93.00%
13	155.83	O.K	393.46	87.83%
14	151.03	O.K	393.85	87.91%
15	148.43	O.K	395.91	88.37%
16	148.11	O.K	399.58	89.19%
17	188.50	O.K	408.75	91.24%
18	184.44	O.K	409.79	91.47%
19	182.51	O.K	412.44	92.06%
20	182.79	O.K	416.63	93.00%
21	155.80	O.K	393.37	87.80%
22	151.00	O.K	393.76	87.89%

23	148.39	O.K	395.82	88.35%
24	148.07	O.K	399.50	89.17%
25	202.29	O.K	420.28	93.81%
26	198.35	O.K	421.46	94.08%
27	196.32	O.K	424.21	94.69%
28	196.54	O.K	428.47	95.64%
29	170.41	O.K	395.50	88.28%
30	165.26	O.K	395.86	88.36%
31	162.31	O.K	397.90	88.82%
32	161.69	O.K	401.60	89.64%

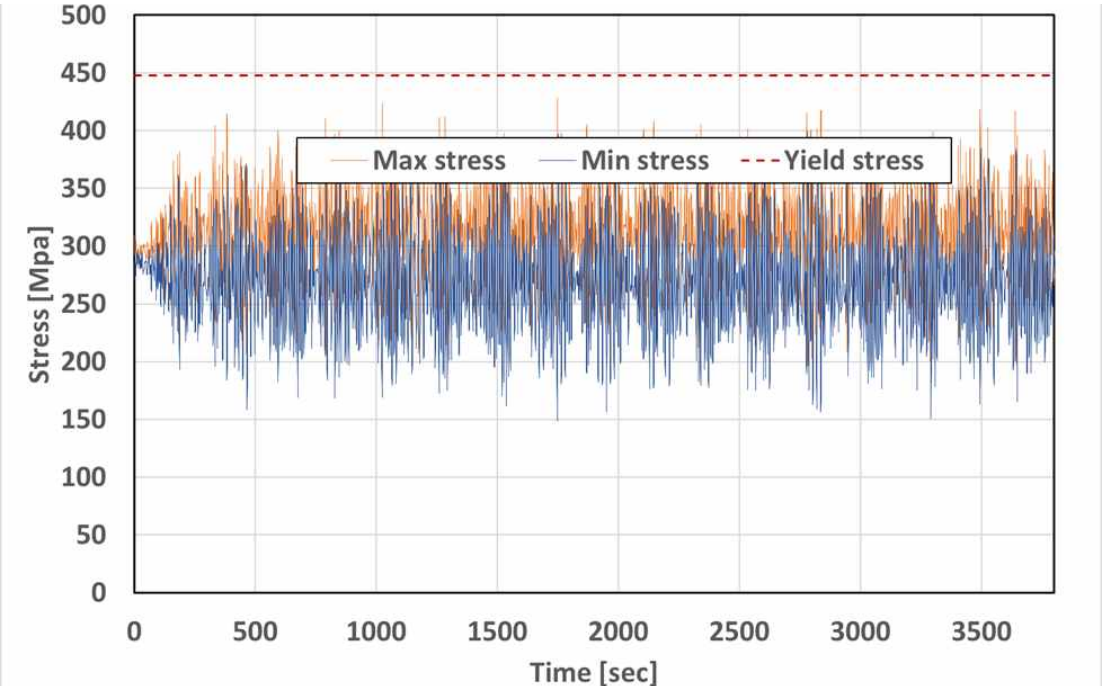


그림 3.142 Time series stress of min and max stress tendon

6.3 검토결과소결

본 연구에서는 과업 중 개발된 해석기술을 활용하여 2.0km 부유식 초장대 케이블지지교량의 전체계 거동에 대한 사용성 평가 및 주요부재에 대한 강도/피로성능평가를 통해 실효성을 분석하였다.

사용성 평가 가운데 교량의 처짐에 대해서는 교량 중앙부에 약 1.74m의 수직처짐이 발생하여 제한 기준인 1m를 만족하지 못하였으나, 해당 기준은 차량의 운행에 대한 기준이 아닌 해양구조물의 여유고(freeboard)에 대한 기준으로 상이한 여유고를 가지는 교량이나 해양조건에 따라 가변적으로 적용될 수 있을 것으로 판단된다. 교량의 회전변위(roll)의 경우, 제한 기준인 2.5deg(1deg + 1.5deg)에 비해 0.01deg 초과하는 값이 발생하였으나, 본 연구에서는 추가적인 파랑하중의 영향이 포함되어 있으므로 합리적인 회전변위 값으로 판단된다. 수직/수평방향 가속도에서는 모두 제한 기준을 벗어나는 높은 가속도 값이 발생하였다. 교량에 발생하는 과진동에 대한 사용성 측면에서 부유체나 주탑, 거더의 강성을 확보하여 부유식 초장대 케이블 지지교량의 실현을 위해 추가적인 분석이 필요할 것으로 판단된다.

케이블과 계류선의 강도 측면에서는 100년 재현주기를 가지는 환경하중을 적용하였을 때, 압축에 대한 저항이 없는 부재인 케이블과 계류선에 압축력이 발생하지 않으며, 최대 발생

응력에서도 항복응력에 미치지 못하는 응력이 발생하여 부재에 대한 안전성이 확보된 것으로 확인되었다.

7. 연구개발성과

7.1 논문게재성과

○ 국내논문(KCI 등재) 게재실적

번호	논문제목	게재저널 (권,호,페이지)	주저자	게재연월	사사표기
1	긴장재 느슨해짐에 따른 해중 터널의 동적 불안정 거동	한국강구조학회논문집(29,6,401-409)	김승준(교신)	2017.12	○
2	부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량의 파랑 중 동적 거동	한국강구조학회논문집(30,4,205-216)	김승준(제1)	2018.08	○
3	계류선 배치에 따른 부유식 사장교의 정적 전체계 거동특성 분석	한국강구조학회논문집(30,4,193-203)	한상윤(교신)	2018.08	○
4	부유체형식과 흘수조건 및 긴장재배치특성이 불규칙파랑이 작용하는 부유식 주탑을 갖는 사장교의 동적 거동에 미치는 영향분석	한국강구조학회논문집(31,2,107-118)	김승준(제1)	2019.04	○ (0.5)
5	부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량 긴장재의 극심한 파랑에 대한 단기적 피로 손상	한국강구조학회논문집(*게재확정)	김승준(제1)	2019.06 예정	○ (0.5)

○ 국외논문(SCI 등재) 게재실적

번호	논문제목	게재저널 (권,호,페이지)	주저자	게재연월	사사표기
1	Feasibility Study of Submerged Floating Tunnels Moored by an Inclined Tendon System	International Journal of Steel Structures (18,4,1191-1199)	김승준(교신)	2018.11	○
2	Ultimate Behavior of Steel Cable-Stayed Bridges During Construction	International Journal of Steel Structures (online first, 1-20)	김승준(제1)	2018.11 (*online first)	○

7.2 소프트웨어 등록 성과

번호	프로그램명	등록번호	저작자	등록일자
1	긴장재로 긴장된 부유식 주탑을 갖는 케이블 지지교량의 초기형상해석프로그램	제 C-2017-029680호	대전대학교 산학협력단	2017.12.24
2	긴장재로 지지된 부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량의 극한해석프로그램	제 C-2019-012864호	대전대학교 산학협력단	2019.5.3
3	긴장재로 지지된 부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량의 단선해석프로그램	제 C-2019-012865호	대전대학교 산학협력단	2019.5.3

7.3 학술발표성과

○ 국제학술대회 발표실적

번호	논문제목	학술대회, 장소, 주최자	주저자	발표년월
1	Hydrodynamic analysis of a long span cable-stayed bridges with floating towers	Computational Structures Technology 2018, Spain, Elsevier	김승준(제1)	2017.12

○ 국내학술대회 발표실적

번호	논문제목	학술대회, 장소	주저자	발표년월
1	파랑 중 부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량의 동적특성	2018년 한국강구조학회 학술대회, 전라남도 목포	김승준(제1)	2018.06
2	케이블배치 및 장력분포에 따른 부유식 초장대 케이블지지교량 정적 거동특성분석	2018년 한국강구조학회 학술대회, 전라남도 목포	한상윤(교신)	2018.06

7.4 학술기사발표성과

번호	기사제목	학술기사지명(권,호,페이지)	주저자	발표년월
1	부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량의 해석 및 설계	대한토목학회지 (65,8,84-87)	김승준(제1)	2017.06

7.5 기타

○ 수상실적(학술발표대회)

번호	수상명	수상자 (연구참여자)	발표년월
1	2018년 한국강구조학회 학술대회 우수학술발표상 (파랑 중 부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량의 동적특성)	김승준(발표자), 장민서, 이윤우	2018.06

8. 연구 결과

- 기술적 성과

▪ 부유식 초장대 케이블지지교량의 정·동적 구조거동분석 및 설계를 위한 주요 물리응답의 직접적 획득이 가능한 해석기술정립

· 부유식 케이블지지교량의 초기형상해석기법
· 유체동역학 이론 기반의 전체적 동적 해석기법
· 부유식 초대형 주탑의 안전성해석기법
· 비선형비탄성구조해석 기반의 정적 극한해석기법
· 상부 케이블 및 계류계 단선해석기법
· 계류계 피로해석기법

▪ 개발 해석기법을 활용한 부유식 초장대 케이블지지교량의 주요 정·동적 거동 특성 규명 및 실효성 분석

▪ 부유식 초대형 구조물의 설계 및 해석에 대한 엔지니어링 역량 강화 기대

- 경제적 성과

▪ 해상환경적 제약을 극복할 수 있는 미래지향적 교량시스템의 해석과 설계 가능

▪ 앞으로 전 세계적으로 수요가 증대될 것으로 기대되는 다양한 부유식 초대형 구조물의 설계 및 시공과 관련한 원천기술의 확보를 통한 엔지니어링 기술 자립

▪ 기술력 우위를 바탕으로 한 선점효과 기대

9. 후속연구필요성

보다 다양한 환경조건에 대응할 수 있는 부유식 케이블지지교량의 개념모델도출 및 활용성 증대를 위해 후속연구는 필수적임.

따라서 본 연구결과를 기반으로 부유식 초장대교량의 다양한 후속 연구가 필요하고, 본 연구진은 다음과 같은 후속연구주제를 제안함.

A. 부유식 케이블지지교량의 시공방법 연구
B. 지반상태에 따른 최적 계류시스템 개발
C. 2nd order wave에 대응할 수 있는 계류시스템 개발
D. 부유식 초장대 현수교의 구조거동 및 motion isolation 효과 분석 등

제4장. 목표 달성도 및 관련 분야 기여도

1. 목표 달성도

▪ 본 연구의 최종 연구목표는 부유식 케이블지지교량의 핵심 해석기술 개발이고, 이를 위한 세부 연구 목표는 다음과 같음.

◎ 부유식 초장대 케이블지지교량 핵심 해석기술 개발

· 부유식 초장대케이블지지교량의 초기형상해석기법
· 부유식 초장대케이블지지교량의 전체계 유체-구조동역학 해석기법
· 부유식 초대형 주탑의 안정성 및 운동성능 해석기법
· 부유식 초장대케이블지지교량 극한해석기법
· 부유식 초장대케이블지지교량 케이블 단선 해석기법
· 부유식 초장대케이블지지교량 계류계 단선 해석기법
· 계류계 피로해석기법
· 계류계 지지구조물-해저지반 간 상호작용해석기법 개발

◎ 부유식 초장대 케이블지지교량의 주요 동적 거동 특성 규명

· 케이블배치 및 장력분포에 따른 부유식 초장대케이블지지교량 정적 거동특성분석
· 주요환경하중이 부유식 초장대케이블지지교량의 동적거동에 미치는 영향 분석
· 부유식 초대형 주탑의 안전성 특성 분석
· 부유식 초장대케이블지지교량 극한거동특성 분석
· 케이블단선이 부유식 초장대케이블지지교량의 거동 특성 변화에 미치는 영향분석
· 계류선단선이 부유식 초장대케이블지지교량의 거동 특성 변화에 미치는 영향분석
· 정동적 하중을 받는 특수구조 주탑의 전체적/국부적 거동 특성 분석
· 2.0km 지간장을 갖는 부유식 초장대케이블지지교량 전체계 및 주요부재 구조거동특성 및 성능 분석을 통한 실효성 분석

▪ 개발을 목표로 한 각 해석기법은 유사구조물의 선행연구결과와의 직접비교검증 및 다양한 변수해석연구의 분석을 통한 정성적 검증을 통해 모두 실효성을 검증함

▪ 개발해석기법을 활용한 부유식 케이블지지교량의 주요 거동을 분석하였고, 목표로 한 정·동적 구조거동, 피로손상특성, 상부 케이블 및 계류선 단선 후 구조상태변화특성 연구 모두 완료함

▪ 각 세부연구주제에 대하여 11편의 개별 보고서 작성을 통해 검증내용 및 변수해석연구를 정리함

▪ 양적 목표인 SCI논문 2건, 국내논문 4건, 스프트웨어 3건 등록 등을 모두 달성함

2. 관련 분야 기여도

▪ 부유식 케이블지지교량 해석의 원천기술 확보

▪ 다양한 부유식 대형 구조물(부유식 신재생에너지 플랫폼, 해중터널 등)에 직접 응용이 가능한 해석기법 도출

▪ 엔지니어링 역량 강화 및 기술 자립화에 기여

3. 목표 미달성 시 원인(사유) 및 차후대책(후속연구의 필요성 등)

▪ 본 연구는 핵심해석기술의 이론을 정리하고 이행방안을 도출하는 등 원천기술확보에 주력함.

▪ 따라서 실제 엔지니어링 업무에 효과적으로 활용되기 위해서는 주요 설계 기준과의 비교 모듈이나 모델링/해석 자동화 모듈 등 엔지니어링 편의 기능의 개발 연구가 추가적으로 필요할 것으로 판단됨.

▪ 본 구조물의 보다 다양한 구조거동 분석을 위한 정·동적 실험 (극한내하력실험, 풍동실험, 3차원 수조 모형 실험 등) 연구가 광범위하게 수행될 필요가 있음

제5장. 연구개발성과의 활용계획

○ 실제적 현장적용을 위한 노력

▶ 부유식 초장대교량의 핵심적인 해석 및 설계기술에 대해 국내외 유력 저널지에 논문 투고를 통해 초장대교량 및 부유식 초대형구조물 분야의 학계, 산업계, 연구계 전문가들에게 엄정한 검증을 유도

▶ 관련분야 국내외 전문 학술대회에서 연구결과논문 발표를 통한 본 연구에 대한 적극적인 기술적홍보

○ 후속 심화 연구

▶ 부유식 교량의 설계 및 시공단계의 실무 적용성 확보를 위한 후속연구 기획

▪ 보다 다양한 환경조건에 대응할 수 있는 부유식 케이블지지교량의 개념모델도출 및 활용성 증대를 위해 후속연구는 필수적

▪ 따라서 본 연구결과를 기반으로 부유식 초장대교량의 다양한 후속 연구가 필요하고, 본 연구진은 다음과 같은 후속연구주제를 제안함

A. 부유식 케이블지지교량의 시공방법 연구

B. 지반상태에 따른 최적 계류시스템 개발

C. 2nd order wave에 대응할 수 있는 계류시스템 개발

D. 부유식 초장대 현수교의 구조거동 및 motion isolation 효과 분석 등

▶ 이 분야의 국내 엔지니어링 및 시공역량 극대화를 위한 심화연구의 기획 및 제안

▪ 부유식 초장대케이블지지교량의 설계 및 해석 자동화 기술

▪ 효과적인 시공기술 (ICT-IOT 기술, 드론, AI 등 4차산업기술기반)

▪ 시공 및 운영 중 지능형 능동적 모니터링 기반 유지관리기술 (ICT-IOT 기술, 드론, AI 등 4차산업기술기반)

▪ 동적 운동 제어를 위한 기기 및 장비 기술 등

제6장. 연구 과정에서 수집한 해외 과학기술 정보

Dø rum, C., Sha, Y., Storheim, M. (2017) Multi span suspension bridge on floating foundations – behaviour under ship impact, ***IABSE Symposium Report***, IABSE Symposium Vancouver 2017, pp. 1257-1263.

Papinutti, M., Aas-Jakobsen, K., Kaasa, L.H., Bruer, A., Marley, M.H., Veie, J., Holtberget, S.H. (2017) Coupled wind and wave load analyses of multi-span suspension bridge supported by floating foundations, ***IABSE Symposium Report***, IABSE Symposium Vancouver 2017, pp. 3052-3059.

Papinutti, M., Bruer, A.. Marley, M.H., Kvaleid, J., Hatami, A., Pathak, R., Bhide, S. (2017) A frequency domain tool for investigation of wind response of TLP suspension bridges, ***IABSE Symposium Report,*** IABSE Symposium Vancouver 2017, pp. 198-205.

Villoria, B., Veie, J., Holtberget, S.H., Jena, P. (2017) Multi span suspension bridge on floating foundations – behaviour under operation, ***IABSE Symposium Report***, IABSE Symposium Vancouver 2017, pp. 509-516.

Villoria, B., Holtberget, S.H., Dø rum, C., Veie, J., Jena, P., Madsen, P. (2017) Concept overview of a multi-span suspension bridge on floating foundations, ***IABSE Symposium Report***, IABSE Symposium Vancouver 2017,pp. 3030-3037.

제7장. 연구개발성과의 보안등급

보안등급 일반

제8장. 국가과학기술종합정보시스템에 등록한 연구시설 · 장비 현황

구입 기관	연구시설/ 연구장비명	규격 (모델명)	수량	구입 연월일	구입 가격 (천원)	구입처 (전화번호)	비고 (설치 장소)	NTIS장비 등록 번호

제9장. 연구개발과제 수행에 따른 연구실 등의 안전 조치 이행 실적

본 연구는 화재나 폭발을 포함한 중대한 물리적 인적재해를 유발할 만한 연구방법이 활용 되지 않음.

따라서 교내 실험실(연구실) 기본 안전관리 매뉴얼을 따라 안전관리를 실행함.

제10장. 연구개발과제의 대표적 연구 실적

번호	구분 (논문/ 특허/ 기타)	논문명/특허명/ 기타	소속 기관명	역할	논문 게재지/ 특허 등록 국가	영향력 지수	논문 게재일 /특허 등록일	사사 여부 (단독 사사 또는 중복 사사)	특기 사항 (SCI 여부/인용 횟수 등)
1	논문	긴장재 느슨해짐에 따른 해중 터널의 동적 불안정 거동	대전대학교	교신저자	한국강구조학회논문집	0.5	2017.12.15	단독	한국연구재단등재지
2	논문	부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량의 파랑 중 동적 거동	대전대학교	주저자	한국강구조학회논문집	0.5	2018.08.15	단독	한국연구재단등재지
3	논문	계류선 배치에 따른 부유식 사장교의 정적 전체계 거동특성 분석	고려대학교	교신저자	한국강구조학회논문집	0.5	2018.08.15	단독	한국연구재단등재지
4	논문	부유체형식과 흘수조건 및 긴장재배치특성이 불규칙파랑이 작용하는 부유식 주탑을 갖는 사장교의 동적 거동에	대전대학교	주저자	한국강구조학회논문집	0.5	2019.04.01	공동	한국연구재단등재지

		미치는 영향분석							
5	논문	부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량 긴장재의 극심한 파랑에 대한 단기적 피로 손상	대전대학교	주저자	한국강구조학회논문집	0.5	2019.06.01.(예정)	공동	한국연구재단등재지
6	논문	Feasibility Study of Submerged Floating Tunnels Moored by an Inclined Tendon System	대전대학교	교신저자	International Journal of Steel Structures	0.734	2018.11.01	단독	SCI(E)
7	논문	Ultimate Behavior of Steel Cable-Stayed Bridges During Construction	대전대학교	주저자	International Journal of Steel Structures	0.734	2018.11.01.(Online first)	단독	SCI(E)
8	S/W	긴장재로 긴장된 부유식 주탑을 갖는 케이블 지지교량의 초기형상해석 프로그램	대전대학교	발명자	대한민국		2017.12.24	단독	
9	S/W	긴장재로 지지된 부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량의 극한해석프로그램	대전대학교	발명자	대한민국			단독	
10	S/W	긴장재로 지지된 부유식 주탑을 갖는 케이블지지교량의 단선해석프로그램	대전대학교	발명자	대한민국			단독	

제12장. 참고 문헌

도로교 설계기준 (한계상태설계법) 2012

도로교 설계기준 (한계상태설계법) -케이블교량편- 2014

DESIGN BASIS , COWI

DNV-RP-C205

DNV-OS-E301

Eurocode NS-EN 1991

Eurocode NS-EN 1991

Eurocode NS-EN 1993

김승준, 원덕희 (2017) 불규칙 파랑 중 해중 터널 계류선의 단기 피로 손상 분석, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제29권, 제1호, pp. 49-60.

손정민, 신승호, 홍기용 (2015) 부유식 파력-해상풍력 복합 발전시스템의 등가설계파 기법 적용에 관한 연구, 한국해양환경· 에너지학회지, 제 18권 제 3호, pp. 135-142.

Cifuentes, S., Kim, S., Kim, M.H., Park, W.S. (2015) Numerical simulation of the coupled dynamic response of a submerged floating tunnel with mooring lines in regular waves, ***Ocean Systems Engineering***, Vol. 5, No. 2, pp. 109-123.

Dø rum, C., Sha, Y., Storheim, M. (2017) Multi span suspension bridge on floating foundations – behaviour under ship impact, ***IABSE Symposium Report***, IABSE Symposium Vancouver 2017, pp. 1257-1263.

Garrett, D. L. (1981) Dynamic Analysis of Slender Rods, Journal of Energy Resources Technology, Vol. 104, No. 4, pp. 302-306.

Kim, Y.B. (2003) " Dynamic Analysis of Multiple-Body Floating Platforms Coupled with Mooring Lines and Risers", Ph.D Thesis, Texas A&M University, TX, USA.

Mohamed, A.M.A.H. (2011) " Hydrodynamic Loading and Responses of Semisubmersibles", Ph.D Thesis, Newcatle University, U.K

Oh, S. H., Park, W.S., Jang, S.C., Kim, D.H. (2013) " Investigation on the Behavioral and Hydrodynamic Characteristics of Submerged Floating Tunnels based on Regular Wave Experiments" Journal of the Korean Society of Civil Engineers, 33(5), pp. 1887-1895.

Papinutti, M., Aas-Jakobsen, K., Kaasa, L.H., Bruer, A., Marley, M.H., Veie, J., Holtberget, S.H. (2017) Coupled wind and wave load analyses of multi-span suspension bridge supported by floating foundations, ***IABSE Symposium Report***, IABSE Symposium Vancouver 2017, pp. 3052-3059.

Papinutti, M., Bruer, A.. Marley, M.H., Kvaleid, J., Hatami, A., Pathak, R., Bhide, S. (2017) A frequency domain tool for investigation of wind response of TLP suspension bridges, ***IABSE Symposium Report,*** IABSE Symposium Vancouver 2017, pp. 198-205.

Taylor, R.E., Jefferys, E.R. (1986) " Variability of Hydrodynamic Load Predictions for Tension Leg Platform", Ocean Engineering, 13(5), pp. 449-490.

Villoria, B., Veie, J., Holtberget, S.H., Jena, P. (2017) Multi span suspension bridge on floating foundations – behaviour under operation, ***IABSE Symposium Report***, IABSE Symposium Vancouver 2017, pp. 509-516.

Villoria, B., Holtberget, S.H., Dø rum, C., Veie, J., Jena, P., Madsen, P. (2017) Concept overview of a multi-span suspension bridge on floating foundations, ***IABSE Symposium Report***, IABSE Symposium Vancouver 2017,pp. 3030-3037.

9. 뒷면지

주 의

1. 이 최종보고서는 국토교통부에서 시행한 국토교통기술촉진연구사업의 연구보고서입니다.

2. 이 최종보고서 내용을 발표하는 때에는 반드시 국토교통부에서 시행한 사업의 연구개발 성과임을 밝혀야 합니다.

3. 국가과학기술 기밀 유지에 필요한 내용은 대외적으로 발표 또는 공개하여서는 안 됩니다.