

BSPE99521-11504-2

조류에너지 융복합 발전기술 개발

Technology development for hybrid power generation  
based on tidal current energy

2017. 12. 31.

한 국 해 양 과 학 기 술 원

# 제 출 문

한국해양과학기술원장 귀하

본 보고서를 “조류에너지 융복합 발전기술 개발”과제의 최종보고서로 제출합니다.

2017. 12. 31.

총괄연구책임자 : 박진순

참여연구원 : 이광수  
“ : 박영현  
“ : 오영민  
“ : 윤길림  
“ : 이진학  
“ : 한택희  
“ : 김민욱  
“ : 김지훈  
“ : 고동휘  
“ : 김원술  
“ : 김성원  
“ : 박준석  
“ : 박혜주  
“ : 변현진  
“ : 백승미  
“ : 서지혜  
“ : 서한경  
“ : 성백훈  
“ : 원보름  
“ : 이철용

“ : 정 무 혜  
“ : 주 병 곤  
“ : 홍 혜 민  
“ : Patar Eben  
“ :  
:




## 보고서 초록

과제고유 번호	PO01282	해당단계 연구기간	2016. 4. 1. ~ 2017. 6. 30.	단계 구분	기획 및 기타
연구사업명	중사업명				
	세부사업명				
연구과제명	대과제명	연구인프라운영사업 (New KIOST 인프라 구축사업)			
	세부과제명	울돌목 시험조류발전소 복합발전			
연구책임자	박진순	해당단계 참여연구원 수	총 : 16 명 내부: 7 명 외부: 9 명	해당단계 연구비	정부: 549,000천 원 기업: 천 원 계 : 549,000천 원
		총연구기간 참여연구원 수	총 : 16 명 내부: 7 명 외부: 9 명	총 연구비	정부: 549,000천 원 기업: 천 원 계 : 549,000천 원
연구기관명 및 소속부서명	한국해양과학기술원 연안개발연구센터		참여기업명		
국제공동연구 위탁연구					
요약(연구결과를 중심으로 개조식 500자 이내)				보고서 면수	129
<p>○ 울돌목 시험조류발전소 조류-태양광 복합발전시스템 구축</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- 태양광발전 설계 및 감리</li> <li>- 수직축 조류발전시스템(수차, 발전기, 전력변환장치 등) 점검 및 정비</li> <li>- 14.82kW급 태양광발전 장치 설치</li> <li>- 전기사업허가 변경 등 인허가 획득</li> </ul> <p>○ 울돌목 시험조류발전소 경관개선</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- 울돌목 시험조류발전소 자켓하우스 안전점검</li> <li>- 경관구조물 설계, 조감도 작성</li> </ul> <p>※ 당초 10kW급 풍력발전 장치의 설치를 통해 조류-풍력-태양광 복합발전시스템 구축을 계획하였으나 인허가를 담당하고 있는 진도군에서 경관저해 우려로 풍력발전기 설치에 부정적 입장 표시와 함께 울돌목 시험조류발전소의 경관개선을 요청하여 풍력발전 장치의 설치 대신 경관개선 역무 수행</p>					
색인어 (각 5개 이상)	한 글	울돌목 시험조류발전소, 신·재생에너지, 조류발전, 태양광발전, 경관개선			
	영 어	Uldolmok tidal current power plant, renewable energy, tidal stream power generation, solar power generation, landscape improvement			

# 목 차

제출문 .....	
보고서 초록 .....	
요약문 .....	
I. 제목 .....	
II. 사업 배경 및 필요성 .....	
III. 연구목적 및 범위 .....	
IV. 목표 달성도 및 예상성과 .....	
제1장 서론 .....	
제1절 사업 배경 및 필요성 .....	
1. 배경 및 필요성 .....	
2. 기관 목표 및 중과제와의 연계성 .....	
제2절 연구목적 및 범위 .....	
제2장 해상풍력-조류 복합발전 기술 개발 .....	
제1절 해상풍력-조류 기전시스템 설계 .....	
1. 개요 .....	
제2절 복합발전 지지구조물 기술개발 .....	
1. 개요 .....	
2. 적용 지지구조 특성 및 이론	
3. 지지구조 설계 조건 .....	
4. 지지구조 설계 .....	
4.1. 풍력발전기 지지구조 기본 설계	
4.2. 조류발전기 지지구조 기본 설계	
4.3. 지지구조 모듈 연결부 설계 .....	
4.4. 정적 설계 및 안전성 해석 .....	
4.5. 동적 설계 및 안전성 해석 .....	
5. 지지구조 설계안 .....	
제3절 복합발전시스템 배치 최적화 기술개발 .....	

1. 개요 .....	
2. 부존량 검토 및 적지 선정 .....	
3. 복합발전시스템 적정 배치 연구 .....	
제4절 복합발전시스템 계측평가 및 O&M .....	
1. 개요 .....	
2. 손상모사 수리모형 실험 .....	
3. 모델기반 손상추정 .....	
<b>제3장 조류양수발전 핵심기술 개발 .....</b>	
제1절 융합시스템 설계 .....	
1. 융합시스템 설계 .....	
2. 펌프부 제작 및 테스트 .....	
3. 실험성능평가 .....	
제2절 유동 가시화 분석 .....	
1. 유동가시화 개요 .....	
2. 유동가시화 방법 및 테스트 .....	
3. 실험결과 .....	
<b>제4장 목표 달성도 및 예상성과 .....</b>	<b>119</b>
<b>제5장 과제 결과의 활용계획 .....</b>	<b>123</b>
<b>제6장 참고문헌 .....</b>	<b>127</b>



제1장 서론





# 제1장 서론

## 제1절 연구배경 및 필요성

### 1. 배경 및 필요성

전 지구적으로 2015년 겨울은 강력한 엘니뇨의 영향으로 평균기온이 평년보다 높게 나타났으며, 지구온난화로 인한 북극 제트기류의 약화로 북반구에서 슈퍼한파 및 폭설이 발생하여 우리나라를 포함한 미국, 중국 등 여러 나라들이 큰 피해를 입었다. 이러한 이상기후의 발생은 지구온난화가 가중됨에 따라 발생빈도와 강도가 점점 심해지고 있는 추세이다. 국제사회는 지구온난화에 따른 기후변화에 적극적으로 대처하기 위해 “유엔기후변화협약(1992, 브라질 리우)”과 “교토의정서(1995, 일본 교토)”를 통해 온실가스 배출을 줄이고자 노력하고 있다. 그리고 2015년 말 파리에서 개최된 제21차 유엔기후변화협약 당사국총회(COP21, the 21th Conference of the Parties)에서 지구의 온도 상승을 2°C보다 더 낮게, 1.5°C이하로 제한하기 위한 노력을 추구한다는 목표가 설정되었다. 또한, 이전의 교토의정서와 달리 온실가스 감축 프로그램 대상을 선진국, 개도국, 극빈국 등 거의 모든 국가(195개 당사국)로 확대하기로 의결하였다. 우리나라는 2012년을 기준으로 이산화탄소 배출 세계 7위, 온실가스 누적 배출량 세계 16위 그리고 1인당 온실가스 배출량이 OECD 국가 중 6위로 온실가스 감축 압력이 경제발전에도 부담으로 작용하고 있다. 이에 우리나라는 온실가스 감축 의무부담에 효과적으로 대응하는 것은 물론 실질적인 온실가스 배출 감소를 위하여 녹색기후기금(GCF, Green climate Fund) 및 국제 녹색성장 기구(GGGI, The Global Green Growth Institute)의 유치, 온실가스 배출권거래제 시행(2015년 1월 1일부터) 및 에너지 신산업 육성 등의 다양한 노력을 기울이고 있다. 또한, 2015년 6월에 제출한 온실가스 감축목표(INDC, Intended Nationally Determined Contributions)대로 2030년 기준 온실가스배출전망치(BAU, Business As Usual) 대비 37%의 감축 목표를 이행해야 한다.

이러한 상황에서 신재생에너지인 해양에너지 중 하나인 조류에너지가 또 다른 가능성을 열어주고 있다. 우리나라 서·남해안은 지형적인 영향으로 큰 조차와 강한 조류가 발생하는 세계적인 조석에너지 부존 지역으로 조류에너지 개발 여건이 우수하다.



그림 1.1.1 해양에너지 개발의 필요성

주요 조류발전 입지로는 남해안의 울돌목, 장죽수도, 맹골수도, 횡간수도 등과 서해안의 서수

도 등이 있으며, 경제적으로 개발 가능한 총 조류에너지 부존량은 약 1,000MW 이상으로 평가되고 있다. 조석을 동력원으로 하는 조류에너지의 경우 우리나라의 신·재생에너지 자원 중에서 대규모로 개발이 가능하고, 예측이 가능하다는 장점으로 개발 후보지를 보유한 지방자치단체를 중심으로 개발논의가 활발해지고 있는 추세이다.

조류발전은 조석에 의해 발생하는 흐름에너지를 이용하여 발전하는 방식으로 수차의 회전축 방향에 따라 수평축, 수직축 및 진동식 조류발전 방식으로 구분되며, 지금까지 조류발전 실용화를 위한 단일 발전시스템의 효율과 경제성 향상에 초점을 맞추어 연구개발이 진행되어 왔다. 그러나 조류발전의 경제성을 향상시키기 위한 요소인 모듈화 연구, 단지화 배치 기술, 시스템 및 구조물의 안전성 향상 기술 등의 개발에는 미흡한 실정이다.

이에 조류발전 경제성 향상 기술개발을 위해 기존의 미흡한 연구 분야에 선택과 집중하는 전략이 필요하다. 따라서 해양수산부 국가연구개발사업으로 개발된 수직축 조류발전시스템을 대상으로 발전모듈의 배치를 통한 조류발전 경제성 향상을 도모하기 위해 조류발전 모듈화 연구와 단지화 배치 기술 개발이 필요하다. 또한, 해상에 설치되는 조류발전시스템은 조류, 파랑 등의 외력에 의한 진동과 발전 시 수차 및 증속기, 발전기 등 발전설비에 의한 진동 등이 구조물 및 발전시스템의 안전에 장애요인으로 부각되고 있어 이에 대한 정량적인 상태 모니터링과 함께 조류발전시스템 및 구조물의 안전성 향상을 위한 기술개발이 필요하다. 이와 같은 조류발전 모듈화, 단지화 요소기술에 대한 연구를 통해 조류발전 단지 조성을 위한 핵심기술을 확보하고, 조류발전의 효율 및 경제성 향상의 기술적 기반을 마련하여 관련 분야의 기술을 선도하는데 기여할 수 있을 것으로 전망된다.

## 2. 연구원 기능 및 중기전략기획 등과의 연계성

국내·외에서 신재생에너지 개발이 각광을 받고 있는 시점에서 해양에너지 분야는 국내 유일의 종합해양연구기관인 한국해양과학기술원에서 선도적으로 수행해야 할 분야이다. 특히, 본 연구는 해양에너지 자원의 효율적 이용 방안에 기여할 수 있는 현안문제 해결 영역의 연구로서 정부의 해양수산 12대 실행전략 중 “해양자원 및 해양에너지 개발”과 해양수산 R&D 발전전략 중 “해양자원이용기술개발” 및 “미래해양산업기술개발”에 직접적으로 연계되어 있다. 또한, KIOST의 전략목표인 “연안·항만 관리 및 해양에너지 활용기술 개발”에서 “해양에너지 이용 핵심기술 개발”에 해당된다. 이러한 점에서 본 연구는 KIOST의 고유기능에 부합함은 물론이며, 그 기여도 또한 매우 클 것으로 기대된다.

그림 1.1.2 KIOST 전략목표 수행 로드맵

### 제2절 연구목적 및 범위

본 과제는 해양에너지 신산업 창출을 위한 해상풍력-조류 복합발전 모델 개발 및 조류양수 발

핵심(요소)기술		2014년	2015년	2016년	2017년	2018년	Target 성과물
핵심기술	요소기술						
① 능동제어형 조류발전 기술개발	능동제어기술	수평축, 수직축 및 진동식 수차 능동제어 소규모 실험					시제품 실험결과
	발전 시스템 효율			200kW급 능동제어형 조류발전시스템 설계, 제작, 설치 및 실험역 실증실험 (18년 발전시스템 효율 25%)			시제품 및 실험결과
	설비 이용율					15일간 설비이용율 30%	실험결과
② 해상풍력-조류 복합발전 기술개발	복합발전 기술		해상풍력-조류 복합발전시스템 기술개발				설계도 및 연구결과
	구조물 기술			복수의 발전장치 장착 가능 해양구조물 기술개발			설계도 및 연구결과
	배치 최적화 기술			복합발전시스템 배치 최적화 기술개발			연구결과
③ 조류양수 발전 융합 핵심기술 기술개발	모듈 최적화 기술	수직축 조류발전 모듈 최적화 기술개발					설계도 및 연구결과
	조류양수 발전기술		조류발전수차이용양수기술 및 소수력발전기술 개발				설계도 및 연구결과

전 융합 핵심기술의 개발을 위해 수행하였다. 해상풍력-조류 복합발전기술 개발을 위해 복합발전 기전시스템기술 개발, 복수의 발전장치의 장착이 가능한 해양구조물기술 개발, 복합발전시스템 배치 최적화기술 개발, 복합발전시스템 구조물 계측평가 및 O&M(Operation & Management)기술 개발 및 복합발전 시스템의 경제성 개략 검토를 수행하였다. 또한, 조류양수발전 융합 핵심기술 개발을 위해 융합시스템 개발 및 유동가시화기술 개발을 수행하였으며, 2차년도부터는 유사 정부과제 수주로 인해 당초에 포함된 조류양수 융합시스템 설계는 본 연구에서 제외하였으나, 유동가시화기술은 타 과제에서 수행한 조류양수 융합시스템 설계에 반영되었다.


본 과제는 2015년 1월에 착수하여 2017년 12월까지 3년간 수행되었으며, 연차별 연구목표 및 주요내용은 표 1.2.1과 같다.

#### 표 1.2.1 연차별 연구목표 및 주요내용

년 차	연구/사업의 수행내용	구체적인 수행방법(이론적·실험적 접근방법명 등)
1차년도 (2015)	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ 해상풍력-조류 복합발전기술 개발</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ 해상풍력-조류 기전시스템 설계 <ul style="list-style-type: none"> <li>- 해상풍력/조류 터빈 성능인자 도출 및 최적설계와 통합 설계 도구 개발 I</li> <li>- 수중익 특성실험 장치 구축 및 센서 보정 완료</li> <li>- DB시스템 설치 및 시험 운영</li> </ul> </li> <li>○ 복합발전 지지구조물 기술개발 <ul style="list-style-type: none"> <li>- 복수 발전장치지지 가능한 신형식 구조 제시</li> <li>- 발전장치 배치에 따른 하중 조건 산정</li> <li>- 하중 조건별 구조형식 분석</li> <li>- 신형식 지지구조 성능 평가</li> </ul> </li> <li>○ 복합발전시스템 배치최적화 기술개발 <ul style="list-style-type: none"> <li>- 우리나라 주요 해역 해상풍력 및 조류력 부존량 검토</li> <li>- 해상풍력-조류 복합발전 유망 해역 1차 선정</li> </ul> </li> <li>○ 복합발전시스템 계측평가 및 O&amp;M 기반기술 개발 <ul style="list-style-type: none"> <li>- 수치해석을 통한 복합발전시스템 손상 취약부 분석(기초 세굴 영향 포함)</li> <li>- 성능평가 항목 분석 및 적절한 계측시스템 구성</li> </ul> </li> </ul>
	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ 조류양수발전 핵심 기술 개발</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ 융합시스템 설계 <ul style="list-style-type: none"> <li>- 반잠수 진동식 조류터빈 실험장치 제작 및 실험 수행</li> <li>- 펌프부 개념설계</li> </ul> </li> <li>○ 유동 가시화 분석 준비 및 테스트 <ul style="list-style-type: none"> <li>- 분석 장치 구성 및 테스트</li> <li>- 이미지 보정 작업 구성 및 테스트</li> </ul> </li> </ul>

년 차	연구/사업의 수행내용	구체적인 수행방법(이론적·실험적 접근방법명 등)
2차년도 (2016)	○ 해상풍력-조류 복합발전기술 개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ 해상풍력-조류 기전시스템 설계               <ul style="list-style-type: none"> <li>- 해상풍력/조류 터빈 성능인자 도출 및 최적설계와 통합 설계 도구 개발Ⅱ</li> <li>- CFD 해석 툴 개발 및 통합설계 연계Ⅰ</li> <li>- CFD 및 dynamics 해석 수행을 통한 동적하중 산출</li> <li>- DB시스템 자료 축적Ⅰ</li> </ul> </li> <li>○ 복합발전 지지구조물 기술개발               <ul style="list-style-type: none"> <li>- 복수 발전장치지지 가능한 신형식 구조 개발</li> <li>- 터빈 조합에 따른 최적 구조형식/형상 결정</li> <li>- 하중 조합에 따른 최적 구조형식/형상 결정</li> <li>- 최적 시공을 위한 모듈러 기술 개발</li> </ul> </li> <li>○ 복합발전시스템 배치최적화 기술개발               <ul style="list-style-type: none"> <li>- 해상풍력-조류 복합발전 유망 해역 2차 선정</li> <li>- 복합발전시스템 적정 배치 연구</li> </ul> </li> <li>○ 복합발전시스템 계측평가 및 O&amp;M 기반기술 개발               <ul style="list-style-type: none"> <li>- 성능평가 알고리즘 제안</li> <li>- 복합발전시스템 실내실험 구조물 제작 및 계측시스템 구축</li> <li>- 손상모사실험을 통한 계측 자료 수집 및 분석Ⅰ</li> <li>- 지반-구조물 상호작용 및 기초세굴을 고려한 복합발전시스템 거동 특성 평가Ⅰ</li> </ul> </li> </ul>
	○ 조류양수발전 핵심 기술 개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ 융합시스템 설계               <ul style="list-style-type: none"> <li>- 펌프부 제작 결합 및 실험성능평가Ⅰ</li> </ul> </li> <li>○ 유동 가시화 분석 준비 및 테스트               <ul style="list-style-type: none"> <li>- 입자영상유속계(PIV)의 설치 및 보정</li> <li>- 유속 측정에 필요한 기준 계측(reference) 자료 확보</li> <li>- 수치해석 결과와 상호 비교</li> </ul> </li> </ul>

년 차	연구/사업의 수행내용	구체적인 수행방법(이론적·실험적 접근방법명 등)
3차년도 (2017)	○ 해상풍력-조류 복합발전기술 개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ 해상풍력-조류 기전시스템 설계 <ul style="list-style-type: none"> <li>- CFD 해석 툴 개발 및 통합설계 연계 II</li> <li>- 연계 작업을 통한 통합설계 도구 완성</li> <li>- DB시스템 자료 축적 II</li> <li>- 설계도구와 DATABASE를 이용한 설계도 작성</li> </ul> </li> <li>○ 복합발전 지지구조물 기술개발 <ul style="list-style-type: none"> <li>- 지지구조 최적형상 도출</li> <li>- 지지구조에 대한 기본설계</li> <li>- 지지구조에 대한 상세설계</li> <li>- 상세설계 안에 대한 구조 안정성 검토</li> </ul> </li> <li>○ 복합발전시스템 배치최적화 기술개발 <ul style="list-style-type: none"> <li>- 복합발전시스템 배치 기술 정립</li> </ul> </li> <li>○ 복합발전시스템 계측평가 및 O&amp;M 기반기술 개발 <ul style="list-style-type: none"> <li>- 손상모사실험을 통한 계측 자료 수집 및 분석 II</li> <li>- 지반-구조물 상호작용 및 기초세굴을 고려한 복합발전시스템 거동 특성 평가 II</li> <li>- 성능평가 알고리즘의 검증 및 보완</li> <li>- 국외 O&amp;M 관련 자료 분석 및 국내 적용</li> </ul> </li> </ul>
	○ 조류양수발전 핵심 기술 개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ 유동 가시화 및 분석 <ul style="list-style-type: none"> <li>- 수치해석 모델과의 유사도 비교</li> <li>- 반복성 및 내현성 확보</li> <li>- 융합시스템 설계에 반영</li> </ul> </li> </ul>



제2장 해상풍력-조류 복합발전  
기술개발



# 제1절 해상풍력-조류 기전시스템 설계

## 1. 최적설계 및 통합설계 도구 개발

일반적으로 풍력 및 조류 터빈 설계 시, 터빈의 성능 평가를 위해 사용되는 것은 BEMT(Blade Element Momentum Theory) 기법 혹은 CFD(Computational Fluid Dynamics) 해석이다. 본 연구에서 개발한 최적설계 및 통합설계 도구는 풍력 및 조류터빈 설계 전용 프로그램으로 BEMT 기법을 이용하여 설계조건 하에서 최적화된 블레이드의 CAD 형상을 도출한다. 도출된 형상을 바탕으로 OpenFOAM의 CFD 해석과 연계할 수 있도록 하여 업무 효율성을 증대시킬 수 있다. 또한 유동해석 프로그램 구매 비용을 절감할 수 있는 장점이 있다.

### 가. 최적 설계 및 통합 설계를 위한 Workbench 개발

워크벤치는 몇 가지 파트로 구성된다. 첫 번째로 터빈 설계를 위한 BEMBO가 있다. BEMBO는 블레이드 형상 최적화, 터빈 성능곡선 및 하중을 산출할 수 있는 BEMT 기법이 적용된 프로그램이다. BEMBO를 통해 수평축, 수직축 터빈 설계를 할 수 있으며 길이 방향에 따라 다른 익형을 가지는 블레이드도 설계 가능하다. 두 번째는 CAD 파트이다. CAD를 생성하고 도시하며 OpenFOAM에 형상 정보를 전달하는 역할을 한다. 세 번째는 CFD 해석을 위한 파트이다. OpenFOAM을 사용한 CFD 해석을 위한 input 파일 생성을 할 수 있으며 해석 결과를 출력 할 수 있다.

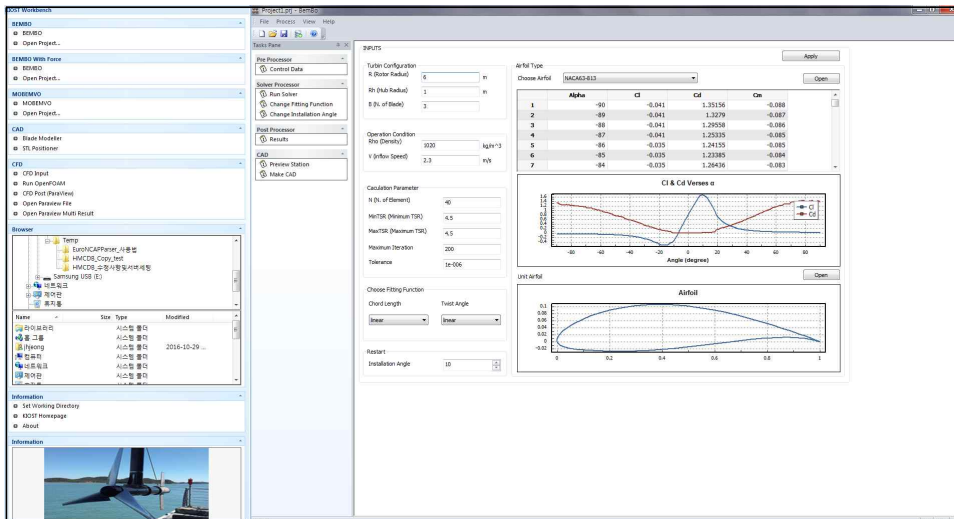


그림 2.1.1 Workbench 구성도

### 나. Workbench 프로그램 구동 및 데이터 흐름도

워크벤치 작업은 ‘BEMBO 구동 → 블레이드 형상 도출 → CFD Input 파일 생성 (경계조건 및 해석 조건부여 작업) → CFD 해석(OpenFOAM 사용) → CFD 해석 결과 도시’ 순으로 이루어진다.

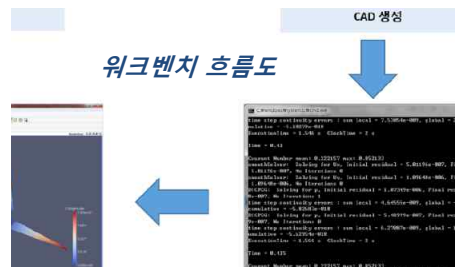


그림 1.1.1 Workbench 구성 및 설계 과정

#### 다. CFD 해석 툴 개발 및 연계

워크벤치의 활용도 및 사용자 편의성을 높이려면 블레이드 형상을 생성하는 최적 설계 도구(윈도우 기반)와 그것의 유동해석을 수행하는 OpenFOAM(리눅스 기반) 간의 연계가 필요하다.

따라서 OpenFOAM 해석을 위한 해석 조건(입력문) 및 해석 모델을 연계하는 PreProcessor를 개발하였다. 개발된 프로그램 내에서 해석조건 및 해석조건을 세팅하면 OpenFOAM에서 인식 가능한 입력파일이 생성되며 리눅스 장비에서 솔버를 구동시켜 해석을 수행하게 된다. 해석 완료 후, 윈도우 기반의 워크벤치 프로그램에서 해석 결과를 검토할 수 있다.

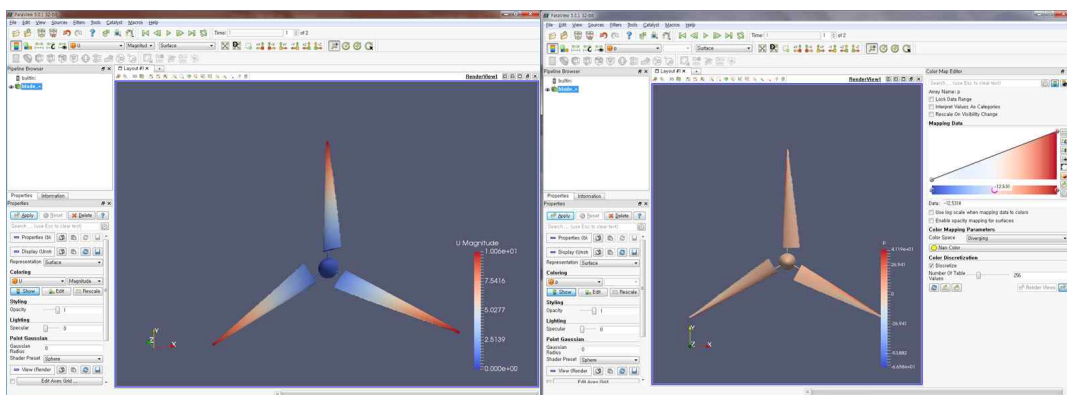


그림 1.1.2 블레이드 표면 속도 및 압력의 해석결과의 Paraview 도시화면

## 2. 풍력 & 조류 발전기 하중 산출

해상 풍력발전기 및 조류발전기의 경우, 일반 육상용 풍력발전기에 비해 다양하거나 비교적 큰 하중을 받는 특징이 있다. 본 연구에서는 개발된 워크벤치를 이용하여 풍력발전기와 조류발전기의 하중을 산출하였다.

가. 조류발전 장치 제원 도출 : 정격유속 산정

해상풍력-조류 복합발전 적지의 평균유속은 1.52 m/s 이다. 평균유속과 유속분포도를 참고하여 아래와 같이 각 유속별 발전용량, 연간발전량 및 이용률을 산출하였다. 이를 비교분석한 결과 정격유속을 2.0 m/s로 산정하였다.

표 1.2.1 유속별 정격용량, 연간발전량(AEP) 및 이용률 산출 결과

정격유속(m/s)	정격 발전용량(kW)	AEP(kWh)	이용률(%)	AEP 차이
1.20	111	698,063	71.6	
1.30	141	855,731	69.0	157,668
1.40	176	1,028,624	66.5	172,893
1.50	217	1,215,986	63.9	187,362
1.52	226	1,255,005	63.3	39,019
1.60	263	1,414,739	61.2	159,734
1.70	316	1,622,970	58.6	208,231
1.80	375	1,837,998	55.9	215,028
1.90	441	2,057,094	53.2	219,096
<b>2.00</b>	<b>515</b>	<b>2,278,362</b>	<b>50.5</b>	<b>221,268</b>
2.10	596	2,495,357	47.8	216,995
2.20	685	2,704,612	45.0	209,255
2.30	783	2,907,603	42.4	202,991
2.40	890	3,097,270	39.7	189,667
2.50	1,006	3,267,955	37.1	170,685

나. 조류발전 장치 제원 도출 : 직경 산정

해상풍력-조류 복합발전 적지의 최저 수심은 DL. -25m 인 것으로 확인되었다. 복합발전 장치의 구성 및 수심 등의 조건을 감안하여 조류터빈 직경을 20m로 산정하였다.

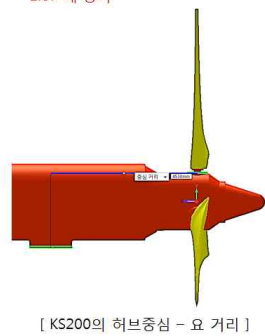
다. 조류발전 장치 제원 도출 : 직경 산정

해상풍력-조류 복합발전 적지의 최저 수심은 DL. -25m 인 것으로 확인되었다. 복합발전 장치의 구성 및 수심 등의 조건을 감안하여 조류터빈 직경을 20m로 산정하였다.

라. 조류발전 장치 제원 도출 : 기타제원 선정

해양수산부 국가연구개발사업인 “능동제어형 조류발전 기술개발”에서 개발한 KS200과 K-TWS4000의 조류터빈 직경을 비교하여 제원 산출하였다. KS200 제원에 1.67 배를 증가시켜 K-TWS4000의 제원을 산출하였으며, 이 수치는 KS200의 터빈 직경을 K-TWS4000의 터빈 직경에 나눈 값이다. 터빈의 요잉(Yawing) 시, 중요한 요소인 허브 중심에서 요(yaw)까지 거리는 7.55m 이며 이 또한 KS200의 제원에서 1.67배가 된 값이다.

• 터빈 직경 :  $\phi 12\text{ m}$   $\rightarrow$   $\phi 20\text{ m}$   
1.67 배 증가



	치수	
	KS200	K-TWS4000
터빈 직경 (m)	$\phi 12$	$\phi 20$
허브중심 - 요 거리 (m)	4.53	7.55

그림 1.2.1 조류발전 장치 제원

마. 조류발전 장치 제원 도출 : 정격용량 산정

조류발전기 1기의 정격용량은 약 500 kW 이며 식(1)에 의해 산출되었다.

$$P = 0.5\eta\rho AV^3 \quad (1)$$

이 때,  $\eta$ 는 효율,  $\rho$ 는 해수밀도, A는 단면적, V는 유속이다. 따라서 정격용량은 아래와 같이 계산된다. K-TWS4000는 2기의 조류발전 장치를 사용한다.

$$P = 1024 \times (\pi \times 10^2) \times 2.0^3 \times 0.4 = 500,000\text{ W}$$

바. 풍력발전 장치 제원 도출 : 정격유속 산정

풍력에너지는 성공적인 상업 운전을 수행하고 있는 신재생에너지 중 하나이다. 따라서 이미 개발된 상용품의 사양을 참고하여 K-TWS4000에 적용하였다. 해상풍력-조류 복합발전 적지의 풍속조건을 고려하여 정격용량과 이용률이 높은 국내외의 풍력 터빈을 조사하여 Vestas의 V126-3MW와 두산중공업의 WinDS3000/134을 후

보로 선정하였다. 두 터빈 중 터빈 공급 및 유지보수의 수월성을 고려하여 현재 상업운전 중인 WinDS3000/134(터빈 크기 134m)을 최종 선정하였다. 해상풍력-조류복합발전 적지의 평균풍속은 6.8m/s(MSL 상 80m 기준)로 IEC(International Electrotechnical Commission)의 기준으로 IEC III에 해당한다.

**DESIGNED FOR ALL IEC SEGMENTS**  
 The V112-3.0MW\* covers all onshore and offshore IEC wind class segments  
 The V126-3.0 MW\*\* covers onshore IEC III wind class segments

TURBINE TYPE	WIND CLASSES		
	IEC III (6.0-7.5 m/s)	IEC II (7.5-8.5 m/s)	IEC I (8.5-10.0 m/s)
V164-7.0 MW** offshore			
<b>3 MW TURBINES</b>			
V90-3.0 MW* onshore/offshore			
V100-2.6 MW**			
V112-3.0 MW* onshore/offshore			
V126-3.0 MW**			
<b>2 MW TURBINES</b>			
V80-2.0 MW*			
V80-2.0 MW* GridStreamer™			
V90-1.8/2.0 MW*			
V90-1.8/2.0 MW* GridStreamer™			
V100-1.8 MW*/V100-2.0 MW**			

그림 1.2.2 Vestas V126-3M의 풍속 이용조건

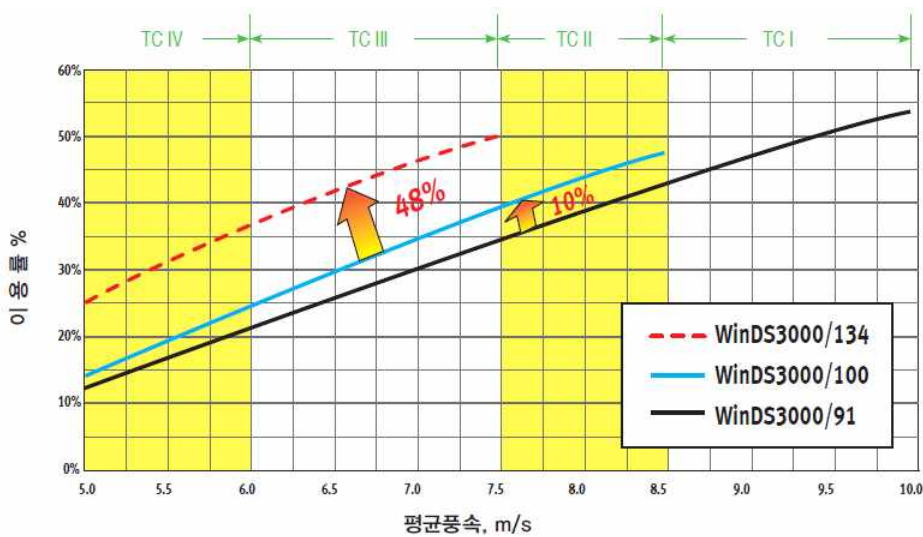


그림 1.2.3 두산 중공업 WinDS3000/134의 풍속과 이용률

풍력터빈의 중량은 WinDS3000의 중량 정보가 없어 동급인 V126-3MW의 70톤으로 선정하였다.

Model	WinDS3000/134	
Operational Data	Rated Power	3,000 kW
	Power Regulation	Pitch Regulated
	IEC Class	S(Extreme II, Fatigue III <sub>A</sub> )
	Cut-in Wind Speed	3 m/s
	Rated Wind Speed	10 m/s
	Cut-out Wind Speed	20 m/s
	Ambient Survival Temperature	-20°C to 50°C
	Ambient Operating Temperature	-15°C to 40°C
	Rotor Diameter	134 m
	Rated Rotor Speed	10.7 rpm
Blade	Length	65.5 m
	Maximum Chord Length	4 m
	Swept Area	14,100 m <sup>2</sup>
Drive Train	Gearbox	2 Planetary + 1 Parallel
	Generator	PMSG
	Converter Type	Full Power Converter
	Grid Frequency	50/60 Hz
Tower	Tower Type	Tubular Steel Tower
	Hub Height	90m / Site Specific
Additional Data	Extreme Survival Wind Speed	59.5 m/s
	System Design Life	20 years

그림 1.2.4 WinDS3000/134의 제원

#### 라. 최적 블레이드 형상 도출

개발된 워크벤치 내의 구성 프로그램 중 BEMBO(조류/풍력 블레이드의 설계 도구)를 통해 주속비(TSR) 대비 최대 효율(C<sub>p</sub>)이 나타나는 구간을 기준으로 최적 형상 도출하였다.

##### (1) 조류 블레이드

최대 C<sub>p</sub>가 나타나는 목표 주속비를 5로 선정하고, 익형(Airfoil)은 높은 양력에 적합한 NACA63-813 적용하여 C<sub>p</sub>-CT(효율-추력계수) 성능곡선을 도출하였다.

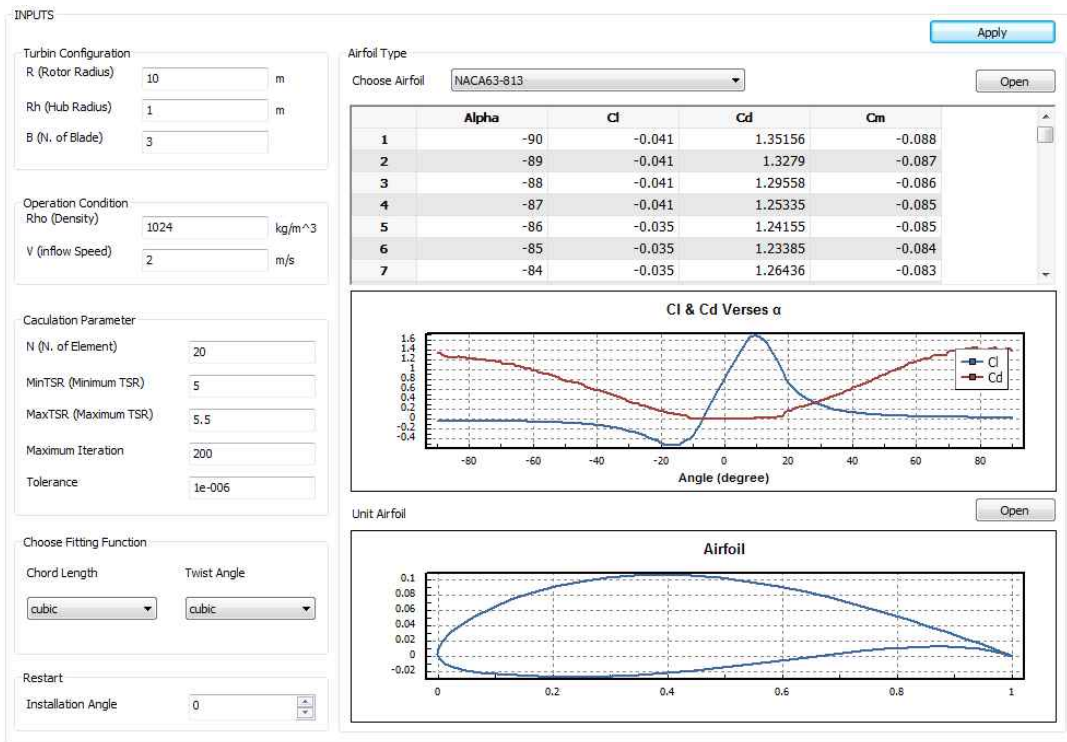


그림 1.2.5 조류터빈용 BEMBO 입력조건

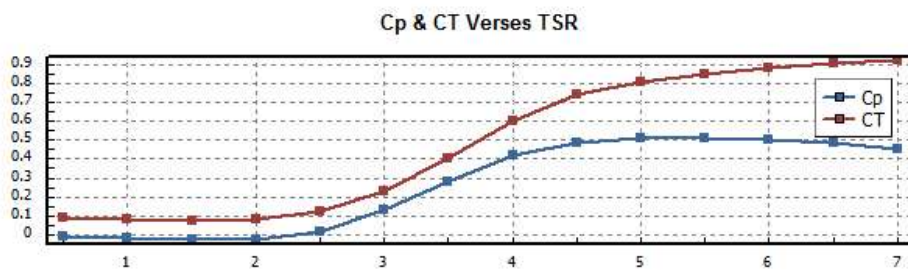


그림 1.2.6 조류 블레이드의 Cp-CT 성능곡선

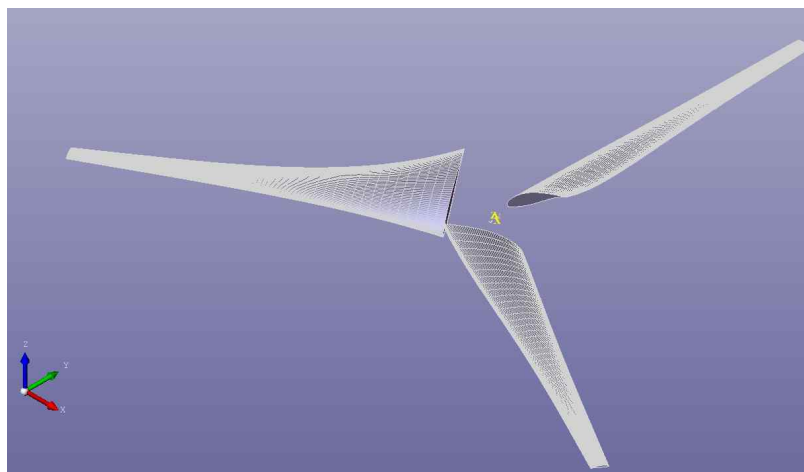


그림 1.2.7 20m 직경의 조류 블레이드 형상

(2) 풍력 블레이드

앞서 도출한 풍력터빈의 제원을 적용하여 최대  $C_p$ 가 나타나는 목표 주속비는 7.5로 선정하였으며, 익형은 높은 양력에 적합한 NACA63-813 적용하여  $C_p$ - $CT$ (효율-추력계수) 성능곡선을 도출하였다.

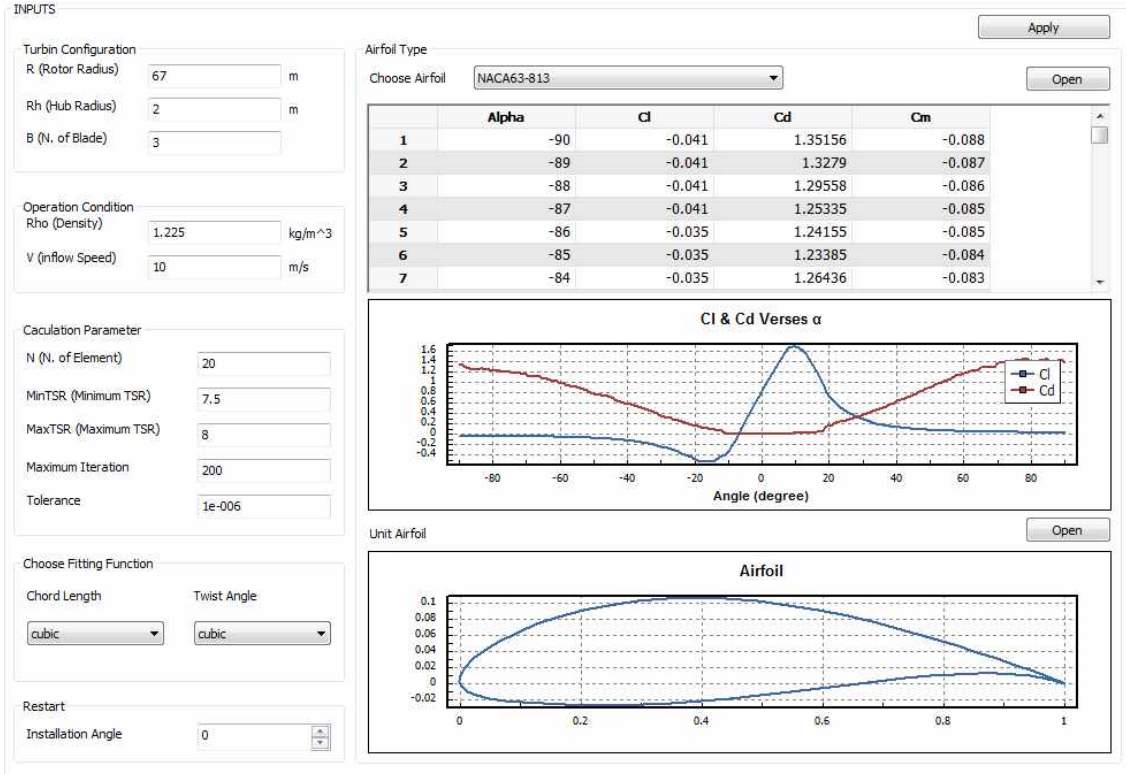


그림 1.2.8 풍력터빈용 BEMBO 입력조건

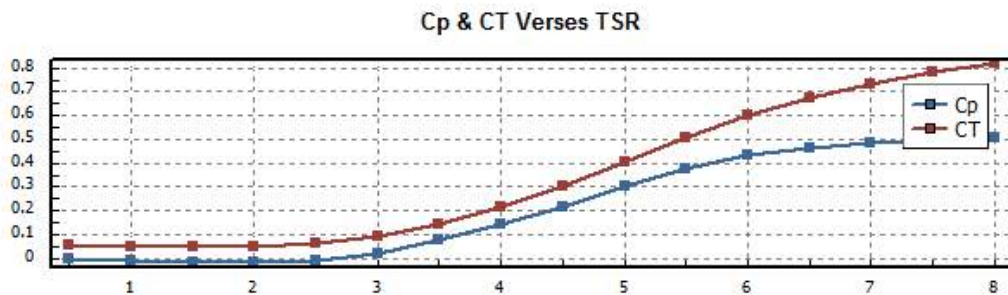


그림 1.2.9 풍력 블레이드의  $C_p$ - $CT$  성능곡선



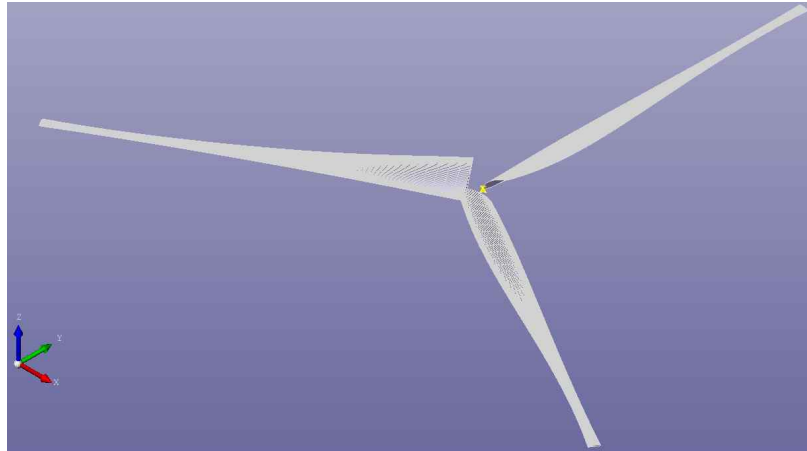


그림 1.2.10 풍력 블레이드 형상 (직경 134m)

BEMBO를 통해 성능곡선을 계산하면 아래와 같이 토크와 추력도 산출된다. 조류 터빈은 풍력터빈보다 작은 추력과 추력을 갖는다.

표 1.2.2 조류 및 풍력터빈의 토크와 추력

	조류터빈 (2기)	풍력터빈 (1기)
토크(KN·m)	1,348	4,010
추력(KN)	1,084	712

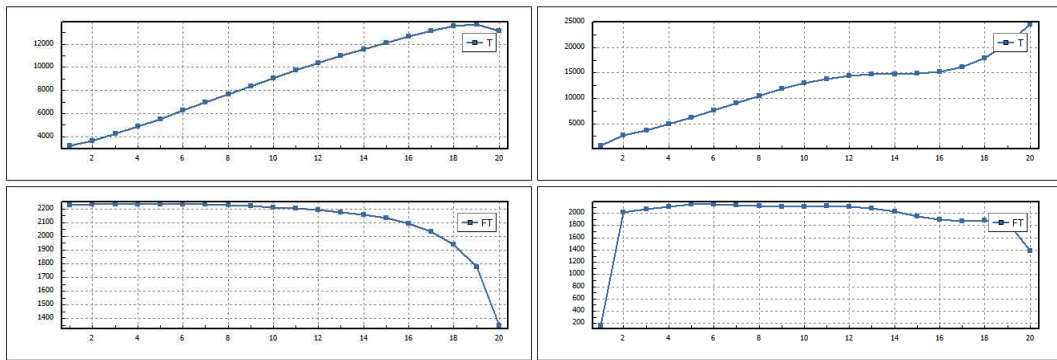


그림 1.2.11 조류터빈과 풍력터빈의 힘 곡선(x축: blade station, T: 추력(N), FT: 블레이드 방향의 힘(N))

### 3. DB 시스템 자료 축적

국내의 조류발전기 설계와 제작, 연구 자료는 국외에 비해 매우 적은 편이다. 또한 자료가 산발적으로 있으며 체계적으로 정리된 데이터베이스(DB, Database)는 없는 실정이다. 이에 따라 본 연구에서는 조류 발전기 관련 DB를 구축하여 자료를 하나의 DB에 모아서 연구 노하우를 축적하고 체계적으로 분류하여 자료수집의 효율성을 높이고자 하였다. 또한 구축된 자료는 내부 활용뿐 아니라 외부 기술이전에

사용될 수 있을 것으로 예상된다.

DB 화면은 그림 1.3.1과 같으며 3가지로 구성(구조, 미리보기, 자료속성)된다. 구조창에서 자료를 클릭하면, 미리보기 및 자료속성 창에서 자료에 대한 정보를 열람 가능하며 다양한 형태의 자료(\*.hwp, \*.xls, \*.dwg 등)가 구축되어 있다. 사용자로 등록이 되어야 이용할 수 있으며 편의성을 고려하여 자료를 쉽고 빠르게 업로드/다운로드할 수 있도록 개발되었다. 업로드 및 사용자는 3단계의 보안수준으로 관리하고 있으며 최상위 수준의 사용자만 모든 자료의 권한을 가지고 있도록 하였다.

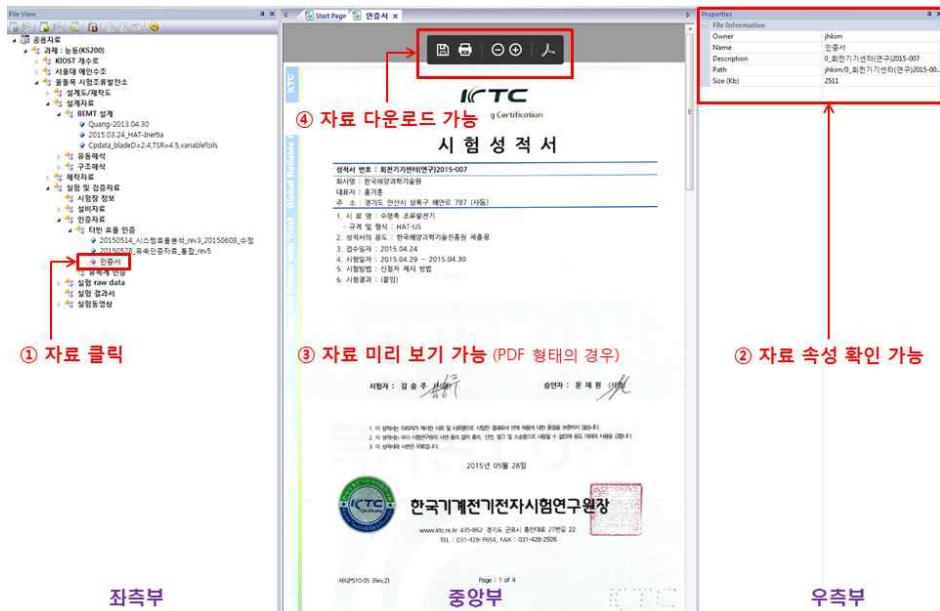


그림 1.3.1 DB 시스템의 GUI 화면

가. DB 시스템 자료 구성 : 수평축 조류터빈(HAT)

HAT 자료 구조는 3단계(Level 1~3)로 구성되어 있으며, 레벨이 높을수록 구체적인 정보 포함된다. Level 1은 수평축 조류발전기 프로토 타입의 크기와 실험장을 기준으로 총 3개로 분류된다.



그림 1.3.2 자료 구조 : Level 1

Level 2와 3은 Level 1에 종속되며, HAT의 설계 및 제작, 실험 및 검증자료로 구성된다. Level 2는 4개의 분류 기준(설계도/제작도, 설계자료, 제작자료, 실험 및

검증자료)을 가진다. Level 3은 Level 2에 대한 구체적인 정보로 구성되어 있으며 아래의 표는 Level 2의 구성이다.

표 1.3.1 HAT의 Level 2 구성

설계도/제작도	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 2D/3D 구분</li> <li>• 원천정보 파일(DWG, STEP 등) 및 형상정보 파일(PDF 등) 형식 저장</li> </ul>
설계자료	<ul style="list-style-type: none"> <li>• BEMT설계, 유동해석, 구조해석으로 구분되며, 관련 도구의 내용 포함</li> </ul>
제작자료	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 제작의뢰 서류, 제작 및 납품사진, 시험 및 검수서류 등 제작에 관련된 제반자료 포함</li> </ul>
실험 및 검증자료	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 시험장 정보, 설비자료, 인증자료, 실험 원천자료, 실험 결과서 등 실험에 관련된 제반 자료 포함</li> </ul>

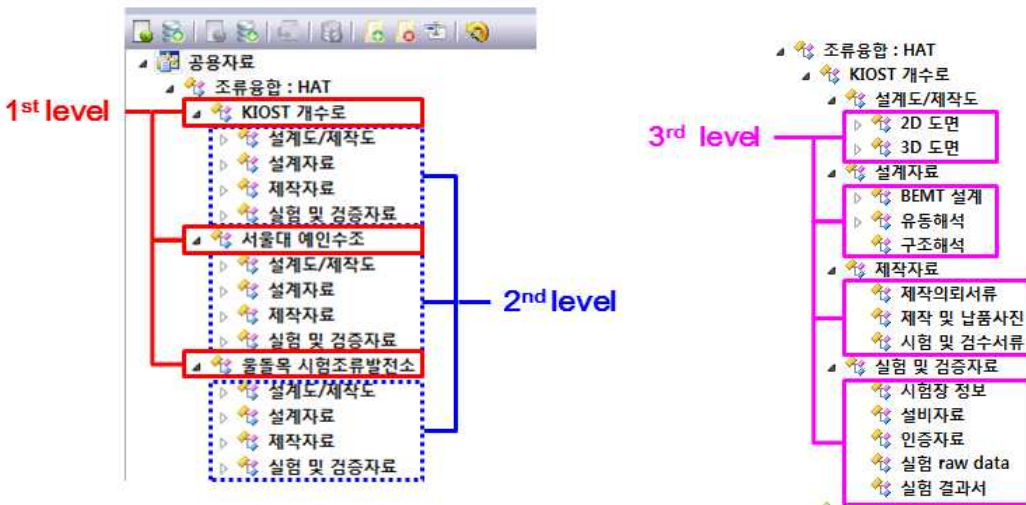


그림 1.3.3 DB 시스템의 분류 체계

나. DB 시스템 자료 구성 : 수직축 조류터빈(VAT)

VAT 자료는 크게 자료 조사, 설계 및 해석, 제작, 실험 등의 항목으로 구성되었으며 항목별로 자료 단계(Level~3)가 다르다.

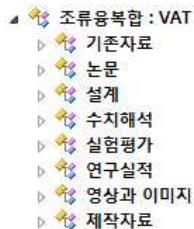


그림 1.3.4 VAT 자료 구성 : Level 1

Level 2, 3은 Level 1에 종속되며 VAT의 설계 및 제작도면, 실험 및 검증자료, 연구실적의 상세내용 등으로 구성된다.

**1st level**

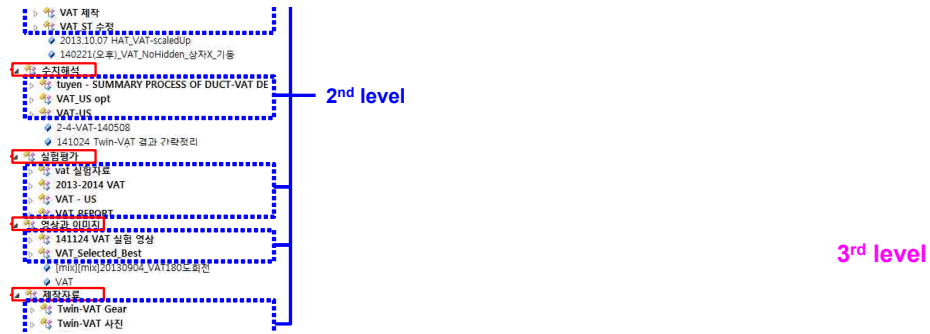


그림 1.3.5 DB 시스템 분류 체계 : VAT

4. 설계도구와 DATABASE를 이용한 설계도 작성

가. 조류발전기 조립도

조립도는 아래와 같으며 지름 20m, 가로 전장 19.6m 이다.블레이드는 복합재(유리섬유)이며 이를 제외한 모든 부품의 재질은 SS400이다. 육상 중량은 약 100,000 kgf, 부력은 약 68,000 kgf 이다.

블레이드

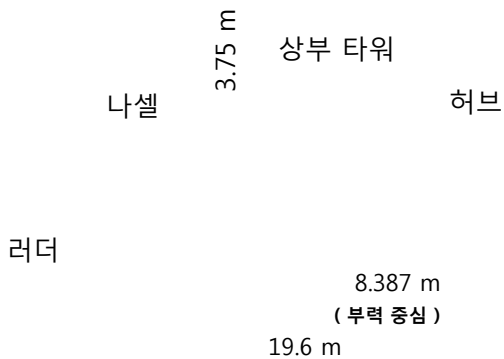


그림 1.4.1 조류발전기 이미지

나. 조류발전기 조립도 및 설계도(2D)

조립도는 아래와 같으며 총 18개의 파트로 구성되어 있다.

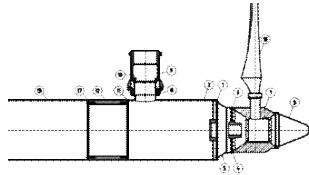


그림 1.4.2 조류발전기 조립도

허브는 블레이드와 결합되며 블레이드로부터 동력을 전달받아 회전하게 되는 부품으로 내부에 감속기와 모터 등의 전장 부품이 위치한다.

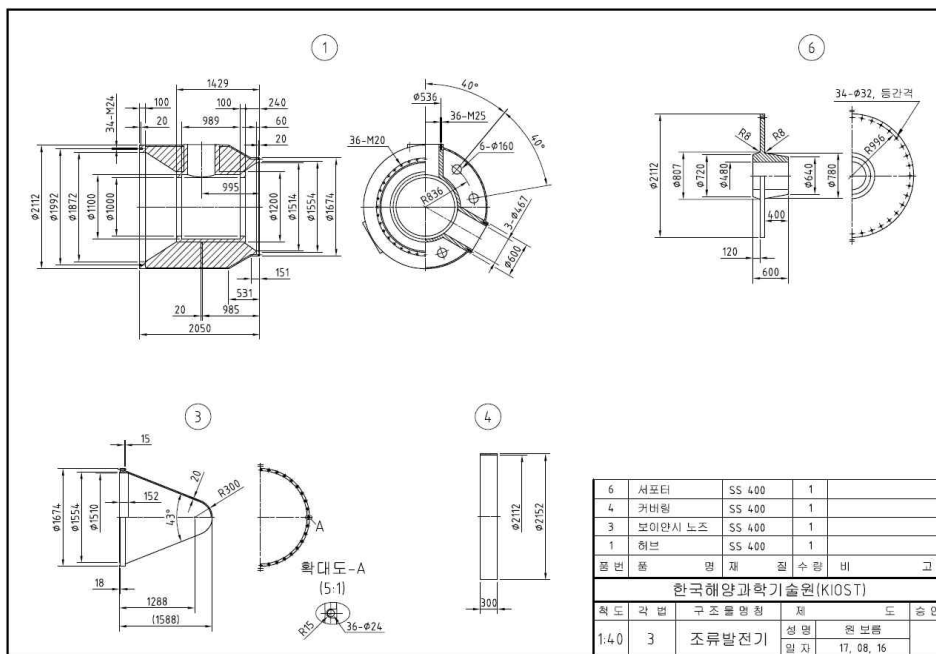
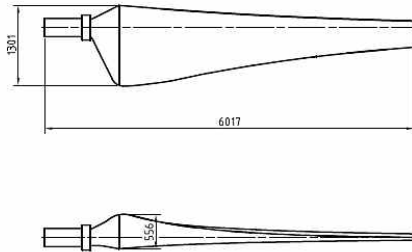


그림 1.4.3 조류발전기 설계도 : 허브

블레이드의 제작성 및 구조안전성을 고려하여 트레일링 엣지(trailing edge)를 곡선으로 설계 변경하였다.



18	블레이드	Full glass
품번	품명	소재
한국해양과학기술		

그림 1.4.4 조류발전기 설계도 : 블레이드

타워 부는 풍력타워와 결합되는 상부 타워 및 관련 부품들을 나타내었다.

#### 풍력타워와 결합부 : 플랜지 결합

그림 1.4.5 조류발전기 설계도 : 타워부

나셀은 내부에 조류발전기 구동을 위한 PM발전기 및 각종 전장 부품이 배치되는

공간으로 총 4개로 구성되었다.

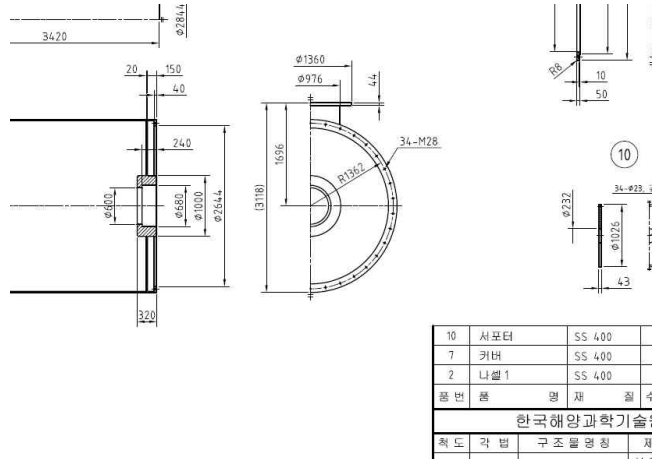
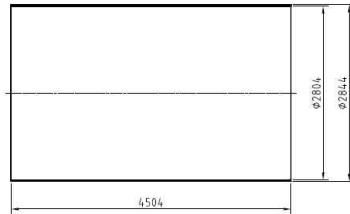


그림 1.4.6 조류발전기 설계도 : 나셀 1

그림 1.4.7 조류발전기 설계도 : 나셀 2 및 기타파트



13	나셀 3	SS 400
단	종	종
단	종	종

한국해양과학기술

그림 2.4.8 조류발전기 설계도 : 나셀 3



그림 1.4.9 조류발전기 설계도 : 나셀 4

러더는 요 제어를 위해 사용되는 방향타이며 익형은 NACA0012가 사용되었다.



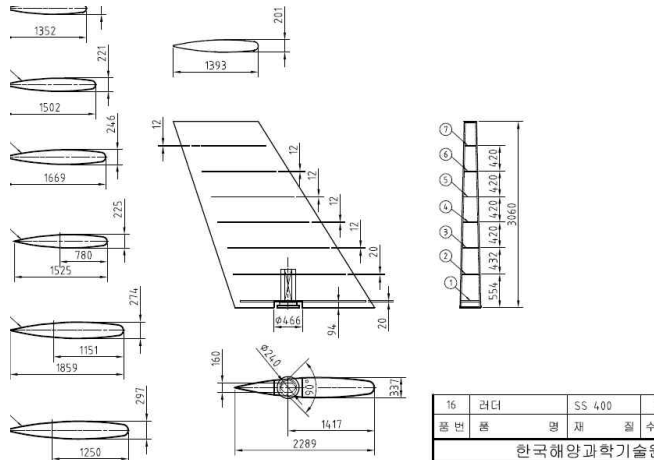


그림 1.4.10 조류발전기 설계도 : 러너

#### 다. 조류발전 기계구조부 설계 및 해석

자중 및 BEMBO를 통해 산출된 하중(추력 등)을 구조해석의 입력하중으로 적용하여 솔리드 워스를 통해 구조해석 수행하였다. 솔리드 워스는 P-요소 기반의 유한요소모델링을 지원하며 르장드르 다항식(Legendre polynomial)을 보간 함수로 사용하며 다항식의 차수가 무한대에 접근하면서 정해에 수렴하는 방식이다. 메쉬가 한 명 생성되면 각 요소의 차수를 높이면서 수렴을 하는 방식으로 수렴이 빠른 것이 특징이다.

##### (1) 허브

정상하중은 설계 유속에서 터빈이 정상 작동할 때의 하중이며 자중과 부력, 수압 하중도 고려하였다. 해석 결과 최대응력은 허브 내 블레이드 베어링 블록과 이를 지지하는 보강재의 접촉선상에서 723 kg/cm<sup>2</sup>의 최대 응력이 발생하며 이 때 안전율은 2 이상으로 안전하다고 판단됨 (고려된 재료의 항복응력은 3,600 kg/cm<sup>2</sup> )

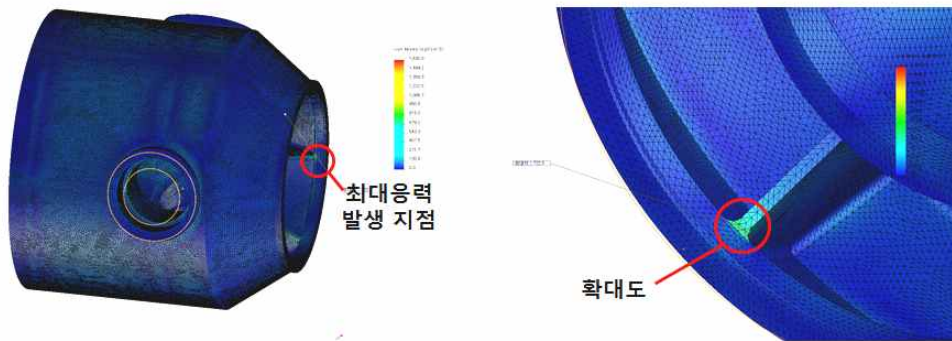


그림 1.4.11 구조해석 결과 : 허브

나. 나셀부

타워와 메인축을 포함하여 해석이 수행되었으며 작동 중 유체에 의한 하중 및 자중, 수압 하중을 고려하였다. 해석결과 최대 응력은 메인 축과 허브의 연결부에서 발생(940kg/cm<sup>2</sup>)하며 안전율이 2 이상으로 안전하다고 판단된다.

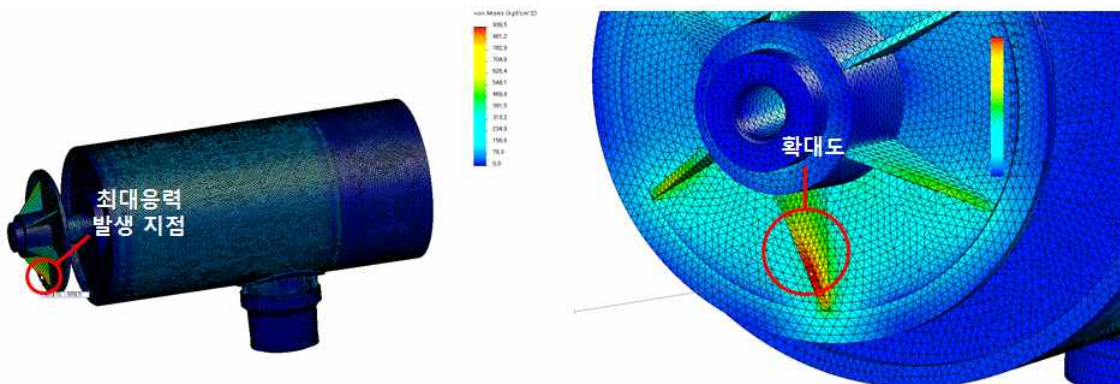


그림 1.4.12 구조해석 결과 : 나셀부

## 제2장 해상풍력-조류 복합발전 기술 개발

### 제2절 복합발전 지지구조물 기술개발

#### 1. 개요

3MW급 풍력발전기 1기와 500kW급 조류발전기 2기를 동시에 지지하기 위한 하이브리드 지지구조물의 개발과 설계 수행하였다. 풍력발전기와 조류터빈을 동시에 지지해야 함에 따라 큰 모멘트와 축력에 저항해야 하는 TP(Transition Piece) 하부의 구조물은 성능이 우수한 DSCT(Double-Skinned Composite Tubular, 콘크리트 충전 이중강관) 구조 적용하였다. TP 상부는 기존의 풍력타워와 같이 강관 타워를 적용하였으며, DSCT 구조는 강재와 콘크리트의 합성작용과 콘크리트의 구속효과 발현에 따라 더 작은 단면으로 우수한 성능을 발휘하는 구조이다. 하이브리드 지지구조는 하부에 DSCT 구조를 적용하여 콘크리트가 하부에서 TP 높이까지 두 개의 강관 사이에 충전되어 있으며, 강재타워가 DSCT 타워의 상단에 연결되는 구조로 설계하였다. 조류발전 터빈을 지지하는 Arm은 강재를 적용하였으며, 당초에는 조류발전기가 Arm의 하부에 위치하도록 설계하였으나, 유지관리 편의성을 위하여 Arm의 상부에 위치하도록 설계를 변경하였다.

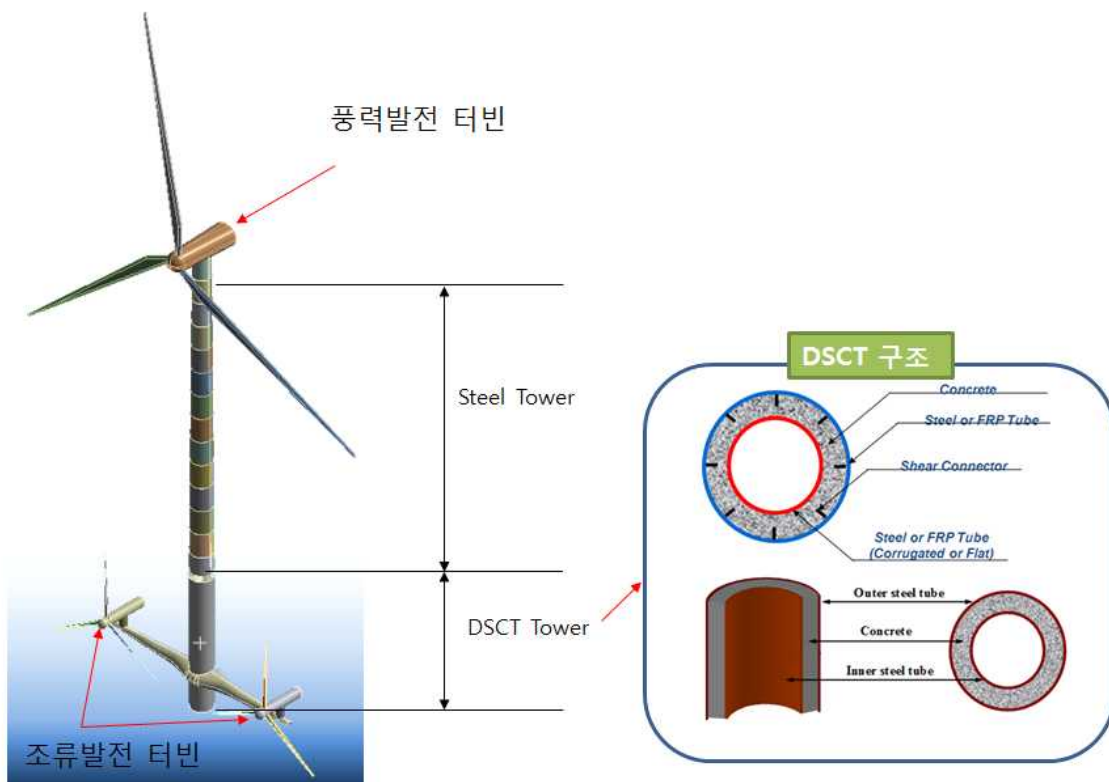


그림 2.2.1. 하이브리드 해상풍력-조류 복합발전 지지구조

## 2. DSCT 구조 특성 및 기본 이론

### 가. DSCT 구조의 기본 개념

DSCT 구조는 이중의 강관 사이에 콘크리트가 충전되는 구조이며, 이를 통하여 콘크리트를 3축 구속하여 강도를 향상시키는 구조이다. CFT 기둥 및 부재의 성능 발휘를 위해서는 내부에 충전된 콘크리트가 3축 구속되어야 하며, 콘크리트의 3축 구속 상태를 유지하면서 중공단면의 장점을 적용하기 위해서는 다음 그림과 같이 중공면 내부에 강관을 삽입하여 내부 구속력을 제공하는 것이 필요하다. 이러한 구조는 외측과 내측의 강관에 의해 충전된 콘크리트가 3축으로 구속되며, 외부 강관 뿐 아니라 내부강관이 축력과 모멘트에 저항하게 되어 우수한 성능을 발휘하게 된다.

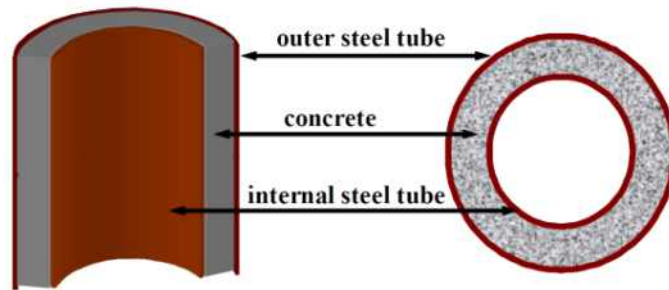


그림 2.2.2. DSCT 기둥의 구조

이러한 이중관 충전콘크리트 (Double-Skinned Composite Tubular)의 내부에서는 다음 그림과 같이 내측 강관(internal steel tube)과 외측 강관(outer steel tube)에 의해 콘크리트가 완전히 3축 구속 상태로 존재하게 된다. 내부 구속 효과에 의해서 콘크리트의 강도와 연성이 향상되게 되며, 이와 같은 개념이 DSCT 기둥의 기본 개념이다.

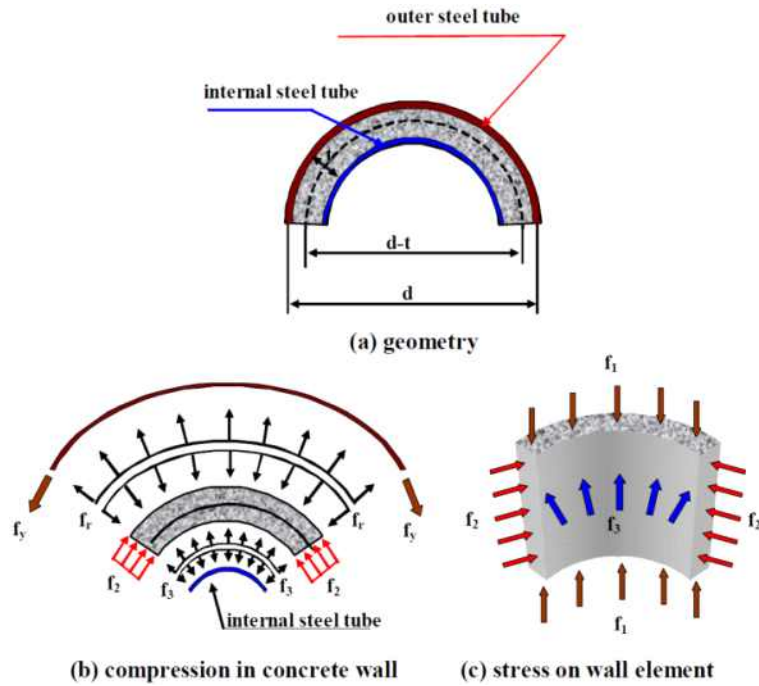


그림 2.2.3. DSCT 부재 내의 3축 구속응력

나. DSCT 기둥 내의 평형방정식

구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계에서는 구속응력( $f_l$ )이 3축 압축 상태의 콘크리트 강도를 결정하는 중요한 변수이며, 구속응력의 검토가 반드시 필요하다. 원형 CFT(Concrete Filled Tubular) 기둥에서는 다음 그림과 같은 자유물체도를 통해 구속응력을 유도할 수 있다. 구속응력( $f_l$ )은 콘크리트에 작용하는 응력을 의미하며 이러한 응력은 구속하고 있는 외부 강관의 항복응력과 동일하므로 식 (2.2.1)과 같이 정리할 수 있다. 여기서,  $D$ 은 외부 강관에 의해 구속된 콘크리트의 외경,  $t_{ot}$ 는 외부 강관의 두께,  $f_{oty}$ 는 외부 강관의 항복강도이며,  $f'_l$ 은 유효 구속응력이다. CFT의 경우에는 콘크리트가 강관에 의해 완전히 3축 구속되므로 유효구속응력과 구속응력은 동일한 값을 갖게 된다.

$$f_l = \frac{2f_{oty}t_{ot}}{D}, \quad f'_l = f_l \tag{2.2.1}$$

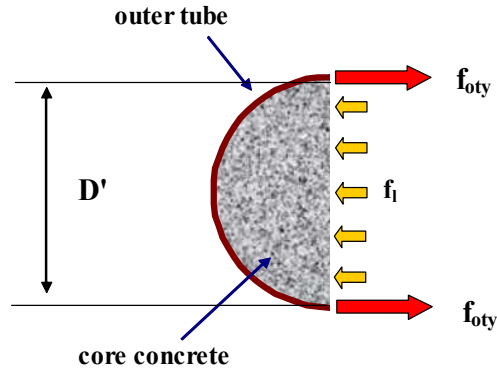


그림 2.2.4. 원형 CFT 기둥 내의 구속응력

DSCT 기둥에서의 구속응력은 다음 그림의 자유물체도로부터 유도될 수 있다. CFT 기둥과 동일한 콘크리트의 구속응력을 갖도록 하기 위하여 중공면에 강관이 삽입되었으며, 콘크리트의 구속응력이 강관을 따라 균일하게 작용하고 외부 강관이 내부 강관보다 먼저 항복된다는 가정 하에서, 아치의 반력으로써 구속응력을 계산한다. 다음 그림 2.2.5(a)로부터 식 (2.2.2)를 구하고 그림 2.2.5(b)로부터 식 (2.2.3)을 구할 수 있다.  $f_{lc}$ 는 원주방향의 구속응력,  $f_{lr}$ 은 방사방향의 구속응력이며 여기서는  $f_{lc}$ 와  $f_{lr}$ 이 동일한 값을 갖는다고 가정하여  $f_i$ 로 표현한다.  $D_i$ 는 중공의 직경,  $f_{tube}$ 는 내부 강관에 작용하는 응력이며,  $t$ 는 내부 강관의 두께이다. 식 (2.2.3)을 식 (2.2.2)에 대입하여 DSCT 기둥에서의 구속응력을 식 (2.2.4)와 같이 구할 수 있다.

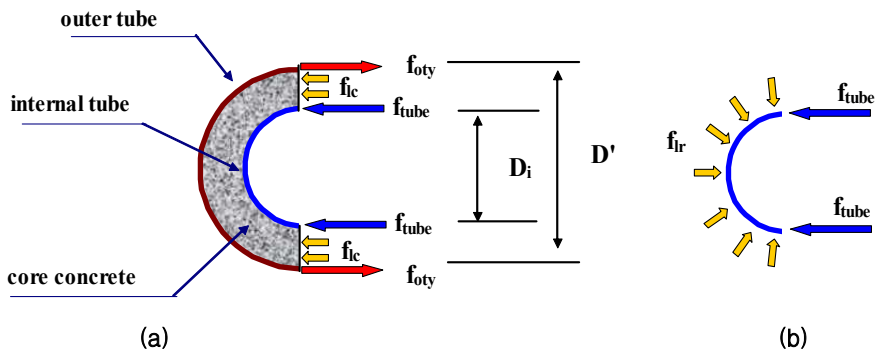


그림 2.2.5. 원형 DSCT 기둥 내의 구속응력

$$f_i(D' - D_i) + 2f_{tube}t = 2f_{oty}t_{ot} \quad (2.2.2)$$

$$f_{tube} = \frac{f_i D_i}{2t} \quad (2.2.3)$$

$$f_l = \frac{2f_{oty}t_{ot}}{D'} \quad (2.2.4)$$

내부 강관의 좌굴강도와 항복강도는 내부 강관의 두께에 큰 영향을 받으며, 내부 강관의 항복 이전에 외부 강관의 파괴를 유발하기 위해서는 강관에 작용하는 응력이 강관의 항복강도( $f_{oty}$ )보다 작아야 한다. 이로부터 식 (2.2.5)가 성립하며, 내부 강관의 항복 파괴가 발생하지 않기 위한 최소 두께( $t_{yt}$ )는 식 (2.2.6)과 같이 구할 수 있다. 따라서 내부 강관의 두께( $t$ )가 식 (2.2.6)을 만족한다면, 내부에 삽입된 강관은 외부 강관의 파괴 이전에 항복하지 않는다.

$$f_{tube} = \frac{D_i \cdot f_{oty} \cdot t_{ot}}{D' \cdot t} < f_{yt} \quad (2.2.5)$$

$$t > \frac{D_i \cdot f_{oty} \cdot t_{ot}}{D' \cdot f_{yt}} = t_y \quad (2.2.6)$$

DSCT 기둥에 삽입된 강관은 콘크리트에 의해 일방향으로 변위가 구속된 상태(unilaterally restrained)이며, 내부 튜브가 변형될 때 튜브의 안쪽 방향으로의 변위는 발생 가능하나 바깥쪽 방향으로 콘크리트로 구속되어 변위가 발생하지 않는다. 이러한 일방향 경계조건으로 인하여, DSCT 기둥 내의 강관은 일반적인 경계조건(bilateral boundary condition)을 갖는 아치나 원형 링의 좌굴과는 다른 좌굴 형상과 좌굴강도를 갖게 된다. 낮은 원형 아치가 스냅-스루 좌굴 변형 할 때, 이 변형 형상은 일방향으로 구속된 아치의 좌굴 형상과 유사하며, 다음 표에 여러 연구자들에 의해 제안된 원형 아치의 좌굴 하중 계수 값을 정리한다.

표 2.2.1. 원형 아치의 좌굴 하중 계수

연구 자	바이퍼케이션	스냅-스루
Kerr & Soifer (1969)	1.9100	2.2700
Haftka et al. (1971)	1.8600	2.1700
Carnoy (1980)	1.9022	2.2569
Argyris et al. (1981)	1.0922	-
Sun & Natori (1996)	1.9024	2.2784

본 연구에서는 DSCT 기둥 내의 강관의 좌굴을 낮은 아치의 스냅-스루 좌굴 문제로 가정되어 좌굴 강도를 산정하였는데, 이는 일방향 경계 조건을 갖는 링의

좌굴 형상과 낮은 아치의 스냅-스루 좌굴 형상이 유사하기 때문이다. 따라서 좌굴 강도를 산정함에 있어 Kerr의 좌굴 계수를 사용하였으며, Kerr의 좌굴 계수를 적용한 이유는 다른 연구자들의 결과가 수치 해석적 방법에 의해 산출된 값인데 비해 Kerr의 연구 결과는 수학적 방법에 의해 산출된 값이기 때문이다. 삽입된 내부 강관의 좌굴강도( $f_{cr}$ )는 식 (2.2.7)과 같이 나타낼 수 있으며, 식 (2.2.8)을 적용하여, 외부 강관의 파괴 이전에 내부 강관이 좌굴되지 않을 최소 강관 두께( $t_{bk}$ )는 식 (2.2.9)와 같이 유도된다. 여기서  $E$ 는 내부 강관의 탄성계수,  $I$ 는 내부 강관 벽체의 단면이차모멘트,  $R$ 은 내부 강관의 반지름이다.

$$f_{cr} = 2.27 \frac{EI}{R^2 t} = \frac{2.27}{3} \frac{t^2 E}{D_i^2} \quad (2.2.7)$$

$$f_{cr} = \frac{2.27}{3} \frac{t^2 E}{D_i^2} > f_l = \frac{2f_{oty} t_{ot}}{D'} \quad (2.2.8)$$

$$t > \sqrt{\frac{6}{2.27} \frac{D_i^2 f_{oty} t_{ot}}{D' E}} = t_{bk} \quad (2.2.9)$$

파형강관이 내부 강관으로 사용될 경우에는 등가의 단면이차모멘트로 치환하여, 좌굴 방지를 위한 최소 두께를 정의할 수 있으며, Timoshenko(1959)의 연구에 따라, 다음 그림과 같은 파형 판에 대하여 파형의 형상이 식 (2.2.10)과 같이 Sine 함수로 표현될 때, x방향의 휨강성  $D_x$ 와 y방향의 휨강성  $D_y$ 는 식 (2.2.11)과 식 (2.2.12)로 나타낼 수 있다. 여기서  $E$ 는 탄성계수,  $\nu$ 는 푸아송 비,  $s$ 는 파형이 반주기일 때의 호의 길이,  $h$ 는 판의 두께,  $l$ 은 파형 반주기의 길이(파형의 길이),  $f$ 는 파형의 높이이다.

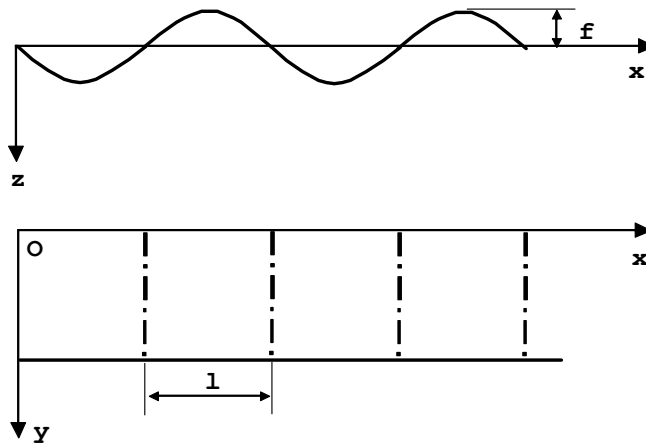


그림 2.2.6. 파형 판의 형상 (Timoshenko, 1959)



$$z = f \cdot \sin \frac{\pi x}{l} \quad (2.2.10)$$

$$D_x = \frac{l}{s} \cdot \frac{E h^3}{12(1-\nu^2)} \quad (2.2.11)$$

$$D_y = EI \quad (2.2.12)$$

근사적으로 파형의 반주기에 해당하는 호의 길이  $s$ 와 파형 판의 단면 이차 모멘트  $I$ 는 식 (2.2.13) 및 식 (2.2.14)와 같이 구해진다. 따라서 파형 판의 등가 두께를  $t_{eq}$ 라 하고, 파형 판의 두께를  $h$ 를  $t$ 로 치환하면, 등가 두께  $t_{eq}$ 는 식 (2.2.15)와 같이 유도된다.

$$s = l \left( 1 + \frac{\pi^2 f^2}{4l^2} \right) \quad (2.2.13)$$

$$I = \frac{f^2 h}{2} \left[ 1 - \frac{0.81}{1 + 2.5 \left( \frac{f}{2l} \right)^2} \right] \quad (2.2.14)$$

$$t_{eq} = \sqrt[3]{6f^2 t \left[ 1 - \frac{0.81}{1 + 2.5 \left( \frac{f}{2l} \right)^2} \right]} \quad (2.2.15)$$

#### 다. DSCT 기둥의 파괴모드

DSCT 기둥에 하중이 작용할 때, 기둥 내의 콘크리트는 구속 정도에 따라, 3축 구속 상태, 2축 구속 상태, 1축 구속 상태인 비구속 상태의 3가지로 분류되며, 이는 ICH CFT 기둥의 파괴 모드에 의존한다. DSCT 기둥 내의 콘크리트에 축력이 작용할 때, 푸아송 효과에 의해 콘크리트는 횡방향으로 팽창하려고 하며, 내부 강관과 외부 강관에 수동 구속 응력을 발생시키게 된다. 따라서 축력, 구속응력 및 아치 효과에 의한 원주방향 응력에 의해 콘크리트는 3축 구속응력 상태에 가 되나, 내부 강관이 파괴되어 구속응력을 발휘하지 못하는 경우에는 축력과 아치 효과에 의한 원주방향 응력만이 작용하여 콘크리트는 2축 구속 상태로 존재하게 된다. 또한, 외부 강관이 파괴된 경우에는 비구속 콘크리트 상태가 되어 기둥 전체가 파괴된다.

따라서 내부 강관의 파괴 여부에 따라 DSCT 기둥의 파괴 모드를 결정할 수 있으며, 이 때, 내부 강관의 항복강도와 좌굴강도, 그리고 푸아송 비에 의해 팽창하는 콘크리트에 의해 강관에 작용하는 응력을 비교함으로써 DSCT 기둥의 파괴 모드를 결정할 수 있으며, 이러한 관계를 이용하여 식 (2.2.16)과 같이 파괴 모드가 정의된다.

$$f_{it} > f_{lim} = smaller(f_{ity}, f_{bk}): \text{파괴모드 I} \quad (2.2.16a)$$

$$f_{it} < f_{lim} = smaller(f_{ity}, f_{bk}): \text{파괴모드 II} \quad (2.2.16b)$$

$$f_{it} = f_{lim} = smaller(f_{ity}, f_{bk}): \text{파괴모드 III} \quad (2.2.16c)$$

파괴모드 I 은 외부 강관의 파괴 이전에 내부 강관이 좌굴 또는 항복 파괴되는 경우이며, 이 경우에 콘크리트는 내부 강관이 파괴되기 전에는 3축 구속 상태로 존재하게 되나, 내부 강관이 파괴된 후에는 2축 구속 상태로 존재하게 된다. 파괴모드 II 는 외부 강관이 파괴될 때까지 내부 강관이 파괴되지 않는 경우로서, 콘크리트는 전체 기둥의 파괴 시점까지 3축 구속 상태를 유지한다. 파괴모드 III 은 내부 강관과 외부 강관이 동시에 파괴되는 경우로서, 파괴모드 II 와 유사한 결과를 보인다.

#### 라. 콘크리트 재료 모델

1988년에 Mander는 일축 압축응력을 받는 구속된 콘크리트에 대하여 항복 전후의 거동을 예측할 수 있는 통합된 응력-변형률 해석법을 제안하였으며, 이 해석 방법에서 Mander는 단조 증가하는 압축 하중 및 인장 하중 조건, 반복 재하되는 압축 및 인장 하중 조건에 대한 콘크리트 재료 모델을 제안하였다.

본 연구에서 사용된 콘크리트 재료 모델은 Mander의 일축 압축 콘크리트 재료 모델을 기초로 하고 있으며, Mander의 해석법 중 단조 증가하는 압축 하중에 대한 구속된 콘크리트와 비구속된 콘크리트의 응력-변형률 관계는 다음 그림과 같이 Popovics(1973)에 의해 제안된 관계식을 따른다. Popovics에 의해 제안된 식을 사용할 경우, 응력-변형률 곡선에서 상승 구간과 하강 구간의 식을 따로 분리하여 정의할 필요 없이 식 (2.2.17)과 같이 통합된 하나의 식으로 정의할 수 있는 장점에 Mander는 그의 콘크리트 모델에 이 식을 차용하였으며, 이 모델은 일정한 구속 응력을 받는다는 가정에 기초하고 있다.

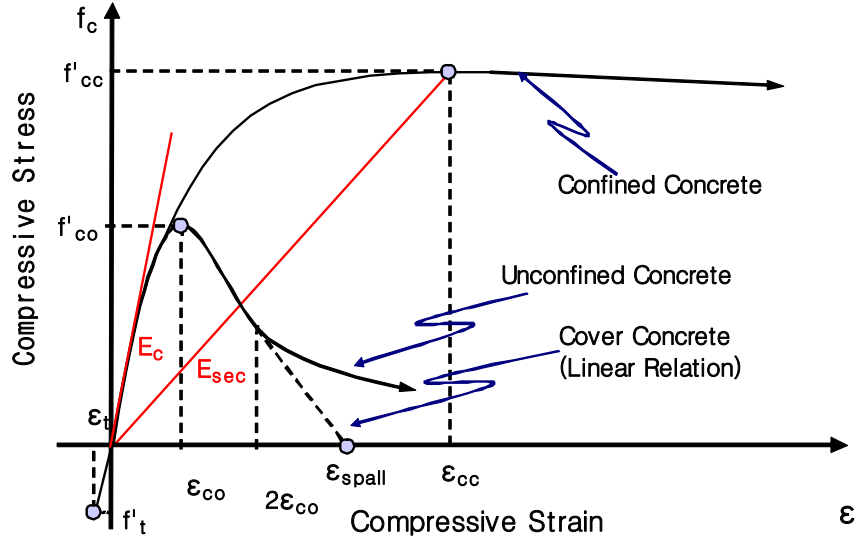


그림 2.2.7. 일축 압축 시의 구속 콘크리트와 비구속 콘크리트의 응력-변형률 관계 (Popovics, 1973)

$$f_c = \frac{f'_{cc} x r}{r - 1 + x^r} \quad (2.2.17)$$

$$x = \frac{\epsilon}{\epsilon_{cc}} \quad (2.2.18)$$

$$r = \frac{E_c}{(E_c - E_{sec})} \quad (2.2.19)$$

$$E_{sec} = \frac{f'_{cc}}{\epsilon_{cc}} \quad (2.2.20)$$

여기서,  $f_c$ 는 콘크리트의 응력,  $\epsilon$ 는 축방향 변형률,  $f'_{cc}$ 는 구속된 콘크리트의 최대 강도,  $\epsilon_{cc}$ 는 구속된 콘크리트가 최대 강도를 발휘할 때의 변형률이다. 비구속 콘크리트의 접선 계수( $E_c$  : tangent modulus)는  $5000\sqrt{f'_{cc}}$  (MPa)로 산정되며, 구속된 콘크리트의 최대 강도( $f'_{cc}$ )는 식 (2.2.21)에 의해서 구할 수 있다.

$$f'_{cc} = f'_{co} \left( 2.254 \sqrt{1 + \frac{7.94 f'_l}{f'_{co}}} - \frac{2 f'_l}{f'_{co}} - 1.254 \right) \quad (2.2.21)$$

$$\epsilon_{cc} = \epsilon_{co} \left[ 1 + 5 \left( \frac{f'_{cc}}{f'_{co}} - 1 \right) \right] \quad (2.2.22)$$

$$f'_l = k_e f_l \quad (2.2.23)$$

여기서  $f'_{co}$ 는 비구속된 콘크리트의 최대 강도이며,  $f'_l$ 는 유효 구속응력이며,

구속된 콘크리트의 최대 강도에서의 변형률  $\epsilon_{cc}$ 는 식 (2.2.22)와 같이 비구속된 콘크리트의 최대 강도에 해당하는 변형률  $\epsilon_{co}$ 의 함수로서 정의되며,  $\epsilon_{co}$ 는 일반적으로 0.002로 알려져 있다. 나선철근이나 후프철근의 경우에는 전체 콘크리트를 완전히 구속할 수 없으므로, 최초 발생된 구속응력( $f_l$ )은 식 (2.2.23)과 같이 감소계수  $k_e$ 를 적용하여 사용한다.

#### 마. 매개변수에 따른 DSCT 기둥 내 콘크리트 거동 해석 및 검증

DSCT 부재에서 콘크리트의 응력-변형률 관계는 다음 그림과 같은 순서도에 따라서 해석되며, 이 순서에 따라 FORTRAN 언어를 이용하여 해석 프로그램을 작성하였다. 개발된 해석 프로그램을 이용하여, 튜브의 두께, 콘크리트의 압축강도와 같은 매개변수 변화에 따른 DSCT 기둥의 콘크리트 거동 해석을 수행하고 실험의 결과와 비교하여 검증하였다.

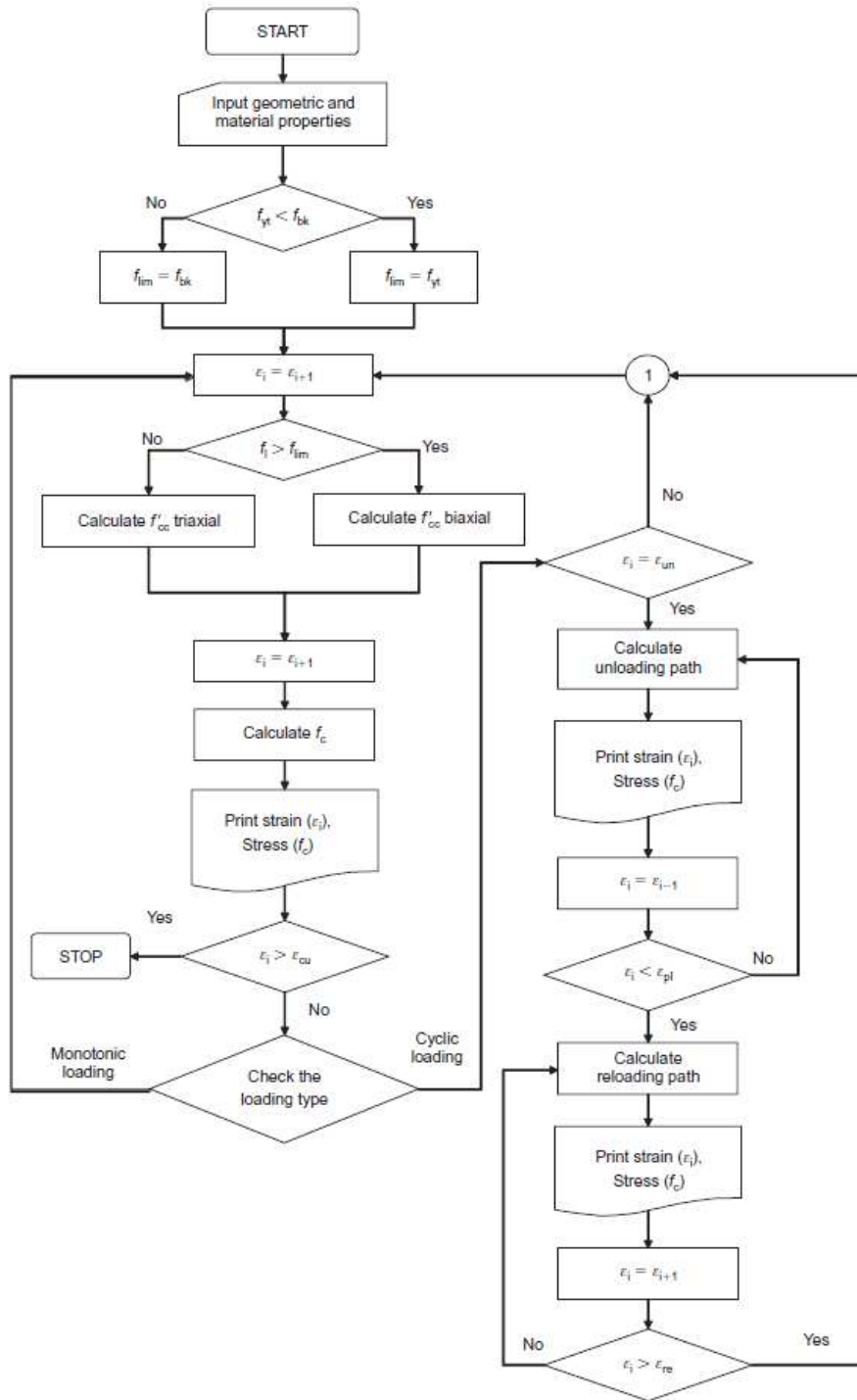


그림 2.2.8. DSCT 부재에서 콘크리트의 응력-변형률관계 해석 순서도

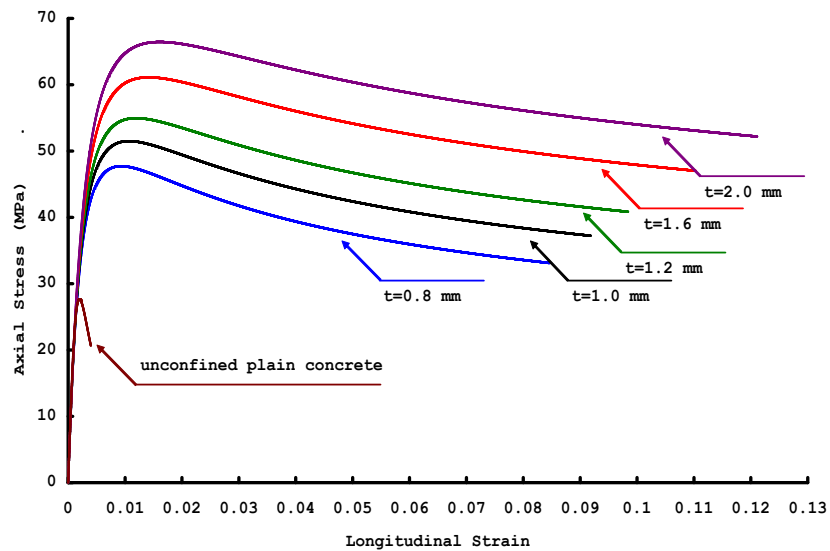
(1) 외부 강관 두께 변화에 따른 CFT 부재 내 콘크리트의 거동 분석

선행실험연구에서 수행된 시험체의 제원을 적용하여 개발된 해석 프로그램의 신뢰성을 검증하였으며, 해석기 강관의 두께를 변화시킴으로써 최대 구속 응력의 변화를 주었다. 해석 모델에 대한 제원은 다음 표에 나타내었다.

표 2.2.2. CFT 해석 모델의 단면 제원 및 재료 물성치

단면 제원	단면 외경 (mm)	100
	튜브의 두께 (mm)	0.8, 1.0, 1.2, 1.6, 2.0
재료 물성치	비구속 콘크리트의 압축 강도	Group 1 : 27.65MPa Group 2 : 23.89MPa
	튜브의 항복 강도	235.44 MPa
	튜브의 최대 변형률	0.20

그림 2.2.9는 해석 결과이며, 외부 튜브의 두께가 증가함에 따라 콘크리트의 강도와 연성이 증가함을 알 수 있다. 그림 2.2.10은 튜브의 두께가 0.8mm인 모델에 대해서, 0.03의 변형률에서 하중을 제거한 후 다시 가력하였을 때의 결과이다.



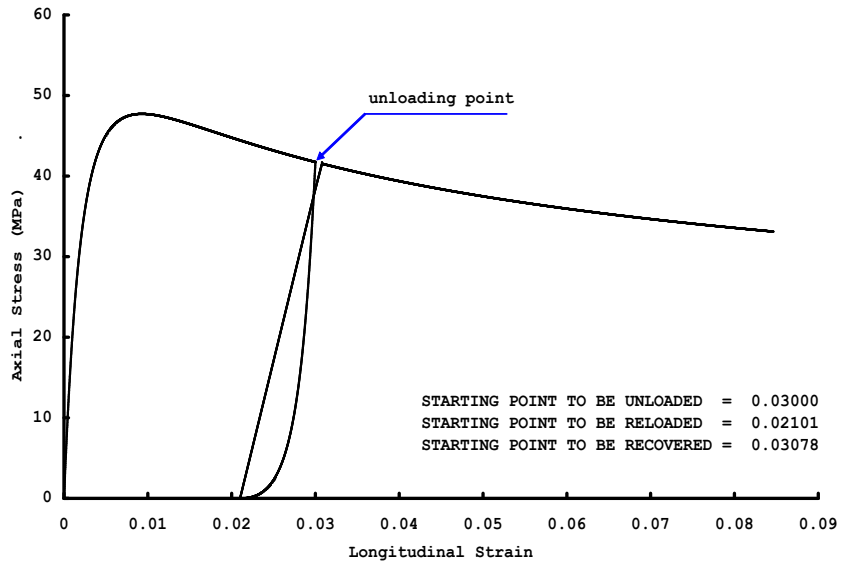


그림 2.2.10. 반복하중 재하 시 CFT 부재의 해석 결과  
(Group 1, 튜브 두께=0.8mm)

그림 2.2.11은 콘크리트 압축강도가 27.50MPa, 튜브두께가 1.2mm인 경우의 실험치와 해석치의 비교이며, 그림 2.2.12는 콘크리트 압축강도가 23.89MPa, 튜브두께가 1.0mm인 경우의 실험치와 해석치의 비교이다. 실험치와 비교한 결과 해석 모델이 실제 부재의 거동을 정확히 예측함을 알 수 있다.

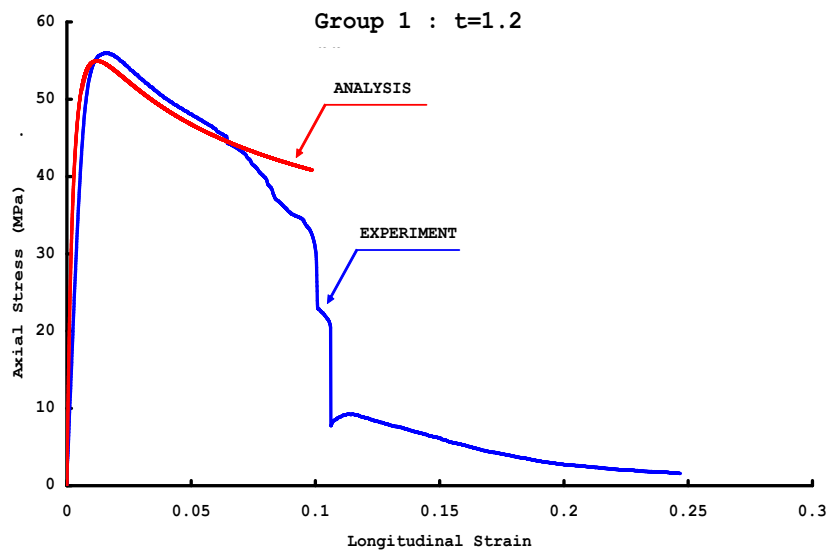


그림 2.2.11. 해석치와 실험치의 비교 (Group 1, t=1.2mm)

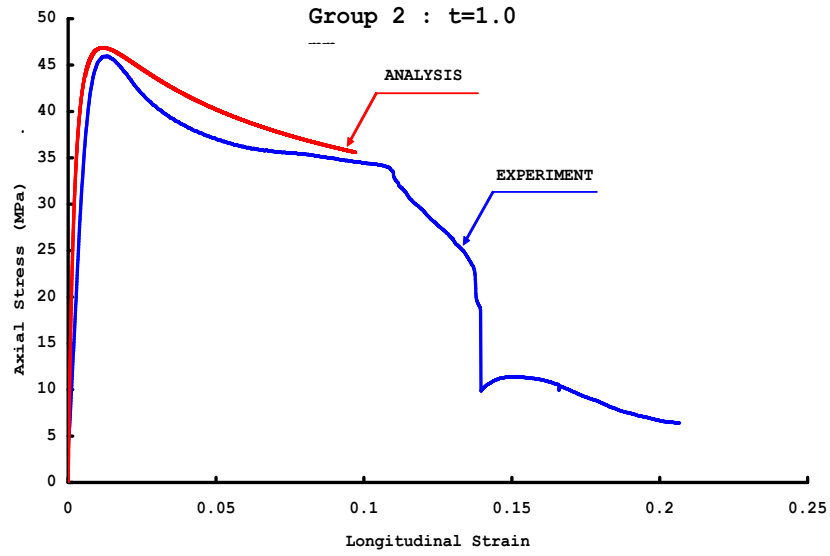


그림 2.2.12. 해석치와 실험치의 비교 (Group 2, t=1.0mm)

(2) DSCT 부재 내 콘크리트의 거동 분석

DSCT 부재의 해석에서는 내부 튜브가 일반 튜브(DSCT-FT)인 경우와 파형 튜브(DSCT-CT)인 경우, 두 가지 경우에 대해 해석을 수행하였다. 해석 모델의 제원은 아래 그림과 같으며, 비구속 콘크리트의 강도는 25MPa를 적용하였다.

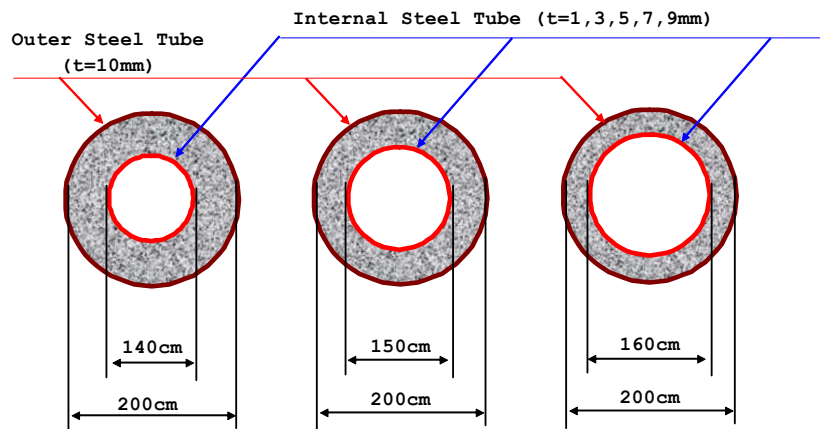


그림 2.2.13. DSCT 부재 해석 모델의 제원



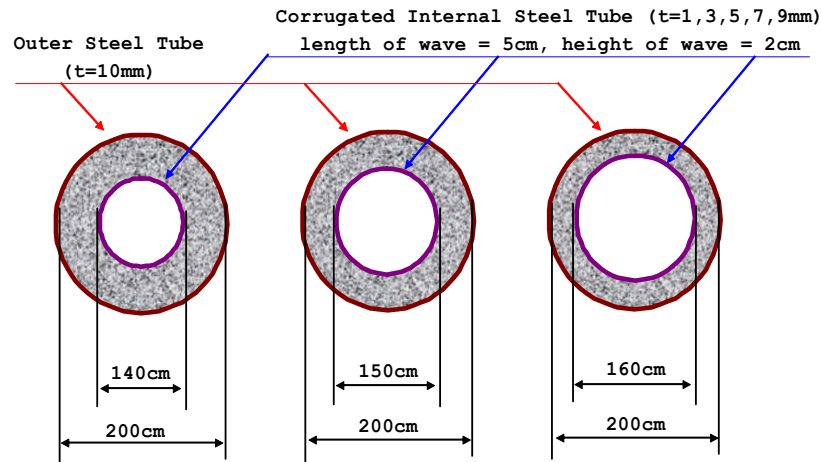
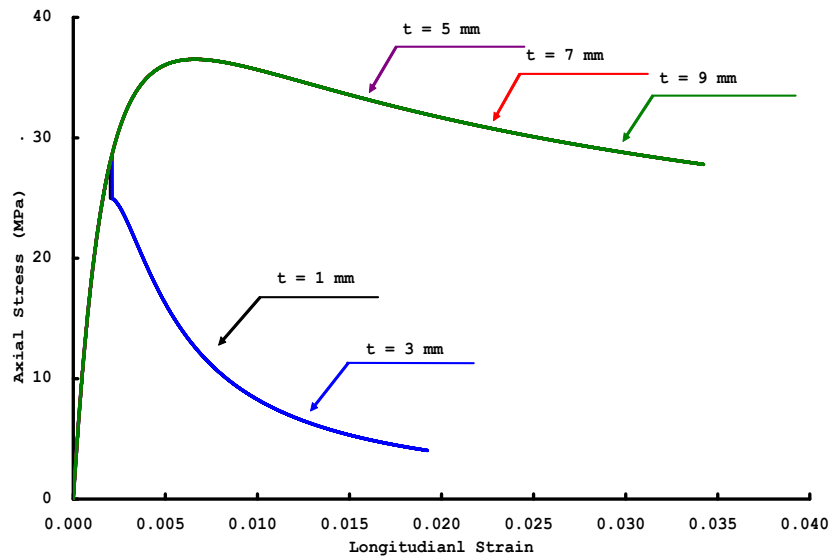
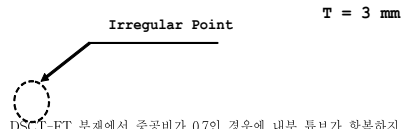
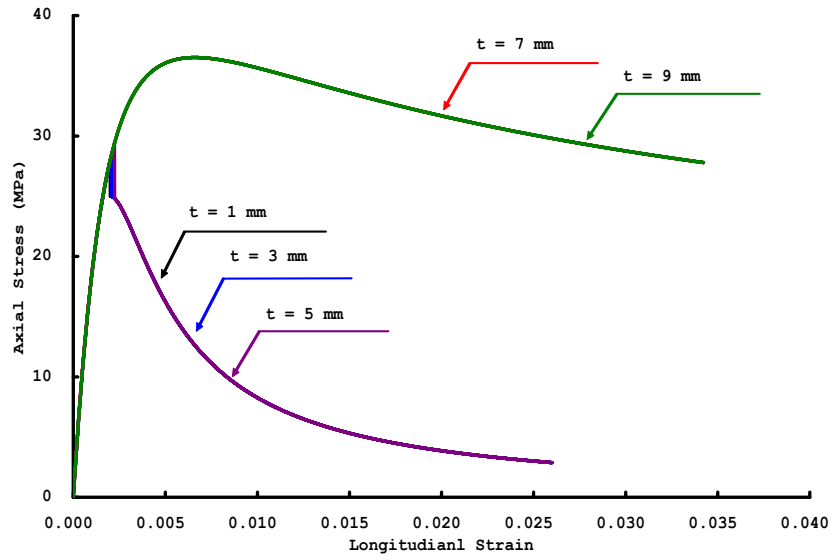


그림 2.2.14. DST 부재 해석 모델의 제원

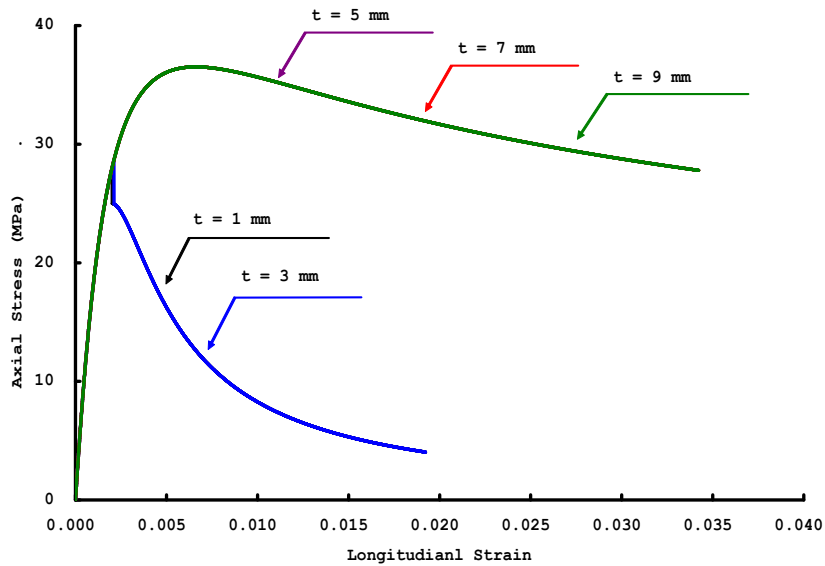
다음의 두 그림은 내측 튜브로서 일반 강관을 사용한 경우, 중공비가 0.7일 때의 해석결과이며 중공비가 0.8인 경우의 해석 결과이다. 중공비가 0.7일 때, 내측 튜브의 두께가 파괴되지 않는 조건의 경우(t=5,7,9mm)에는 큰 강도와 연성을 보이나, 내측 튜브가 파괴된 경우(t=1,3mm)에는 일정 수준까지 강도가 증가하다가 내측 강관의 파괴와 함께 급격히 강도가 저하됨을 알 수 있다.





DSC-T-FT 부재에서 중공비가 0.7인 경우에 내부 튜브가 함복하지 않을 최소 두께는 4.67mm이며, 좌굴하지 않을 최소 두께는 4.97mm로 계산되며, 이에 따라 내부 튜브의 두께가 5mm 이상인 경우에 파괴가 발생하지 않음을 알 수 있다. DSC-T-FT 부재에서 중공비가 0.8인 경우에는 내부 튜브가 함복하지 않을 최소

두께는 5.34mm이며, 좌굴하지 않을 최소 두께는 5.67mm로 계산되며, 내부 튜브의 두께가 7mm 이상인 모델은 외부 튜브의 항복 이전에 내부 튜브가 파괴되지 않는다. 위의 DSCT 부재 내 콘크리트의 응력-변형률 관계 그래프에서 중공비가 0.75이고 내부 튜브의 두께가 3mm일 때 내부 튜브의 파괴로 인하여 응력-변형률 선도 상에 내부 튜브의 파괴점에서 응력-변형률 선도가 급격히 변화하는 것을 보여준다. 아래 그림은 DSCT-CT 부재에서 중공비가 0.70인 경우의 해석 결과이다. 이 경우에 내부에 삽입된 파형 튜브가 항복하지 않을 최소 두께는 4.67mm이며, 좌굴하지 않을 최소 두께는 0.58mm로 계산된다. 위에서 언급된 DSCT 부재 해석 모델의 재원 그림에 나타난 동일한 중공비와 내부 튜브 두께를 갖는 DSCT-FT 부재와 비교해 보면 내부 튜브 좌굴강도가 크게 증가하였음을 알 수 있다.

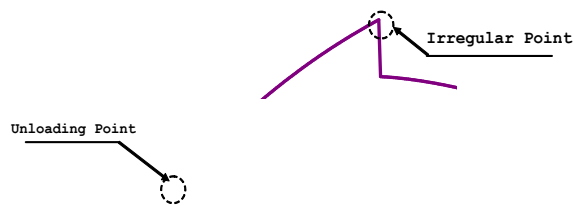
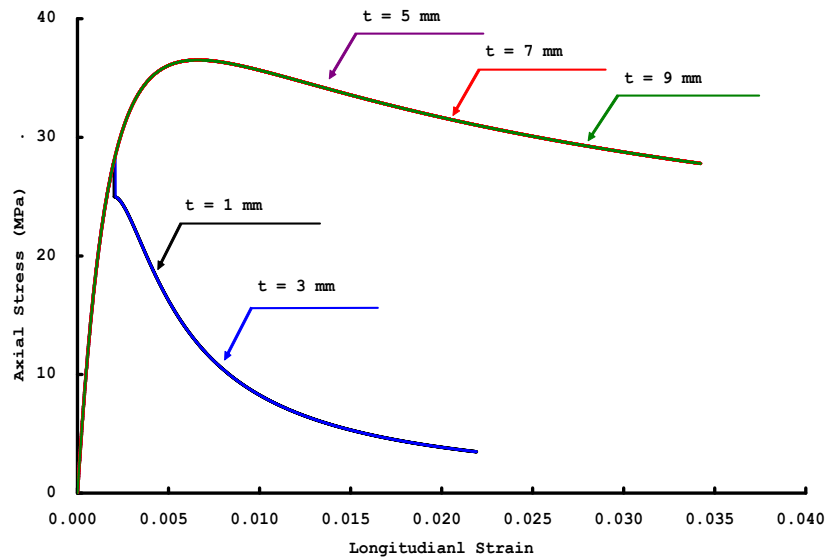


삽입된 내부 튜브의 좌굴강도와 항복강도를 계산하였을 때, 앞서 언급한 DSCT 부재의 해석결과(중공비= 0.8)의 결과에서 나타난 일반 튜브를 삽입한 경우에는 내부 튜브가 파괴될 때 좌굴 파괴가 발생함에 비해, 파형 튜브를 삽입한 경우에는 좌굴강도의 증가로 인하여 내부 튜브가 파괴될 때 항복 파괴가 발생함을 알 수 있다.

이러한 파괴의 차이는 삽입된 튜브의 좌굴강도와 항복강도, 그리고 튜브에 작용하는 구속응력을 계산함으로써 알 수 있으나, 응력-변형률 선도 상에서는 모두 강도의 저하가 발생하는 불규칙점으로 표현한다.

또한 DSCT 부재의 해석 결과 (중공비=0.7) 그림과 위의 DSCT-CT 부재의 해석 결과 (중공비=0.7) 그림에서 내부 튜브의 두께가 5mm 이상인 경우는 모두 내부

튜브의 파괴가 발생하지 않으므로, 콘크리트는 모두 외부 튜브의 파괴 때까지 완전한 3축 구속 상태를 유지하게 되어 CFT 부재와 동일한 응력-변형률 관계를 나타내게 된다.



STARTING POINT TO BE UNLOADED = 0.00100  
 STARTING POINT TO BE RELOADED = 0.00016  
 STARTING POINT TO BE RECOVERED = 0.00107

DSCT-CT 부재의 중공비가 0.75인 경우와 DSCT-CT 부재의 중공비가 0.75이고 내부 튜브의 두께가 3mm인 경우의 해석결과는 위의 그림에 나타내었으며, 그림 2.2.20은 에 반복하중을 받는 경우이며, 내측 튜브의 파괴로 인하여 급격한 강도의 감소를 보이고 있다. DSCT-CT 부재의 해석 결과 (중공비=0.80, t=3mm) 그래프에서 변형률 0.004 이후의 구간은 생략되었다.

#### 바. DSCT 기둥 모델

##### (1) DSCT 기둥 모델 이론

DSCT 기둥의 거동을 예측하기 위하여, 기둥 해석 모델을 개발하였으며, 축력-모멘트 상관관계 해석 및 횡하중-횡변위 해석을 수행하도록 작성되었다. 내부 관과 콘크리트가 완전 합성되었다고 가정하여, 기둥의 단면을  $n$ 개의 층으로 분할하여, 층별로 해석하여 적분하는 방법인 단면해석(Kilpatrick and Ranagan, 1997)을 적용하였다. 해석 프로그램은 구속효과를 고려한 경우와 그렇지 않은 경우의 두 가지에 대해 해석이 가능하도록 하였으며, 콘크리트 뿐 아니라, 내부 관이나 횡철근에 대해 적용되는 강재에 대해 재료비선형을 고려하였으며, 기하비선형은 고려되지 않았다.

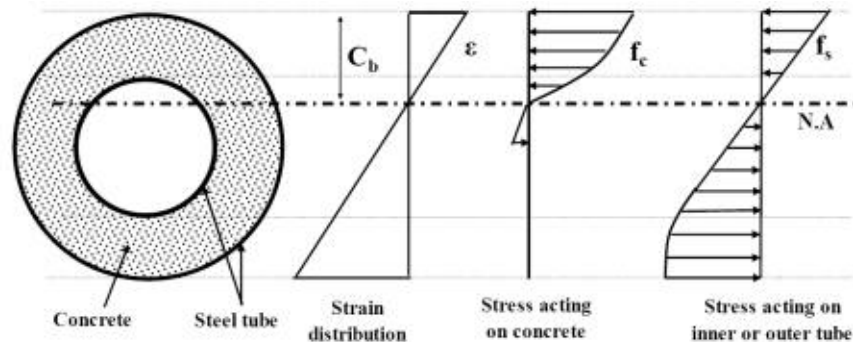


그림 2.2.21. 단면 해석 방법

그림 2.2.21은 이상화 된 단면해석 개요를 나타내며, 해석은 아래 그림과 같은 변형률 분포 단계에 따라 이루어진다.  $i$ 번째 변형률 분포 단계에서 중립축과 인접 외측면 사이의 거리( $C_{b,i}$ )는 식 (2.2.24)와 같이 계산되며, 곡률은 식 (2.2.25)와 같이 계산할 수 있다. 각각의 변형률 분포 단계에서 콘크리트, 종방향 철근 및 내부 관에 작용하는 각각의 응력이 계산된다.

$$C_{b,i} = D \frac{\varepsilon_{R,j}}{\varepsilon_{R,i} - \varepsilon_{L,i}} \quad (2.2.24)$$

$$\phi_i = \frac{\varepsilon_{cc}}{C_{b,i}} \quad (2.2.25)$$

콘크리트와 내부강관, 외부강관에 작용하는 축력은 각각 식 (2.2.26), 식 (2.2.27), 식 (2.2.28)과 같이 계산되며, 기둥 전체에 작용하는 축력은 식 (3.2-29)과 같이 계산된다. 콘크리트와 내부강관, 외부강관에 각각 작용하는 모멘트는 식 (2.2.30)과 식 (2.31), 식 (2.2.32)와 같이 계산되며, 전체 기둥에 작용하는 모멘트는 식 (2.2.33)과 같이 계산된다.

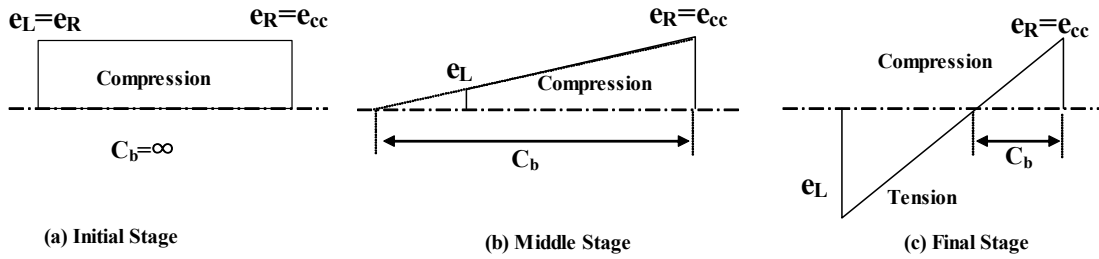


그림 2.2.25. 변형률 분포 단계

$$P_i^{CC} = \sum_{j=1}^n P_{i,j}^{CC} = \sum_{j=1}^n A_{i,j}^{CC} \cdot f_{i,j}^{CC} \quad (2.2.26)$$

$$P_i^{IT} = \sum_{j=1}^n P_{i,j}^{IT} = \sum_{j=1}^n A_{i,j}^{IT} \cdot f_{i,j}^{IT} \quad (2.2.27)$$

$$P_i^{OT} = \sum_{j=1}^n P_{i,j}^{OT} = \sum_{j=1}^n A_{i,j}^{OT} \cdot f_{i,j}^{OT} \quad (2.2.28)$$

$$P_i = P_i^{CC} + P_i^{IT} + P_i^{OT} \quad (2.2.29)$$

$$M_i^{CC} = \sum_{j=1}^n M_{i,j}^{CC} = \sum_{j=1}^n P_{i,j}^{CC} \cdot x_{i,j}^{CC} \quad (2.2.30)$$

$$M_i^{IT} = \sum_{j=1}^n M_{i,j}^{IT} = \sum_{j=1}^n P_{i,j}^{IT} \cdot x_{i,j}^{IT} \quad (2.2.31)$$

$$M_i^{OT} = \sum_{j=1}^n M_{i,j}^{OT} = \sum_{j=1}^n P_{i,j}^{OT} \cdot x_{i,j}^{OT} \quad (2.2.32)$$

$$M_i = M_i^{CC} + M_i^{IT} + M_i^{OT} \quad (2.2.33)$$

각 변형률 단계에서, 횡력( $F_{L,i}$ )은 산출된 모멘트를 이용하여 식 (2.2.34)와 같이 계산되며, 기둥 최하단부의 곡률( $\phi_i$ )은 식 (2.2.35)와 같이 계산할 수 있다. 기둥의 높이에 따른 모멘트 분포는 아래의 모멘트 및 곡률 분포 가정 그림과 같이, 소성힌지 구간에서 최대의 모멘트가 발생하고, 기둥 상부로 갈수록 선형적으로 감소하여, 기둥 최상단에서는 모멘트가 0이 된다. 단면해석을 통한 모멘트-곡률 해석 결과를 이용하여 기둥의 항복 모멘트를 결정할 수 있으며, 각각의 변형률 분포단계에서, 항복 모멘트( $M_y$ ) 이상의 모멘트가 작용하는 구간인 소성힌지의 길이( $L_{p,i}$ )는 식 (2.2.36)과 같이 나타내었다. 곡률은 기둥의 높이( $z$ )의 함수로 표현되며, 소성힌지 부분은 각 변형률 분포 단계에서 계산된 곡률( $\phi_i$ )을 유지하며, 이후에는 선형으로 감소하여 기둥 최상단의 곡률은 0이 된다고 가정하여, 식 (2.2.37)과 같이 나타내었다.

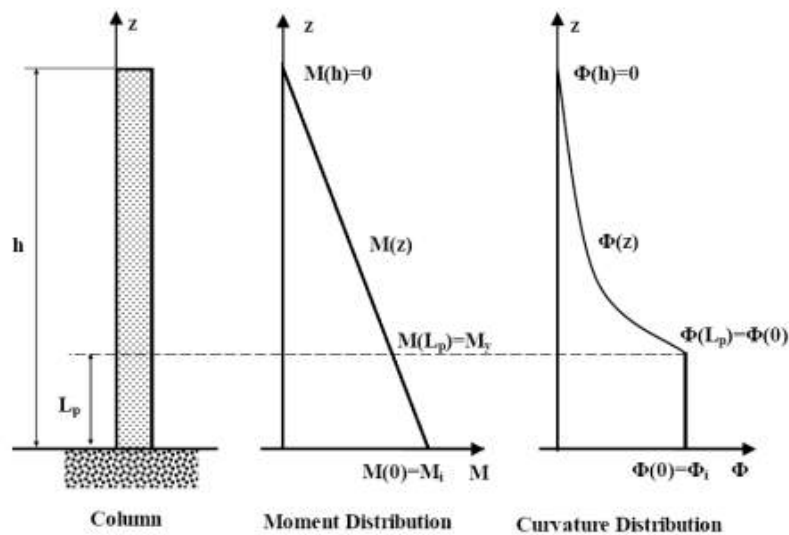


그림 2.2.37. 모멘트 및 곡률 분포 가정

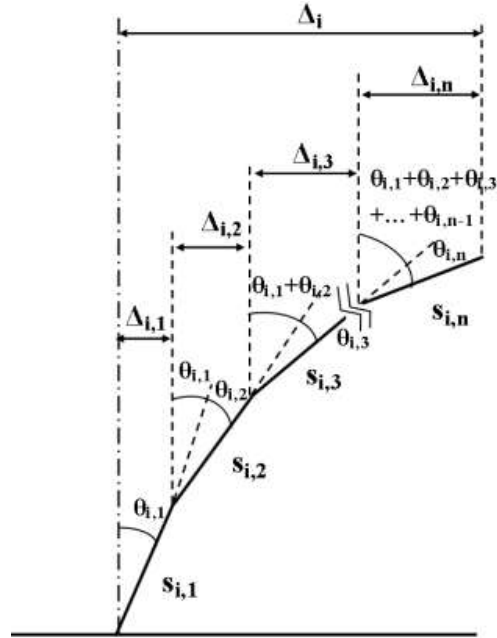


그림 2.2.38. 변위 계산 방법

$$F_{L,i} = \frac{M_i}{h} \quad (2.2.34)$$

$$\phi_i = \frac{\varepsilon_{cc}}{C_{b,i}} \quad (2.2.35)$$

$$L_{p,i} = h \left( \frac{M_i - M_y}{M_i} \right), (M_y < M_i) \quad (2.2.36)$$

$$\phi(z) = \phi_i, (0 \leq z \leq L_{p,i}) \quad (2.2.37a)$$

$$\phi(z) = \frac{\phi_i}{(h - L_{p,i})^2} (z - h)^2, (z > L_{p,i}) \quad (2.2.37b)$$

곡률과 변위의 관계는 위에 그림에 나타난 변위 계산 방법과 같은 방법으로 계산하였다.

그림에서와 같이  $i$ 번째 변형률 분포 단계에서의 기둥을 높이에 따라  $n$ 개의 요소로 분할하고, 분할된 각 요소의 길이를  $S_{i,j}$ 라 하여,  $j$ 번째 요소의 자체 곡률에 의한 순수 회전각을  $\theta_{i,j}$ 라 정의한다.

따라서  $j$ 번째 요소의 실제 회전각은 전단계의 회전각 값이 누적되어  $j$ 번째 요소



까지의 누적 회전각이 되며, 이로부터 각각의 요소에 대한 횡변위  $\Delta_{i,j}$ 를 구할 수 있으며,  $i$ 번째 변형률 단계에서의 기둥 최상단의 횡변위( $\Delta_i$ )는 각 요소 횡변위의 합으로 나타낼 수 있다. 이를 식으로 나타내면, 식 (2.2.38)과 식 (2.2.39)로 나타낼 수 있다. 또한 초기 축력에 의한 응력을 계산한 후, 이에 상응하는 초기 변형률을 갖도록 하는 방법으로 초기 축력의 영향을 고려하였으며, 초기축력에 의한 2차 모멘트 효과는 고려되지 않았다. 해석 시, 1) 외부 강관이 좌굴파괴 되는 경우, 2) 외부 강관의 축방향 변형률이 강재의 극한 변형률에 도달하는 경우, 3) 콘크리트의 축방향 변형률이 극한 변형률에 도달하는 경우 중 한 가지에 해당하면 기둥의 파괴로 판단하고, 해석을 종료하도록 하였다.

$$\theta_{i,j} = \phi(z) \cdot S_{i,j} \quad (2.2.38)$$

$$\Delta_i = \sum_{j=1}^n \Delta_{i,j} = \sum_{j=1}^n \left( S_{i,j} \sum_{k=1}^j \theta_{i,k} \right) \quad (2.2.39)$$

외부 강관의 좌굴 파괴 여부는 콘크리트구조설계기준(한국콘크리트학회, 2007)에서 제시된 식 (2.2.40)에 의해 판단된다. 콘크리트의 극한 변형률은 구속응력에 따라 다르게 계산되며, 재료모델로부터 산출된다. 재료모델에서 콘크리트의 극한변형률은 구속응력에 의해 강관의 횡방향 변형률이 극한변형률에 도달할 때의 콘크리트 축방향 변형률로 정의하였다. 유도된 식을 이용하여 DSCT 기둥 해석 프로그램을 작성하였다. 프로그램은 FORTRAN을 이용하여 작성되었으며, 아래에 작성된 프로그램의 순서도를 나타낸다.

$$t_o > (D + t_o) \sqrt{\frac{f_y}{8E_s}} \quad (2.2.40)$$

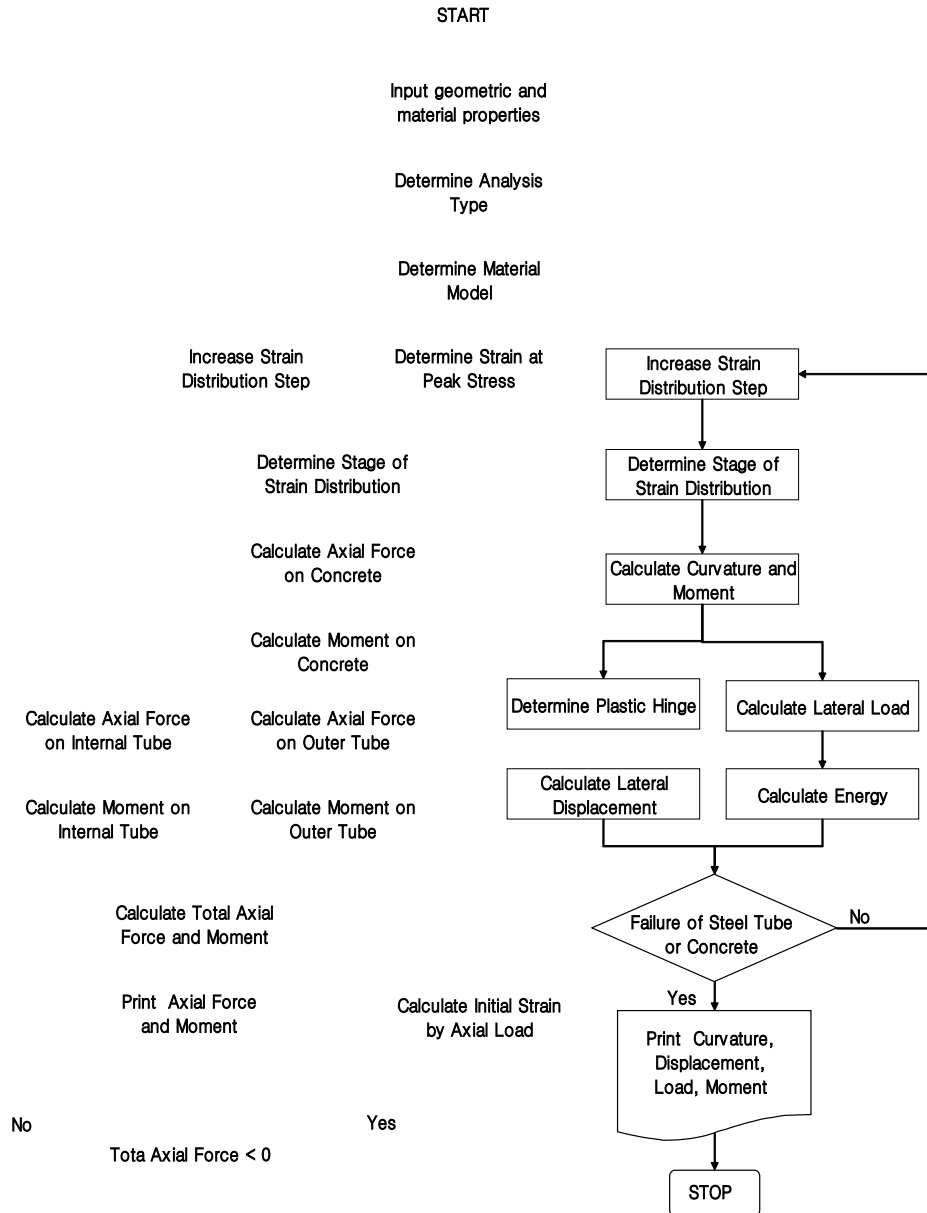


그림 2.2.56. 기둥 해석 프로그램 순서도

## (2) 해석 모델의 검증

기존에 수행된 DSCT 기둥에 대한 실험연구의 결과와 비교하여, 개발된 해석 프로그램을 검증하였다. DSCT 기둥의 축강도는 Wei 등(1995)의 실험 결과와 비교하여 검증하였으며, 휨강도는 한택희 등(2007)의 실험결과와 비교하여 일반강관을 삽입한 경우와 파형강관을 삽입한 경우의 휨강도에 대해 검증하였다. Wei 등(1995)은 실험적으로 DSCT 기둥의 축강도를 산정하였으며, DSCT 기둥을 구성하는 내부 및

외부강관, 콘크리트의 각각 강도의 합과 제작된 DSCT 기둥의 축강도를 비교하였다. 이 비교 실험을 통하여 Wei 등(1995)은 DSCT 기둥의 축강도는 각각 재료 강도의 합보다 약 10~30% 정도 크다고 보고하였다. 따라서 개발프로그램에 의한 DSCT 기둥의 축강도 해석결과( $N_p$ )와, Wei 등(1995)의 실험에 의한 DSCT 기둥의 축강도( $N_t$ ) 및 실험식에 의한 축강도( $N_e$ ), 각각 구성요소 강도의 합( $N_s$ )을 서로 비교하였으며, 이를 각 실험체의 제원 및 물성치와 함께 아래 표에 나타내었다.

표 2.2.3. DSCT 기둥의 축강도 비교

	Specimen									
	SP-01	SP-02	SP-03	SP-04	SP-05	SP-06	SP-07	SP-08	SP-09	SP-10
$D'$ (mm)	80.10	80.13	80.39	80.36	99.11	99.19	99.20	87.25	99.84	112.66
$D_i$ (mm)	63.00	62.94	63.84	63.33	80.85	81.17	74.62	64.66	64.55	77.24
$t_i$ (mm)	1.00	0.94	1.14	1.13	0.55	0.67	0.62	1.16	1.15	1.14
$t_o$ (mm)	0.90	0.87	1.11	1.14	0.59	0.71	0.70	1.55	1.56	1.64
$F_{ity}$ (MPa)	470.00	470.00	470.00	470.00	474.00	474.00	512.00	216.00	216.00	235.00
$F_{oty}$ (MPa)	524.00	524.00	524.00	524.00	409.00	409.00	409.00	286.00	255.00	262.00
$E_{ity}$ (GPa)	212.00	212.00	212.00	212.00	214.00	214.00	219.00	197.00	197.00	169.00
$E_{oty}$ (GPa)	210.00	210.00	210.00	210.00	193.00	193.00	193.00	209.00	211.00	195.00
$N_t$ (kN)	330.00	335.00	386.00	395.00	283.00	357.00	380.00	357.00	477.00	551.00
$N_s$ (kN)	302.75	293.86	347.75	349.56	237.82	274.62	301.59	318.75	425.89	491.96
$N_e$ (kN)	339.00	351.00	384.00	387.00	302.00	333.00	371.00	358.00	452.00	540.00
$N_p$ (kN)	331.29	324.88	364.36	373.79	297.55	321.82	391.86	339.41	501.60	502.60
$N_s/N_t$ (%)	91.74	87.72	90.09	88.50	84.03	76.92	79.37	89.29	89.29	89.29
$(N_s - N_t)/N_t$ (%)	-8.26	-12.28	-9.91	-11.50	-15.97	-23.08	-20.63	-10.71	-10.71	-10.71
$N_e/N_t$ (%)	102.73	104.78	99.48	97.97	106.71	93.28	97.63	100.28	94.76	98.00
$(N_e - N_t)/N_t$ (%)	2.73	4.78	-0.52	-2.03	6.71	-6.72	-2.37	0.28	-5.24	-2.00
$N_p/N_t$ (%)	100.39	96.98	94.39	94.63	105.14	90.14	103.12	95.07	105.16	91.22
$(N_p - N_t)/N_t$ (%)	0.39	-3.02	-5.61	-5.37	5.14	-9.86	3.12	-4.93	5.16	-8.78
1) $N_s$ : strength summation of each component (inner tube, outer tube, concrete) 2) $N_t$ : measured strength from test (Wei et al., 1995) 3) $N_e$ : strength by empirical model (Wei et al., 1995) 4) $N_p$ : analytical strength by suggested model (present)										

위의 표에 나타낸 바와 같이, 내부강관의 축강도, 외부강관의 축강도, 콘크리트의 축강도를 단순히 합산한 축강도는, Wei 등(1995)의 실험 결과에 비해, DSCT 기둥의 축강도 결과를 8~23% 정도 과소평가하고 있으며, 평균적으로 약 13.38%의 오차를 갖는다. 하지만, 구속효과를 고려하여 개발된 해석 모델에 의한 DSCT 기둥의 축강도는, 실험결과에 비해 0.4~9% 정도의 오차를 보이며 평균적으로 5.14%의 오차를 가져, 실제 실험값에 근접한 결과를 보여주고 있으며, 평균적으로 3.34%의 오차를 갖는 Wei 등(1995)의 실험식 결과와 큰 차이를 보이지 않았다. 이 결과는 DSCT 기둥의 해석 및 설계 시에 콘크리트의 구속효과를 고려해야 한다는 것을 의

미한다. DSCT 기둥의 휨강도는 한택희 등(2007)에 의해 수행된 DSCT 기둥의 실험결과와 비교하여 검증용 실험을 수행하였다. 한택희 등(2007)은 높이 2,250mm, 외경 558.8mm를 갖는 2가지 종류의 DSCT 기둥에 대해 준정적 실험을 수행하여 기둥의 거동을 분석하였다. 하나의 시험체는 일반 강관을 내부강관으로 적용한 DSCT 기둥(DSCT-ST)으로서, 직경 406.4mm와 두께 9mm를 갖는 전기저항용접 강관 파이프(KSF4602)를 내부 강관으로 사용하였다. 다른 하나의 시험체는 파형강관을 내부 강관으로 적용한 시험체(DSCT-CT)로서, 파형강관의 외경은 406.4mm, 두께는 2mm이며, 파형의 형상은 68mm의 피치, 13mm의 높이, 17.5mm의 회전반경을 갖는다. 각 시험체 기둥의 외부강관 두께는 10mm이며, 콘크리트의 28일 강도는 21.72MPa이었다. 내부에 삽입된 파형강관의 항복강도는 206.0MPa, 일반강관(KSF4602)의 항복강도는 250.0MPa이었으며, 외부강관의 항복강도는 250.0MPa이다. 횡하중-횡변위 관계에 대한 실험결과와 개발된 해석 프로그램에 의한 해석 결과를 아래 그림과 아래 표에 나타내어 비교하였다. 아래 그림에 나타난 바와 같이, DSCT-ST 기둥과 DSCT-CT 기둥에 대한 실험결과와 해석결과는 초기에 근사한 기울기를 가지며, 해석결과는 실제 DSCT 기둥의 거동에 근접한 결과를 보여주었다. 아래 표에서 나타난 바와 같이, DSCT-ST 기둥의 경우에는 실험에 의한 극한강도는 848.51kN, 해석값은 839.01kN으로 나타나, 해석값이 실험값 보다 1.12% 작게 산출되어 거의 일치하였다. 항복변위는 실험값과 해석값이 각각 47.00mm와 41.14mm로 산출되었으며, 12.47%의 오차를 나타내었다. 극한변위에 대한 실험값은 180.50mm, 해석값은 206.50mm로 산출되어 해석값이 실험값 보다 14.4% 크게 산출되었다.

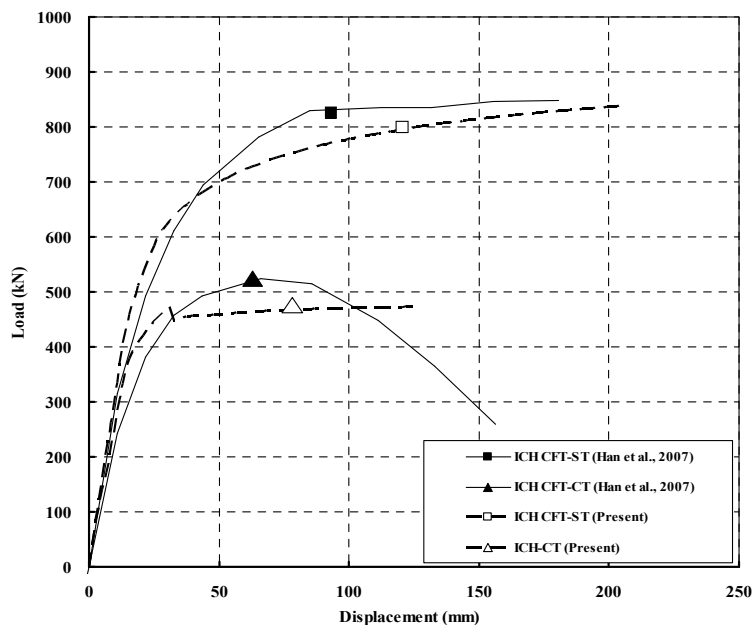


그림 2.257. 횡하중-횡변위 관계 비교

표 2.2.4. 해석결과와 실험결과 비교

	DSCT-ST			DSCT-CT		
	Analysis result	Test result	Ratio (%)	Analysis result	Test result	Ratio (%)
극한강도 (kN)	839.01	848.51	98.88	473.41	523.63	90.41
항복변위 (mm)	41.14	47.00	87.53	19.02	32.00	59.44
극한변위 (mm)	206.50	180.50	114.40	124.49	119.00	104.61

DSCT-CT 기둥에 대해서는, 항복변위의 경우에는 해석결과(19.02mm)가 실험결과(32.00mm)보다 상당히 작게 계산되어(59.44%) 매우 보수적인 값을 산출하였으나, 해석에 의한 최대하중 값(473.41kN, 90.41%)과 극한변위 값(124.49mm, 104.61%)은 실험에 의한 결과와 10% 이내의 차이를 보여주었다. DSCT-CT 기둥의 경우 실제 실험 보다 값이 작게 나온 것은, 해석 모델은 내부 파형 강관이 조기에 파괴되는 파괴모드 I로 판단하여 해석하였으나, 실제로는 내부 파형 강관이 파괴되지 않고 파괴모드 II로 거동했기 때문으로 판단된다. 이러한 결과는 내부 강관의 좌굴식이 보수적으로 적용되었기 때문으로 판단된다. 해석상 내부 파형강관이 파괴되는 시점은 위의 횡하중-횡변위 관계 비교 그림에서 하중에 급격히 감소하는 부분(변위 약 30mm)으로 확인할 수 있다. 하지만, 극한변위와 극한강도는 10% 이내의 오차를 보여, 제안된 해석모델은 실제 기둥의 거동을 합리적으로 반영하고 있다고 판단된다.

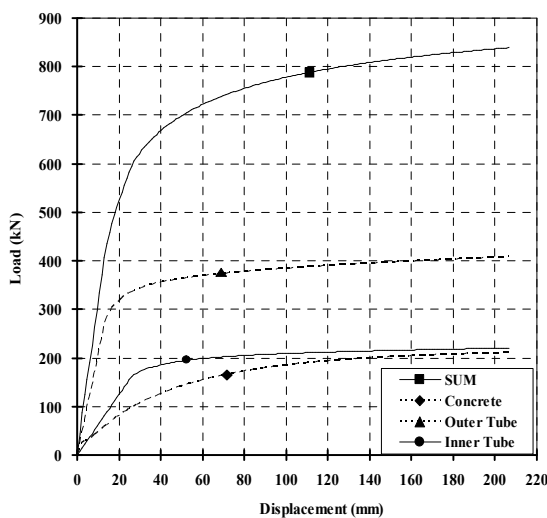


그림 2.2.58. 기둥 구성 요소별 하중 분담량 (DSCT-ST)

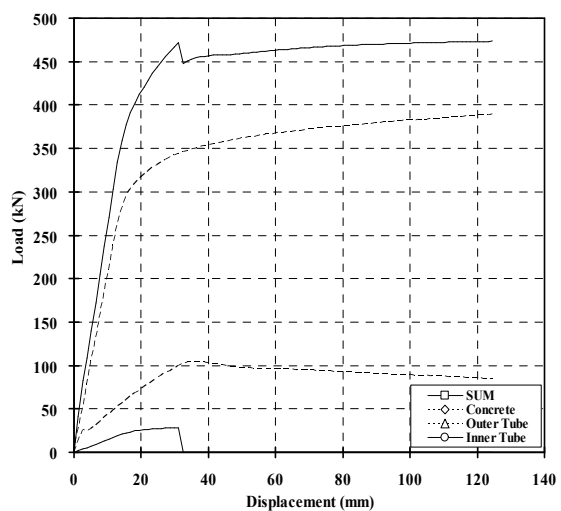


그림 2.2.59. 기둥 구성 요소별 하중 분담량 (DSCT-CT)

앞의 두개 그림에 각각 DSCT-ST 기둥과 DSCT-CT 기둥을 구성하는 요소인, 내부·외부강관 및 콘크리트가 각각 부담하는 하중 분담 정도를 나타내었다. 중공비가 약 73%로 콘크리트부의 단면적이 상대적으로 작고, 외부 강관의 두께가 9mm로 두꺼운 경우이기 때문에, 외부 강관의 하중 분담이 가장 큰 것을 알 수 있으며, 그림 2.2-59에서 해석상 내부 파형 강관이 조기 파괴되어 더 이상 하중에 저항하지 못하는 것을 확인할 수 있다. 이와는 달리 위의 그림 2.2-58에서는 DSCT-ST 기둥은 해석상 내부강관이 기둥의 파괴 시까지 계속 하중에 저항하고 있음을 확인할 수 있다.

#### 사. 매개 변수 해석

개발된 해석프로그램을 이용하여 DSCT-ST 기둥에 대한 간략한 매개변수 해석을 수행하였으며, DSCT-CT 기둥의 경우에는 파형을 갖는 내부 강관을 제외하면 기본적인 거동은 DSCT-ST 기둥과 유사하므로 매개변수 해석을 수행하지 않았다. DSCT-ST 기둥의 거동에 영향을 주는 주요 인자로서, 콘크리트의 압축강도, 중공비, 내부 강관의 두께를 선정하여 매개변수 연구를 수행하였다. 콘크리트의 압축강도가 증가할수록 기둥의 축강도는 증가하나, 연성도는 감소할 것으로 예상되기 때문에 이의 영향을 보기 위하여, 콘크리트의 압축강도를 첫 번째 매개변수로 선정하였으며, 중공비는 축강도 및 모멘트 성능에 큰 영향을 미치고, 특히 재료 절감에 따른 경제성을 판단하는 주요 인자이므로 두 번째 매개변수로 선정하였다. 또한, 내부 강관의 두께에 따라 DSCT 기둥의 파괴 모드가 결정되고, 이는 기둥의 거동에 지대한 영향을 미치므로 내부강관의 두께를 세 번째 매개변수로 선정하였다. 해석대상 기둥의 높이는 2,500mm로 설정하였으며, 중공비는 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9의 5가지로 설정하였다. 해석 대상 기둥의 기하특성과 재료특성을 다음 표에 나타내었다.

표 2.2.5. 해석대상 기둥의 기하특성 및 재료특성

항 목	외부 강관	내부 강관	콘크리트
외경 (mm)	500	250, 300, 350, 400, 450	-
두께 (mm)	8	1, 3, 5, 7, 9	-
항복강도 (MPa)	300	350	-
극한 또는 최대 강도 (MPa)	450	500	20, 23, 25, 27, 30
탄성계수 (MPa)	210,000	210,000	-
극한변형률	0.16	0.16	0.003

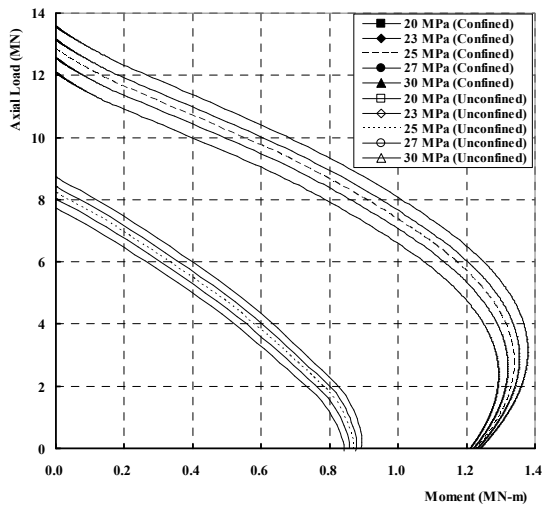


그림 2.2.60. 콘크리트 강도 변화에 따른 축력-모멘트 상관관계 ( $t_i=5\text{mm}$ , 중공비=0.7)

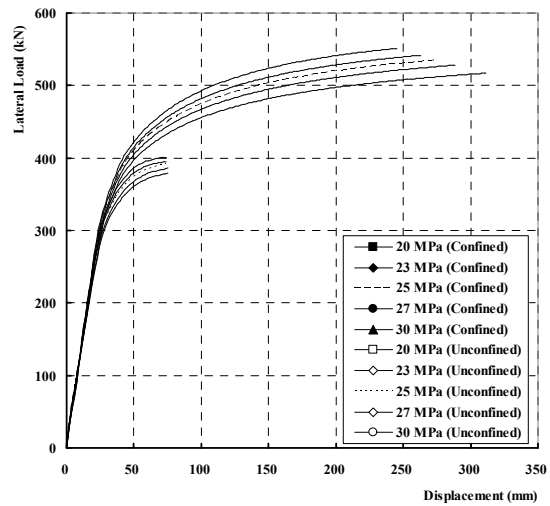


그림 2.2.61. 콘크리트 강도 변화에 따른 하중-변위 관계 ( $t_i=5\text{mm}$ , 중공비=0.7)

본 매개변수 연구에서는 초기 축하중은 고려되지 않았으며, 콘크리트의 구속효과를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 대해 모두 해석을 수행하여 결과를 비교하였다. 위 두 개의 그림은 각각 내부강관의 두께가 5mm이고 중공비가 0.7일 때에, 콘크리트 강도 변화에 따른 DSCT 기둥의 축력-모멘트 상호작용 해석 결과와 횡하중-횡변위 관계 해석 결과를 보여준다. 위의 그림 2.2.60에 나타낸 바와 같이, 콘크리트의 구속효과를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에는 기둥의 강도에 큰 차이를 보이고 있음을 알 수 있으며, 그림 2.2.61에서 나타낸 바와 같이 콘크리트의 구속효과를 고려하지 않은 경우에는 기둥의 연성능력이 과소평가되고 있음을 알 수 있다. 또한 그림 2.2.60으로부터, 기둥에 타설된 콘크리트의 강도가 증가함에 따라, 기둥의 축강도와 휨강도가 모두 증가함을 알 수 있으며, 그림 2.2.61은 콘크리트 강도가 증가함에 따라, 기둥의 휨강도는 증가하나, 연성은 조금씩 감소하는 경향을 보여준다. 앞의 그림 해석 대상 기둥 모델에서, 내부강관이 외부강관보다 먼저 항복 파괴되거나 좌굴파괴 되지 않도록 하기 위한 최소 두께는 각각 4.80mm와 2.72mm로 계산된다. 따라서 해석대상 기둥은 파괴모드 II를 가지며, 다음 표에 모든 해석 대상 기둥에 대하여, 내부강관의 조기 항복 및 조기 좌굴 파괴를 방지하기 위한 최소 두께를 정리하여 나타내었다.

표 2.2.6. 내부강관의 최소 요구 두께

해석 대상 기둥			$t_{yt}$ (mm)	$t_{bk}$ (mm)	파괴모드
$t_i$ (mm)	중공비	$f_{co}$ (MPa)			
5	0.7	20	4.800	2.720	II
5	0.7	23	4.800	2.720	II
5	0.7	25	4.800	2.720	II
5	0.7	27	4.800	2.720	II
5	0.7	30	4.800	2.720	II
5	0.5	25	3.428	1.943	II
5	0.6	25	4.114	2.332	II
5	0.8	25	5.486	3.109	I
5	0.9	25	6.171	3.498	I
1	0.7	25	4.800	2.720	I
3	0.7	25	4.800	2.720	I
7	0.7	25	4.800	2.720	II
9	0.7	25	4.800	2.720	II

아래 좌측 우측 그림은 각각 내부강관의 두께가 5mm이고 타설된 콘크리트의 비구속 강도가 25MPa일 때의 중공비 변화에 따른 DSCT-ST 기둥의 축력-모멘트 상호작용 해석 결과와 횡하중-횡변위 관계 해석 결과이다. 각 해석대상 기둥의 내부강관에 대한 최소요구두께는 위의 표에 나타난 바와 같으며, 이에 따라 중공비가 0.8, 0.9인 경우에는 내부강관이 조기에 파괴되어 파괴모드 I의 형태를 보여준다. 또한, 중공비가 0.5~0.7인 경우에는 파괴모드 II의 형태를 보여준다. 아래 두 개의 그림에 나타난 바와 같이, 파괴모드에 따라 기둥의 휨강도와 압축강도는 큰 차이를 보이며, 파괴모드 I을 갖는 기둥은 중공변위도 상대적으로 작아, 매우 작은 연성을 보인다. 중공비가 0.5~0.7인 경우에는 최대축력은 중공비가 작을수록 증가하는 경향을 보이나, 최대 휨강도는 거의 같게 나타난다. 이는 파괴모드 II를 갖는 동일한 조건에서 중공비가 증가할 경우, 콘크리트 단면적은 감소하나, 내부강관의 직경증가로 인하여, 내부강관의 단면이차모멘트와 단면적이 증가하기 때문으로 판단된다. 이 경우에는 극한 변위 또한 거의 유사한 경향을 보인다.



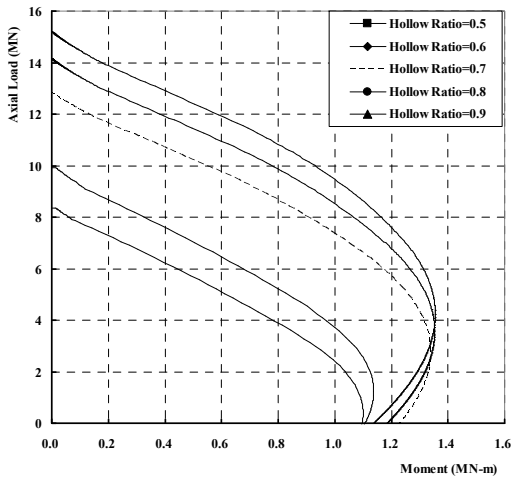


그림 2.2.62. 중공비 변화에 따른  
축력-모멘트 상관관계 ( $t_i=5\text{mm}$ ,  
 $f_{co}=25\text{MPa}$ )

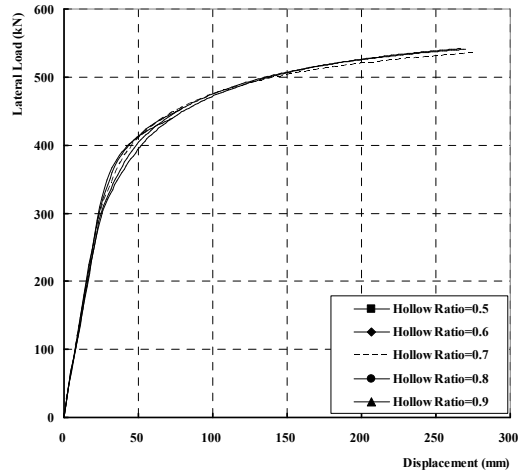


그림 2.2.63. 중공비 변화에 따른  
하중-변위 관계 ( $t_i=5\text{mm}$ ,  $f_{co}=25\text{MPa}$ )

다음의 표에 모든 해석 대상 기둥에 대한, 균형 편심( $e_b$ ), 균형 축강도( $P_b$ )와 균형 모멘트( $M_b$ ), 그리고 축력이 작용하지 않을 때의 공칭 모멘트( $M_o$ ), 편심이 없는 경우의 공칭 축강도( $P_o$ )를 정리하여 나타내었다. 기둥의 콘크리트 강도가 증가함에 따라  $P_b$ ,  $M_b$ ,  $P_o$ ,  $M_o$  모두 증가하는 경향을 보이며,  $e_b$ 는 감소함을 알 수 있으며, 중공비가 증가하는 경우에는, 파괴모드 II를 갖는 기둥에서,  $e_b$ 와  $M_b$ 는 증가하나  $P_b$ ,  $P_o$ ,  $M_o$ 는 감소하는 경향을 보인다.

표 2.2.7. 균형 축강도와 균형 모멘트

해석 대상 기둥			$P_o$ (kN)	$M_o$ (kN-m)	$P_b$ (kN)	$M_{br}$ (kN-m)	$e_b$ (mm)
$t_i$ (mm)	중공비	$f_{co}$ (MPa)					
5	0.7	20	12091	1210	2428	1293	533
5	0.7	23	12558	1220	2606	1320	507
5	0.7	25	12857	1226	2778	1337	482
5	0.7	27	13146	1231	2915	1354	465
5	0.7	30	13568	1239	3146	1379	438
5	0.5	25	15196	1137	4239	1354	320
5	0.6	25	14150	1184	3582	1352	378
5	0.8	25	9913	1104	1259	1137	903
5	0.9	25	8356	1096	406	1100	2705
1	0.7	25	7624	764	723	784	1085
3	0.7	25	9526	927	1396	974	697
7	0.7	25	13697	1324	2736	1424	520
9	0.7	25	14528	1418	2735	1508	552

다음의 두 그림은 각각 중공비가 0.7이고 타설된 콘크리트의 비구속 강도가 25MPa일 때, 내부강관의 두께 변화에 따른 DSCT-ST 기둥의 축력-모멘트 상호작용 해석 결과와 횡하중-횡변위 관계 해석 결과이다. 내부강관의 두께는 1mm~9mm 까지 2mm 간격으로 변화시켰으며, 앞에서 나타난 내부강관의 최소 요구 두께 표에 나타난 바와 같이, 내부강관의 최소요구두께는 4.80mm이다. 따라서 내부강관의 두께가 5mm 이상인 경우에는 파괴모드 II의 거동을 보이나, 5mm 미만인 경우에는 파괴모드 I의 거동을 보여 강도와 연성에 큰 차이를 보인다. 그림 2.2.64와 앞의 표에 나타난 바와 같이 내부강관의 두께가 증가함에 따라 축력과 모멘트에 대한 저항능력이 증가함을 알 수 있다. 파괴모드 II의 경우에는 내부강관의 두께가 증가할수록  $e_b$ 는 감소하며, 파괴모드 I의 경우에는  $e_b$ 가 증가하는 경향을 보인다. 그림 2.2.65에서와 같이, 파괴모드 II를 갖는 경우에는 내부강관의 두께가 증가함에 따라 휨강도가 증가하지만, 극한변위는 거의 일정한 경향을 보인다. 파괴모드 I인 경우에는 내부강관의 두께가 증가함에 따라 휨강성과 극한변위가 함께 증가하지만 파괴모드 II를 갖는 경우에 비하면, 휨강도와 극한변위 모두 매우 작으며, DSCT-ST 기둥은 반드시 파괴모드 II로 유도되도록 설계되어야 함을 알 수 있다.

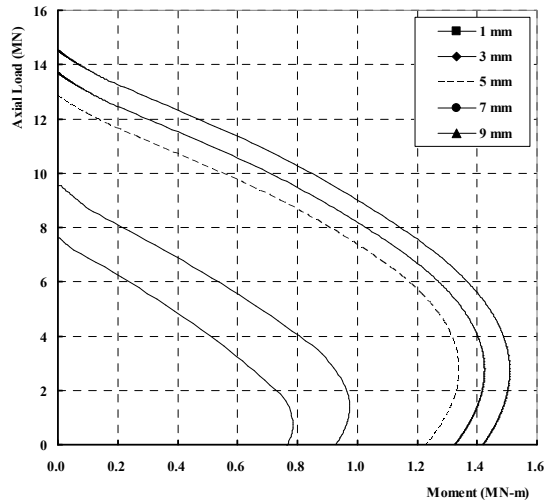


그림 2.2.64. 내부강관 두께 변화에 따른 축력-모멘트 상관관계 (중공비=0.7,  $f_{co}=25\text{MPa}$ )

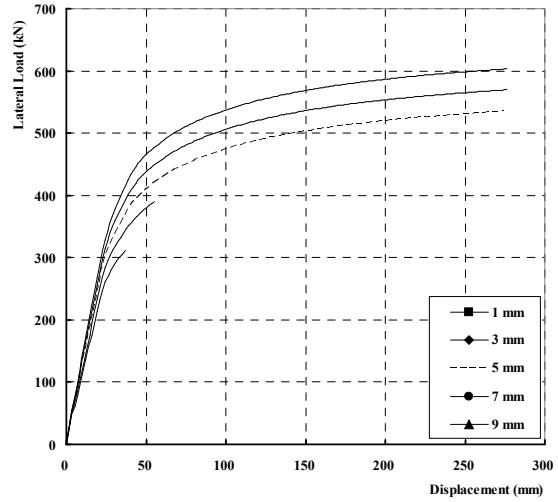


그림 2.2.65. 내부강관 두께 변화에 따른 하중-변위 관계 (중공비=0.7,  $f_{co}=25\text{MPa}$ )

다음의 표에 각 매개변수 변화에 따른 DSCT-ST 기둥의 에너지 연성도와 변위 연성도 결과를 정리하였다. 동일 중공비와 동일 내부강관 두께를 갖는 경우에는 콘크리트 강도 증가에 따라 에너지 연성도와 변위 연성도가 감소하는 경향을 보이는 데, 이는 에너지 연성도의 경우에는 콘크리트 강도 증가에 따라 항복에너지는 증가하나 극한에너지는 감소하는 경향을 보이고, 변위 연성도의 경우에는 극한변위와 항복변위가 대체로 함께 감소하는 경향을 보이나, 항복변위의 감소율보다 극한변위의 감소율이 상대적으로 더 크기 때문이다. 동일한 콘크리트 강도와 내부강관 두께를 갖는 상태에서 중공비를 변화시킨 경우에는, 중공비가 증가함에 따라 항복에너지와 항복변위는 감소하나, 극한에너지와 극한변위는 증가하는 경향을 보여, 최종적으로 중공비 증가에 따라 에너지 연성도와 변위 연성도 모두 증가하는 경향을 보인다. 이는 모두 파괴모드 II를 갖는 경우에 대한 결과이며, 파괴모드 I을 갖는 경우는 DSCT-ST 기둥이 취성 파괴되는 경우이기 때문에 분석에서 제외한다. 동일 콘크리트 강도 및 동일 중공비를 갖고 내부강관의 두께가 증가하는 경우에는, 유사한 항복변위와 극한변위 값을 갖게 되어, 거의 동일한 변위 연성도를 보여준다( $t_i=5\text{ mm}$  기준 3.57%). 내부강관 두께 증가는 기둥의 강성을 증가시켜, 항복에너지와 극한에너지 모두 증가하는 결과를 나타내었으며, 에너지 연성도 또한 증가하였으나, 그 차이는  $t_i=5\text{ mm}$  일 때를 기준으로  $t_i=9\text{ mm}$ 일 때, 4.49% 증가하여 증가정도가 미미하였다.

표 2.2.8. 에너지 연성도 및 변위 연성도

해석 대상 기둥			에너지 연성도			변위 연성도		
$t_i$ (mm)	중공비	$f_{co}$ (MPa)	항복 에너지 (kN-m)	극한 에너지 (kN-m)	연성도	항복 변위 (mm)	극한 변위 (mm)	연성도
5	0.7	20	17.4	139.1	7.975	60.3	311.6	5.170
5	0.7	23	18.3	130.6	7.145	62.0	288.6	4.655
5	0.7	25	18.4	125.2	6.811	61.8	274.8	4.448
5	0.7	27	18.5	120.8	6.517	61.6	263.1	4.267
5	0.7	30	18.6	113.6	6.098	61.2	245.3	4.009
5	0.5	25	22.3	120.8	5.416	72.4	266.7	3.686
5	0.6	25	20.3	123.1	6.059	67.0	270.0	4.031
5	0.8	25	Brittle failure			Brittle failure		
5	0.9	25	Brittle failure			Brittle failure		
1	0.7	25	Brittle failure			Brittle failure		
3	0.7	25	Brittle failure			Brittle failure		
7	0.7	25	19.7	134.2	6.825	62.1	276.4	4.448
9	0.7	25	20.0	142.3	7.117	60.0	276.4	4.607

DSCT 기둥의 해석결과를 실험결과와 비교하여 검증한 결과, 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

(1) DSCT 기둥의 성능 발휘를 위해서는 반드시 기둥이 파괴모드 II로 유도되도록 설계되어야 한다. ICH CFT 기둥이 파괴모드 II를 갖는 경우 다음과 같은 결론을 도출 할 수 있다.

(2) 동일 중공비와 동일 내부 강관 두께를 갖는 ICH CFT 기둥은, 충전된 콘크리트의 강도가 증가함에 따라, 축강도와 모멘트 성능이 증진되지만, 균형 편심( $e_b$ )는 감소하며, 이는 증가된 콘크리트의 강도가 모멘트 성능 보다 축강도의 증진에 더 큰 기여를 하기 때문인 것으로 판단된다. 콘크리트의 강도가 증가함에 따라 항복에너지는 증가하나 극한에너지는 감소하는 경향을 보여, 전반적으로 에너지 연성도가 감소하는 경향을 나타낸다.

(3) 동일한 강도의 콘크리트와 동일한 내부 강관 두께를 갖는 DSCT 기둥은, 중공비의 변화에 관계없이 거의 유사한 극한변위와 모멘트 성능을 보인다. 이러한 결과는 중공비가 증가함에 따라, 콘크리트 단면적은 감소하나, 내부강관의 직경이 증가하여, 내부강관의 단면이차모멘트와 단면적이 증가하기 때문으로 판단된다.

(4) 동일한 강도의 콘크리트와 동일한 중공비를 갖는 DSCT 기둥에서, 내부강관의 두께 증가는 축력과 모멘트에 대한 저항능력을 증가시키지만, 내부강관의 두께가 증가하여도, 유사한 항복변위와 극한변위 값을 갖게 되어 연성도의 증가 정도는 크지 않았다. 하지만 기둥의 외경 증가 없이 내부강관의 두께 조절만으로 강도를 증진시킬 수 있다.

### 3. 지지구조 설계 조건

본 연구에서 하이브리드 지지구조에 적용되는 재료는 강재와 콘크리트이며, 항복강도 313MPa, 극한강도 490MPa를 가지는 강재(SS490)가 적용되었다. 해상풍력 지지구조물에 사용되는 콘크리트, 그라우트, 모르타르 그리고 보강재 등에 대한 재료 선정은 KDS 14 20 10 및 KCS 14 20 10을 따른다. 다만, 현장 여건 상 이를 적용하기 어렵다고 판단되는 경우에는 대안을 제시할 수 있다. 해수 또는 해수 물보라에 직접적으로 노출되는 콘크리트 구조물의 콘크리트 설계기준압축강도는 철근콘크리트와 프리스트레스트 콘크리트의 경우 35MPa 이상으로 하여야 하며, 본 과제에서는 40MPa의 항복강도를 가지는 콘크리트를 적용하였다.

#### 가. 고려하중

해상풍력발전 구조물은 파력, 조류, 충돌, 낙뢰, 온도 등 다양한 환경의 영향을 받게 되고, 이러한 환경적인 영향으로부터 충분히 안전하여야 한다. 따라서 각 설계기준(Design Code)에서는 풍력발전 구조물에 지배적인 하중에 대해서 구조물이 안전하도록 고려하고 있으며, 각 설계기준의 특징은 다음과 같다.

##### (1) 한국선급 (KR)

KR의 경우 구조물 상단에 작용하는 설계하중은 일반적인 탄성 해석 결과를 적용하며, 간이계산 결과를 적용할 수 있다고 규정한다. 허브에 적용하는 하중조합은 다음 표와 같고, 구조물의 경우도 같은 하중케이스를 따르며, 운송 및 설치시 발생하는 하중을 고려하도록 하고 있다. 태양광, 적설, 낙뢰, 지진, 염분 등에 대해서 고려해야 하며, 해상환경에서는 특수조건들을 추가로 고려할 필요가 있다고 언급되어있다. 타워에 작용하는 하중은 타워 상단에서 작용하는 하중 및 모멘트와 타워에 직접 작용하는 환경하중으로 구분되며, 그림 2.2-67에서  $F_{xTop}$ 는 풍력터빈부의 추력,  $F_{zTop}$ 는 풍력터빈부의 자중,  $M_{yTop}$ 는 풍력터빈부의 휨 모멘트,  $M_{zTop}$ 는 풍력터빈부의 비틀림 모멘트이다.

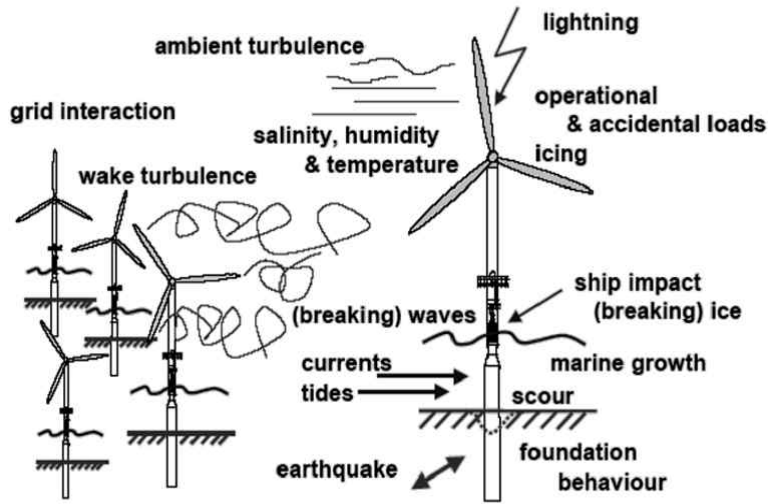


그림 2.2.66. 해상풍력발전 구조물에 영향을 미치는 환경조건

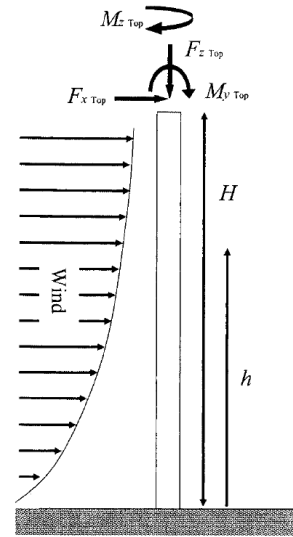


그림 2.2.67. 타워에 작용하는 하중

표 2.2.9. 설계하중조합(KR)

설계상태	DLC	바람조건	기타조건	해상영향	부분안전계수
발전	1.1	NTM $V_{hub} = V_r$ 또는 $V_{out}$		U	N
	1.2	NTM $V_{in} \leq V_{hub} \leq V_{out}$		F	*
	1.3	ECD $V_{hub} = V_r$		U	N
	1.4	NWP $V_{hub} = V_r$ 또는 $V_{out}$	외부전기고장	U	N
	1.5	EOG <sub>1</sub> $V_{hub} = V_r$ 또는 $V_{out}$	전기접속단락	U	N
	1.6	EOG <sub>50</sub> $V_{hub} = V_r$ 또는 $V_{out}$		U	N
	1.7	EWS $V_{hub} = V_r$ 또는 $V_{out}$		U	N
	1.8	EDC <sub>50</sub> $V_{hub} = V_r$ 또는 $V_{out}$		U	N
	1.9	ECG $V_{hub} = V_r$		U	N
발전중 고장	2.1	NWP $V_{hub} = V_r$ 또는 $V_{out}$	제어시스템고장	U	N
	2.2	NWP $V_{hub} = V_r$ 또는 $V_{out}$	보호시스템 또는 내부전기고장	U	A

설계상태	DLC	바람조건	기타조건	해석유형	부분안전계수
	2.3	NTM $V_{in} \leq V_{hub} \leq V_{out}$	제어 또는 보호시스템 고장	F	*
시동	3.1	NWP $V_{in} \leq V_{hub} \leq V_{out}$		F	*
	3.2	EOG <sub>1</sub> $V_{hub} = V_r$ 또는 $V_{out}$		U	N
	3.3	EDC <sub>1</sub> $V_{hub} = V_r$ 또는 $V_{out}$		U	N
정상정지	4.1	NWP $V_{in} \leq V_{hub} \leq V_{out}$		F	*
	4.2	EOG <sub>1</sub> $V_{hub} = V_r$ 또는 $V_{out}$		U	N
긴급정지	5.1	NWP $V_{hub} = V_r$ 또는 $V_{out}$		U	N
과킹 (정지 또는 휴지)	6.1	EWM $V_{hub} = V_{e50}$	전력계통 정전 가능성	U	N
	6.2	NTM $V_{in} < 0.7 V_{ref}$		F	*
과킹 중 고장	7.1	EWM $V_{hub} = V_{e1}$		U	A
이송, 조립, 정비 및 수리	8.1	제조사 규 정		U	T
$V_{ref}$	: 기준 풍속	NTM : 정상난류모델 NWP : 정상풍속프로파일 모델 EWM : 극치풍속모델 EOG : 극치운전돌풍 ECG : 극치코히어런트 돌풍 ECD : 풍속변화를 동반한 ECG EDC : 극치풍향변화 EWS : 극치풍속변화	U : 극한한계상태 F : 피로한계상태 N : 정상 및 극치 A : 이상 T : 수송 및 건설 * : 피로에 대한 부분안전계수 아래첨자 : 재현주기 년수		
$V_{hub}$	: 허브 풍속				
$V_{in}$	: 시동 풍속				
$V_{out}$	: 종단 풍속				
$V_r$	: 정격 풍속				
$V_e$	: 극치 풍속				

$$F_z(h) = F_{zTop} + \rho_a \int_h^H A(z) dz \quad (2.2.41)$$

$$M_z(h) = M_{zTop} \quad (2.2.42)$$

$$F_x(h) = F_{xTop} + F_x(h) \quad (2.2.43)$$

여기서,  $F_x$  : 추력

$M_y$  : 휨모멘트

$F_z$  : 중력

$M_z$  : 비틀림 모멘트

$\rho_a$  : 공기의 밀도

$A(z)$  :  $z$ 에서의 단면적 함수

작용외력은 동적 하중의 영향과 돌풍효과를 포함한다고 가정하며, 나셀에 의해 발생하는 휨모멘트를 타워의 최상부에서 발생하는  $M_{yTop}$ 에 포함시켜야만 한다. 높이  $h$ 에서 작용하는 하중  $F_w(h)$  및 모멘트  $M_w(h)$ 는 아래의 식과 같이 계산 한다.

$$M_y(h) = M_{yTop} + F_{xTop}(H-h) + M_{wTop} + F_{zTop}(\delta(H) - \delta(h)) \quad (2.2.44)$$

$$F_w(h) = \frac{1}{2} \rho_a \int_h^H V(z)^2 \phi D(z) C(z) dz \quad (2.2.45)$$

$$M_w(h) = \frac{1}{2} \rho_a \int_h^H (H-h-z) V(z)^2 \phi D(z) C(z) dz \quad (2.2.46)$$

여기서,  $\rho_a$  : 공기밀도

$V(z)$  : 풍속

$D(z)$  : 타워외경

$C(z)$  : 형상계수

$\phi$  : 돌풍계수

$\delta$  : 추력에 의해 발생한 변형량

## (2) 일본공업규격 (JIS)

JIS의 경우 구조물에 작용하는 설계하중은 자중 및 관성하중, 공력하중, 작동하중, 후류, 충돌, 빙결하중 등을 고려하도록 명시되어 있다. 허브에 적용하는 하중조합은 다음 표와 같으며, 구조물의 경우도 같은 하중케이스를 따르고, 운송 및 설치시 발생하는 하중을 고려하도록 한다. 공력하중(공간내 하중)은 정적 및 동적 하중이며, 대기류와 풍력발전기의 정지부 및 가동부의 공간내 간섭에 의해서 발생하며, 대기류는 로터를 횡단하는 평균풍속 및 난류, 로터의 각속도, 대기 밀도, 풍력발전의 구성요소의 공간내 형상 및 공간내 탄성효과를 포함한 상호작용 효과에 좌우된다.

표 2.2.10. 설계하중조합(JIS)

설계상태	DLC	바람조건	기타조건	해석 유형	부분 안전계수
------	-----	------	------	----------	------------



설계상태	DLC	바람조건	기타조건	해석 유형	부분 안전계수
발전	1.1	NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$	극치조건의 외삽	U	N
	1.2	NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$		F	*
	1.3	ETM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$		U	N
	1.4	ECD $V_{hub} = V_r - 2m/s, V_r, V_r + 2m/s$		U	N
	1.5	EWS $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$		U	N
발전중 고장	2.1	NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$	제어시스템고 장	U	N
	2.2	NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$	보호시스템 또는 내부전기고장	U	A
	2.3	EOG $V_{hub} = V_r \pm 2m/s$ 및 $V_{out}$	전력계통 등 고장	U	A
	2.4	NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$	전력계통, 제어, 보호시스템 고장	F	*
시동	3.1	NWP $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$		F	*
	3.2	EOG $V_{hub} = V_{in}, V_r \pm 2m/s$ 및 $V_{out}$		U	N
	3.3	EDC $V_{hub} = V_{in}, V_r \pm 2m/s$ 및 $V_{out}$		U	N
정상정지	4.1	NWP $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$		F	*
	4.2	EOG $V_{hub} = V_r \pm 2m/s$ 및 $V_{out}$		U	N
긴급정지	5.1	NWP $V_{hub} = V_r \pm 2m/s$ 및 $V_{out}$		U	N
대기중	6.1	EWM 재현기간 50년		U	N
	6.2	EWM 재현기간 50년	전력계통 상실	U	A
	6.3	EWM 재현기간 1년	극값 요 오작동	U	N
	6.4	NTM $V_{hub} < 0.7 V_{ref}$		F	*
고장 또는 정전대기	7.1	EWM 재현기간 1년		U	A
수송, 조립, 보수	8.1	NTM $V_{maint}$ 제조자가 규정		U	T
	8.2	EWM 재현기간 1년		U	A
$V_{ref}$	: 기준풍속	NTM : 정상난류모델 NWP : 정상풍속프로파일 모델		U : 극한한계상태 F : 피로한계상태 N : 정상 및 극치	
$V_{hub}$	: 허브풍속	ETM : 극치난류모델		A : 이상	
$V_{in}$	: 시동풍속	EWM : 극치운전모델		T : 수송 및 건설	
$V_{out}$	: 종단풍속	EOG : 극치운전돌풍		* : 피로에 대한 부분안전계수	
$V_r$	: 정격풍속	ECG : 극치코히어런트 돌풍			

설계상태	DLC	바람조건	기타조건	해석 유형	부분 안전계수
$V_e$	: 극치풍속	ECD : 풍속변화를 동반한 ECG EDC : 극치풍향변화 EWS : 극치풍속변화	$V_r \pm 2m/s$ : 그 범위의 모든 풍속에 대한 감도를 해석		

작동하중은 풍력발전의 운전 및 제어에 의해서 발생한다. 작동하중은 발전기/인버터의 토크제어, 요 및 Pitch 구동 하중, 기계 브레이크 하중을 포함한 여러 가지의 하중으로 발생한다. 각 하중케이스에서 구동장치의 힘의 범위는 응답 및 하중의 계산에서 중요하며, 특히 기계 브레이크에서, 브레이크 과정 중의 응답 특성 및 하중을 검토하는 경우, 온도 및 시간경과에 의해서 영향을 받는 마찰, 탄성력 또는 압력의 범위를 고려한다. 그 외의 하중으로는 흐름하중, 충격하중, 빙하에 의한 하중 등을 적절히 포함한다. 상기 하중들은 각 하중 케이스별로 고려하며, 다음의 사항도 함께 고려한다.

- 풍력발전기 자체에 기인한 바람 흐름장내 소란(풍력발전기 후면 흐름에 의한 유도 속도, 타워 Site 등)
  - 3차원 흐름이 날개의 공간내 힘 특성에 미치는 영향
    - 비정상 공간력 효과
    - 구조의 동적특성 및 진동 모드의 연동
    - 공간력의 탄성효과
  - 풍력발전기의 제어 시스템 및 보호 시스템의 거동

풍력발전기의 하중을 계산하기 위해서 동적모델을 이용하는 동적 시뮬레이션이 통상 이용되며, 이때 하중 케이스는 난류 바람을 입력하며, 하중 특성치의 예상에 통계적인 신뢰성을 확보하기 위해서 하중 데이터의 기간은 충분히 길게 취한다.

### (3) 노르웨이선급 (DNV)

DNV에서는 해상조건에 따른 하중을 크게 영구하중, 변동하중, 환경하중 세 가지로 구분하여 언급하고 있다. 영구하중은 구조물 자중, 영구 벨러스트와 장비 자중, 지속적인 내외부의 정수압, 상기 하중에 대한 반력(연결타워 기초반력) 등이 해당된다. 변동하중은 크레인 작동하중, 설치 작업과 조합된 하중, 시동하중, 사다리와 플랫폼과 같은 내부 구조물과 플랫폼 접근 방법에 대한 하중, 관리선박에 의한 선박충돌, 변동 벨러스트와 장비하중, 저장된 물질, 장비, 가스, 유체와 유체압 등이 해당된다. 환경하중은 풍하중, 파랑하중, 조류하중, 빙하하중, 해양생물, 세굴 등이 해당된다. 관리시설에 대한 하중과 환경하중 산정에 대해서 비교적 자세히 언급하고 있으며, 환경조건에 따른 하중조합을 다음 표와 같이 제안하고 있다.

표 2.2.11. 설계하중조합(DNV)

설계 상태	DLC	바람조건	파랑조건	바람 파랑 방향	조류	수면 높이	합계 상태
발전	1.1	NTM $V_{in} < U_{10,hub} < V_{out}$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$	1방향 일치	WG C	MW L	ULS
	1.2	NTM $V_{in} < U_{10,hub} < V_{out}$	NSS $H_s, T_p, U_{10,hub}$ 의 확률분포에 의한 $H_s$	1방향 일치	-	L1	FLS
	1.3	ETM $V_{in} < U_{10,hub} < V_{out}$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$	1방향 일치	WG C	MW L	ULS
	1.4	ECD $U_{10,hub} = V_r - 2m$ /s, $V_r, V_r + 2m/s$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$ 또는 NWH $H = E[H_s   U_{10,hub}]$	방향 불일치	WG C	MW L	ULS
	1.5	EWS $V_{in} < U_{10,hub} < V_{out}$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$ 또는 NWH $H = E[H_s   U_{10,hub}]$	1방향 일치	WG C	MW L	ULS
	1.6a	NTM $V_{in} < U_{10,hub} < V_{out}$	SSS $H_s = H_{s,50yr}$	1방향 일치	WG C	L2	ULS
	1.6b	NTM $V_{in} < U_{10,hub} < V_{out}$	SWH $H = H_{50yr}$	1방향 일치	WG C	L2	ULS
발전 중 고장	2.1	NTM $V_{in} < U_{10,hub} < V_{out}$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$	1방향 일치	WG C	MW L	ULS
	2.2	NTM $V_{in} < U_{10,hub} < V_{out}$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$	1방향 일치	WG C	MW L	ULS *

설계 상태	DLC	바람조건	파랑조건	바람 파랑 방향	조류	수면 높이	한계 상태
	2.3	EOG $U_{10,hub} = V_{out},$ $V_r + 2m/s$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$ 또는 NWH $H = E[H_s   U_{10,hub}]$	1방향 일치	WG C	MW L	ULS *
	2.4	NTM $V_{in} < U_{10,hub} <$ $V_{out}$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$	1방향 일치	-	L1	FLS
시동	3.1	NWP $V_{in} < U_{10,hub} <$ $V_{out}$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$ 또는 NWH $H = E[H_s   U_{10,hub}]$	1방향 일치	-	L1	FLS
대기 와 고장 상태	7.1a	EWN, 난류바람 $U_{10,hub} = U_{10,1yr}$	ESS $H_s = H_{S,1yr}$	비정렬다 방향	1yr	1-W L	ULS *
	7.1b	EWM, 정상바람 $U_{hub} = 1.4 U_{10,1yr}$	RWH $H_s = \psi H_{1yr}$	비정렬다 방향	1yr	1-W L	ULS *
	7.1c	RWM, 정상바람 $U_{hub} = 0.88$ $U_{10,50yr}$	EWH $H = H_{1yr}$	비정렬다 방향	1yr	1-W L	ULS *
	7.2	NTM $U_{10,hub} < 0.7$ $U_{10,50yr}$	NSS $H_s, T_p, U_{10,hub}$ 의 확률분포에 의한 $H_s$	다방향 일치	-	L1	FLS
운송, 조립, 유지 보수와 수리	8.2a	EWM, 정상바람 $U_{hub} = 1.4 U_{10,1yr}$	RWH $H_s = \psi H_{1yr}$	1방향 일치	1yr	1-W L	ULS *
	8.2b	RWM, 정상바람 $U_{hub} = 0.88$ $U_{10,50yr}$	EWH $H = H_{1yr}$	1방향 일치	1yr	1-W L	ULS *
	8.3	NTM $U_{10,hub} < 0.7$ $U_{10,50yr}$	NSS $H_s, T_p, U_{10,hub}$ 의 확률분포에 의한 $H_s$	다방향 일치	-	L1	FLS

설계 상태	DLC	바람조건	파랑조건	바람 파랑 방향	조류	수면 높이	한계 상태
		NSS : 표준 해양상태 NWH : 표준 파고 SSS : 격심한 해양상태 SWH : 격심한 파고 ESS : 극한 해양상태 EWH : 극한 파고 RWH : 환산 파고 $\psi$ : 증폭계수			WGC : 바람에 의해 생성된 조류 50-WL : 50년 Wind Load 1-WL : 1년 Wind Load L1 : 1년간 수면높이 상하범위 L2 : 1년간 수면높이 MWL : 평균해면 ULS* : 비정상 극한한계상태		

(4) 미국석유협회 (API)

API에서는 일반적인 해상구조물에 작용하는 환경하중에 대해서 언급하고 있으며, 풍력조건을 다양하게 구분하고 있지는 않는다. 중력하중 상태에서는 식(2.2.47)의 하중조합을 제안하며, 바람, 파랑, 조류 등의 환경하중 상태에서는 식(2.2.48)의 하중조합을 제안한다. 중력에 의한 내력에 의해서 바람, 파랑, 조류하중에 의한 내력을 저항할 경우의 하중조합은 식(2.2.49)와 같다. 운영시 바람, 파랑, 조류하중에 대해서는 식(2.2.50)과 같은 하중조합을 적용한다. 지진 시에는 지진에 대한 영향을 하중의 형태로 적용시 하중조합을 식(2.2.51)과 같이 제안하고 있으며, 중력에 의한 관성력에 의해서 지진하중에 의한 내력을 저항할 경우 식(2.2.52)의 하중조합을 제안하고 있다.

표 2.2.12. 설계하중조합(API)

설계 상태	DLC	바람조건	파랑조건	바람 파랑 방향	조류	수면 높이	한계 상태
시동	3.2	EOG $U_{10,hub} = V_{in}, V_{out}$ 그리고 $V_r = \pm 2m/s$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$ 또는 NWH $H = E[H_s   U_{10,hub}]$	1방향 일치	WGC	MWL	ULS
	3.3	EDC $U_{10,hub} = V_{in}, V_{out}$ 그리고 $V_r = \pm 2m/s$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$ 또는 NWH $H = E[H_s   U_{10,hub}]$	정렬되지 않음	WGC	MWL	ULS
정상 정지	4.1	NWP $V_{in} < U_{10,hub} <$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$ 또는 NWH	1방향 일치	-	L1	FLS

설계 상태	DLC	바람조건	파랑조건	바람 파랑 방향	조류	수면 높이	한계 상태
		$V_{out}$	$H = E[H_s   U_{10,hub}]$				
	4.2	EOG $U_{10,hub} = V_{in}, V_{out}$ 그리고 $V_r = \pm 2\text{m/s}$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$ 또는 NWH $H = E[H_s   U_{10,hub}]$	1방향 일치	WGC	MWL	ULS
비상 정지	5.1	NTM $U_{10,hub} = V_{in}, V_{out}$ 그리고 $V_r = \pm 2\text{m/s}$	NSS $H_s = E[H_s   U_{10,hub}]$	1방향 일치	WGC	MWL	ULS
대기	6.1a	EWN, 난류바람 $U_{10,hub} = U_{10,50yr}$	ESS $H_s = H_{S,50yr}$	비정렬다방 향	50yr	50-W L	ULS
	6.1b	EWM, 정상바람 $U_{hub} = 1.4 U_{10,50yr}$	RWH $H_s = \psi H_{S,50yr}$	비정렬다방 향	50yr	50-W L	ULS
	6.1c	RWM, 정상바람 $U_{hub} = 1.1 U_{10,50yr}$	EWB $H_s = H_{S,50yr}$	비정렬다방 향	50yr	50-W L	ULS
	6.2a	EWN, 난류바람 $U_{10,hub} = U_{10,50yr}$	ESS $H_s = H_{S,50yr}$	비정렬다방 향	50yr	50-W L	ULS*
	6.2b	EWM, 정상바람 $U_{hub} = 1.4 U_{10,50yr}$	RWH $H_s = \psi H_{S,50yr}$	비정렬다방 향	50yr	50-W L	ULS*
	6.3a	EWN, 난류바람 $U_{10,hub} = U_{10,50yr}$	ESS $H_s = H_{S,1yr}$	비정렬다방 향	1yr	1-WL	ULS
	6.3b	EWM, 정상바람 $U_{hub} = 1.4 U_{10,50yr}$	RWH $H_s = \psi H_{S,1yr}$	비정렬다방 향	1yr	1-WL	ULS
	6.4	NTM $U_{10,hub} < 0.7 U_{10,50yr}$	NSS $H_s, T_p, U_{10,hub}$ 의 확률분포에 의한 $H_s$	다방향 일치	-	L1	FLS

$$Q = 1.3D_1 + 1.3D_2 + 1.5L_1 + 1.5L_2 \quad (2.2.47)$$

$$Q = 1.1D_1 + 1.1D_2 + 1.1L_1 + 1.35(W_e + 1.25D_n) \quad (2.2.48)$$

$$Q = 0.9D_1 + 0.9D_2 + 0.8L_1 + 1.35(W_e + 1.25D_n) \quad (2.2.49)$$

$$Q = 1.3D_1 + 1.3D_2 + 1.5L_1 + 1.5L_2 + 1.2(W_o + 1.25D_n) \quad (2.2.50)$$

$$Q = 1.1D_1 + 1.1D_2 + 1.1L_1 + 0.9E \quad (2.2.51)$$

$$Q = 0.9D_1 + 0.9D_2 + 0.8L_1 + 0.9E \quad (2.2.52)$$

여기서,  $D_i$  : 사하중

$L_i$  : 활하중

$W_e$  : 극한상태 바람, 파랑, 조류하중

$D_n$  : 동적파랑에 대한 극한 관성력

$E$  : 지진하중

앞의 설명과 같이, 해상풍력발전 구조물은 파력, 조류, 충돌, 낙뢰, 온도 등 다양한 환경의 영향을 받는다. 본 연구에서 실제 시공되는 풍력타워 구조체는 건설지점의 자연환경을 고려하여 풍하중 등의 설계하중을 산정하여 설계하여야 한다. 일반적으로 풍하중은 블레이드 및 나셀의 제원과 형상에 의해 결정되며, 제조사 또는 공급사에서 제공하는 풍하중 관련 정보를 받아서 산정하여야 하나 본 연구과제에서 이에 대한 정보를 입수하기는 사실상 불가능하고, 풍력발전 타워의 설계에 한정되므로 이미 설계되어 정보가 공개된 Kriegers Flak Offshore Wind Farm의 풍력타워 하단의 하중을 적용하여 설계를 수행하였으며, 이 후 실제의 풍하중 및 파랑하중을 적용하여 결과를 비교 한다.

풍력 발전기 중량의 경우, 지지구조물의 기본단면 산정을 위해 Kriegers Flak Offshore Wind Farm Design Basis Foundations Basic data for conceptual design of foundations (2008)를 참고하고, 최종 설계 시에는 국내 D社의 WinDS 3000/134 터빈을 적용하였다.

풍하중의 경우, 운전풍속은 국립기상연구원의 12년(1988~2009) 자료를 분석하여 산출하였으며, 50년 빈도 최대 풍속은 항만 및 어항 설계기준(2005)을 참조하였다.

파랑하중의 50년 빈도 설계파고는 2011년 수행된 장죽수도 타당성조사 결과(파랑 특성 수치실험 결과)를 참고하였으며, 조류 유속의 경우, 본 과제의 2차년도에 수행된 조류특성 수치실험 결과이다.

조류 발전기의 중량의 경우, 한국해양과학기술원에서 개발된 KS200의 중량과 부력을 이용하여 500kW 조류발전기의 중량을 예측하여 적용하였다.

#### 나. 적용 하중

풍력-조류 하이브리드 지지구조의 기본단면 산정을 위해 적용된 풍력 및 조류 터빈 정보는 다음 표에 나타나있으며, 풍력타워에 작용하는 하중 정보는 기존 강재 풍력타워의 정보를 참조하여 설계하였다.

표 2.2.13. 적용 풍력 및 조류 터빈 정보

풍력터빈	Turbine 용량	3.6MW
	Output power	3.6MW
	Rotor 직경	106m
	Foundation-tower interface level acc. MSL*	3.5m
	Hub 높이	72.5m
	Nacelle 중량(incl. Rotor)	220tonf
	상단 직경/두께	3.5m/15mm
	하단 직경/두께	4.5m/30mm
	타워 중량	220tonf
*MSL: Mean Sea Level		
조류발전 터빈	용량	500 kW
	나셀(육상중량/수중중량)	186.7 tonf/ 9.6 tonf
	블레이드(육상중량/수중중량)	12.7 tonf / - 6.5 tonf
	허브(육상중량/수중중량)	24.0 tonf / 7.3 tonf

Kriegers Flak Offshore Wind Farm에는 3.6MW 용량의 터빈이 설치되었으며, 규격과 제원은 앞의 표와 같다. 앞의 표에 나타난 바와 같이, 풍력타워 하부의 직경과 두께는 3.6MW일 때, 4.5m와 30mm이다. 설계시 터빈에 의해 풍력타워의 하부(bottom)에 작용하는 설계하중은 모든 외력을 고려한 결과로 나타난 합력이며, 아래의 표에 나타난 바와 같다. 본 연구에서는 DSCT 풍력타워 기본단면 설계시 요구성능으로 축강도는 터빈의 하중 220tonf를 적용하고, 휨강도는 Extreme loads시의 모멘트(M<sub>ex</sub>)를 적용하였다.

표 2.2.14. 기본단면 산정을 위한 풍력 터빈 하중 (Ljjj and Gravesen, 2008)

Turbine Design Loads		Vertical Load (MN)	Extreme Loads		Operational Loads	
Tower bottom	Level (m)		F <sub>ex</sub> (MN)	M <sub>ex</sub> * (MNm)	F <sub>op</sub> (MN)	M <sub>op</sub> * (MNm)
3.6 MW	15	4.4	1.42	89.9	0.85	54.0

풍력타워 지지구조에 조류터빈에 의한 하중 및 모멘트의 영향이 있으므로, 지지구조 단면 설계시 조류터빈에 작용하는 하중 또한 고려되어야한다. 2차년도 조류터빈(KS200)의 용량은 1기당 200kW이었으나, 3차년도 용량은 1기당 500kW를 적용하였다.

다. 축강도 및 휨강도



(1) 축강도 계산

축강도는 풍력터빈, 강제타워, 조류터빈 DSCT타워로 계산되며, 횡강도는 횡력 및 조류터빈에 의해 계산하였다. 3.6MW급 DSCT 타워 중량 가정시, 타워의 상하부 제원이 결정되지 않은 상태이므로, 타워의 중량은 기존에 수행된 DSCT 풍력타워 설계안의 제원을 적용하며, 타워 하부 직경과 상부 직경이 동일한 상태로 가정하여 중량을 계산하였다. 타워의 하부 단면을 설계하기 위한 지지구조물의 자중은 DSCT 타워 설계안 중, 5.0MW 터빈에 대응하는 5S90/94 조건을 적용하며, 실제 설계 조건시의 하부 직경 변화와 조류발전 터빈을 지지하는 캔틸레버 보 구조물의 중량을 고려하고, 28.5m 높이를 갖는 상부와 하부의 단면이 일정한 구조물로 가정하여 중량을 산출하였다.

표 2.2.15. DSCT 풍력타워 설계 안 (for 5.0MW Turbine)

Design Case for 5S95	5S95/ /97	5S95 /94	5S95 /91	5S95 /88	5S95 /85	5S95 /82	5S95 /79	5S95 /76	5S95 /73	5S95 /70
Outer Diameter (mm)	5400	5400	5400	5400	5400	5400	5400	5400	5400	5400
Diameter of Hollow Section(mm)	5529	5358	5187	5016	4845	4674	4503	4332	4161	3990
Hollow Ratio	0.97	0.94	0.91	0.88	0.85	0.82	0.79	0.76	0.73	0.70
Thickness of Outer Tube (mm)	7.50	7.50	7.50	7.50	7.50	7.50	7.50	7.50	7.50	7.50
Thickness of Inner Tube (mm)	13.99	13.56	13.13	12.70	12.26	11.83	11.40	10.96	10.53	10.10
Design Case for 5S90	5S90/ /97	5S90 /94	5S90 /91	5S90 /88	5S90 /85	5S90 /82	5S90 /79	5S90 /76	5S90 /73	5S90 /70
Outer Diameter (mm)	5400	5400	5400	5400	5400	5400	5400	5400	5400	5400
Diameter of Hollow Section(mm)	5238	5076	4914	4752	4590	4428	4266	4104	3942	3780
Hollow Ratio (%)	0.97	0.94	0.91	0.88	0.85	0.82	0.79	0.76	0.73	0.70
Thickness of Outer Tube (mm)	7.00	7.00	7.00	7.00	7.00	7.00	7.00	7.00	7.00	7.00
Thickness of Inner Tube (mm)	13.16	12.75	12.35	11.94	11.53	11.12	10.72	10.31	9.90	9.50
Design Case for 5S85	5S85/ /97	5S85 /94	5S85 /91	5S85 /88	5S85 /85	5S85 /82	5S85 /79	5S85 /76	5S85 /73	5S85 /70
Outer Diameter (mm)	5100	5100	5100	5100	5100	5100	5100	5100	5100	5100
Diameter of Hollow Section(mm)	4947	4794	4641	4488	4335	4182	4029	3876	3723	3570
Hollow Ratio (%)	0.97	0.94	0.91	0.88	0.85	0.82	0.79	0.76	0.73	0.70
Thickness of Outer Tube (mm)	6.50	6.50	6.50	6.50	6.50	6.50	6.50	6.50	6.50	6.50
Thickness of Inner Tube (mm)	12.32	11.94	11.56	11.18	10.80	10.42	10.04	9.66	9.27	8.89
Design Case for 5S80	5S80/ /97	5S80 /94	5S80 /91	5S80 /88	5S80 /85	5S80 /82	5S80 /79	5S80 /76	5S80 /73	5S80 /70
Outer Diameter (mm)	4800	4800	4800	4800	4800	4800	4800	4800	4800	4800
Diameter of Hollow Section(mm)	4656	4512	4368	4224	4080	3936	3792	3648	3504	3360
Hollow Ratio (%)	0.97	0.94	0.91	0.88	0.85	0.82	0.79	0.76	0.73	0.70
Thickness of Outer Tube (mm)	6.50	6.50	6.50	6.50	6.50	6.50	7.00	7.00	7.50	8.00
Thickness of Inner Tube (mm)	11.96	11.59	11.22	10.85	10.48	10.11	10.10	9.72	9.66	9.57

타워의 자중을 가정하기 위한 계산 과정은 다음과 같다.

$$\cdot \text{외부 강관 중량 (tonf/m): } [(D+2t)^2 - D^2] \times \frac{\pi}{4} \times \text{Weight(tonf/m)}$$

$$= [(5.4+0.014)^2 - 5.4^2] \left(\frac{\pi}{4}\right) (7.5) = 0.9 \text{ tonf/m}$$

$$\cdot \text{Concrete 중량 (tonf/m): } (D^2 + D_i^2) \times \frac{\pi}{4} \times \text{Weight(tonf/m)}$$

$$= (5.4^2 + 5.076^2) \left(\frac{\pi}{4}\right) (2.5) = 6.7 \text{ tonf/m}$$

$$\cdot \text{내부 강관 중량 (tonf/m): } [D_i^2 - (D_i - 2t_i)^2] \times \frac{\pi}{4} \times \text{Weight(tonf/m)}$$

$$= [5.076^2 - (5.076 - 0.013)^2] \left(\frac{\pi}{4}\right) (7.5) = 1.6 \text{ tonf/m}$$

DSCT 타워 중량 계산시, DSCT 타워 길이는 28.5 m로 계산하였으며, DSCT 구조물의 전체 중량은 262.2 tonf로 계산되었다. 강재타워의 중량은 Reference steel tower의 정보를 바탕으로 계산하였으며, 강재 타워의 중량은 156.482tonf로 계산되었다. 조력터빈의 지지구조는 시공전인 육상하중으로 고려하여 설계 및 해석을 수행하였다.

육상중량

$$220\text{ton} + 223.4\text{ton} \times 2\text{ea.} + 262.2\text{ton} + 156.482\text{ton} = 1085.482\text{tonf}$$

$$1085.482\text{ton} \times 9.81\text{m/s}^2 = 10648.578 \text{ kN}$$

구조물의 안전성 확보를 위하여 안전계수 1.2를 적용하였으며, 이에 따라 총 중량은 12.778MN으로 계산되었다. ( $10.648578\text{MN} \times 1.2 = 12.778\text{MN}$ )

## (2) 휨강도 계산

DSCT의 높이는 구조물의 적지 DL 수심, 25m와 Foundation-tower interface level acc. MSL, 3.5m를 합하여 28.5m로 계산하였다.

풍력터빈에 의한 모멘트 계산

상단 표(Kriegers Flak Offshore Wind Farm Design Basis Foundations Basic data for conceptual design of foundations (2008))의 추력 값 사용시, 모멘트 계산

상단 표에서 Extreme : 1.42 MN, Operational : 0.85 MN 일 때,  
강재타워 하부에 작용하는 모멘트:

Extreme :  $1.42\text{MN} \times 72.5\text{m} = 102.95 \text{ MN-m}$   
Operational :  $0.85\text{MN} \times 72.5\text{m} = 61.625 \text{ MN-m}$

DSCT타워 하부에 작용하는 모멘트:

Extreme :  $1.42\text{MN} \times (72.5+3.5+25)\text{m} = 143.42 \text{ MN-m}$   
Operational :  $0.85\text{MN} \times (72.5+3.5+25)\text{m} = 85.85 \text{ MN-m}$

상단 표의 제공된 모멘트 값 사용시, 횡력 및 모멘트 계산  
상부에 작용하는 횡력(추력+바람):

Extreme:  $89.9\text{MN} / (72.5-15)\text{m} = 1.56 \text{ MN}$   
Operational :  $54.0\text{MN} / (72.5-15)\text{m} = 0.94 \text{ MN}$

강재타워 하부에 작용하는 모멘트:

Extreme:  $1.56\text{MN} \times 72.5\text{m} = 113.1 \text{ MN-m}$   
Operational :  $0.94\text{MN} \times 72.5\text{m} = 68.15 \text{ MN-m}$

DSCT타워 하부에 작용하는 모멘트:

Extreme:  $1.56\text{MN} \times (72.5+3.5+25)\text{m} = 157.56 \text{ MN-m}$   
Operational :  $0.94\text{MN} \times (72.5+3.5+25)\text{m} = 94.94 \text{ MN-m}$

조류터빈에 의한 모멘트 계산

조류터빈의 지지구조는 조류 터빈의 자중( $223.4\text{tonf}=2191.554\text{kN}$ )이 추력( $524\text{kN}$ )보다 크기 때문에 초기 설계시 조류터빈 지지구조물이 자중에 저항 할 수 있도록 설계하였다. 초기 설계 시, 육상에서 제작되어 조류터빈도 설치되는 것으로 고려하여 설계 수행하였으며, 조류터빈의 지지구조의 초기설계는 원통형으로 설계하였다.

풍력타워를 설계하기 위해 조류터빈 자중에 의한 모멘트 계산이 필요하며, 조류터빈 자중에 의한 모멘트 계산은 다음과 같다.

조류터빈:  $(223.4\text{ton} \times 9.81) \times 2\text{ea} \times (20)\text{m} \times 1.2 = 105194.592 \text{ kN-m} = 105.195 \text{ MN-m}$

앞에서 DSCT타워 하부에 작용하는 계산된 모멘트 중 가장 큰 값을 적용하여 총 모멘트의 합을 계산하였다.

적용값:  $157.56 \text{ MN-m}$  (Extreme 일 때)

총 모멘트 합:

Extreme:  $105.195 + 157.56 = 262.755 \text{ MN-m}$  (Required moment)

계산된 축력과 모멘트를 AutoDSCT 프로그램에 적용하여 DSCT단면을 산출하였

다. 지지구조물에의 제원 및 하중 정보는 다음 표에 나타나있다.

표 2.2.16. 지지구조물 제원

구 분		하이브리드 타워 제원	
강재타워	하부 직경	4,500 mm	
	상부 직경	3,500 mm	
	하부 두께	30 mm	
	상부 두께	15 mm	
	Hub 높이	72,500 mm	
DSCT	상부 직경	4,500 mm	
	하부 직경	4,500 mm	
	외부관 두께	12 mm	
	내부관 두께	16 mm	
	높이	28,500 mm	
풍력 터빈	용량	3.6 MW	
	중량	2,158.2 kN	
	운행 Condition	Operational	- 횡력(추력+바람): 0.94 MN - 강재타워 하부 모멘트: 68.15 MN-m - DSCT타워 하부 모멘트: 94.94 MN-m
		Extreme	- 횡력(추력+바람): 1.56 MN - 강재타워 하부 모멘트: 113.1 MN-m - DSCT타워 하부 모멘트: 157.56 MN-m
	조류발전 터빈	용량	500 kW
나셀(육상중량/수중중량)		186.7 tonf / 9.6 tonf	
블레이드(육상중량/수중중량)		12.7 tonf / - 6.5 tonf	
허브(육상중량/수중중량)		24.0 tonf / 7.3 tonf	
운행 Condition		Operational	토크: 674 kN·m 추력: 542 kN
		Extreme	-
조류터빈 지지구조	Arm center 높이	7,000 mm	
	Arm 길이	20,000 mm	
	Arm 두께	30 mm	

라. 설계 방법

설계 방법으로는 허용응력법과 한계상태법이 있으며, 허용응력법의 경우 구조물의 저항력을 결정하고 이를 작용하중과 비교하는데 있어 주로 경험과 판단에 근거한 확실적인 안전율(Factor of safety, Fs)을 적용한다. 반면, 한계상태법의 경우, 하중 및 재료에 대한 안전 부분계수를 적용하여 설계를 수행하며, 극한상태와 피로한

계상태를 적용한다.

극한상태(ULS, Ultimate Limit State) 적용

- 구조물이 최대로 견딜 수 있는 하중에 대한 지지력
  - 해상기초의 안전성 확보를 위해서 가장 기본적으로 검토되어야 함
  - 구조물이 과도한 항복상태나 버클링이 일어나 지지력이 감소하는 상태
  - 하중이 최대 지지력을 초과함으로써 발생하는 구조물의 주요부분 파괴
- 각 단면의 설계저항이 하중케이스에 따라 발생하는 설계 하중 이상을 확보하도록 설계한다.

본 과제에서는 허용응력법을 적용하여 타워 전체 하중에 대하여 안전율을 적용하였으며, 타워 정적 해석시, 최대 응력 값이 강재의 항복강도를 넘지 않도록 해석을 수행하였다.

내진 해석시 타워의 붕괴수준까지 고려하여 극한강도를 만족하는지 확인하였다.

#### 마. 설계 검토 방법

지지구조의 하중에 대한 안전성을 검토하기 위하여 안전성 해석을 수행하였으며, 해석 프로그램은 ANSYS WORKBENCH를 사용하였다.

해석 종류는 다음과 같다.

(1) 정해석: 하중에 의한 구조물 안전성 확인

- 정해석 수행 시, 타워의 강도는 Von mises stress로 확인하여 항복강도를 넘지 않도록 설계하였다.

(2) 자유진동해석: 공진회피를 위한 구조물의 안전성 확인

- DSCT Tower 동적 안전성 검토를 위하여 제조사 및 터빈 모델별로 고유진동수를 분석하고 설계된 DSCT 타워의 고유진동수와 비교하였다. 본 과제에 적용된 풍력타워 터빈은 WinDS3000/134이며, Rotor speed는 10.7 rpm으로 Frequency는 0.1783이다.
- 조류 터빈의 경우, Roter speed의 경우 9.55rpm이며, 터빈의 1P~3P는 0.15916~0.4775이다.
- 공진해석시 타워의 1차 모드가 1P와 3P사이에 포함되는지 확인하여 안전성을 검토하였다.

- (3) 내진해석: 지진 발생 시 구조물의 안전성 확인 - 시간이력해석
- 항만 및 어항 설계기준 해설(2014)에 따라 풍력-조류 타워가 지진의 영향에 의한 적절한 내진성능을 갖도록 고려하여 설계하였다.
  - 내진등급은 붕괴방지 수준에서 평균재현주기 500년인 II로 정하였다. 지역별 진도는 적용된 지역인 전라남도가 속하는 지진구역I이며, 지진구역 계수는 0.11임. 재현주기별 위험도 계수는 500년인 1을 적용하였다.
  - 가속도 표준 설계 응답스펙트럼 상의 지진계수  $C_a$ 와  $C_v$ 는 지반의 종류에 따라 정해지며, 본 과제에 적용된 지반은 보통암 지반이다.

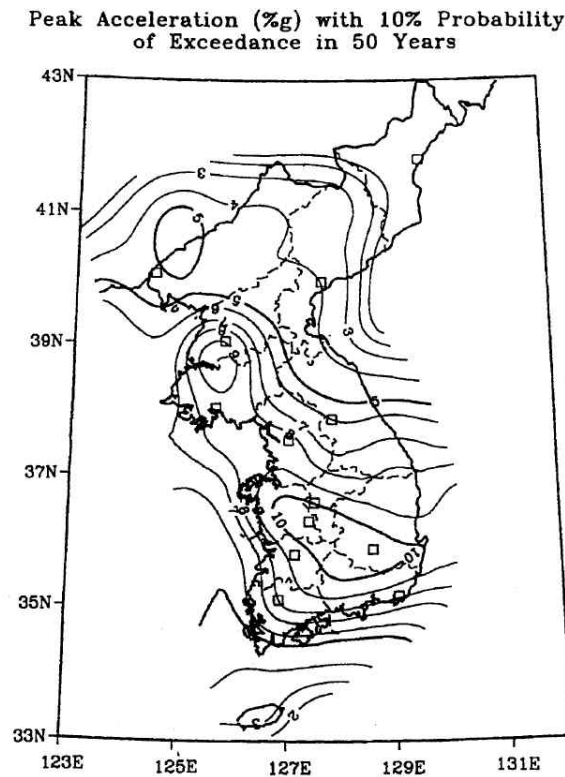


그림 2.2.68. 평균재현주기 500년  
지진지반운동

- 따라서 지진계수  $C_a$ 값과  $C_v$  값은 0.11을 적용하여 다음과 같은 표준 설계 응답 스펙트럼 작성하였다.

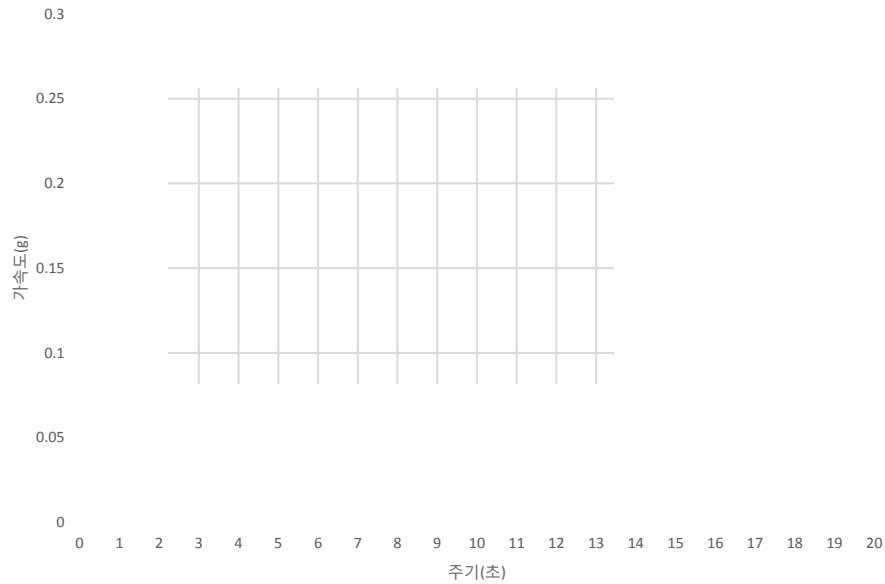


그림 2.2.69. 표준 설계 응답 스펙트럼

구조물의 지진의 가속도 시간이력 해석 수행하였다. 정적해석에서 사용된 같은 모델과 시간에 따른 지진 가속도를 추가하여 내진해석을 수행하였다. 가속도는 X-방향과 Z-방향으로 적용하여 재 수행하였다.

#### 4. 지지구조 설계

##### 가. 풍력발전기 지지구조 기본 설계

##### (1) 단면 설계 방법

본 연구에서는 Han et al.(2013)의 비선형 기둥 모델을 적용하고 FORTRAN을 이용하여, DSCT 타워의 자동설계 프로그램을 작성하여 DSCT 풍력타워의 단면설계를 수행하였다. 자동설계 프로그램은 아래의 그림과 같이 설계자가 원하는 원형 DSCT 타워의 외경, 각 재료의 물성치, 그리고 타워의 최소 요구성능을 입력하면, 자동으로 단면을 단계적으로 변화시켜 해석을 수행하였다. 요구성능은 설계 축력과 설계 모멘트를 입력하며, 해석시에는 Han et al.(2013)의 해석모델을 이용하여 단면 변화에 따른 DSCT 타워의 Axial Load-Bending Moment (P-M) 상관관계 해석을 수행하고 최종적으로 요구성능을 만족하는 10개의 최적 단면 설계안을 제시하였다.

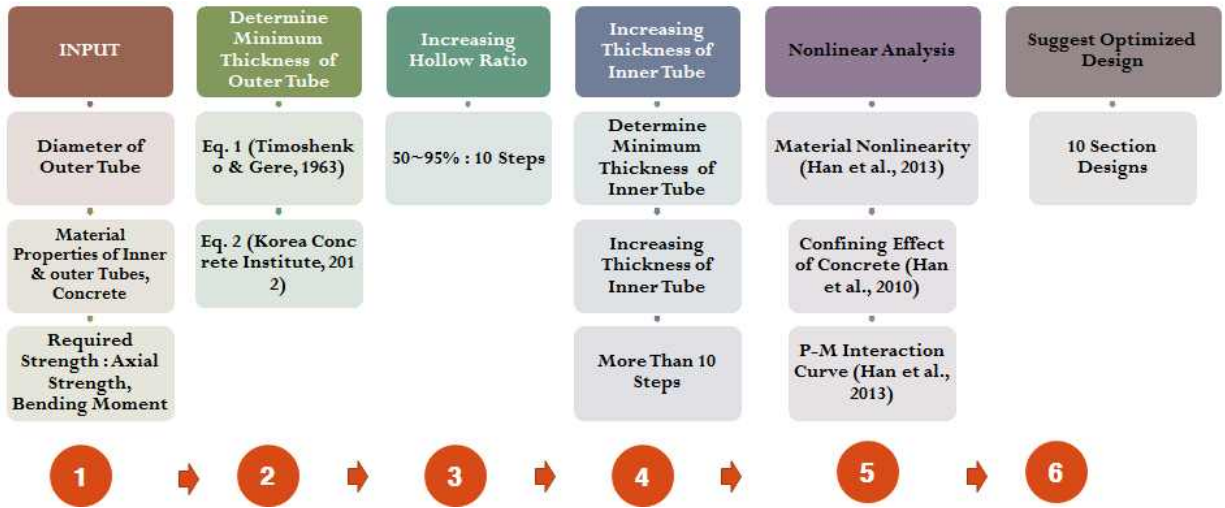


그림 2.2.70. Design Process in Developed Program

프로그램에서 외부관은 국부좌굴이 발생하지 않도록 식 (2.2.53)(Timoshenko & Gere, 1963)과 식 (2.2.54)(Korea Concrete Institute, 2012)를 이용하여 외부관의 최소 요구 두께를 계산하였다. 식에서  $f_{cr}$ 은 연직하중에 대한 외부관의 좌굴강도,  $f_y$ 는 항복강도,  $t$ 는 외부관의 두께,  $D$ 는 외부관의 직경,  $E$ 는 외부관의 탄성계수,  $E_i$ 는 외부관의 접선탄성계수,  $\nu$ 는 외부관의 Poisson's ratio이다.

$$f_{cr} = \frac{tE_i}{\frac{D}{2} \sqrt{3(1-\nu^2)}} \quad (2.2.53)$$

$$t > (D+t) \sqrt{\frac{f_y}{8E}} \quad (2.2.54)$$

$$t_i > \frac{D_i f_y t}{D f_{iy}} \quad (2.2.55)$$

$$t_i > \sqrt{\frac{6}{2.27} \frac{D_i^2 f_y t}{D E_i}} \quad (2.2.56)$$

프로그램에서 외부관의 두께 결정 후, 각 단계별로 중공비를 50%~95%까지 10단계에 걸쳐 변화 시키고, 각 중공비에 대해 식 3.48과 식 3.49를 동시에 만족하도록 내부관의 최소 두께를 계산하고(Han et al., 2010), 내부관의 두께를 0.01mm 간격으로 점진적으로 증가 시켜 계산을 수행한다. 여기서,  $t_i$ 는 내부관의 두께,  $D_i$ 는 내부관의 직경,  $E_i$ 는 내부관의 탄성계수이다. 각 단면에 대한 해석은 앞의 그림과 같은 순서에 의해 P-M 상관관계 해석을 수행하며, 최종적으로 요구조건을 충족하는 최적의 설계안 10개를 제시한다. 여기서 프로그램은 각 단계에서 가장 작은 단면적을 갖는 단면을 최적의 단면으로 판단한다.

따라서 설계자는 이중 설계자의 목적에 맞는 안을 선택하여 설계에 적용한다. 앞의 그림에서 나타낸 자동설계 프로그램의 5번째 단계인 타워의 거동 해석에서는



Han et al. (2013)의 해석 모델이 적용되었다.

### (2) 단면 설계 Flowchart

하이브리드 지지구조의 단면설계 방법은 다음 그림과 같다.  
앞에서 계산된 하중을 설계 순서에 따라 적용하여 지지구조 기본 설계를 수행하였다.

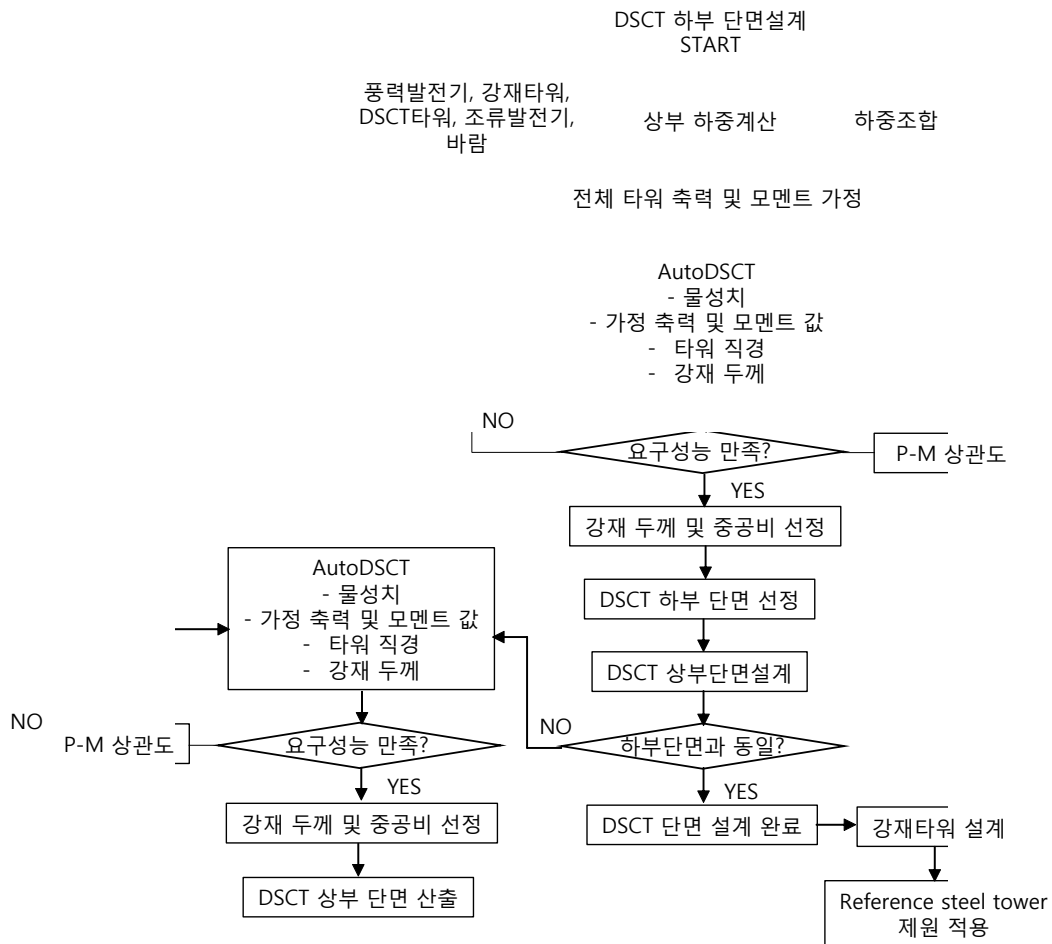


그림 2.2.71. 풍력 지지구조 단면 설계 흐름도

### (3) DSCT 타워 단면 설계

적용 물성치는 다음과 같다.

- 콘크리트 압축강도: 40 MPa
- 적용 강재 SS400 (항복강도: 313 MPa, 극한강도: 490 MPa, 탄성계수: 206010 MPa)

표 2.2.17. 요구성능

Case	요구 축강도 (MN)				요구 휨강도 (MN-m)		
	조류터빈	풍력터빈	구조물	계	조류터빈	풍력터빈	계
하이브리드 지지구조	4.383	2.158	4.107	12.778 (안전율)	52.597	157.56	262.755 (안전율)

표 2.2.18. AutoDSCT 단면

Design Case	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4	Case 5	Case 6	Case 7	Case 8	Case 9	Case 10
	3S95/97	3S95/94	3S95/91	3S95/88	3S95/85	3S95/82	3S95/79	3S95/76	3S95/73	3S95/70
D	4500	4500	4500	4500	4500	4500	4500	4500	4500	4500
Di	4365	4230	4095	3960	3825	3690	3555	3420	3285	3150
t	17.5	16.5	16	16	16	16.5	17	17.5	18.5	19
ti	18.975	17.855	17.021	16.46	15.899	15.576	15.231	14.867	14.856	14.63

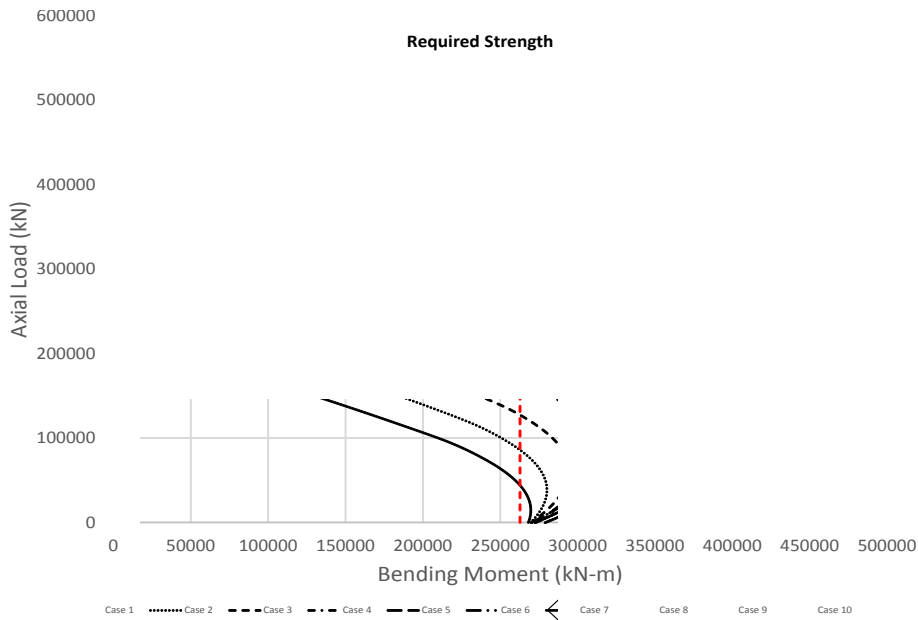


그림 2.2.72. AutoDSCT 산출 단면

모든 Case가 요구성능에 만족하지만, Case 1의 경우 콘크리트 폭이 작다고 판단되어 Case 2를 적용하여 풍력-조류 복합 타워 초기 설계 수행하였다. 초기 해석 시 DSCT와 강재타워는 다음 그림과 같이 연결되는 것으로 가정하였다.

t=15mm

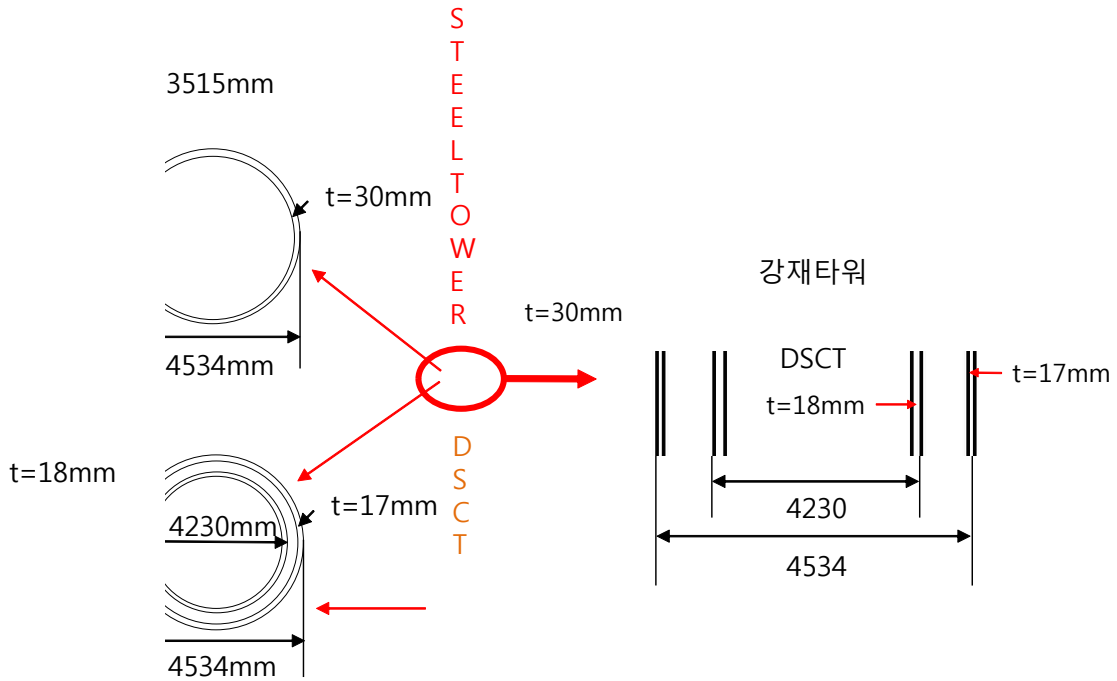


그림 2.2.73. 풍력-조류 하이브리드 지지구조 단면

#### 나. 조류터빈 지지구조 기본 설계

##### (1) 조류터빈 지지구조 단면설계

조류터빈의 지지구조는 조류 터빈의 자중(223.4tonf=2191.554kN)이 추력(524kN)보다 크기 때문에 처음 설계시 조류터빈 지지구조물이 터빈 자중에 저항 할 수 있도록 설계하였다. 조류터빈 지지구조의 두께는 단면 2차 모멘트의 식을 이용하여 계산하였으며, 단면의 형상은 원형으로 계산하였다. 지지구조 두께는 30mm로 가정하여 설계하였다.

$$\sigma = \frac{My}{I}, \quad I = \frac{\pi}{64}(D^4 - d^4)$$

조류터빈 자중에 의한 Moment 조류터빈하중: 268.08ton=2629864.8N(안전율). =  
 $2629864.8N \times [20000 - (4500/2)]mm = 4.668 \times 10^{10} Nmm$

$$313 = \frac{4.668 \times 10^{10} \times \frac{D}{2}}{I}$$

$$\frac{I}{D} = \frac{2.334 \times 10^{10}}{313} = 74568690.1$$

$$74568850.16 = \frac{\frac{\pi}{64} [D^4 - (D-60)^4]}{D}$$

$$1519104141 = \frac{[D^4 - (D-60)^4]}{D}$$

$$I = 1.917 \times 10^{11}, I = 1.917 \times 10^{11}, D = 2560mm, D_i = 2500mm$$

조류 지지구조 단면 형상은 다음 그림과 같이 타원형으로 설계하였다.



그림 2.2.74. 조류 터빈 지지구조 단면 형상의 예

## (2) 조류 터빈 지지구조 위치

적지의 DL 수심은 25m 이며, 조류터빈의 로터의 센터는 다음 그림과 같이 해저면으로 부터 12m 높이에 설치하였다. 조류 터빈은 MCT 시스템과 유사하게, 양 외팔보에 2기를 배치하는 방식을 채택 : 이 때 외팔보의 길이는 조류터빈 최대 회전 반경의 1.4배로 결정하였으며, 즉 20m (타워 중심에서 조류 터빈 요 회전 중심까지 거리) 이다. 타워 중심에서 20m 떨어진 거리에 조류터빈 상부 구조물이 설치되며, 지지구조의 길이는 약 2.25m의 여유를 더 주었다(지지구조 총 길이: 22.5m). 하나의 지지구조물에 조류발전과 풍력발전기가 설치되는 형상이기 때문에 수면 인근의 여

유 거리는 작아도 될 것으로 판단되어, 상하 clearance합을 5m(예시: 해저면에서 2m, 수면에서 3m)로 감안, 20m로 결정하였다, 초기 설계시 조류 지지구조는 지면으로부터 15.75m 떨어진 높이에 적용하였지만, 조류발전기의 효율성을 위하여 조류발전기를 지지구조 상부로 적용하고 지지구조는 하부로부터 7m 떨어진 곳으로 변경하였다.

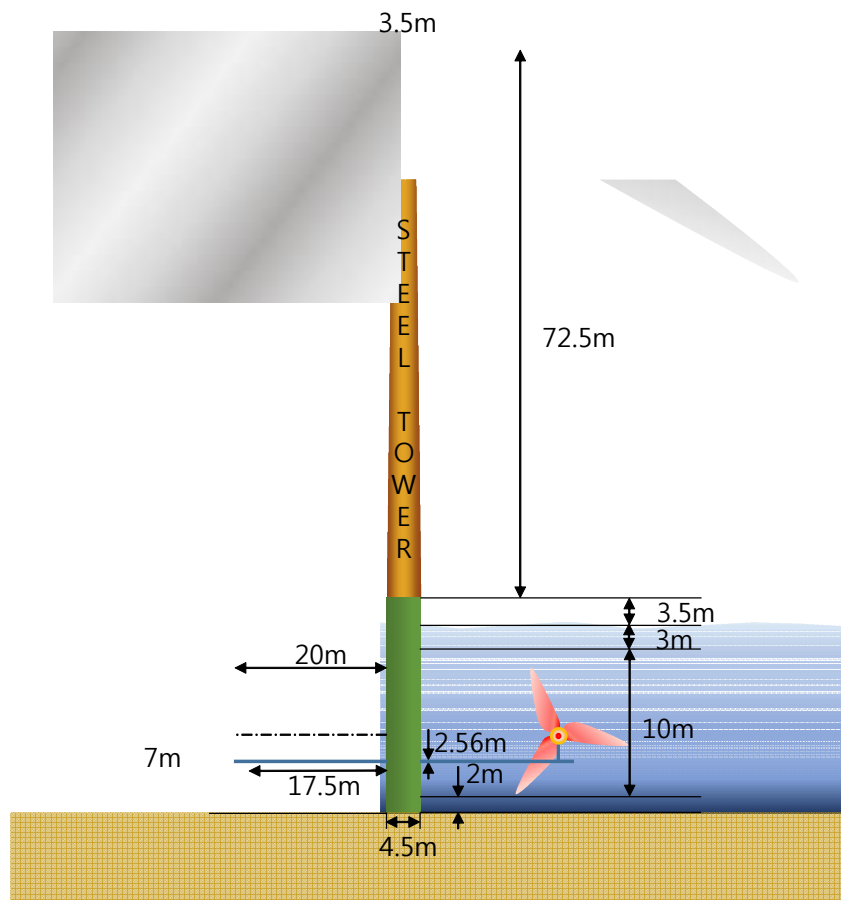


그림 2.2.75. 조류-풍력 발전 구조물 제원 및 각 터빈 위치

(3) 조류터빈 지지구조 단면 설계 케이스

AutoDSCT 프로그램에서 산출된 설계 단면 케이스2를 풍력 지지구조에 적용 후 다양한 조류 터빈의 지지구조 Design을 적용하여 해석 수행하였다. 아래의 그림과 같이 조류터빈 지지구조의 직경( $D_{height}, D_{wide}, D_A, D_{EA}$ ) 및 간격(Extrude(E), Interval(I)) 을 다르게 적용하여 단면 설계 수행하였다.

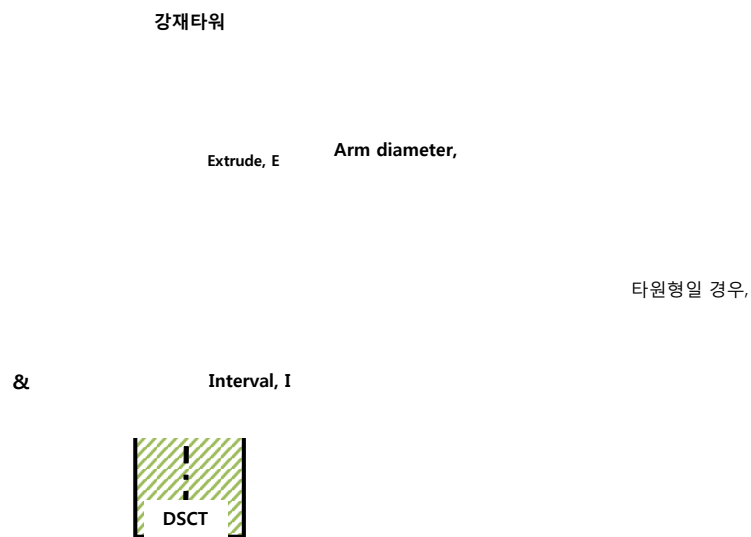


그림 2.2.76. 조류 지지구조 설계 단면 및 변수

다음 표와 같이 조류터빈 지지구조의 설계 케이스를 적용하여 유한요소해석을 수행하였다.

표 2.2.19. 조류터빈 지지구조 설계 케이스

Case No.	Arm start		Interval		Arm front		Arm end		Stiffener
	D <sub>w</sub>	D <sub>h</sub>	E	I	D <sub>Aw</sub>	D <sub>Ah</sub>	D <sub>EAw</sub>	D <sub>EAh</sub>	
1	2560	2560	-	-	2560	2560	2560	2560	-
2	4534	4534	-	4267	2560	2560	2560	2560	
3	6000	6000	1000	4267	2560	2560	2560	2560	
4	6000	6000	1500	4267	2560	2560	2560	2560	
5	6000	6000	1000	4767	2560	2560	2560	2560	
6	6000	6000	1500	4767	2560	2560	2560	2560	
7	6000	3000	1000	4267	2560	2560	2560	2560	
8	6000	3000	1500	4267	2560	2560	2560	2560	fillet:3000
9	6000	3000	1000	4767	2560	2560	2560	2560	
10	6000	3000	1000	5267	2560	2560	2560	2560	
11	6000	3000	1000	5767	2560	2560	2560	2560	fillet:3000
12	6000	3000	1000	6267	2560	2560	2560	2560	
13	6000	3000	1000	6267	2560	2560	2560	2560	fillet:3000
14	6000	3000	1000	6267	2560	2560	1060	1060	
15	6000	3000	1000	6267	2560	2560	2560	1280	
16	6000	3000	1000	6267	2560	2560	2000	640	
17	6000	3000	1000	6267	2560	2560	2000	740	
18	6000	3000	1000	6267	2560	2560	2000	840	
19	6000	3000	1000	6267	2560	2560	1500	840	
20	6000	3000	1000	6267	2560	2560	1500	740	
21	6000	3000	1000	6267	2560	2560	1500	640	
22	6000	2500	500	5267	2560	2560	2300	1000	
조류 하중이 변경되기 전 수행된 케이스	6000	2000	500	4267	2560	2000	2300	2300	
	6000	2500	500	5267	2560	2560	2300	1000	
	6000	3000	1500	7267	2560	2300	2300	1000	
	6000	3000	1500	7267	2560	2300	2300	2300	
	6000	3000	1500	7267	2560	2560	2560	2560	
	6000	3000	1500	7267	2560	2300	2300	1000	
	6000	3000	2000	4767	2560	2560	2560	2560	
	6000	4000	1000	4267	2560	2560	2560	2560	
	6000	5000	1000	4267	2560	2560	2560	2560	

다. 지지구조 모듈 연결부 설계

지지구조 모듈 연결부의 설계는 강재타워와 DSCT의 연결부는 유한요소해석에서 모델의 일체거동 해석 후 발생한 응력에 대하여 연결부 설계 수행하였다. 플랜지 두께 계산, 볼트 개수 및 보강재 적용하였다.

볼트 및 플랜지 설계

강재 타워와 DSCT 타워의 연결을 하기 위하여 볼트 개수 및 플랜지 두께 계산을 수행하였다.

(1) 볼트 계산

볼트는 고장력 볼트를 적용하였으며, 볼트의 전단강도는 400MPa, 인장강도는 900MPa이다.

강재타워, 내부관, 외부관에 작용하는 응력은 278.32MPa, 309.87MPa, 218.85MPa이며, 각 강관의 면적을 곱하여 내부 플랜지의 필요강도를 계산할 수 있다.

$$278.32MPa \times \frac{\pi}{4}(4534^2 - 4454^2)mm^2 = 157.176MN \text{ (강재타워)}$$

$$309.87MPa \times \frac{\pi}{4}(4534^2 - 4500^2)mm^2 = 74.784MN \text{ (외부관)}$$

$$218.85MPa \times \frac{\pi}{4}(4230^2 - 4194^2)mm^2 = 52.126MN \text{ (내부관)}$$

앞의 식에 의해 연결 볼트의 총 강도는 157.176MN 이상이 되어야 한다.

$$\text{볼트의 단면적}(A_d) = \frac{\pi}{4} \text{볼트의 직경}(d)^2$$

$$\text{인장저항력}(F_T) = A_d \times \text{인장강도}(f_T)$$

$$\text{필요 볼트개수} = F_T \div \text{연결볼트 필요강도}(157.176MN)$$

플랜지 연결시 필요한 볼트 개수는 다음과 같다.

표 2.2.20. 볼트 정보

직경 (mm)	단면적 (mm <sup>2</sup> )	인장저항력 (kN)	전단저항력 (kN)	157.176 for 전단 개수	157.176 for 전단 개수	간격	순간격
16	201.062	201.062	80.425	1954.328	1955	7.014	-8.986
20	314.159	314.159	125.664	1250.770	1251	10.962	-9.038
22	380.133	380.133	152.053	1033.694	1034	13.262	-8.738
24	452.389	452.389	180.956	868.591	869	15.780	-8.220
27	572.555	572.555	229.022	686.294	687	19.961	-7.039
30	706.858	706.858	282.743	555.898	556	24.664	-5.336
42	1385.442	1385.442	554.177	283.621	284	48.285	6.285
48	1809.557	1809.557	723.823	217.148	218	62.904	14.904
52	2123.716	2123.716	849.486	185.025	186	73.726	21.726
56	2463.008	2463.008	985.203	159.537	160	85.707	29.707
60	2827.433	2827.433	1130.973	138.974	139	98.655	38.655
64	3216.990	3216.990	1286.796	122.146	124	111.488	47.488



볼트의 간격을 고려하여 64mm의 직경을 가진 볼트를 선택하였으며, 이에 124개의 연결 볼트를 적용하였으며, 볼트를 2열로 적용하고, 각 열에 62개의 볼트를 적용하였다.

플랜지 폭은 볼트 두 개의 열이 적용 가능하도록 DSCT의 재료 단면의 2배로 선정하였다(340mm).

## (2) 플랜지 두께 계산

플랜지의 두께는 강재타워에 작용하는 요구강도인 157.176MN을 볼트 개수로 나누어 플랜지의 일정 단면에 필요한 다음의 전단강도 식을 이용하여 계산할 수 있다.

S는 볼트간의 간격이며 볼트 중심을 이은 원의 둘레를 필요 볼트 개수인 124로 나누어 계산할 수 있다.

$$f_{S-Flange} \times t_{flange} \times \frac{S}{2} = \frac{157.176}{124} MN$$

앞의 식 사용시, 플랜지의 두께는 57.3mm이며, 플랜지는 강재타워와 DSCT 타워에 각각 한 개씩 접합하여 볼팅하는 방법으로 한 개의 플랜지 두께는 약 30mm로 계산되었다.

강재타워

t=30mm

t=30mm

그림 2.2.77. 연결부 플랜지 두께

해석시 연결부의 접촉조건은 각 플랜지 사이 및 볼트와 홀 사이에 조건을 주지 않았으며, 볼트헤드 및 너트는 각 플랜지와 Bonded 조건을 적용하였다. 해석 진행시 조류 지지구조 연결부 해석 진행에 큰 영향이 없으므로 연결부 해석시 제외하였으며, 연결부 설계 이후 조류 지지구조를 포함하여 공진해석 및 내진해석에 적용하였다.

## 라. 구조 안전성 검토

지지구조의 하중에 대한 안전성을 검토하기 위하여 유한요소 해석을 수행하였으며, 해석 종류는 다음과 같다.

### ① 정해석: 하중에 의한 구조물 안전성

- ◆ 외부관, 내부관, 강재타워, 플랜지 (항복 강도:313MPa 검토)
  - ◆ 볼트 (인장강도: 900MPa)

### ② 자유진동해석: 공진회피를 위한 구조물의 안전성 확인(고유 진동수 검토)

- ◆ 풍력터빈 1P~3P(0.1783~0.535)
- ◆ 조류터빈 1P~3P(0.15916~0.4775P)

### ③ 내진해석: 지진 발생 시 구조물의 안전성 확인(극한강도:490MPa 검토-기능수준이 아닌 붕괴수준 검토)

해석 프로그램은 ANSYS WORKBENCH를 사용하였으며, 정해석시 Static analysis로 수행하였으며, 타워의 공진해석은 Modal analysis로 수행하여 고유진동수 비교하였다. 내진해석의 경우, Transient analysis로 수행하였다.

## (1) 유한요소해석 모델

기존 강재타워와 AutoDSCT에서 산출된 다음 표와 같이 초기 지지구조물 제원을 적용하여 조류 지지구조의 형상을 설계하였다. 정적 해석 및 동적 해석 수행 후 요구 조건에 따라 지지구조의 두께 및 형상을 변형하여 최종 설계 수행하였다.

표 2.2.21. 초기 지지구조물 제원

구 분		초기	최종
강재타워	하부 직경	4,500 mm	4,500 mm
	상부 직경	3,500 mm	3,500 mm
	하부 두께	30 mm	40 mm
	상부 두께	15 mm	15 mm
	Hub 높이	72,500 mm	70,500 mm (나셀 높이 제외)
DSCT	상부 직경	4,500 mm	4,500 mm
	하부 직경	4,500 mm	4,500 mm
	외부관 두께	17 mm	25 mm
	내부관 두께	16 mm	25 mm
	높이	28,500 mm	28,500 mm
조류터빈 지지구조	Arm center 높이	15,750 mm	7,000 mm
	Arm 길이	20,000 mm	20,000 mm
	Arm 두께	30 mm	30 mm

지지구조의 초기 설계는 원기둥형으로 적용하여 정적해석을 진행하였으며, 먼저 정적해석은 연결부 없이 타워를 일체형으로 가정하여 해석을 수행한 것과 연결부를 적용하여 해석을 수행하였다.



그림 2.2.78.  
유한요소해석 모델 형상

사용된 메쉬의 개수는 133,307개이며, 유한요소해석에 사용된 요소는 Solid 186(20절점), Solid187(10절점), Conta174(8절점), Targe170(3~6절점&4~8절점), Surf154(4~8절점)가 사용되었다.

## (2) 적용재료 특성

해석에 사용된 강재 및 콘크리트 물성치는 다음 표와 같다.

표 2.2.22. 해석 시 사용된 물성치

Material		Value (MPa)
Concrete	압축강도	40
Steel (SS400)	항복강도	313
	극한강도	490

(3) 하중 및 경계조건

(가) 환경하중

풍하중 및 조류하중은 건축설계기준과 항만 및 어항 설계기준에 제시된 식과 다음 표의 고도 10m에서 50년 빈도 최대풍속인 45m/s를 적용하여 다음 그림과 같은 설계속도압을 계산하고 면적을 곱하여 하중을 산정하였다.

조류 하중의 경우 최대 유속인 3.4m/s를 선택하고 항력계수는 원기둥으로 고려하여 적용하였다.

표 2.2.23. 풍속 및 유속 정보

	속도(m/s)	
바람 <sup>1)</sup> (m/s)	운전풍속 (최대 / 평균 / 정격)	8.96 / 6.82 / 10
	50년 빈도 최대풍속 (고도 10m / 80m)	45.00 / 60.21
조류 <sup>2)</sup> (m/s)	유속 (최대 / 평균 / 정격)	3.40 / 1.69 / 2

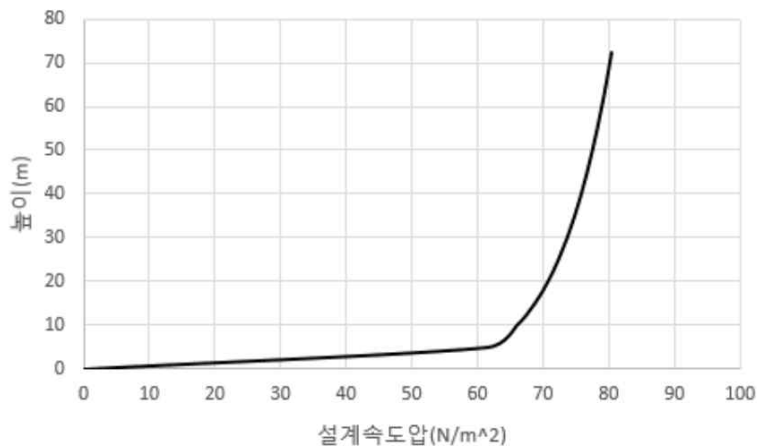


그림 2.2.79. 타워 높이에 따른 풍속도 그래프

앞에서 계산된 풍력 및 조류 터빈에 의한 축하중, 횡하중을 적용하였다.

1) 운전풍속은 국립기상연구원의 12년(1998~2009) 자료를 분석하여 산출하였으며, 50년 빈도 최대풍속은 항만 및 어항 설계기준(2005) 참조

2) 유속은 본 과제의 2차년도에 수행된 조류특성 수치실험 결과임

표 2.2.24. 축하중 및 횡하중

구 분		하이브리드 타워 작용 하중
풍력 터빈	중량	2,158.2 kN
	운영 Condition	Operational - 횡력(추력+바람): 0.94 MN - 강제타워 하부 모멘트: 68.15 MN-m - DSCT타워 하부 모멘트: 94.94 MN-m
		Extreme - 횡력(추력+바람): 1.56 MN - 강제타워 하부 모멘트: 113.1 MN-m - DSCT타워 하부 모멘트: 157.56 MN-m
조류발전 터빈	용량	500 kW
	나셀(육상중량/수중중량)	186.7 tonf / 9.6 tonf
	블레이드(육상중량/수중중량)	12.7 tonf / - 6.5 tonf
	허브(육상중량/수중중량)	24.0 tonf / 7.3 tonf
	운영 Condition	Operational 토크: 674 kN·m 추력: 542 kN
		Extreme

(나) 경계조건

DSCT의 내부 및 외부 강관, 콘크리트의 하부가 고정된 것으로 가정(암반 지반 가정)하였으며, 상부는 Hub의 높이에 포인트를 지정하여 타워 상부 면에 하중이 작용하도록 축하중 및 횡하중을 적용하였다. 조류 터빈의 경우, 타워의 중앙에서 20m 떨어진 arm의 끝에 조류 터빈 하중과 추력을 포인트로 적용하고, 연결부 해석 이전의 정적해석 모델은 일체거동으로 고려하여 모든 접촉 조건은 bonded로 적용하였다. 하중은 시공단계(육상 하중과 수중하중)를 고려하기 위해 육상하중이 수중하중보다 더 크기 때문에 육상하중으로 적용하였으며, 향후 육상하중을 만족한 최종 설계에 대하여 수중하중도 적용하여 모든 정적 및 동적 해석을 수행하였다.

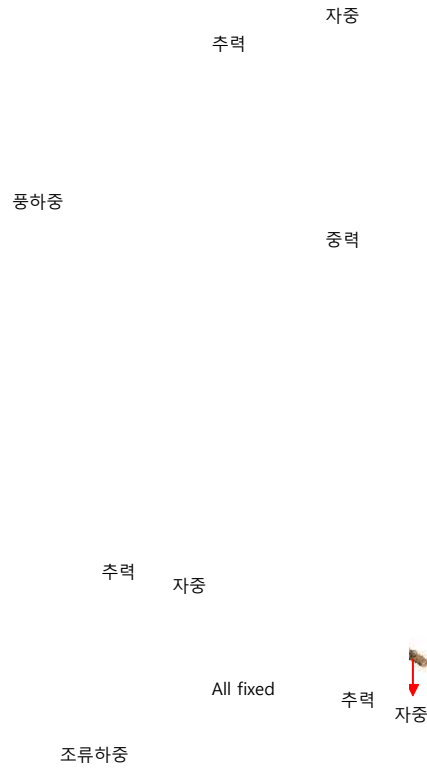


그림 2.2.80. 하중 및 경계 조건

(다) 하중 적용 케이스 (Load Case)

정적해석에서는 다음과 같이 총 5가지의 하중 케이스를 수행하였으며, Case1에서 조류 지지구조에 항복강도를 만족할 때, 나머지 4가지의 하중 케이스를 수행하였다.

LC-1                      LC-2                      LC-3                      LC-4                      LC-5

그림 2.2.81. 고려된 5 가지 하중 케이스

마. 정적 및 동적 해석 결과

(가) 정적해석

정적 해석시 조류 지지구조는 원기둥 형상으로 적용하였으며, 다음은 Case 1의 해석 결과를 나타낸다.

조류 지지구조와 외부관이 연결되는 부분에 응력이 발생한 것을 확인하였으며, 이를 보완하기 위하여 형상 변경후 해석 재 수행하는 방법으로 모든 부재가 안전하게 거동할 때까지 반복 수행하였다.

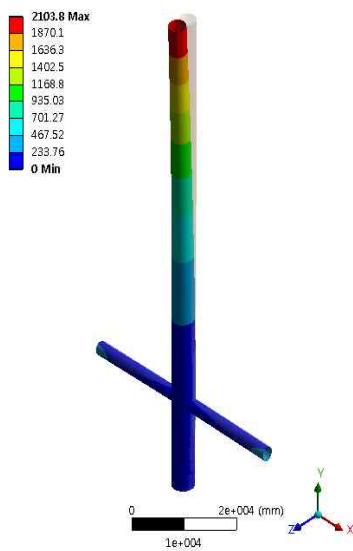


그림 2.2.82. Von-mises stress-Total (Case-1)

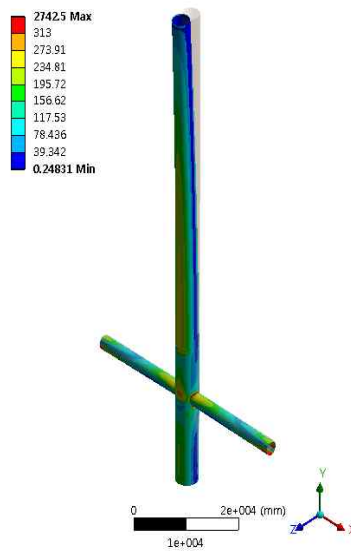


그림 2.2.83. Deformation-Total (Case-1)

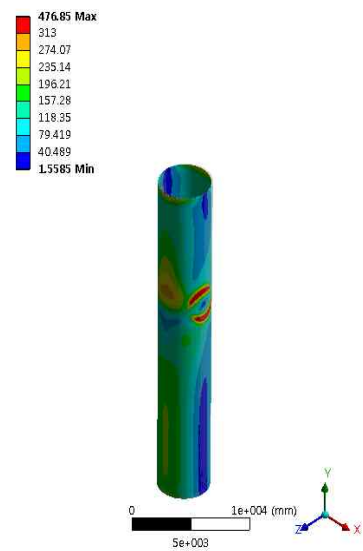


그림 2.2.84. Outer Tube (Case-1)



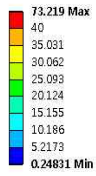


그림 2.2.85. Concrete (Case-1)

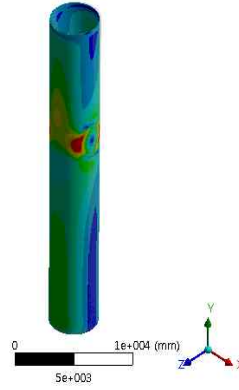
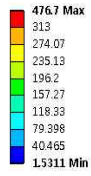


그림 2.2.86. Inner Tube (Case-1)

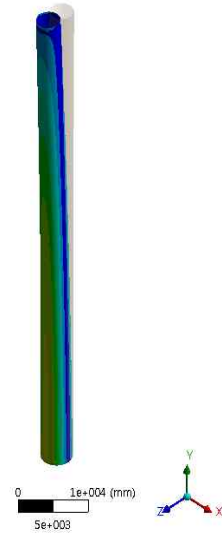
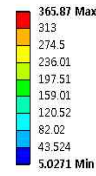


그림 2.2.87. Steel tower (Case-1)

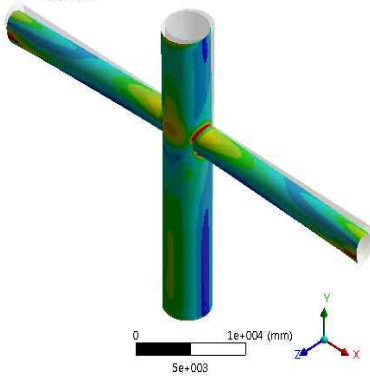
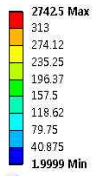


그림 2.2.88. Outer with arm (Case-1)

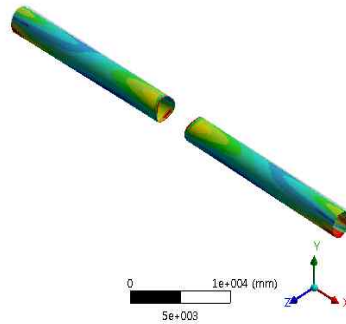
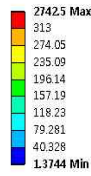


그림 2.2.89. Supporting Arm (Case-1)

다양한 형상을 적용하여 지지구조와 외부관에서의 발생응력을 허용응력이 이내로 만족하도록 하였다.

Case 13의 경우, 조류 지지구조와 외부관에서 발생한 응력이 항복강도를 넘지 않는 것을 확인하였다.

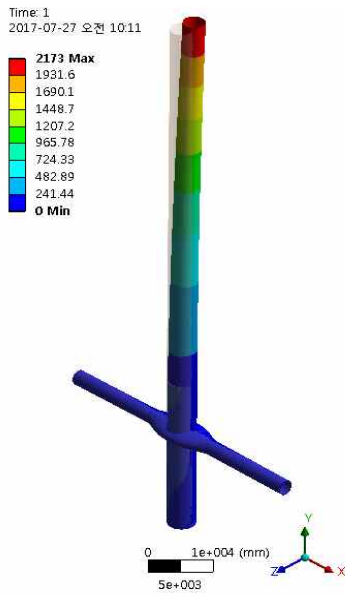


그림 2.2.90. Von-mises stress-Total (Case-13)

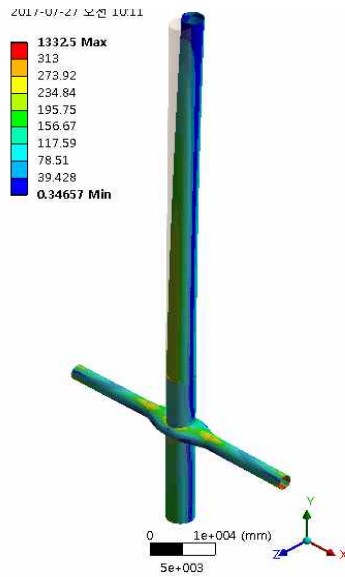


그림 2.2.91. Deformation-Total (Case-13)

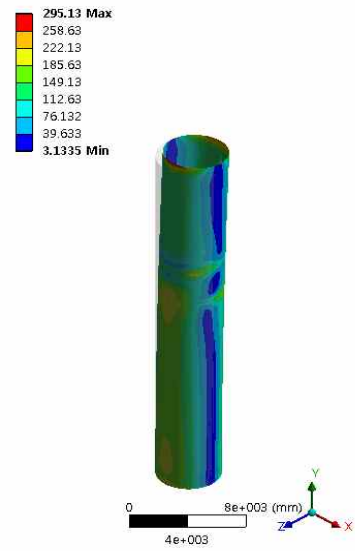


그림 2.2.92. Outer Tube (Case-13)

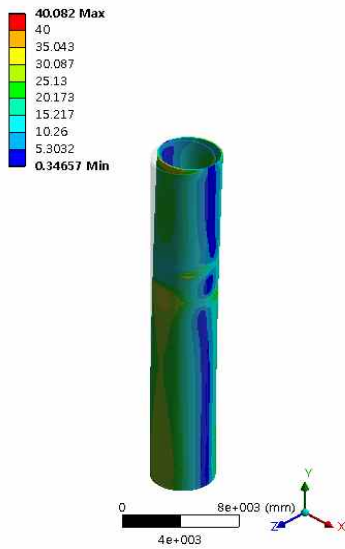


그림 2.2.93. Concrete (Case-13)

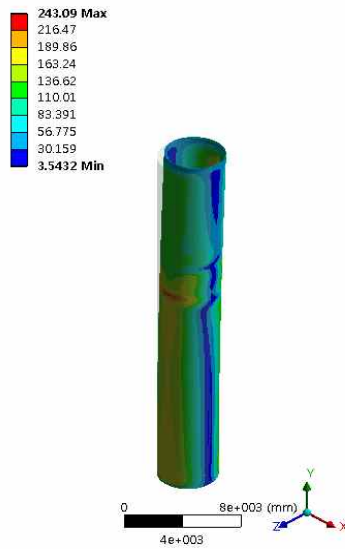


그림 2.2.94. Inner Tube (Case-13)

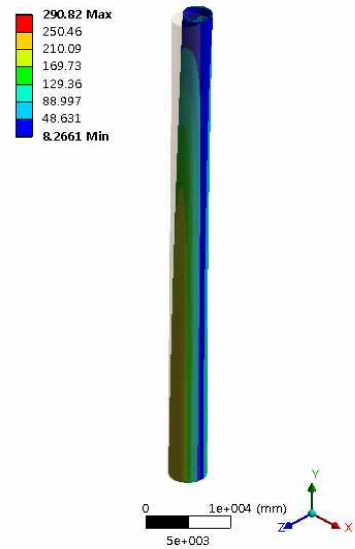


그림 2.2.95. Steel tower (Case-13)

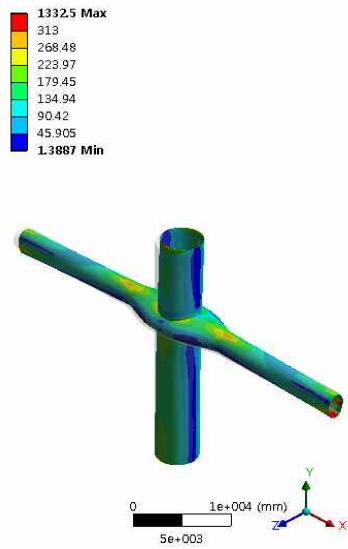


그림 2.2.96. Outer with arm (Case-13)

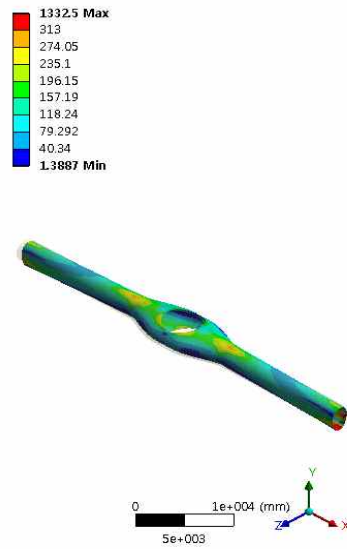


그림 2.2.97. Supporting Arm (Case-13)

Case 14 에서는 조류 지지구조의 최적화된 설계를 위하여 조류 끝단면의 치수를 감소시켜 해석 수행하였다.

해석 결과 조류 지지구조 형상이 좁아지는 부분에서 재료의 항복강도보다 높은 응력이 발생하여 치수를 증가시켜 해석을 재 수행하였다.

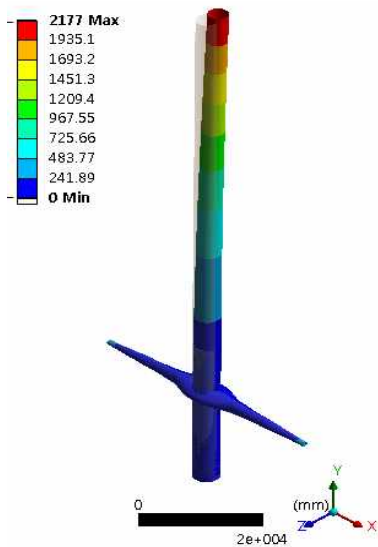


그림 2.2.98. Von-mises stress-Total (Case-14)

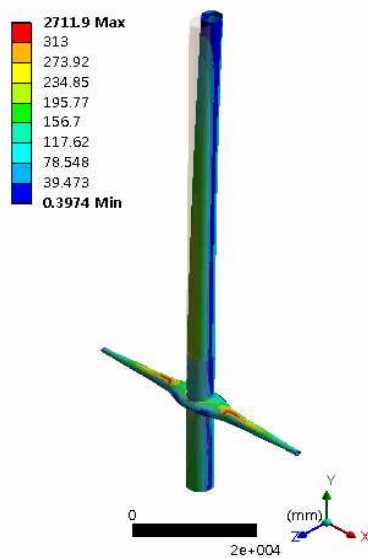


그림 2.2.99. Deformation-Total (Case-14)

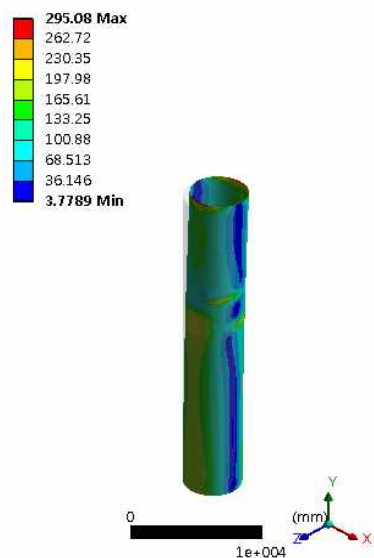


그림 2.2.100. Outer Tube (Case-14)

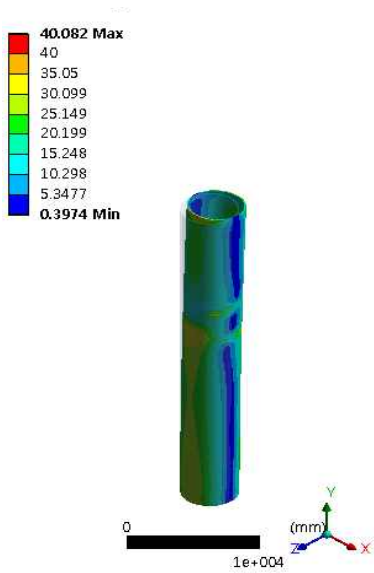


그림 2.2.101. Concrete (Case-14)

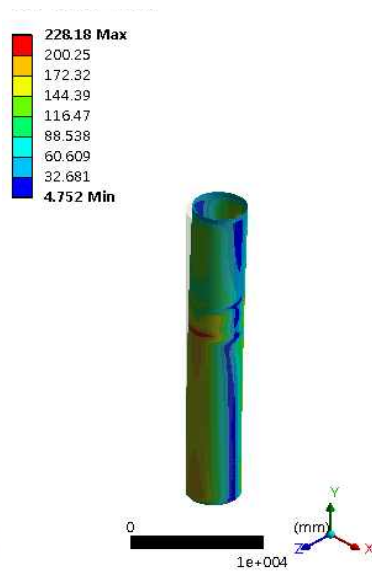


그림 2.2.102. Inner Tube (Case-14)

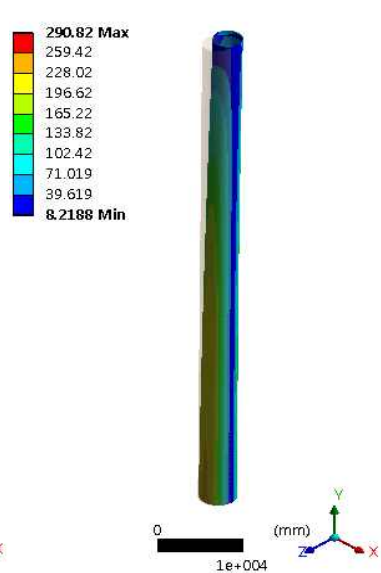


그림 2.2.103. Steel tower (Case-14)

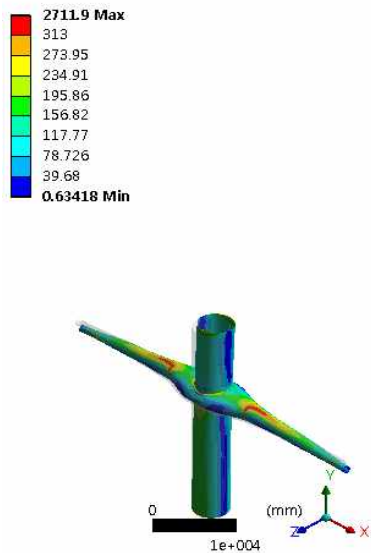


그림 2.2.104. Outer with arm (Case-14)

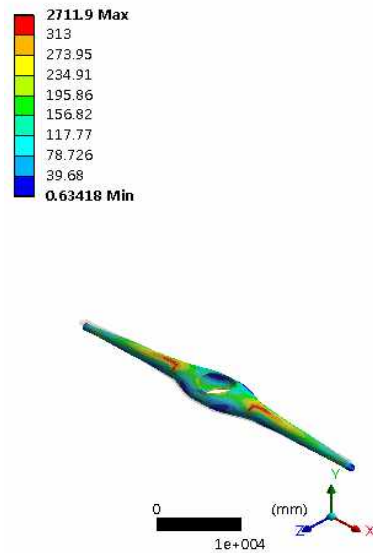


그림 2.2.105. Supporting Arm (Case-14)

Case15의 경우, 다음과 같이 지지구조에 작용하는 응력이 항복강도를 만족하였으나 조류 터빈과 지지구조와 연결되는 상부타워의 직경이 2m이기 때문에 끝단면의 치수를 재 증가 시켜 해석 수행하였다.

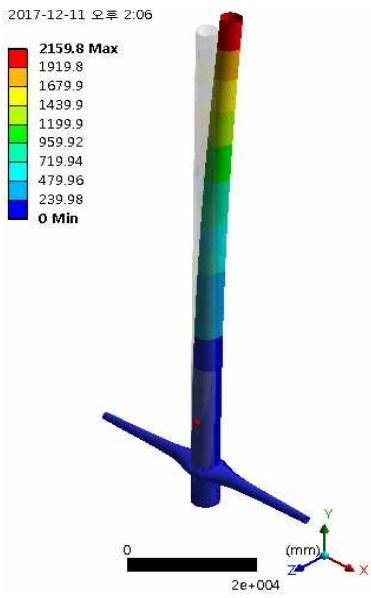


그림 2.2.106. Von-mises stress-Total (Case-15)

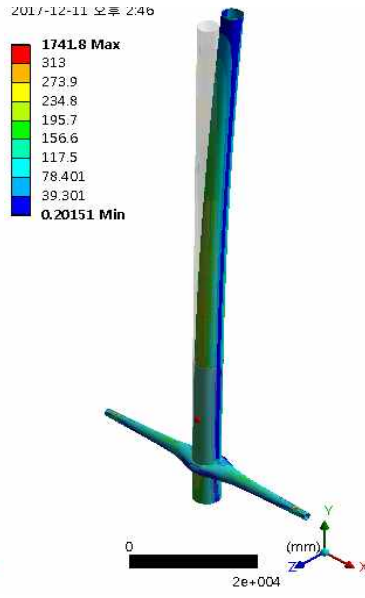


그림 2.2.107. Deformation-Total (Case-15)

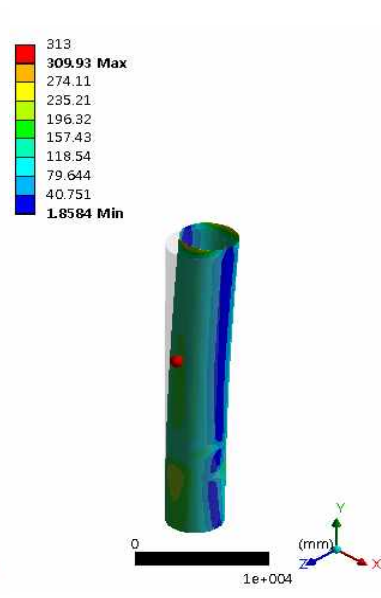


그림 2.2.108. Outer Tube (Case-15)

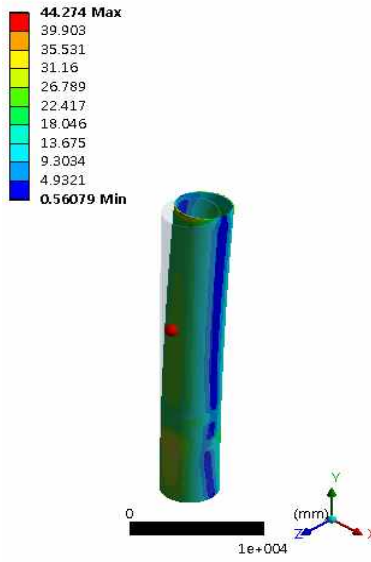


그림 2.2.109. Concrete (Case-15)

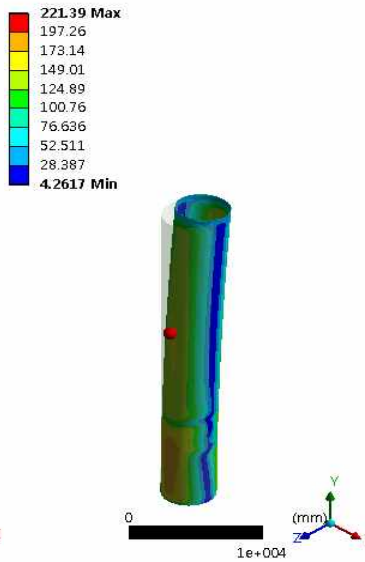


그림 2.2.110. Inner Tube (Case-15)

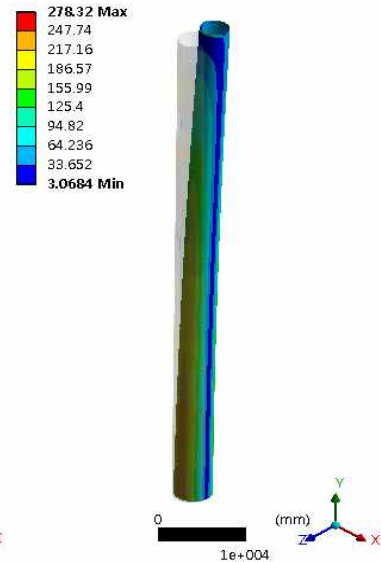


그림 2.2.111. Steel tower (Case-15)

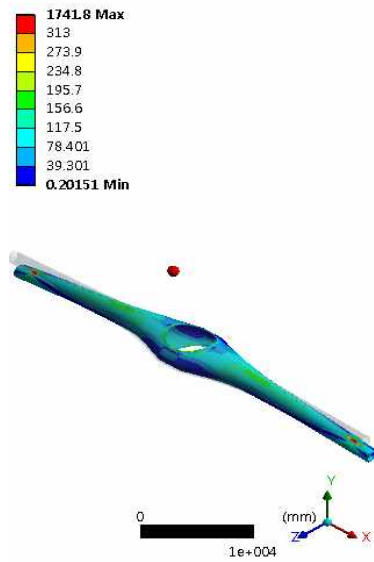


그림 2.2.112. Supporting Arm (Case-15)

Case 16의 경우, 조류터빈 연결부인 상부타워의 직경이 약 2m 이므로, Arm의 직경을 상부타워 직경에 맞추어 다시 설계를 하였다.

Arm의 직경이 증가했으므로 Arm의 중심부 직경 Dheight를 감소 시켜 해석을 수행하였으며, 조류 지지구조의 양쪽에 조류 터빈의 하중을 point mass가 아닌 조류터빈 상부타워만큼의 면적으로 분포하중을 적용하여 해석을 수행하였다.

해석 결과, 조류 지지구조 끝부분에 응력이 발생하여 끝 단면의 높이 직경을 100mm 증가시켜 다시 해석을 수행하였다.

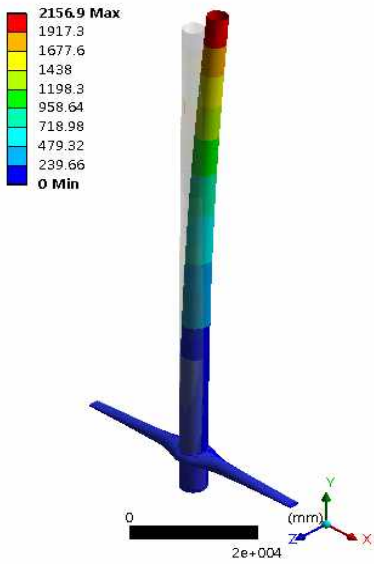


그림 2.2.113. Von-mises stress-Total (Case-16)

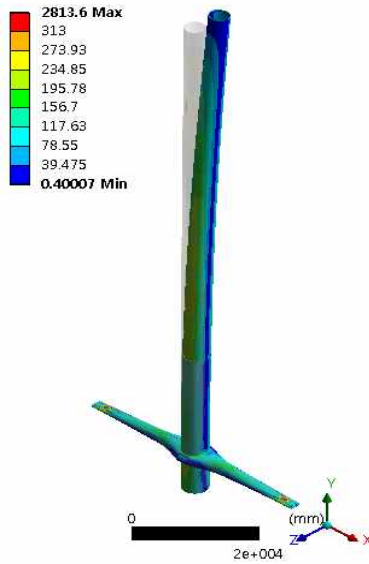


그림 2.2.114 Deformation-Total (Case-16)

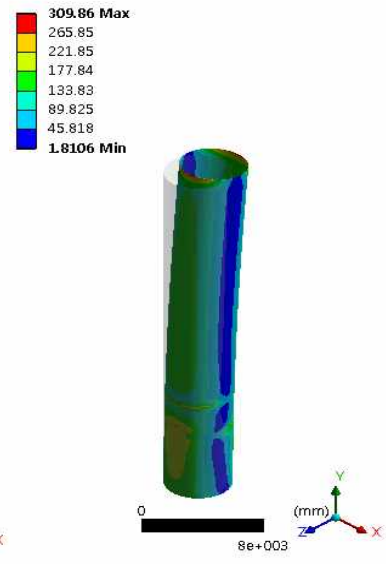


그림 2.2.115. Outer Tube (Case-16)

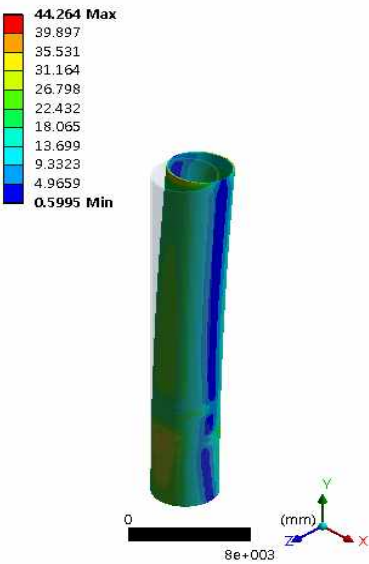


그림 2.2.116. Concrete (Case-16)

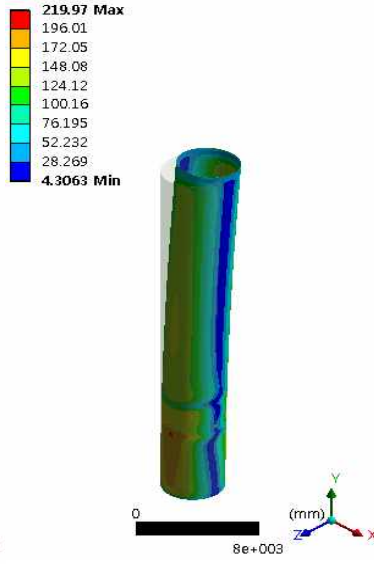


그림 2.2.117. Inner Tube (Case-16)

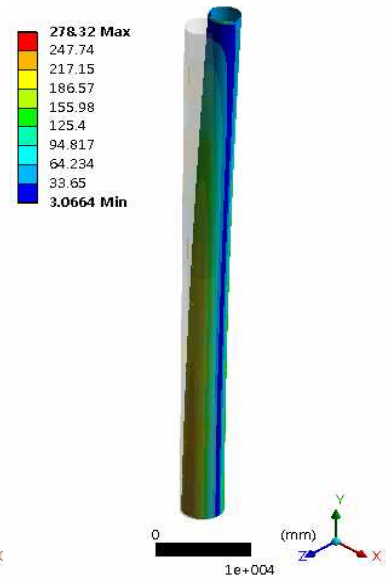


그림 2.2.118. Steel tower (Case-16)

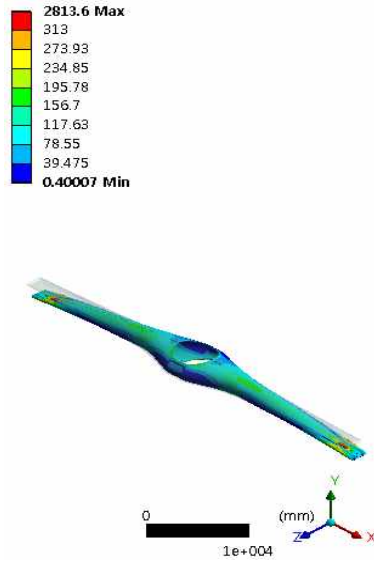


그림 2.2.119. Supporting Arm (Case-16)

이러한 반복을 통하여 재료의 항복강도를 만족하는 형상 설계를 하였으나, 조류 터빈의 상부타워 직경을 1.5m로 감소시켜 조류 지지구조 끝 부분 또한 감소하여 최적 형상 설계하였다.

모든 부재의 항복강도를 만족하는 Static Final 해석 결과는 다음과 같다.

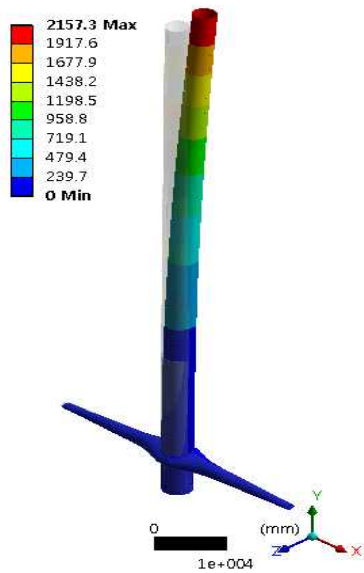


그림 2.2.120. Von-mises stress-Total (Static Final)

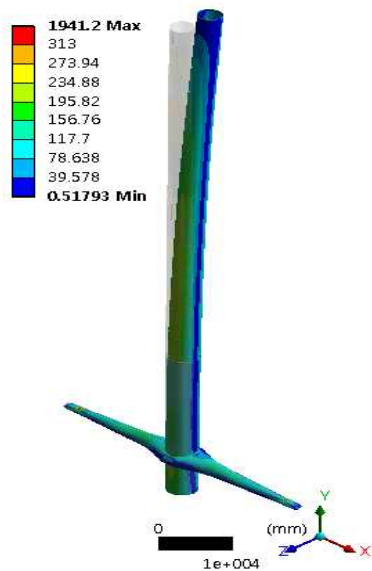


그림 2.2.121. Deformation-Total (Static Final)

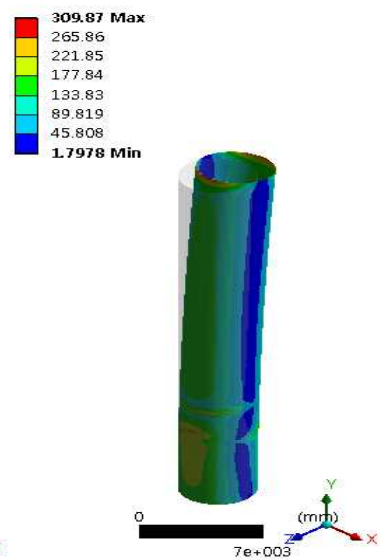


그림 2.2.122. Outer Tube (Static Final)



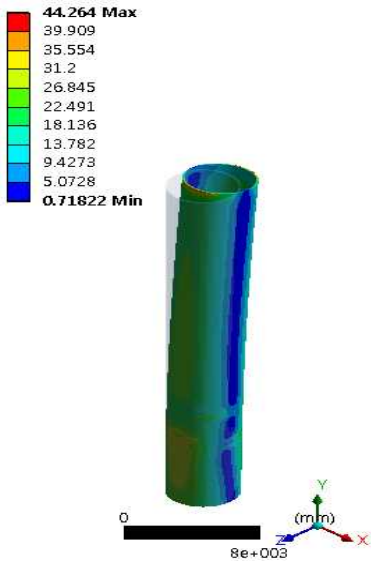


그림 2.2.123. Concrete  
(Static Final)

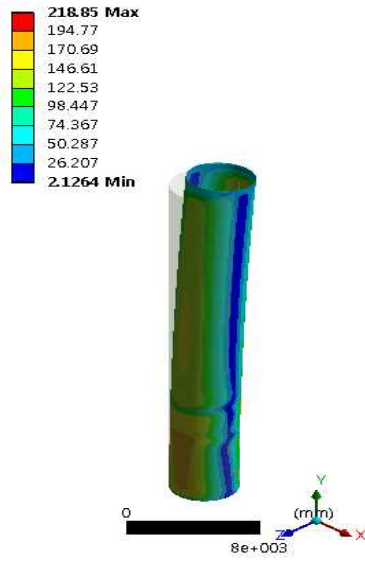


그림 2.2.124. Inner Tube  
(Static Final)

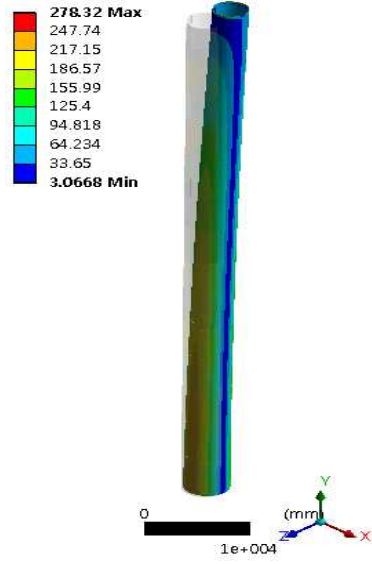


그림 2.2.125. Steel tower  
(Static Final)

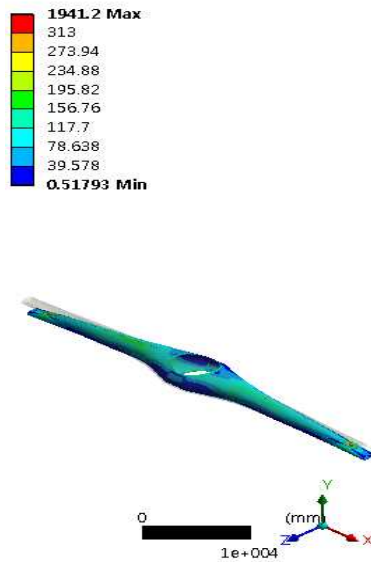


그림 2.2.126. Supporting  
Arm (Static Final)

(나) 모달 해석

공진 안전성 검토를 위하여 자유진동해석을 수행하여 모델별 고유진동수와 터빈의 주파수를 비교하였다.

본 연구에 적용된 풍력터빈은 WinDS3000/134이며, 타워의 1차 모드의 진동수가 1P (0.1783) 와 3P (0.535)의 사이에 존재하는지 확인하였으며, 조류 터빈의 Rated

rotor speed의 경우 9.55rpm이며, 조류 터빈의 1P~3P는 0.15916~0.4775P 이다.

해석에서의 1차 모드 진동수는 0.24573Hz 이므로 공진에 안전한 것을 확인하였다.

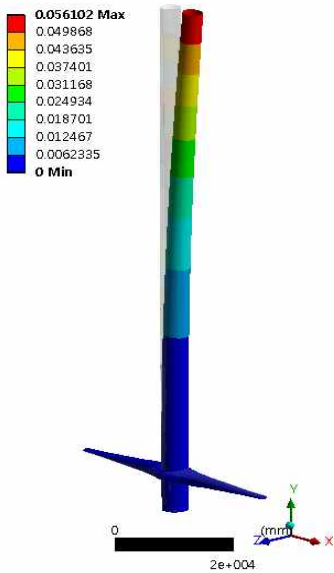


그림 2.2.127. Eigen Mode 1

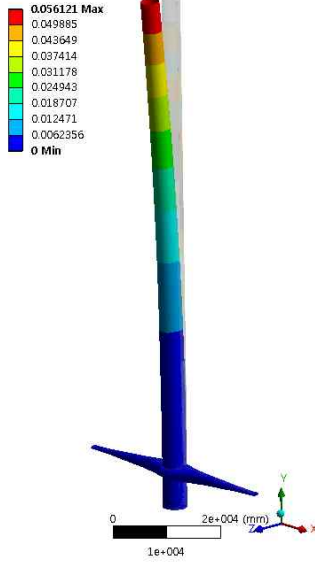


그림 2.2.128. Eigen Mode 2

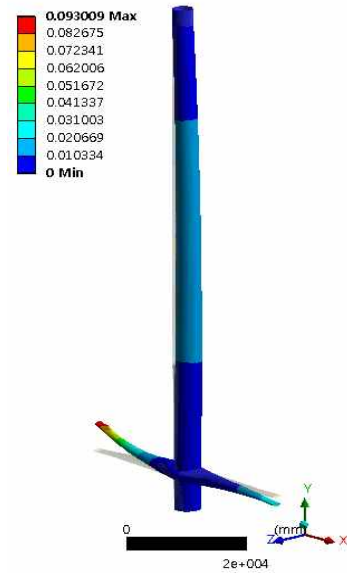


그림 2.2.129. Eigen Mode 3

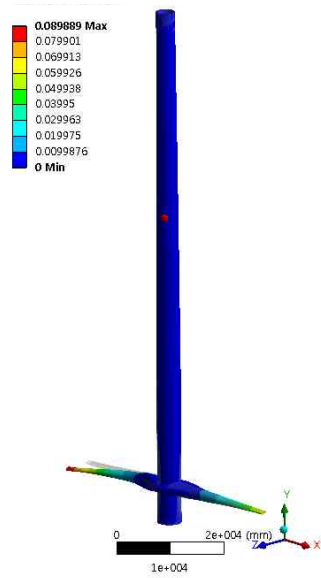


그림 2.2.130. Eigen Mode 4

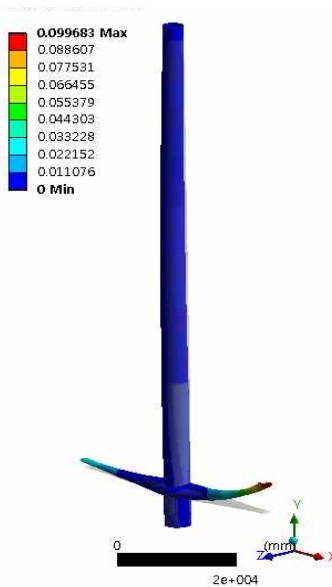


그림 2.2.131. Eigen Mode 5

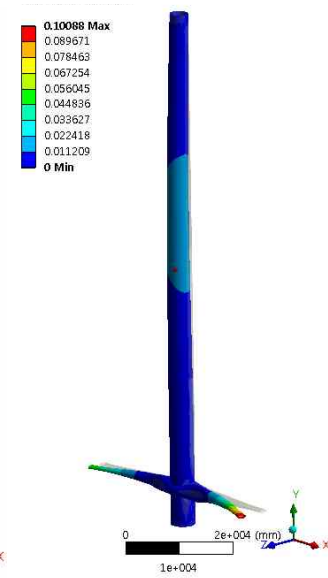


그림 2.2.132. Eigen Mode 6

공진에 대해 안전한 것으로 확인되어 정적해석에 대한 잔여 4가지의 모든 하중

케이스 수행하였으며, 해석 결과, 모든 하중 케이스 대해 안전한 것을 확인하였다.

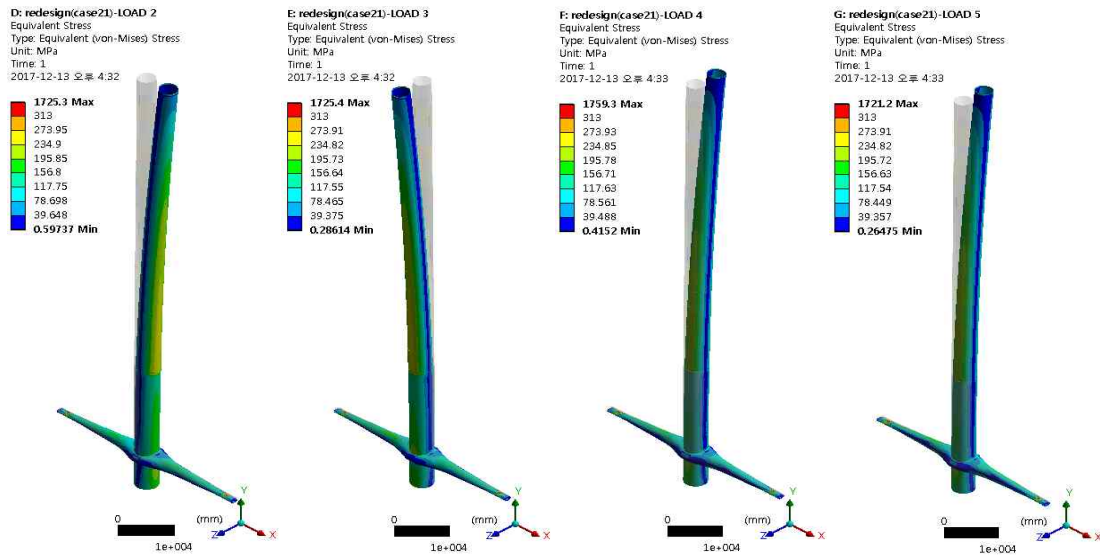


그림 2.2.133. LC 2    그림 2.2.134. LC 3    그림 2.2.135. LC 4    그림 2.2.136. LC 5

마 연결부 적용시 구조 안전성 검토

(1) 연결부 해석 Case 1

해석 결과 외측 볼트에 응력이 집중적으로 발생하였으며, 내측 볼트에는 응력이 전달되지 못한 것으로 나타났다. 또한, 강제 타워 하부에 많은 응력이 발생하여 이에 대한 보강이 필요 한 것으로 사료된다. 따라서, 내측 볼트의 배치를 강제타워 외측으로 재배치하고 강제타워 하부 두께를 30mm에서 35mm(Case 2), 40mm(Case 3)로 증가시켜 해석을 수행하였다.

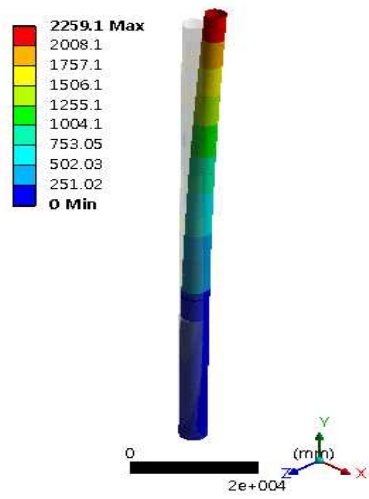


그림 2.2.137.  
Deformation-Total

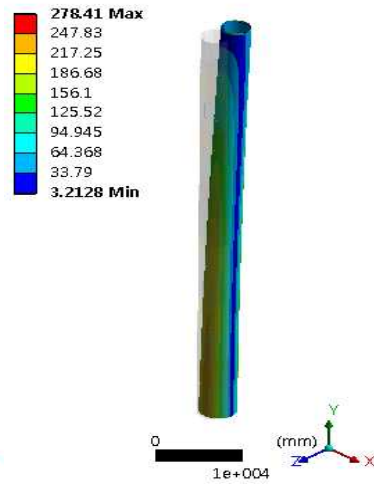


그림 2.2.138. Von-mises  
stress-steel tower

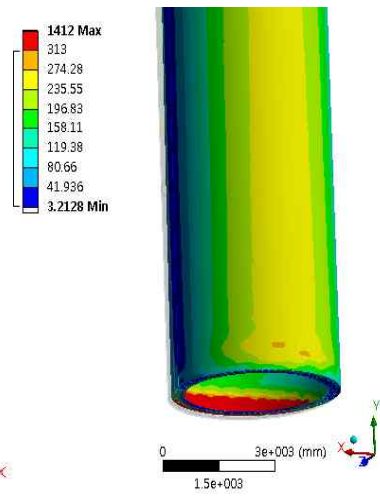


그림 2.2.139. Von-mises  
stress-Steel tower

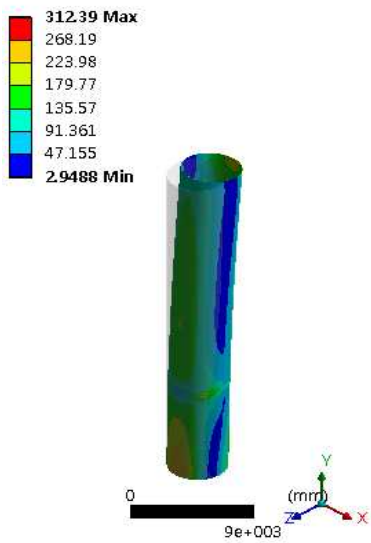


그림 2.2.140. Von-mises  
stress-Outer

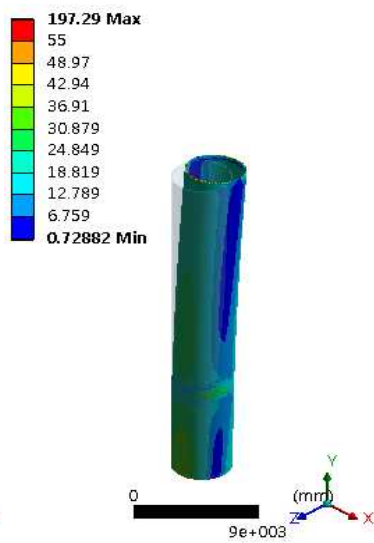


그림 2.2.141. Von-mises  
stress-Concrete

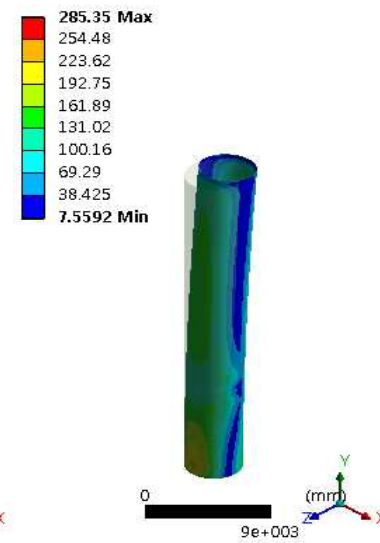


그림 2.2.142.  
Von-mises stress-Inner

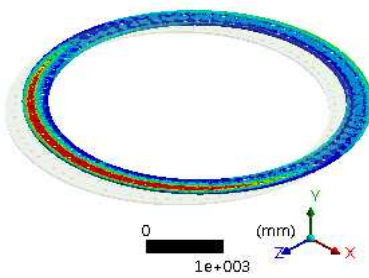
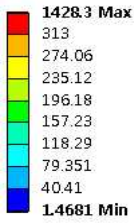


그림 2.2.143. Von-mises stress-Flange

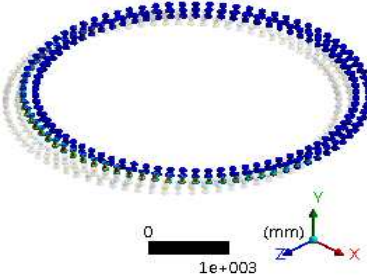
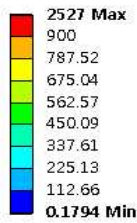


그림 2.2.144. Von-mises stress-Bolts

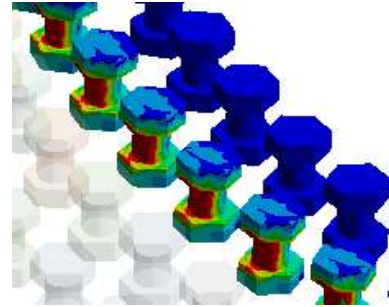


그림 2.2.145. Von-mises stress-Bolts

(2) 연결부 해석 Case 3

볼트의 한 개의 열을 타워 외측으로 재배치하여 해석 수행 및 강제타워 하부 두께를 원래 계산된 두께의 40mm로 증가시켜 해석을 다시 수행하였지만, 항복강도를 만족하지 못하여, 플랜지 두께를 60mm로 증가시켜 해석 재 수행하였다.

그결과, 강제 타워의 하부 응력은 많이 감소 한 것을 확인하였지만, 플랜지 및 DSC 플랜지 부분에서 발생한 응력이 항복강도를 만족 하지 못하였다.

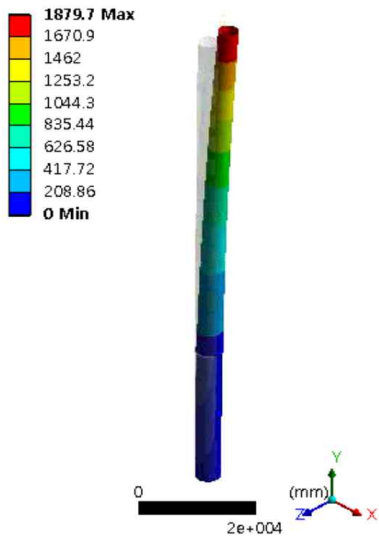


그림 2.2.146. Deformation-Total

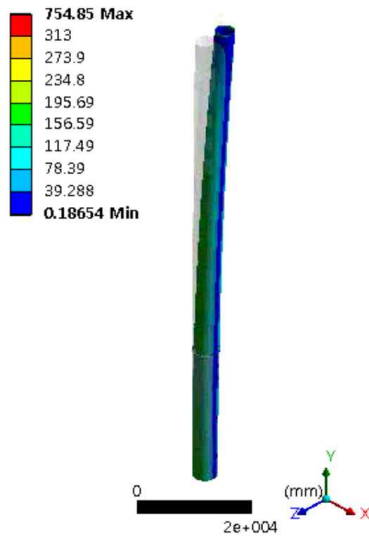


그림 2.2.147. Von-mises stress-steel tower

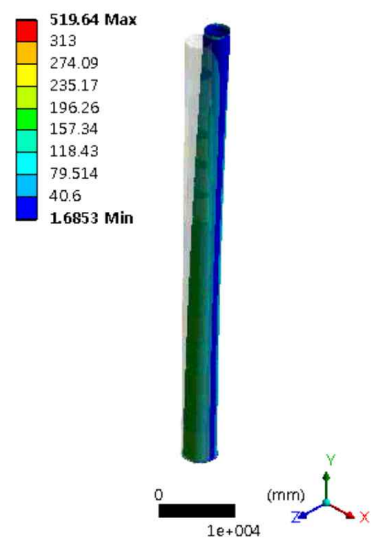


그림 2.2.148. Von-mises stress-Steel tower

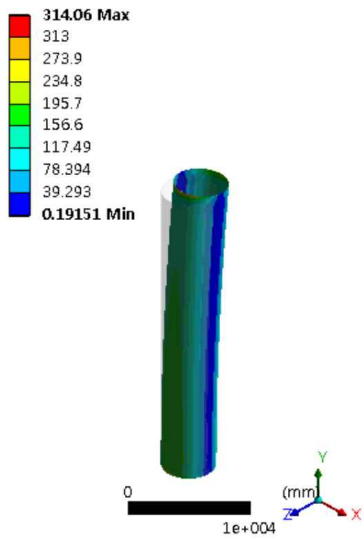


그림 2.2.149. Von-mises stress-Outer

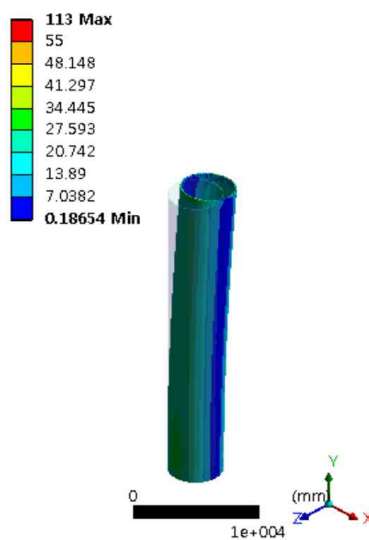


그림 2.2.150. Von-mises stress-Concrete

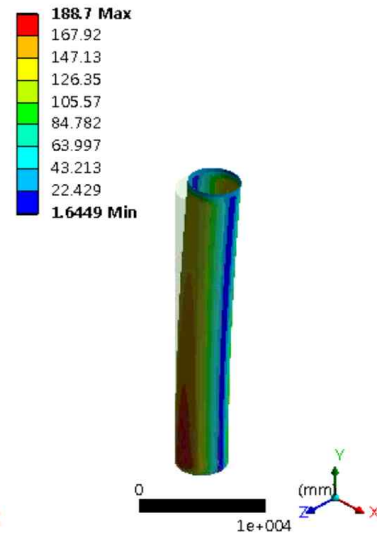


그림 2.2.151. Von-mises stress-Inner

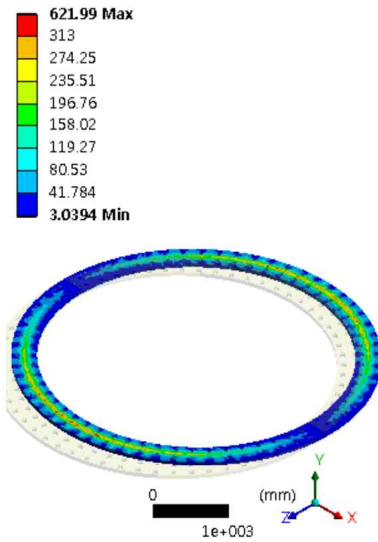


그림 2.2.152. Von-mises stress-Flange

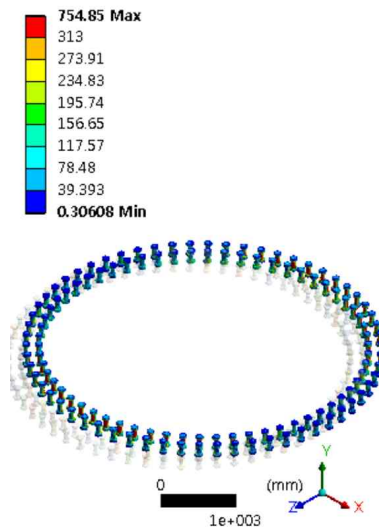


그림 2.2.153. Von-mises stress-Flange

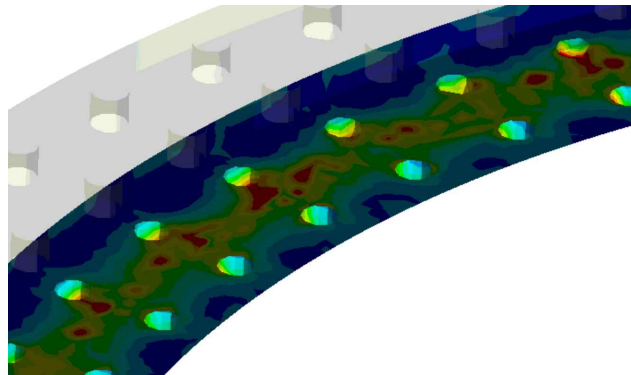


그림 2.2.154. Von-mises stress-Bolts

### (3) 연결부 해석 Case 5

강재타워에서 응력이 감소되었지만 항복강도를 만족하지 못하여 보강재(높이 30mm) 추가하여 해석을 재 수행 하였다. 플랜지 홀에 응력이 감소하였지만 각 홀 사이에 응력이 발생하는 것을 확인하였으며, Flange 역시 10mm 증가시켜(플랜지 두께:70mm) 해석 수행<sup>3)</sup> 해석을 수행하였다. 플랜지 두께 70mm 및 볼트 홀과 볼트에 대하여 작용하는 응력을 분산시키기 위해 와서 추가 후 해석 재 수행하였으며, 해석 결과 지지구조에서 항복강도가 넘는 응력이 발생하였지만, 해석상에서의 집중 응력이 발생한 것으로 판단되었다.

3) 현업에 건설된 풍력타워 각 플랜지 두께는 ~ 80mm

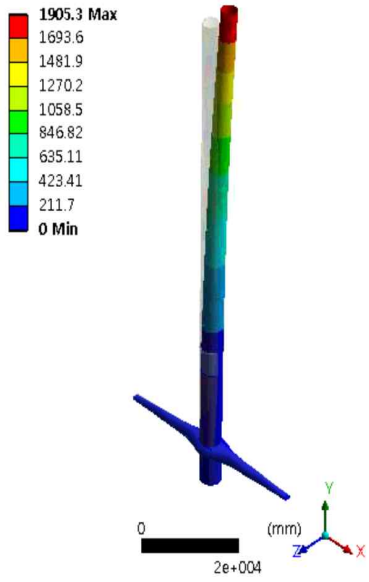


그림 2.2.155. Deformation-Total

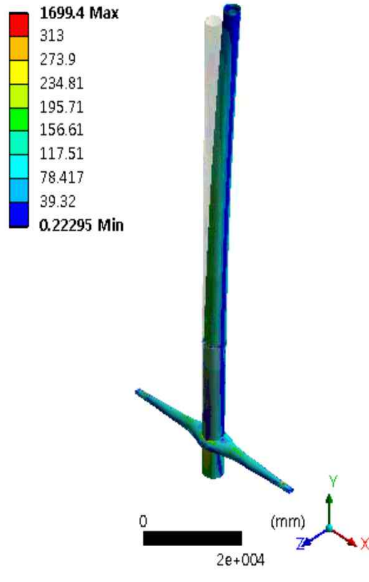


그림 2.2.156. Von-mises stress-steel tower

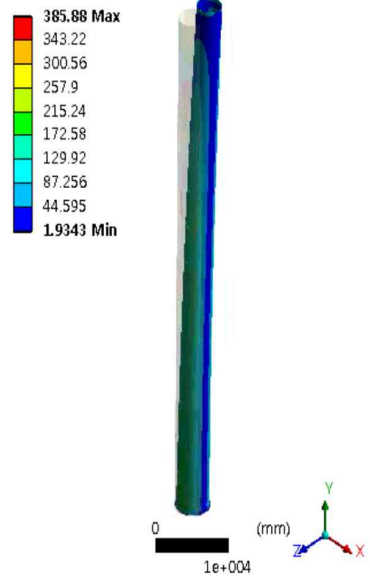


그림 2.2.157. Von-mises stress-Steel tower

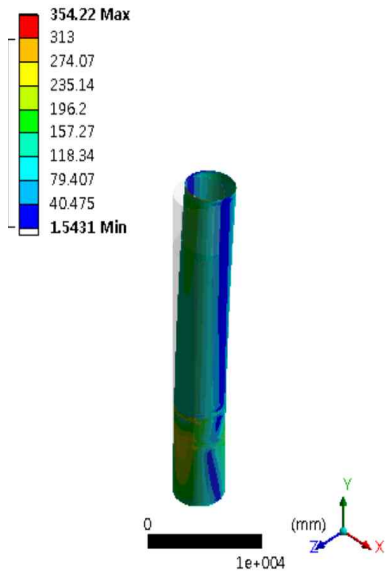


그림 2.2.158. Von-mises stress-Outer

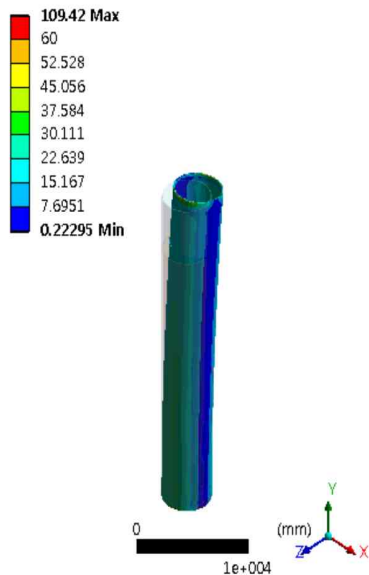


그림 2.2.159. Von-mises stress-Concrete

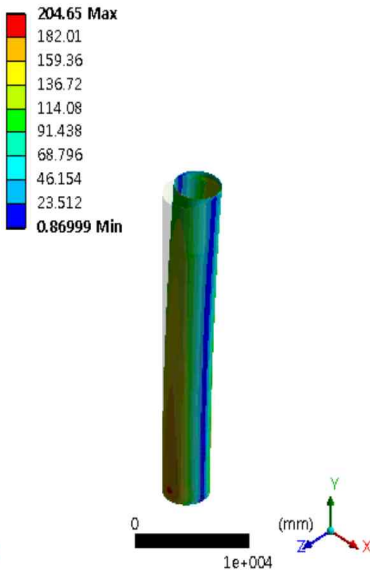


그림 2.2.160. Von-mises stress-Inner



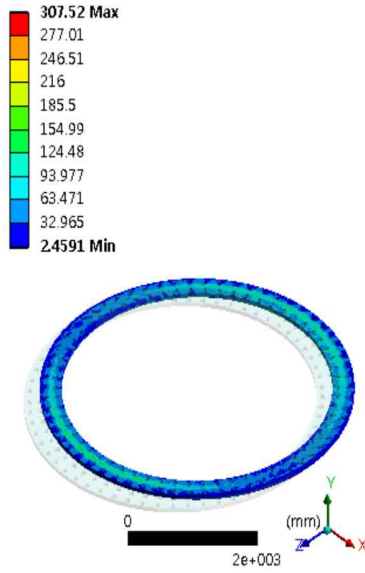


그림 2.2.161. Von-mises stress-Flange

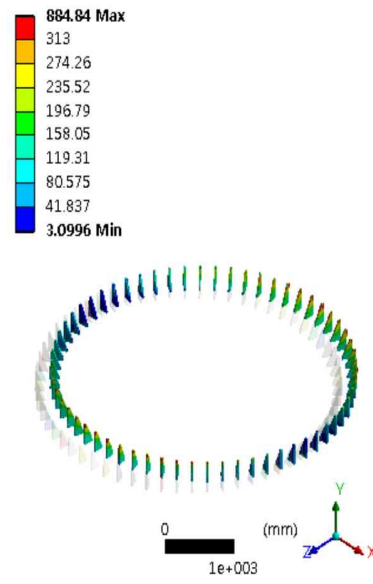
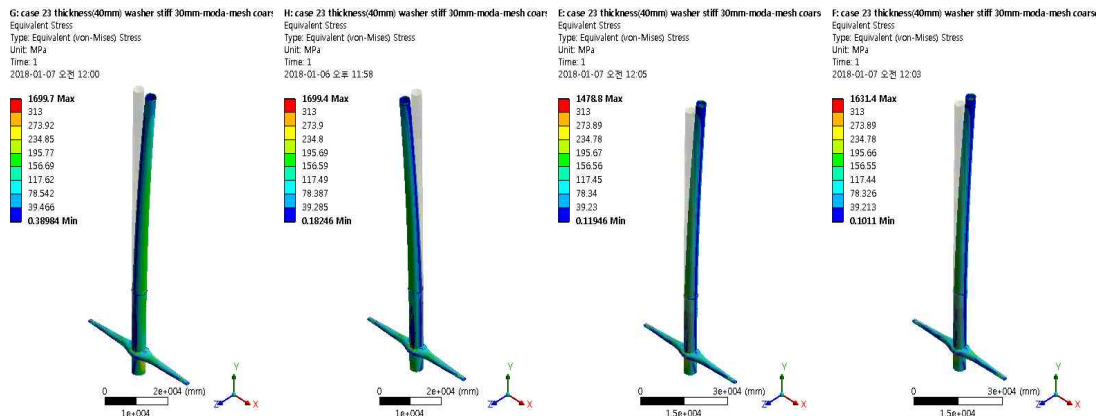


그림 2.2.162. Von-mises stress-Stiffeners

#### (4) 하중 케이스

4가지 하중케이스 만족하는지 확인하였으며, 와셔와 보강재에 응력이 발생했지만, 유한요소해석상의 응력집중으로 판단된다. 콘크리트 역시 압축강도 이상으로 발생하여 파단 된 것으로 사료되었으며, 이외의 모든 재료에서 항복강도를 만족하였다.



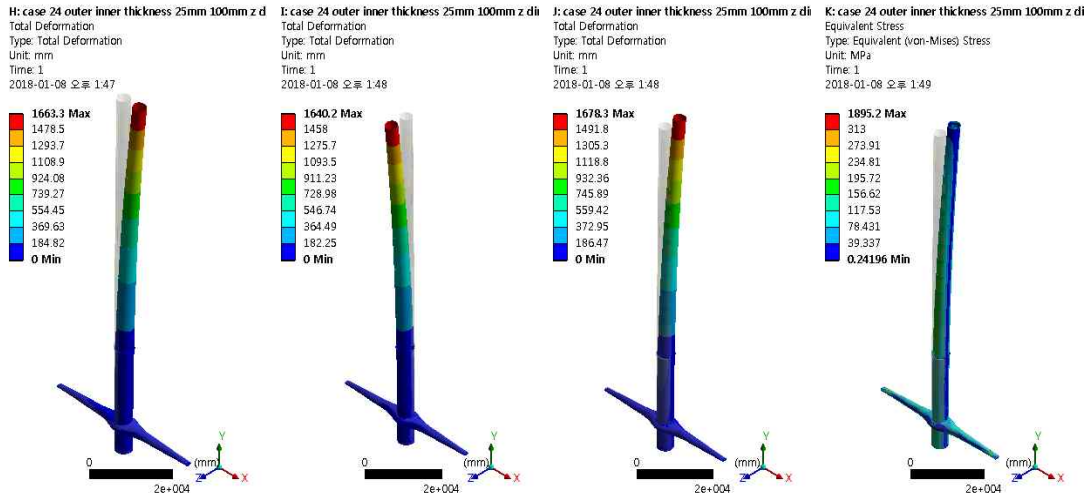
(a) LC-2

(b) LC-3

(c) LC-4

(d) LC-5

그림 2.2.163. 하중조건별 응력 검토



(a) LC-2

(b) LC-3

(c) LC-4

(d) LC-5

그림 2.2.164. 하중조건별 변위 검토

(5) 모달 해석

타워의 1차 모드의 진동수가 본 과제에 적용된 풍력터빈의 1P (0.1783) 와 3P (0.535)의 사이에 존재하는지 확인하였으며, 조류 터빈의 Rated rotor speed의 경우 9.55rpm이며, 조류 터빈의 1P~3P는 0.15916~0.4775P 이다.

해석시, 타워의 1차 모드 진동수는 0.24573Hz 이므로 공진에 안전한 것을 확인하였다.

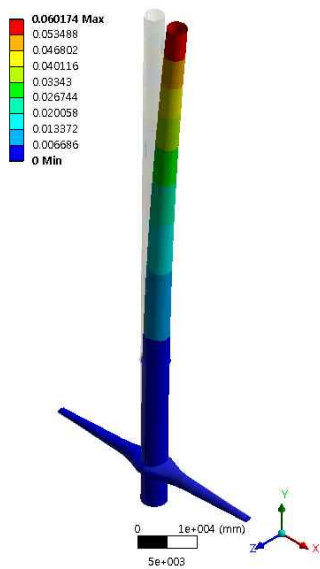


그림 2.2.165. Eigen Mode 1

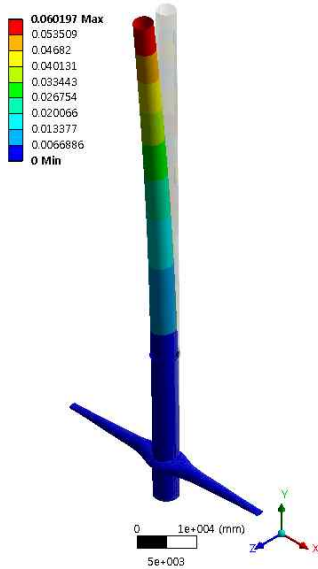


그림 2.2.166. Eigen Mode 2

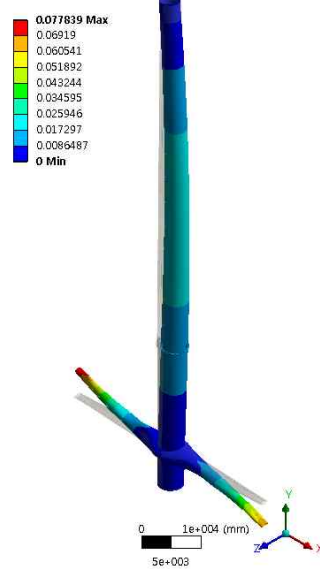


그림 2.2.167. Eigen Mode 3

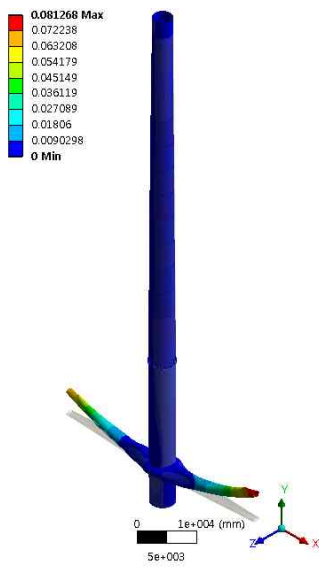


그림 2.2.168. Eigen Mode 4

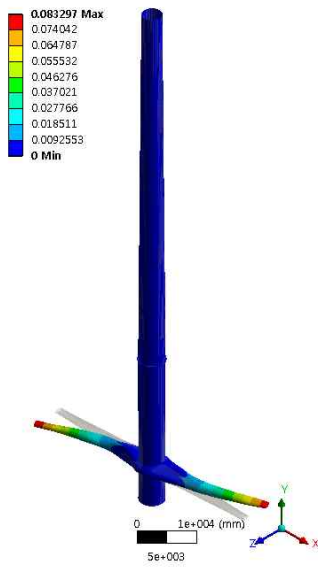


그림 2.2.169. Eigen Mode 5

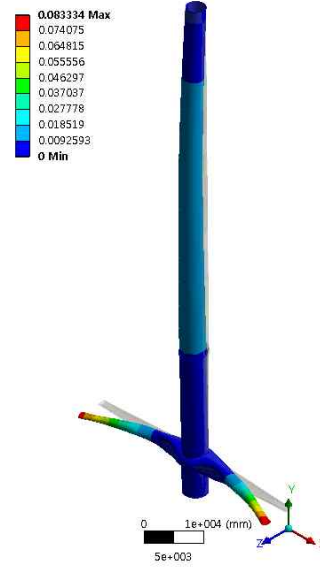


그림 2.2.170. Eigen Mode 6

## 바. 내진 안전성 검토

앞에서 최종 설계된 모델을 사용하여 내진해석 수행하였으며, 계산된 전라남도에 대한 가속도 지진스펙트럼을 적용하여 시간이력해석을 수행하였다. 또한, 모든 상태에 대한 해석을 위하여, 육상하중 및 수중하중인 두 가지의 하중을 적용하였으며, 지진 시 풍력터빈 및 조류터빈이 비정상적으로 작동하여 붕괴수준(극한상태)이 발생할 때를 가정하여 타워의 안전성 확인하였다(재료의 극한강도 확인).

### (1) 육상시공

#### (가) 내진해석 결과 1

가속도를 X-방향으로 적용한 내진해석 결과에서 각 재료에 발생한 최대 응력은 다음 표와 같다. X-방향의 결과는 모든 재료에서 극한강도를 만족하지 못한 것을 확인하였으며, 가속도 Z-방향의 경우, 내부관만 극한강도를 만족하였다. 내부관 이외의 모든 재료는 거의 비슷한 응력 결과를 나타내었으며, 특히 외부관과 조류지지 구조 연결부분에서 큰 응력이 발생한 것을 확인하였다.

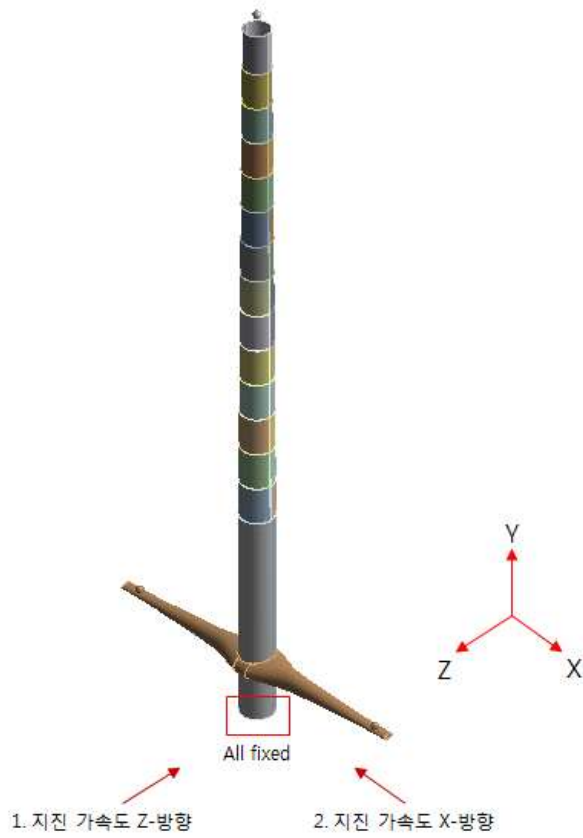


그림 2.2.171. 가속도 적용 방향

표 2.2.25. 가속도 X-방향 적용시 내진해석 결과 (SLC-1)

	주기(초)	최대 응력(MPa)
Outer	1.9	655
Concrete	1.8	180.98
Inner	1.9	589.96
Steel tower	1.9	808.64
Flange	1.9	651.67
Bolts	1.8	1134.6
Washers	1.9	1001.3
Stiffeners	1.8	1319.1
Arm	0.5	3262.4

표 2.2.26. 가속도 Z-방향 적용시 내진해석 결과 (SLC-1)

	주기(초)	최대 응력(MPa)
Outer	1.9	655.8
Concrete	1.8	180.97
Inner	1.8	406.92
Steel tower	1.8	808.61
Flange	1.8	651.64
Bolts	1.8	1134.6
Washers	1.8	1001.3
Stiffeners	1.8	1319.1
Arm	0.5	3262.4

(나) 내진해석 결과 2

내진 해석 1에서 조류 지지구조와 DSCT 외부관에 상당한 응력이 발생된 것을 확인한 후, DSCT의 각 관의 두께를 25mm로 증가시켜 내진 해석 재 수행하였다. 해석 결과, DSCT의 재료에서 응력이 감소하였으며, 극한강도를 만족하였지만, 연결부 와 강재타워의 응력은 증가하였다. 그 이유로는 보강재를 적용하지 않고 해석 수행했기 때문인 것으로 사료된다. 가속도를 X-방향에서 적용하였을 때 재료의 극한강도를 만족하지 못하므로 Z-방향은 수행하지 않고 보강재를 적용하여 재 수행하였다.

표 2.2.27. 가속도 X-방향 적용시 내진해석 결과 (SLC-2)

	주기(초)	최대 응력(MPa)
Outer	1.8	510.86
Concrete	1.8	126.22
Inner	1.8	332.26
Steel tower	1.8	1054.8
Flange	1.8	709.85
Bolts	1.8	1246.1
Washers	1.8	889.89
Arm	0.4	2571.6 (Point mass에서 발생)

(다) 내진해석 결과 3

내진해석 2에서 증가된 응력을 분산시키기 위해 보강재 적용하였으며, 보강재 높이는 300mm로 적용하였다. 보강재 적용시 강재타워의 하단에 응력이 감소되었으며 DSCT 에서도 감소 한 것을 확인하였다. 또한, 강재타워 하부에 극한강도보다 높은

응력이 발생한 것을 확인하였으며, 해석에서 보강재 높이는 300mm로 타워의 높이에 비해 크지 않아, 큰 영향이 없을 것으로 판단되어 높이를 1000mm로 적용하여 내진해석을 재 수행하였다.

표 2.2.28. 가속도 X-방향 적용시 내진해석 결과 (SLC-3)

	주기(초)	최대 응력(MPa)
Outer	1.8	437.67
Concrete	1.8	88.881
Inner	1.7	332.228
Steel tower	1.8	860.69
Flange	1.8	746.21
Bolts	1.8	1274.8
Washers	1.8	900.67
Stiffeners	1.8	832.36
Arm	0.4	3622.9 (Point mass에서 발생)

(라) 내진해석 결과 4

내진해석 4 결과, 강제타워 하부에 응력이 발생하지 않았으며, 강제타워 플랜지의 볼트 홀에 집중응력이 발생한 것을 확인하였다. 다른 재료에서 극한 강도 및 인장 강도보다 높게 발생한 응력은 해석상의 집중응력으로 판단된다.

표 2.2.29. 가속도 X-방향 적용시 내진해석 결과 (SLC-4)

	주기(초)	최대 응력(MPa)
Outer	1.7	397.78
Concrete	1.8	109.92
Inner	1.7	332.75
Steel tower	1.8	857.01
Flange	1.7	699.86
Bolts	1.8	1238.8
Washers	1.8	926.99
Stiffeners	1.7	309.41
Arm	0.4	3176.4(Point mass에서 발생)

표 2.2.30. 가속도 Z-방향 적용시 내진해석 결과 (SLC-4)

	주기(초)	최대 응력(MPa)
Outer	1.7	377.68
Concrete	1.8	101.11
Inner	1.7	332.15
Steel tower	1.8	854.96
Flange	1.7	667.19
Bolts	1.8	1225.3
Washers	1.8	900.67
Stiffeners	1.7	408.56
Arm	0.4	3554.9 (Point mass에서 발생)

(2) 수중시공

조류터빈이 수중에서 시공되는 것을 고려하여 조류터빈의 중량을 수중 중량으로 적용하여 정적해석, 모달해석 및 내진해석 수행하였다.

(가) 정적해석

정적해석 결과 강재타워 및 와셔에 집중응력은 발생하였지만, 모든 강재의 항복 강도를 만족하는 것으로 나타났다.

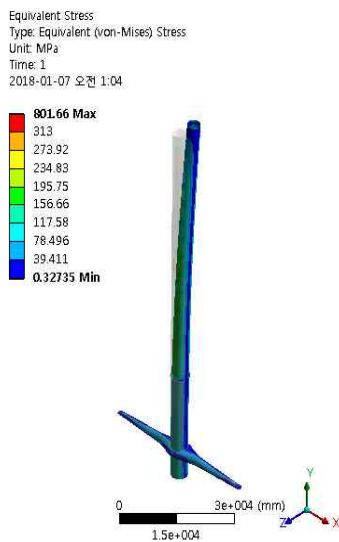


그림 2.2.172. Von-mises stress-Total

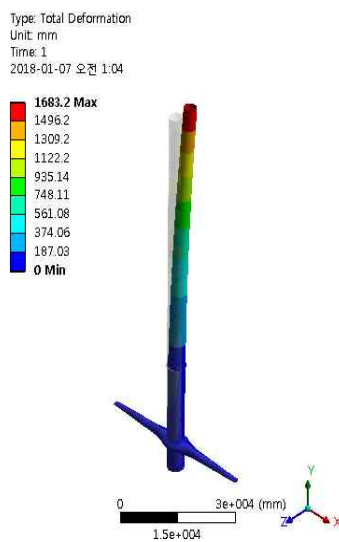


그림 2.2.173. Deformation-Total

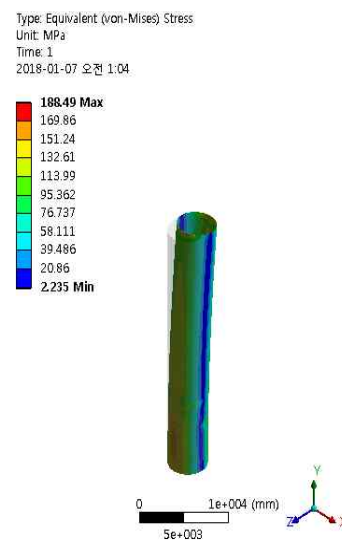


그림 2.2.174. Von-mises stress-Outer



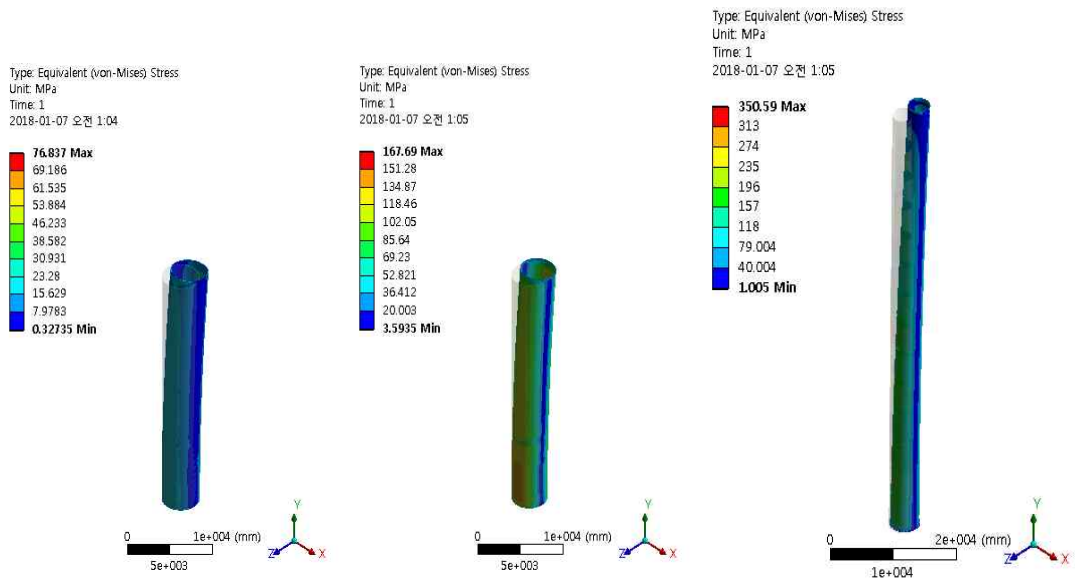


그림 2.2.175. Von-mises stress-Concrete

그림 2.2.176. Von-mises stress-Inner

그림 2.2.177. Von-mises stress-Steel Tower

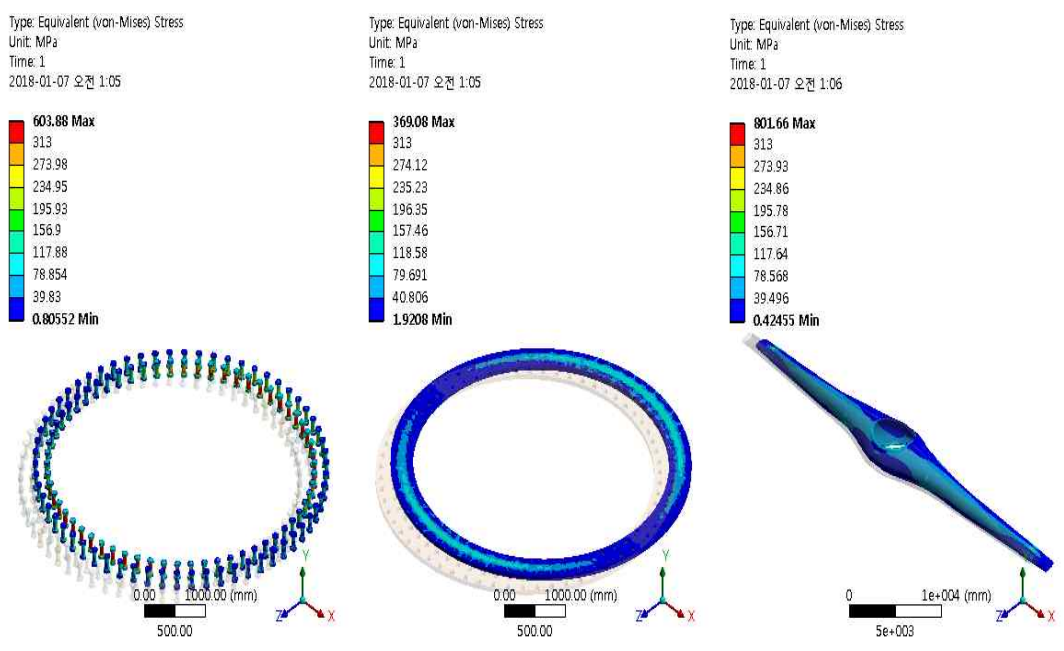


그림 2.2.178. Von-mises stress-Bolts

그림 2.2.179. Von-mises stress-Flange

그림 2.2.180. Von-mises stress-Arm

나머지 하중케이스에 대한 정적 해석 결과는 다음과 같다.

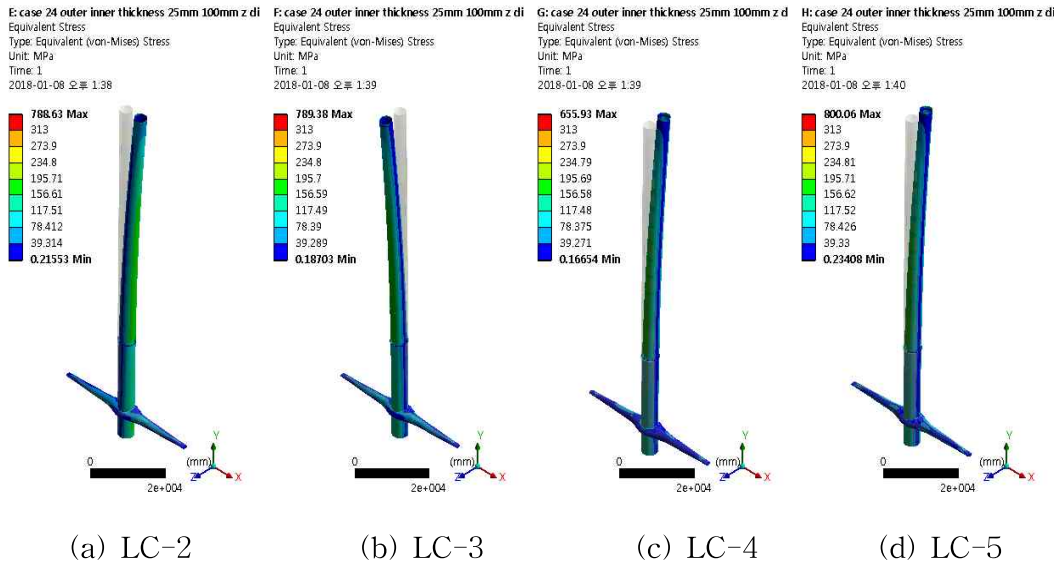


그림 2.2.181. 하중조건별 응력 검토

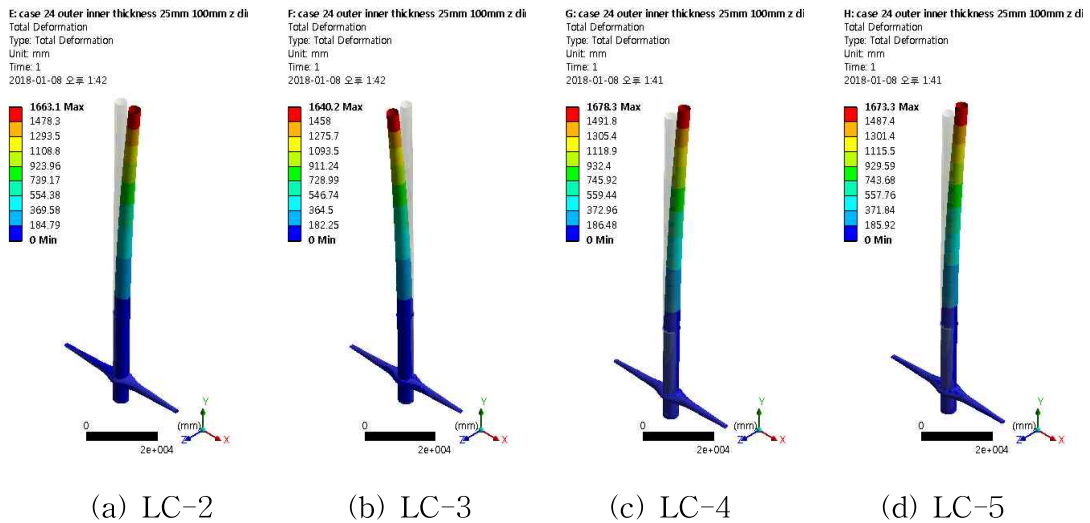


그림 2.2.182. 하중조건별 변위 검토

(나) 모달해석

모달해석 결과, 육상중량 1차 모드 고유진동수가 큰 차이가 없는 것으로 나타났다. 풍력터빈의 1P~3P는 0.1783~0.535이며, 조류 터빈의 1P~3P는 0.15916~0.4775P이다. 해석시, 타워의 1차 모드 진동수는 0.24573Hz이며, 각 터빈의 1P~3P사이에 존재하는 것을 확인하였다. 공진의 안전성을 확인하였다.

D: Modal  
Total Deformation  
Type: Total Deformation  
Frequency: 0.29949 Hz  
Unit: mm  
2018-01-07 오전 1:26

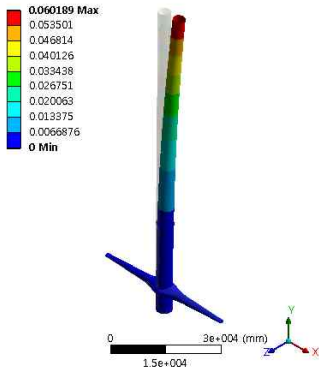


그림 2.2.183. Eigen Mode 1

D: Modal  
Total Deformation 2  
Type: Total Deformation  
Frequency: 0.29954 Hz  
Unit: mm  
2018-01-07 오전 1:26

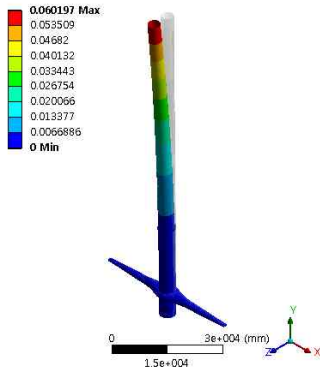


그림 2.2.184. Eigen Mode 2

D: Modal  
Total Deformation 3  
Type: Total Deformation  
Frequency: 2.0327 Hz  
Unit: mm  
2018-01-07 오전 1:26

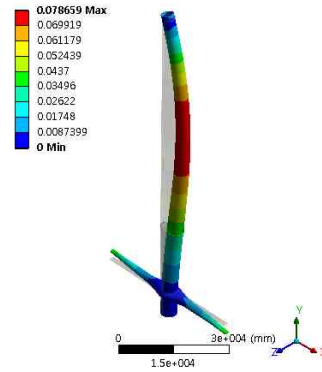


그림 2.2.185. Eigen Mode 3

D: Modal  
Total Deformation 4  
Type: Total Deformation  
Frequency: 2.0821 Hz  
Unit: mm  
2018-01-07 오전 1:26

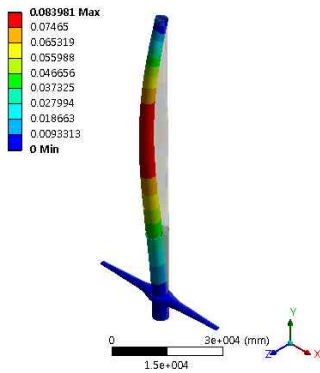


그림 2.2.186. Eigen Mode 4

D: Modal  
Total Deformation 5  
Type: Total Deformation  
Frequency: 2.7405 Hz  
Unit: mm  
2018-01-07 오전 1:27

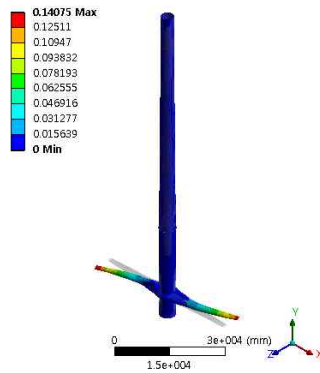


그림 2.2.187. Eigen Mode 5

D: Modal  
Total Deformation 6  
Type: Total Deformation  
Frequency: 2.7537 Hz  
Unit: mm  
2018-01-07 오전 1:27

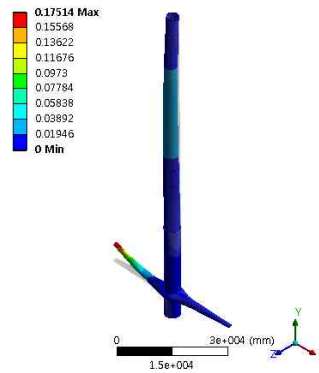


그림 2.2.188. Eigen Mode 6

(다) 내진해석

수중 중량을 적용한 해석 결과는 조류 지지구조에서 육상중량 적용시보다 상당한 응력이 감소된 것을 확인할 수 있으며, 모든 육상시공 및 수중시공 시 그리고 지진 시에도 지지구조가 안전한 것을 확인 하였다.

표 2.2.31. 가속도 Z-방향 적용시 내진해석 결과

	주기(초)	최대 응력(MPa)
Outer	0.4	64.405
Concrete	0.4	9.0
Inner	0.4	42.23
Steel tower	0.08	27.519
Flange	0.08	22.782
Bolts	0.4	40.751
Washers	0.08	31.588
Stiffeners	0.08	12.721
Arm	0.4	997.51 (Point mass에서 발생)

표 2.2.32. 각 Case 별 최대 응력 값

Load cases	최대 응력(MPa)							
	1-1 Normal case		1-2 Normal case		2. Accidental			
	X-방향	Z-방향	X-방향	Z-방향	질량(육상)		질량(수중)	
	X-방향	Z-방향	X-방향	Z-방향	X-방향	Z-방향	X-방향	Z-방향
Outer	134.59	134.59	54.113	64.405	397.78	377.68	385.95	385.59
Concrete	22.328	22.328	8.985	9.0	109.92	101.11	101.83	109.55
Inner	103.41	103.41	42.304	42.23	332.75	332.15	321.97	322.07
Steel tower	27.102	27.102	27.744	27.519	857.01	854.96	871.91	886.4
Flange	26.273	26.272	26.146	22.782	699.86	667.19	742.01	754.47
Bolts	40.627	40.627	40.279	40.751	1238.8	1225.3	1234.3	1086.9
Washers	31.33	31.331	31.638	31.588	926.99	900.67	1093.1	812.61
Stiffeners	27.102	12.895	12.863	12.721	309.41	408.56	415.66	417.32
Arm	3229.2	3229.2	983.34	997.51	3176.4	3554.9	683.67	1299.9

DSCT의 경우, 강재의 극한 강도를 모두 만족하였으며, 강재타워의 경우, 강재타워의 플랜지, 볼트 구멍 및 볼트에서 응력이 극한 강도 이상 발생 하였지만, 해석상의 응력 집중으로 판단된다. 조류 지지구조에서 강재의 극한강도 이상 발생 하였지만, Point mass에 대한 응력집중으로 사료된다. 따라서, 지지구조의 안전성을 확인하였다.

## 5. 지지구조 설계안

안전성 검토를 통하여 다음과 같은 지지구조 설계안을 제안하였다.

LR 4=25mm  
er t=25mm

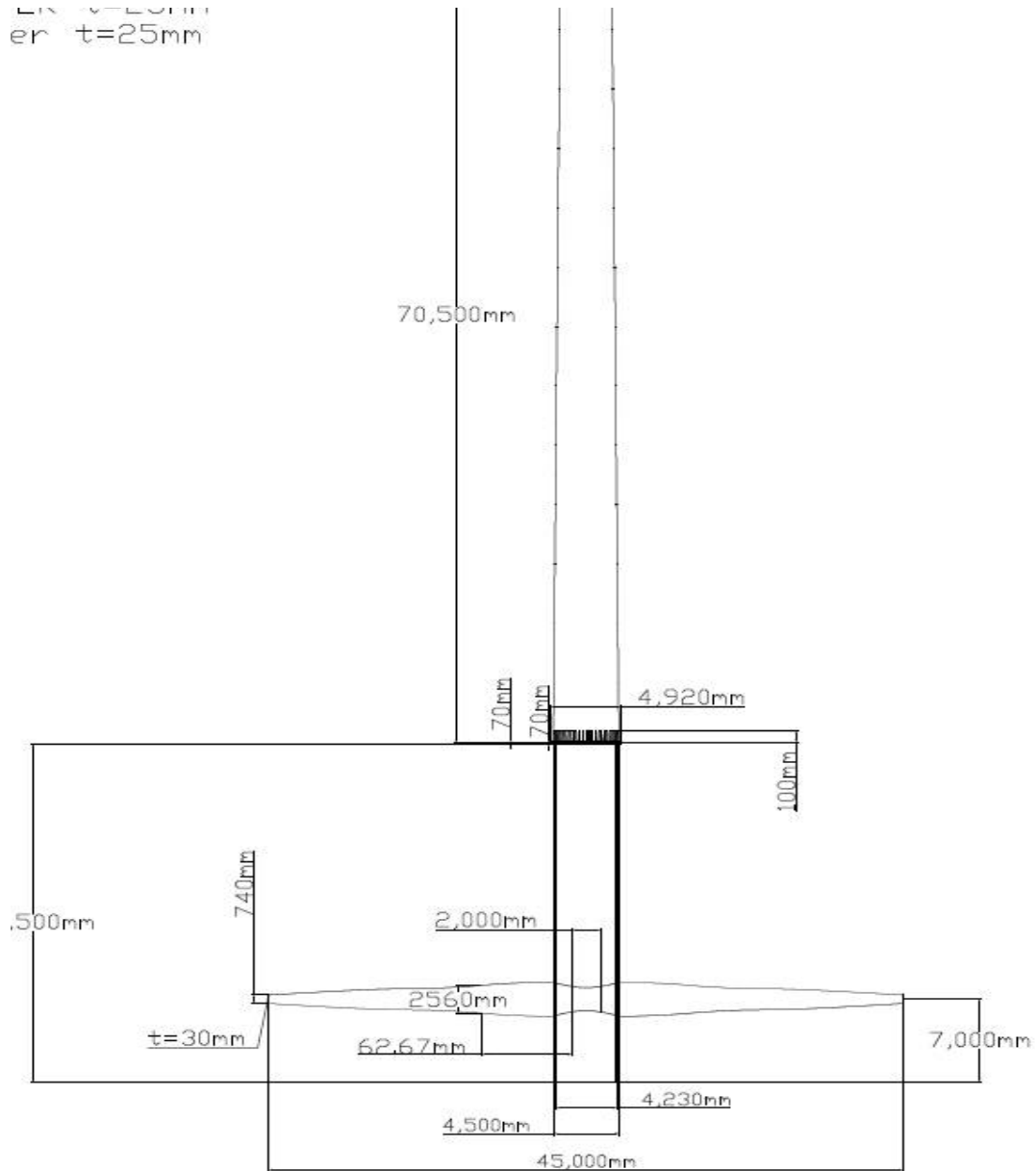


그림 2.2.189. 정면도

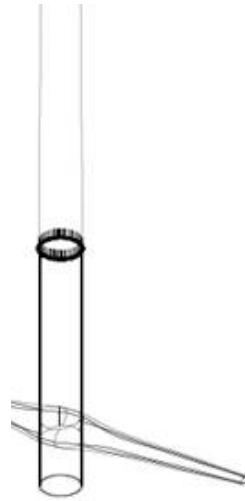


그림 2.2.190. 측면도(좌측) ISO(우측)

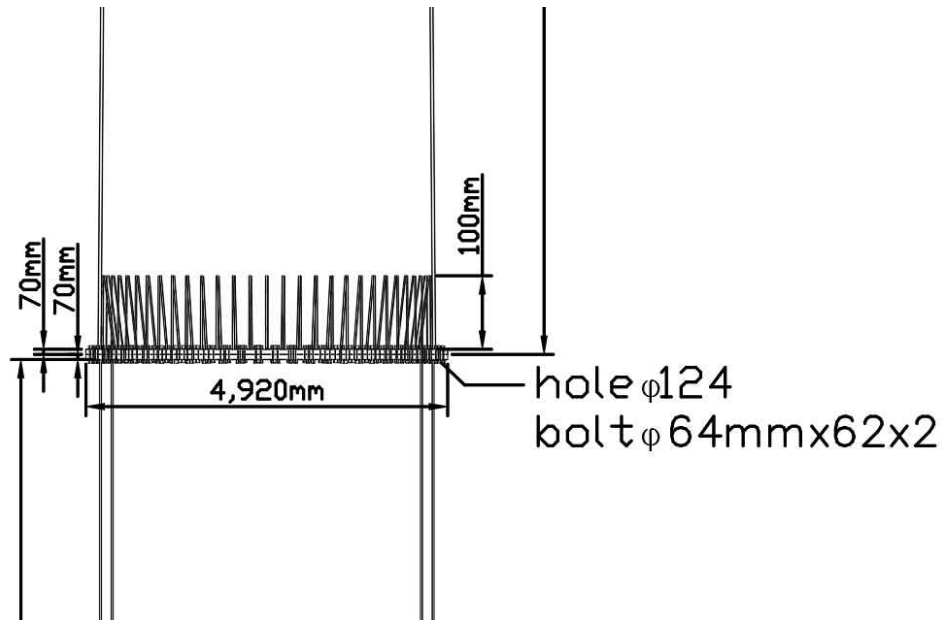


그림 2.2.191. 연결부

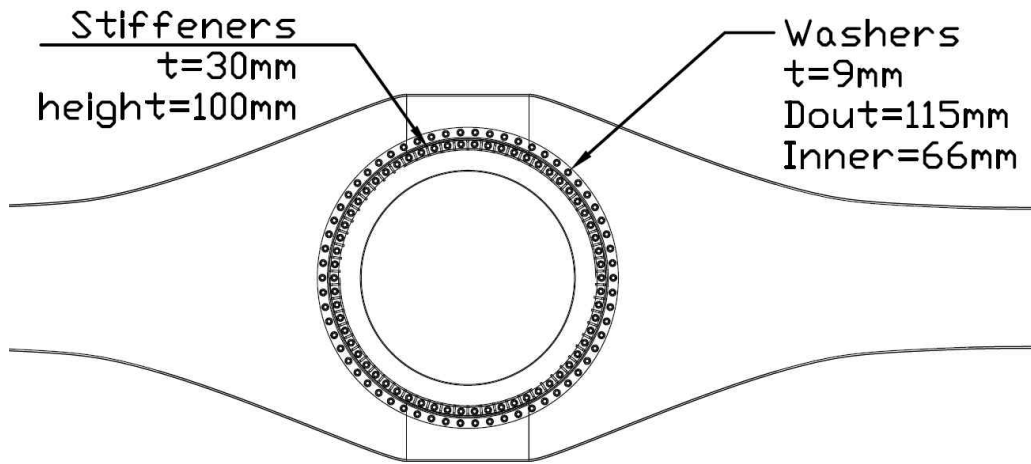


그림 2.2.192. 타워-지지암 연결부

Thicknesses  
Flange : 70mm  
Stiffeners : 30mm  
Washer : 9mm  
Bolt  $\phi$  64(mm) X 62(ea) X 2

4755mm

$\phi$  64(mm) X 62 X 2

그림 2.2.193. 연결부 평면도

그림 2.2.194. 연결부 단면도



그림 2.2.195. 보강재

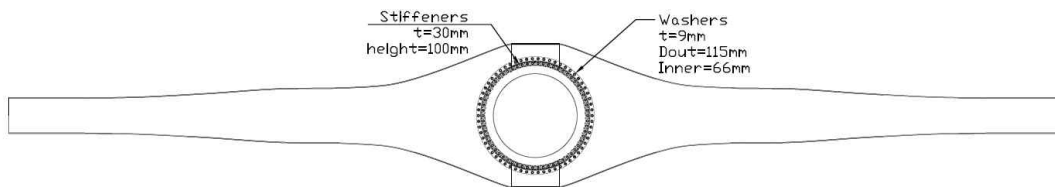


그림 2.2.196. 지지암 평면도

그림 2.2.197. 지지암 ISO



## 제3장 조류양수 핵심기술 개발

## 목 차

제3장 조류양수발전 핵심기술 개발 .....	
제1절 융합시스템 설계 .....	
1. 융합시스템 설계 .....	
2. 펌프부 제작 및 테스트 .....	
3. 실험성능평가 .....	
제2절 유동 가시화 분석 .....	
1. 유동가시화 개요 .....	
2. 유동가시화 방법 및 테스트 .....	
3. 실험결과 .....	

## 제1절 융합시스템 설계

발전 사업용 태양광설비를 설치하여 한국해양과학기술원의 신재생에너지 보급의 지에 대한 상징성 확보와 신재생에너지 홍보 및 보급·확산에 기여하도록 하며 울돌목 해상과학기지 부지의 활용도를 높이는 한편 수익창출을 통한 자립기반경영 구축에 이바지하는데 그 목적이 있다.

### 1. 융합시스템 설계

#### 가. 진동식 조류발전기 설계

기존의 알려진 진동식 터빈의 경우 아래와 그림과 같이 피치(pitch)를 끊임없이 구동하여 암(arm)을 진동시켜야 하는 단점이 존재한다. 이로 인해 피치 제어에 의한 전력 소실을 절감시킬 수 있는 방법이 필요하다.

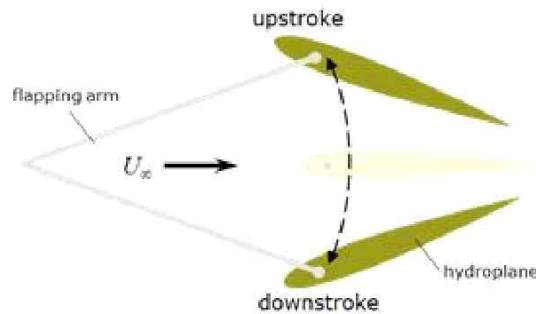


그림 199 기존의 진동식 터빈의 작동 방식

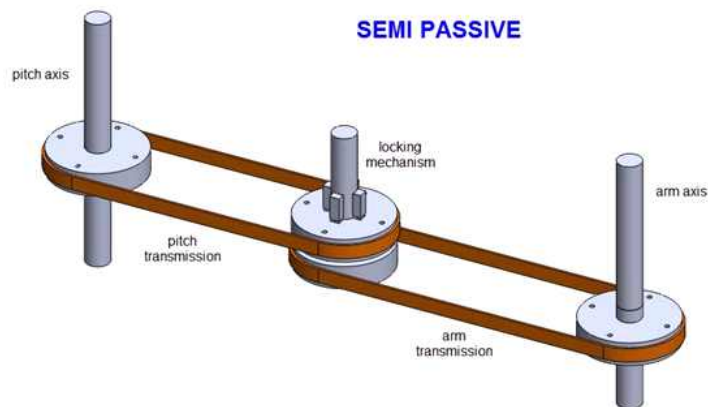


그림 200 왕복회전식 구조를 갖는 반잠수 진동식 동력전달계

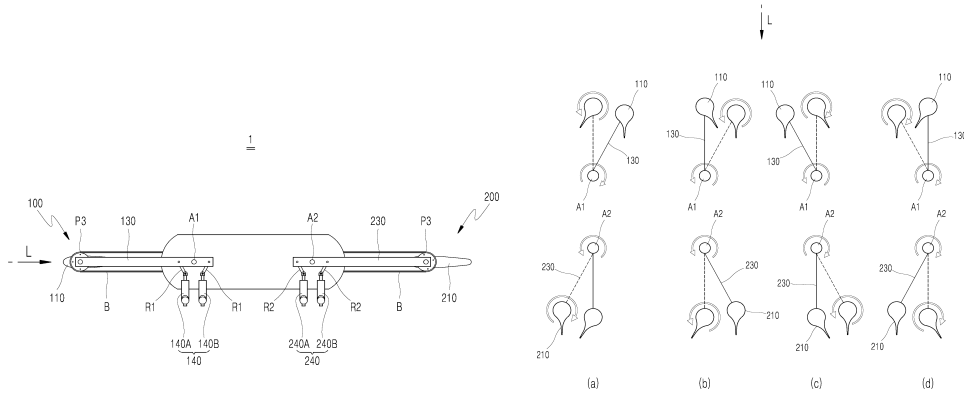


그림 201 상부에서 본 양수 터빈 모식도(왼쪽) 및 유체 유입방향 L에 따른 앞단과 뒷단 압 그리고 피치의 움직임 모식도 (오른쪽)

이를 극복하기 위해 연동유닛이 한쪽 압의 회전력을 다른 한쪽 윙부재의 회전축으로 전달함으로써, 작동에 필요한 동력원의 공급이 최소화되도록 이루어지는 왕복 회전식 구조를 설계하였다. 상기 그림과 같이 제1주기에서 제1 윙부재(110)가 반시계방향으로 회전하면 제1 압(130)은 (제1 윙부재(110)에 형성된 양력에 의해) 제1 회전중심축(A1)을 중심으로 시계방향으로 회전하며, 제2 윙부재(210)가 시계방향으로 회전하면 제2 압(230)은 (제2 윙부재(210)에 형성된 양력에 의해) 제2 회전중심축(A2)을 중심으로 반시계방향으로 회전하게 된다. 이렇게 생성된 시계방향 회전력의 일부는 제1 연동유닛(300)을 통해 제2 윙부재(210)의 시계방향 회전력의 일부로 사용되고, 제2 압(230)의 반시계방향 회전력의 일부는 제2 연동유닛(400)을 통해 제1 윙부재(110)의 반시계방향 회전력의 일부로 사용된다. 위에서 언급한 일련의 과정이 반복적으로 좌우 진동운동으로 전환되면서 최소한의 힘을 가지고 제어 및 구동할 수 있는 진동식 장치 구성 가능하다.

#### 나. 펌프부 설계

펌프는 기존의 상용품과 같이 피스톤을 실린더 안으로 이동 시에 물이 실린더 안으로 들어오고, 실린더 밖으로 이동 시에 물이 저장소로 나가는 구조로 이루어져 있다.

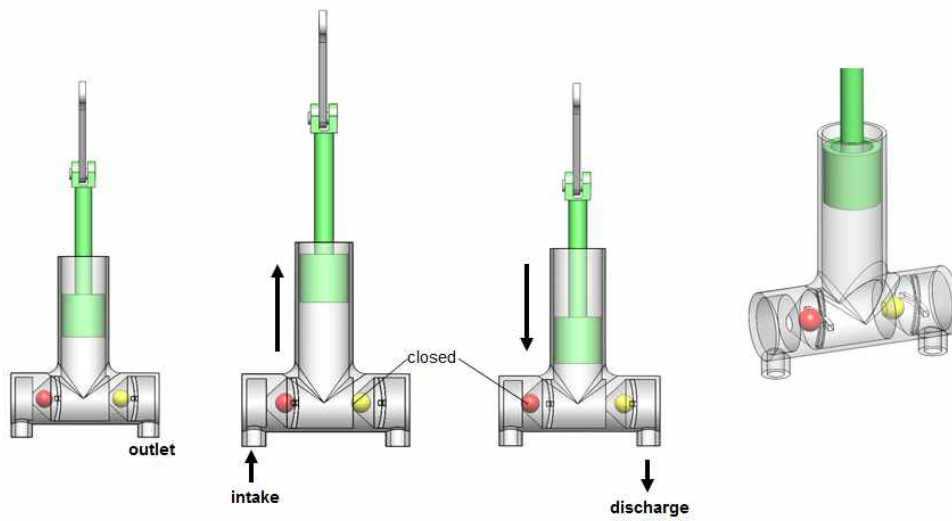


그림 202 왕복 이동식 펌프의 작동원리

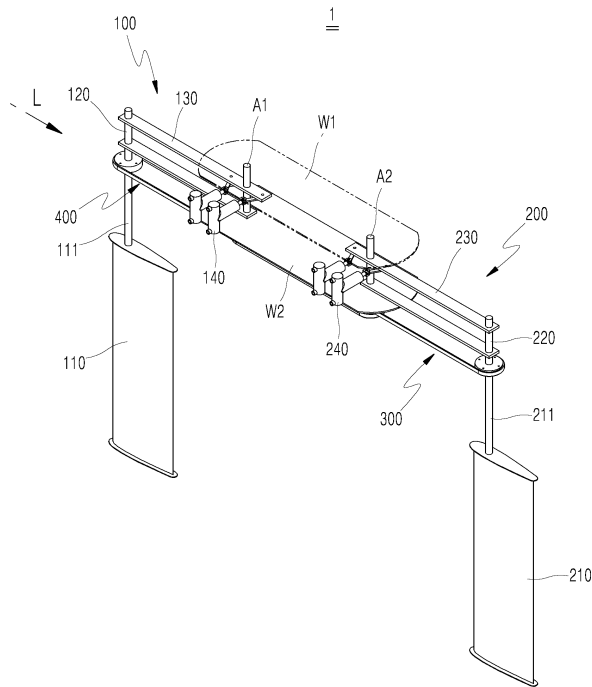


그림 203 왕복회전식 양수장치

상기 그림과 같이 조류 유동 방향에 대해 수중 가동되는 왕부재(110, 210)의 운동을 상기 펌프(140, 240)에 연결된다. 이 때 펌프는 왕부재에 의해 왕복회전 운동하는 암(130, 230)의 회전축 양 옆에 각 2개씩 설치되며, 두 개의 암은 90도 위상차를 가지고 가동되므로 4개의 펌프는 각 90도의 위상차를 가지고 작동되어 저장소로의 물의 연속적인 공급이 가능하다. 이는 수두 손실 (head loss)를 최소화할 수 있어 효과적인 양수 또한 가능하다. 왕부재의 회전은 회전수단(120, 220)에 모터를 연결

하거나, 연동유닛 (300,400)을 통해 암의 왕복회전 에너지의 일부를 이용할 수도 있다. 특히 양수장치의 wing 부재만이 수중에 잠기고, 나머지는 수면 위에 있어 유지보수가 간편하며, 펌프부가 수면 위에 있어 양수를 하기에 가장 적합한 위치를 가지게 된다. 만약 연동유닛(300,400)을 이용하는 경우는 추가적인 에너지 사용을 최소화하여 양수장치의 효율을 극대화 할 수도 있도록 설계 하였다.

## 2. 펌프부 제작 및 테스트

### 가. 도면 및 제작

반복 운동을 구현하는 동력계를 구성하기 위해 암(arm)을 움직이는 타이밍 벨트 및 기어 풀리 세트는 하부에 구성하여 동력전달 시 간섭이 없도록 도면을 구성하고 제작하였다. 또한 암 길이를 변경할 수 있도록 플랜지 형태로 구성하여 설계 반영을 하였다. 피치의 허용 각도는  $\pm 60^\circ$  으로 한정하되, 암 각도는  $\pm 45^\circ$  이지만 실험 조건에 따라 댐퍼를 추가하여 최대  $\pm 70^\circ$  까지 대응할 수 있도록 구성하였으며, 부가적으로 타이밍 벨트의 텐션을 조정하고 부하가 최소한으로 생성되도록 조정할 수 있는 부가 텐서너 장치를 추가하였다.

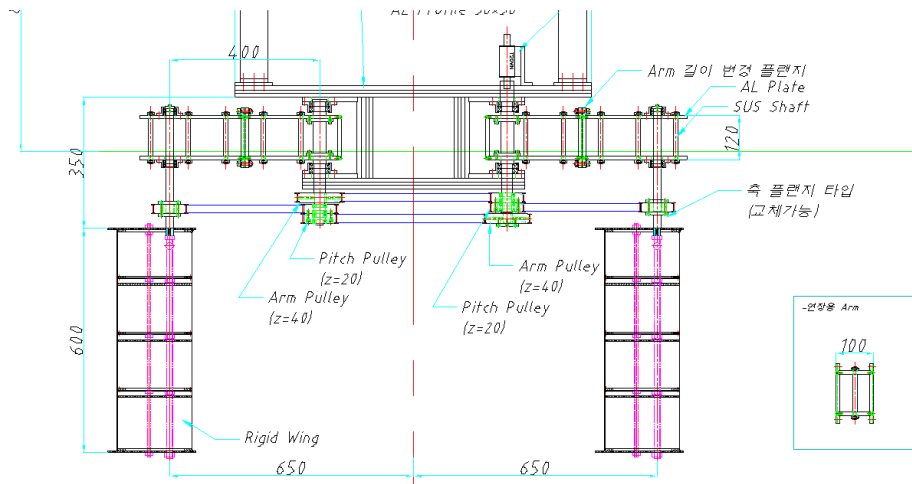


그림 204 반잠수 진동식 조류터빈의 설계도면

추가 부속품의 조립 및 설계 변경의 용이성을 확보하고, 경량화를 도모하기 위해 알루미늄 프로파일을 사용하여 조립식으로 구성하였다. 이 때, 강성 보장이 필요한 부위는 스테인레스 스틸로 제작하여, 외력으로 인한 휘어짐과 변형을 최소화 하도록 하였으며 충격 시 뒤틀림이 없도록 고려하였다.



그림 205 동력전달계의 경량화 및 조립 단계



그림 206 제작 완성된 반잠수 진동식 터빈 모습

#### 나. 육상테스트

앞단 피치 각에 따른 앞단의 암각과, 동력전달계를 통해 전달되는 뒷단의 피치각, 암각에 대해 육상테스트를 수행하였다. 앞단 피치 움직임과 암각은 실제 실험과 동일하게 움직임을 구현할 수 없으므로 특정 각도를 지정하여 수동으로 움직인 후 이를 서로 상대적으로 비교하였다. 기준점 0도를 기준으로 피치는 중심을 기준으로  $\pm 60^\circ$  구동 시, 암각은  $\pm 30^\circ$  의 범위를 갖도록 움직임을 조절하면서 테스트를 진행하였다. 반복실험을 통해 앞단 평균  $24.9 \pm 6.05^\circ$  암각을 구동 시, 뒷단 암에서는  $30.2 \pm 5.88^\circ$  로서 약 5도 정도가 미끄러지는(슬립) 것을 확인할 수 있었다. 이러한 슬립 현상은 축에서 진동하는 물체가 면압으로 고정됨에도 불구하고, 순간 부하가 볼트의 고정력을 초과하기 때문에 발생하는 것으로 확인되었다. 실제 실험에서 이를 방지하기 위해 진동식 터빈 상부에 슬립 방지를 위한 고정용 어댑터를 추가 부착하였다.



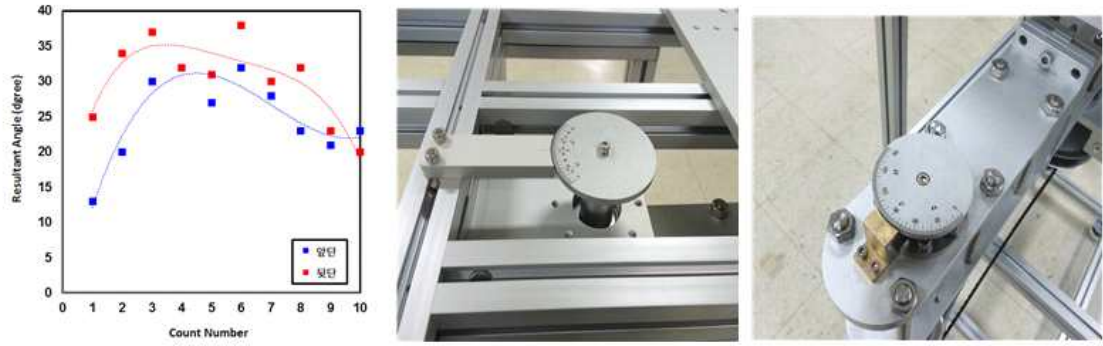


그림 207 앞단과 뒷단 간 암각의 차이 분포(좌측), 암각 각도계이지(중간), 피치 각도계이지(우측)



그림 208 좌측에서 우측으로 이동 시, 시간 별 움직임 (시간 순으로 왼쪽사진부터 오른쪽 사진으로 진행)



그림 209 우측에서 좌측으로 이동 시, 시간 별 움직임 (시간 순으로 왼쪽사진부터 오른쪽 사진으로 진행)

### 3. 실험 성능 평가

#### 가. 실험 구성

균일한 유입류의 입사와 더불어 유체 집속 현상이 생기는 벽면효과(flow focusing), 그리고 크기효과(scale effect)를 최소화하기 위해 서울대학교 조선해양공학과 내 예인수조 시설을 선정하였다. 그림과 같이 예인수조는 폭 8 m, 깊이 3.5 m, 길이 110 m 의 용량을 지니고 있으며, 최소 0.1 m/s에서 최대 5.0 m/s 일정한 속도 운행이 가능하다.



그림 210 예인수조 실험장 전경

상·하 이송이 가능한 트래버스(traverse)에 수중익 기반의 조류발전기를 결합하여 그림과 같이 예인수조 내 예인전차에 설치하고, 동력전달계인 암(arm)부분과

기어부는 수중에 잠기지 않도록 최대한 수면에 밀착시켰다.

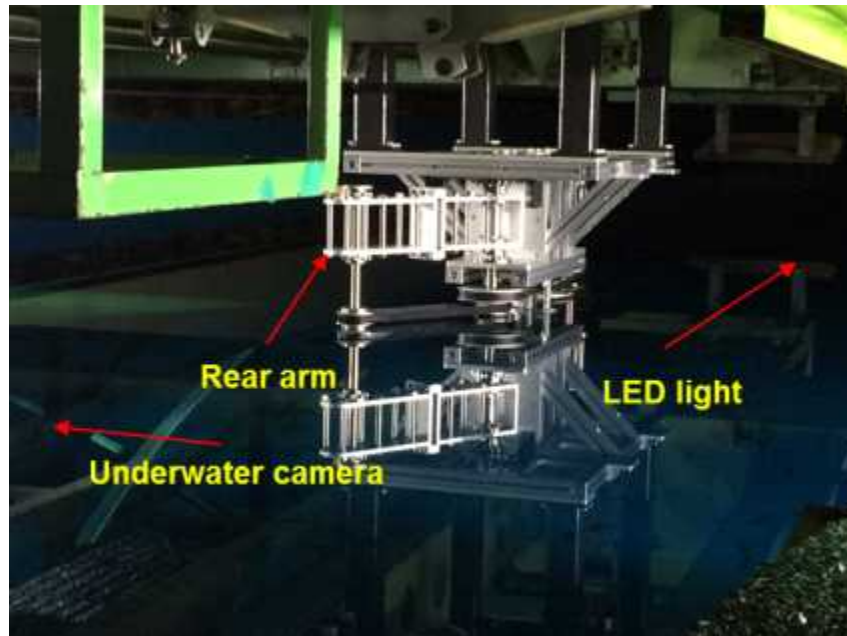


그림 211 예인전차에 설치된 수중익 기반의 조류발전기 모습

나. 최소 작동 실험성능 평가

그림 같이 제1주기에서 생성된 양력에 의해 회전된 암 각각에 대해 시계-반시계 방향으로 각각 움직이며, 이 때 작용하는 회전력의 일부가 수중익을 지속적으로 양력각을 받을 수 있게 되어, 반복적인 좌우 진동 운동이 성립 가능하다.

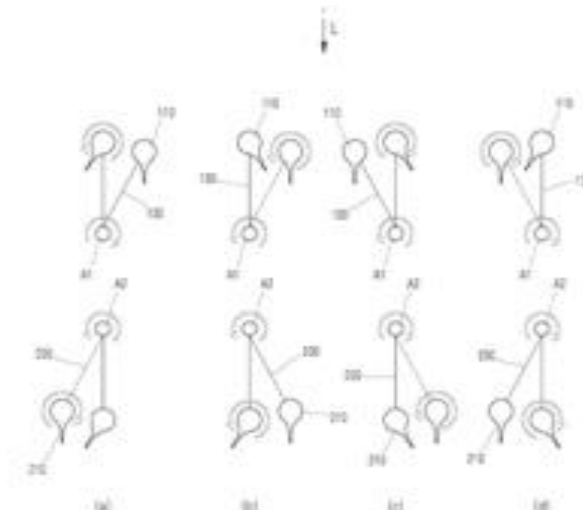


그림 212 유체 유입방향에 따른 앞단과 뒷단 암, 그리고 수중익의 피치(pitch) 각도

따라서 최소한 작동이 유지하기 위해서는 일정한 유속 조건 이상이어야 하며, 이러한 유속조건은 시스템에 구성된 동력계 형태와 전달과정에서 모두 상이하다. 결국 좌우 진동 조건이 유지되는 실험 조건은 경험적 수행에 의해 얻어야 함을 의미하며, 유속을 0.05 m/s 증가하며 반복 실험을 수행한 결과, 수중익 기반의 조류발전기 작동조건은 1.0 m/s에서 최소 운영이 가능함을 확인하였다.

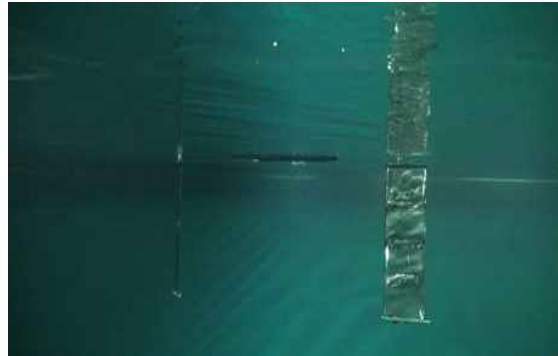


그림 213 수중익 작동 모습

#### 다. 단일 펌프 결합 성능 평가

좌우 왕복 움직임이 펌프의 흡입-배출 양수 행정에 직접 전달 할 수 있도록 동력전달계를 확장 제작함. 펌프는 최대 왕복 단일 행정에 566 ml의 유체를 운송할 수 있는 수동식 펌프이다. 펌프가 동작하면서 암각의 작동범위와 이에 따른 전달 충격량을 실시간으로 모니터링하기 위해 관성센서의 일종인 자세방위센서를 각각의 암에 장착하여 움직임을 기록하였다.



그림 214 단일 펌프의 동력전달계(좌)와 고정장치(우)

앞단에 위치한 암에는 양수용 펌프가 설치되어 있어 기존 1 m/s의 유속으로는 왕복운동이 유지되지 않음. 이는 펌프가 시스템 내 부하(load)로 작용하는 것으로서, 예인전차의 속도를 1.1 m/s로 증가 시 작동이 유지되는 것을 확인하였다. 아래 그림은 앞단 및 뒷단에 위치한 암이 왕복 움직임을 통해 기록된 동적특성을 분석한

것으로써, 앞단의 경우 암각은 +23도, -36도의 좌-우 최고점을 갖고 있다.  
 (진행방향에 대해 +방향이 오른쪽, -방향이 왼쪽). 또한 진동은 0.8~1G  
 (1G=9.81m/s<sup>2</sup>) 정도로 넓게 분포하며, 단일 방향의 집중충격은 생성되지 않았음을  
 확인할 수 있다.

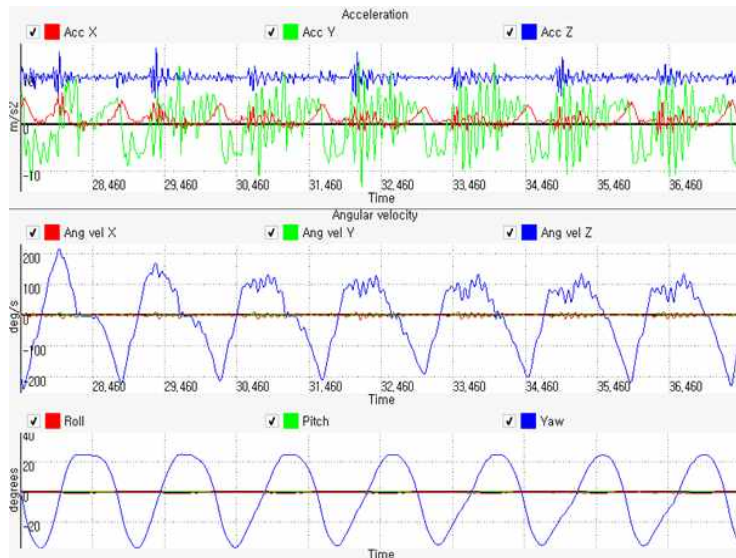


그림 215 앞단에 위치한 암의 진동(위), 각속도(중간), 각도(아래) 특성

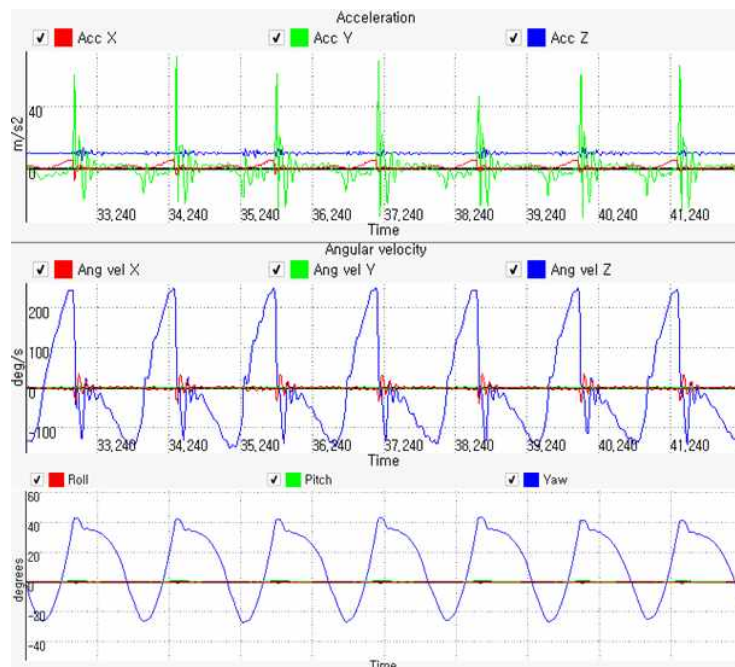


그림 216 뒷단에 위치한 암의 진동(위), 각속도(중간), 각도(아래) 특성

뒷단에 위치한 암의 경우 앞단보다 집중 충격이 빈번하게 발생되었는데, 이는 부하 역할을 하는 펌프가 없기 때문에 발생하는 현상임을 확인하였다. 또한 이로 인해 좌우 왕복 각속도가 불균일하게 분포되면서 암각의 분포가 한쪽으로 편향되어 움직이는 경향을 보였으며, 결론적으로는 단일 펌프를 이용하였을 시, 평균 1.88 W의 양수출력을 갖는 것으로 확인되었다.

이 후 단일 펌프를 이용하였을 시 발생하는 집중충격과 출력량을 향상시키기 위해 2대의 양수펌프를 앞단과 뒷단에 구성하였으며, 충격 방지를 위한 댐퍼(damper)를 추가 보완하여 이중 펌프를 갖는 조류-양수발전 장치를 구성하였다.

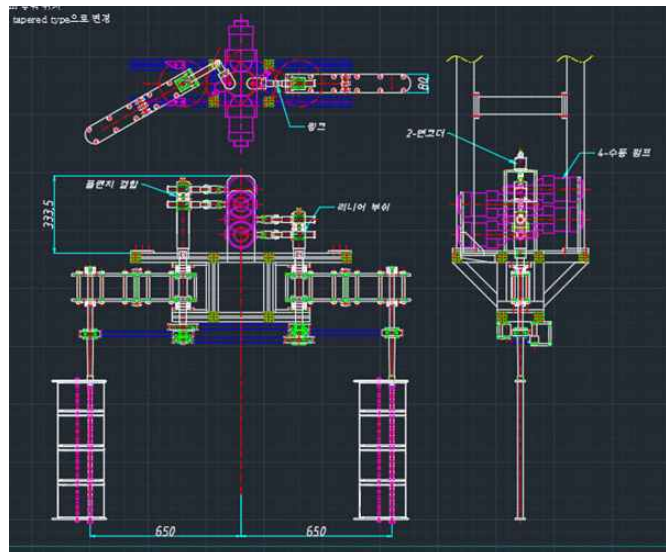


그림 217 이중펌프를 갖는 조류-양수 발전 장치  
도면

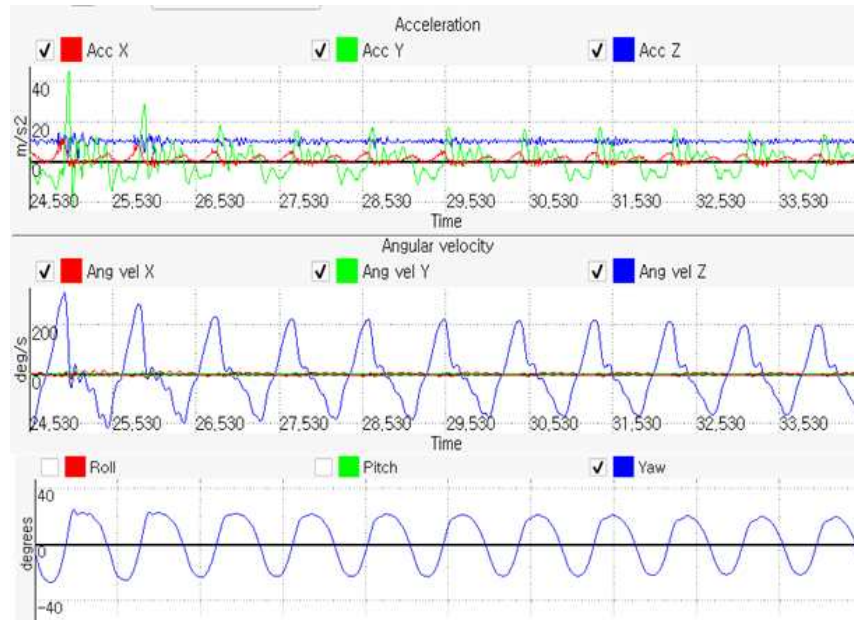


그림 218 앞단에 위치한 암의 진동(위), 각속도(중간), 각도(아래) 특성

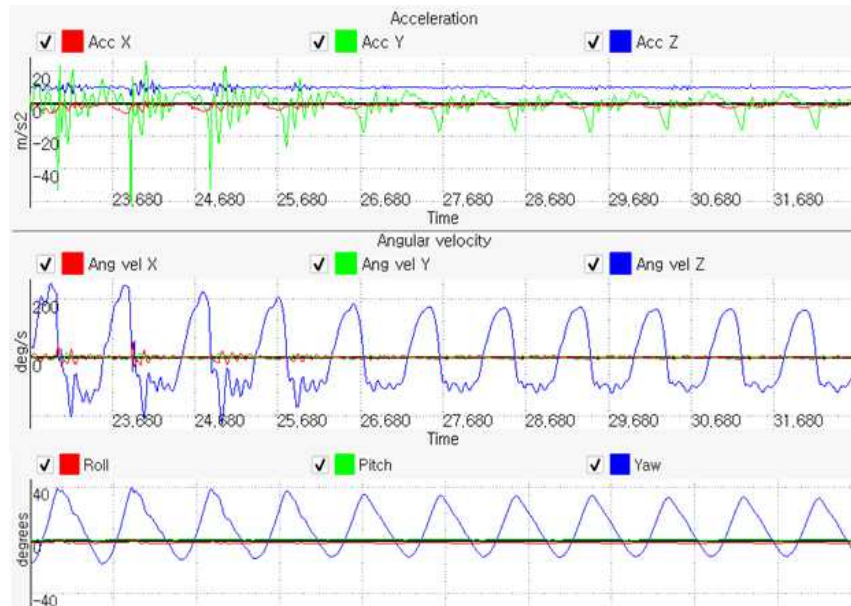


그림 219 뒷단에 위치한 암의 진동(위), 각속도(중간), 각도(아래) 특성

상기 그림은 이중으로 구성된 펌프를 갖는 조류-양수발전 장치의 앞단과 뒷단 암의 동적특성임. 이중 펌프의 부하로 인해 초기 작동 유속은 1.4 m/s 으로 상향되었다. 앞단의 경우 단일 펌프보다 충격이 상대적으로 72% 정도

감소하였으며, 암각은 +22도, -22.5도의 좌-우 최고점을 갖고 있다. 진동의 경우 0.5~1G (1G=9.81m/s<sup>2</sup>)정도로 넓게 분포하며, 단일 방향의 집중충격은 생성되지 않았음을 확인하였다. 후단의 경우 펌프가 부하역할을 하여 단일 방향의 집중충격은 생성되지 않았으나, 좌우 암각은 +38도에서 -13.5도로 분포하였는데 이는 펌프가 증가함에 따라 동력전달계의 정렬이 틀어진 경우로 볼 수 있다. 그러나 암각의 형상이 균일하고 충격이 집중된 것이 아니므로 시스템에 큰 무리는 없을 것으로 판단된다. 이러한 구성을 갖는 이중 펌프를 이용하였을 시, 평균 6.46 W의 양수출력을 갖으며 집중충격을 완화시킬 수 있음을 확인하였다.

표 33 양수 출력 및 비교

차수	양수 시간 (second)	물통총무게 (kg)	높이(m)	양수 출력 (W)
1차	15.65	6.8	1.5	6.39
2차	10.91	5.1	1.5	6.88
3차	9.8	5.1	1.5	7.66
4차	24.55	10.6	1.5	6.35
5차	24.58	8.4	1.5	5.03
평균				6.46
표준편차 (모집단)				0.86



## 제2절 유동 가시화 분석

### 1. 유동가시화 개요

#### 가. 입자 영상 유속계 개요 및 선정

입자 영상 유속계(Particle Image Velocimetry, PIV)는 유체 흐름이 있는 공간 내, 특정 시간동안 지나가는 추적입자의 이미지를 획득하여 속도장을 분석하는 기법이다. 이런 추적입자는 유체의 성질과 동일한 비중을 갖고, 조사되는 광원에 따라 발광하는 특성이 상이한 특성이 있다. 얻어진 이미지는 그 개수를 조합하여 상호상관(correlation)관계 알고리즘을 통해 입자의 개수와 위치 그리고 방향을 전방위로 탐색하여 속도장을 얻을 수 있다.

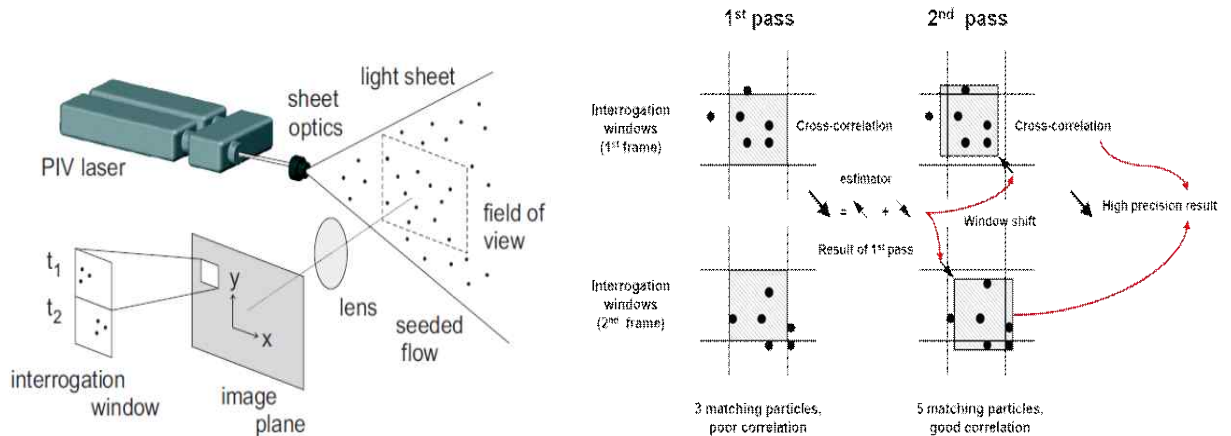


그림 220 이차원(2-dimensional PIV)의 실험 방식(왼쪽) 및 상호상관관계 알고리즘(오른쪽)

그러나 이차원 입자영상 유속계의 경우 3차원 공간정보를 직관적으로 예측이 어려운 측면이 있었다. 특히 강제 평면화 과정에서 왜곡된 차원 유동 정보가 생성됨. 이를 극복하기 위한 3차원 공간정보 획득을 위한 PIV 가 다양하게 개발되어오고 있으며, 이 중 하나인 스테레오 입자 유속계(Stereoscopic PIV or SPIV)는 x, y로 이루어진 이미지 면에 z 방향의 공간 분포 정보가 생성되어 있다. 이를 이용하면 z 방향을 임의의 거리로 분할한 속도장 분포를 생성할 수 있다. 따라서 제시하고자 하는 융합시스템의 설계를 검증하기 위한 유체해석의 실험적 방법으로서 2D-PIV와 SPIV를 모두 적용하여 분석을 진행해보았다.

#### 나. 유동가시화 장치 구성

(1) 스테레오 입자 유속계

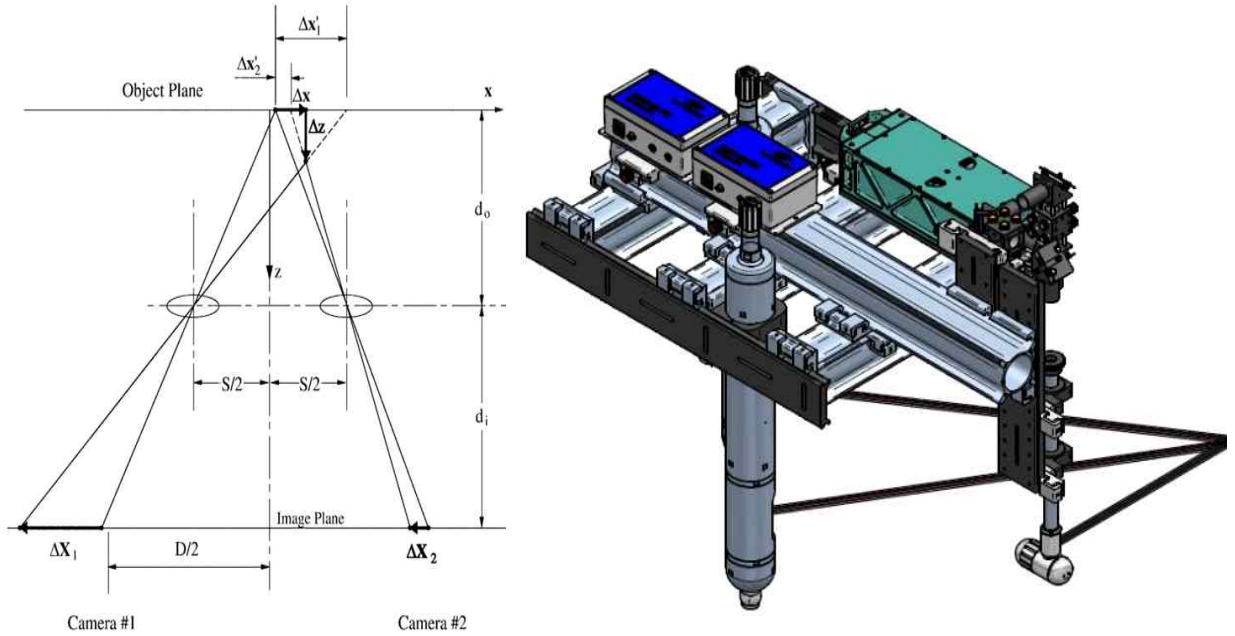


그림 221 두 대의 카메라 구성과 광학적 초점 거리에 따른 차원 정보 (왼쪽)과 예인수조 시설에 설치된 SPIV 장치 형상(오른쪽)

그림과 같이 두 대의 카메라를 한 평면의 정보를 획득 할 수 있도록 구성하도록 할 수 있다. 융합시스템은 수중에서 가동되는 물체의 속도장을 분석해야하므로, 렌즈 및 레이저 조사 장치가 잠수식으로 구성되어야 한다.

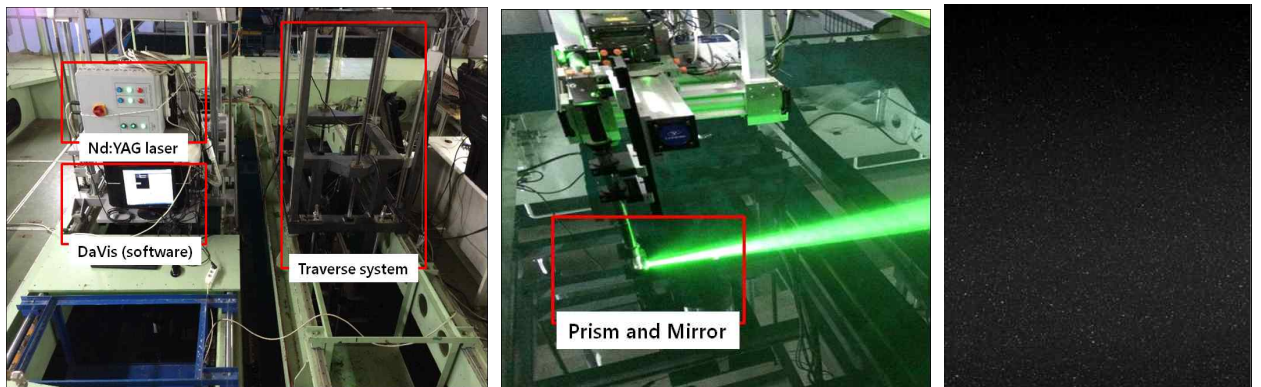


그림 222 예인수조 내 SPIV 구성: 레이저 및 이미지 획득 소프트웨어 (좌), 레이저 조사 시 모습 (중간), 획득된 형광입자의 RAW 사진 (우)

Lavision Inc. 사의 Nd:YAG 레이저를 이용하여 시간 동기화 펄스 유닛(time synchronizer)을 이용, 분석 및 제어 프로그램인 DaVis를 사용할 수 있도록 구축하였다. 이 후 융합 장치(조류양수터빈)과 결합하여 모형으로 거치될 트래버스와 빔 조사 각도를 일치시킴으로써 적절한 가시화 영역 (Field of View,

FoV)을 확보하였다.

#### 나. 2D 기반의 입자 영상 유속계

수중의 주변 유동 가시성의 고도화를 위해 유입류 수평방향의 계측면을 갖도록 하고 계측면 크기를 증가할 수 있게 설치를 이원화하였다. 즉, 카메라 모듈을 수면에 수평하게 설치함으로써 뒷단 방향의 후류 분포를 가시화 할 수 있도록 하우징을 구성하였다. 보다 상세하게는 계측면 위치는 수면 아래 350 mm 지점의 수평면으로 구성하며, 카메라는 수면에 배치하되 수면을 관통한 투명 관측창을 통해 계측면을 기록하도록 하였다. 이로 인해 수면에 생성되는 기포, 후류 영향을 배제할 수 있다. 암과 수면 사이에 카메라 모듈이 설치된 후 상·하 이동이 가능한 시스템으로 이미지 촬영 시 운영이 용이하도록 구성하였다.

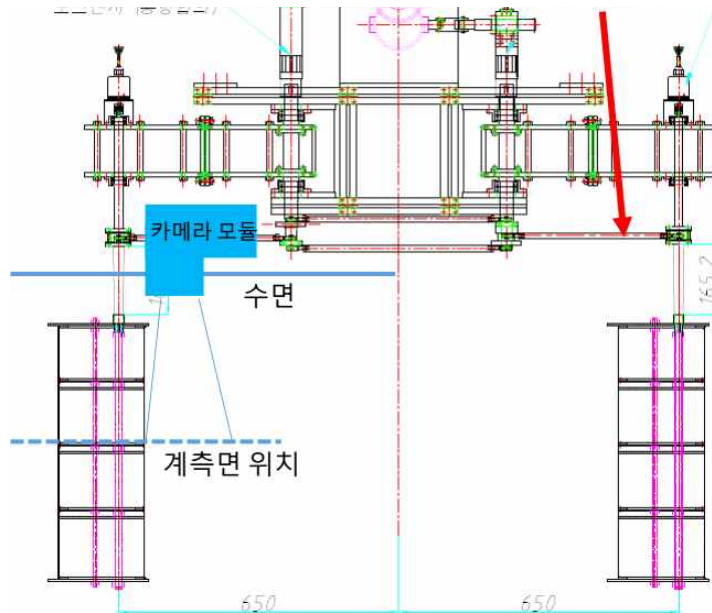


그림 223 2D 기반의 유동가시화 장비 설계도

### 3. 실험 결과

#### 가. SPIV 결과

유동가시화를 위해서는 이미지 보정이 반드시 필수적이며, 하드웨어 간 결합이 끝난 직후에도 이미지 보정 문제는 여전히 존재한다. 아래 그림과 같이 미세하게 어긋난 레이저 시트와 카메라 간 각도에서 생성되는 오차가 불균형 벡터를 유발하며, 기 작성된 매핑(mapping)함수를 이용하여 레이저와 이미지 사이의 비정렬된 평면도를 보정하였다.

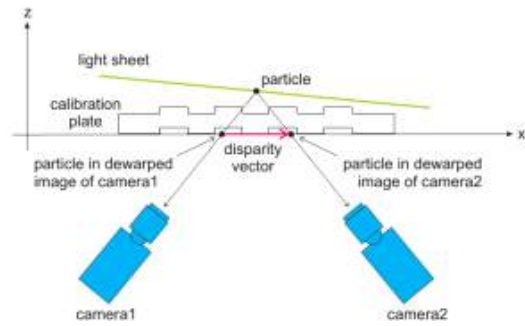


그림 224 레이저 각도의 비정렬을 보정 (calibration)



그림 225 레이저 각도의 비정렬을 보정 플레이트 설치 모습

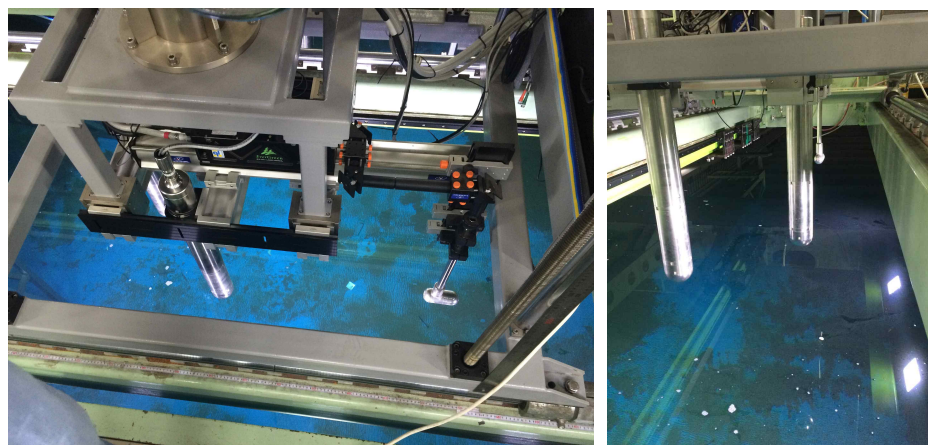


그림 10. 정렬이 완료된 레이저 및 2대의 수중 카메라

정렬이 완료된 레이저를 수중익의 후류를 관측할 수 있도록 수직 방향으로 위치시켰음. 이 후, 스펠(span)방향으로 각각 50%, 90% 의 두 지점을 나눈 뒤, 후류

방향으로는 150 mm 씩 이동시켜 총 8곳의 슬라이드 된 유동장을 얻을 수 있도록 하였다.

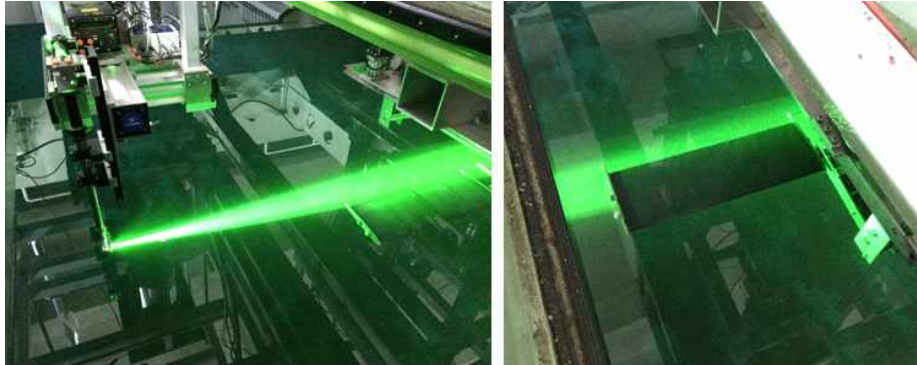


그림 228 후류를 측정하기 위한 레이저 조사

하기 그림은 기준이 되는 유동자료를 확보하기 위해 유속 0.8 m/s로 진행 할 시, 수중익의 각도가 0도로 진행될 시 동기화한 유동장의 모습이며, 앙상블(ensemble) 평균을 위해 각 케이스 별로 128장의 이미지를 이용하였다. 상관영역은 32 X 32 픽셀(pixel) 내에 위치하는 입자들을 상호-상관법(cross-correlation)으로 분석하였다. 또한 수중익의 크기에 비해, 카메라가 담을 수 있는 화각에 한계가 있으므로 상-하부를 나누어 촬영하였으며, 동기화 주기를 알고 있으므로 같은 시간대의 이미지를 결합시켜 유동장 분포를 확인하였다.

가시화 결과에서는 스펀 길이 50% 해당하는 위치에서는 수중익에 의해 유동이 서서히 회복하는 양상이 잘 나타나지만, 90% 해당하는 위치에서는 수중익 끝단의 tip vortex 영향으로 인해 유동 교란이 생성되는 것을 확인하였다. 일반적인 양상의 후류 관측을 위해서는 가능한 스펀의 중간 위치에서 측정을 하는 것이 유리하며, 이를 위해 카메라의 렌즈비율과 초점을 다시 정렬하여 스펀의 50% 위치에 들어오게 하였다.

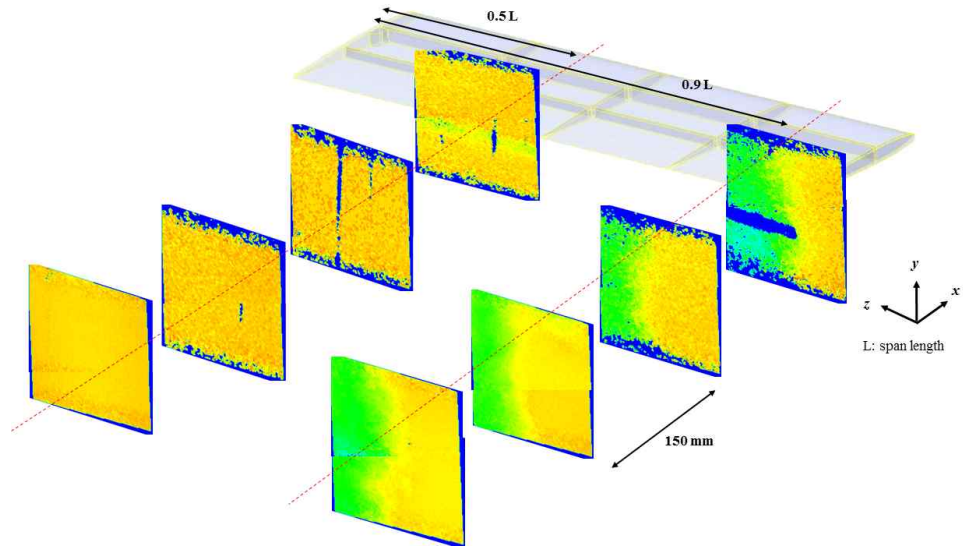
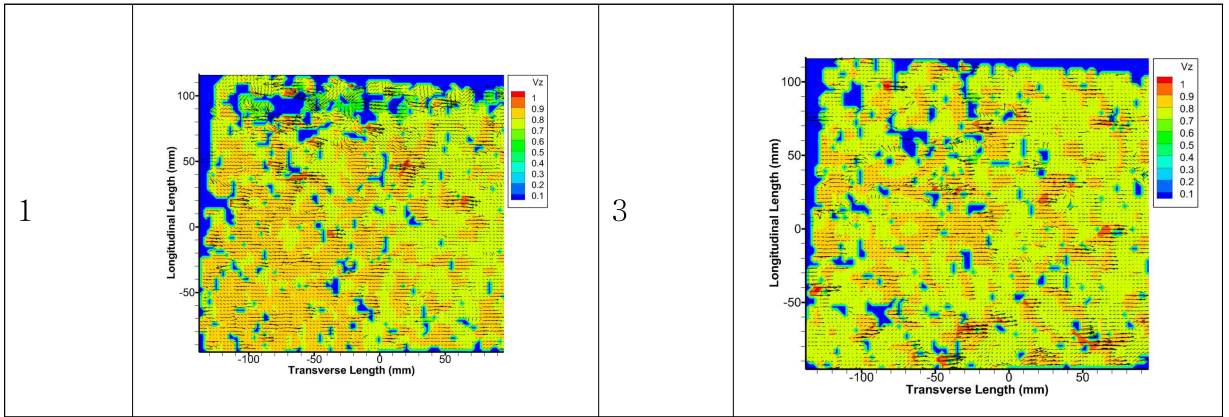


그림 229 기준유속 계측, 속도 0.8 m/s

표에 나타난 결과는 수중익이 스패น 50%, 뒷전 지점에서 왕복운동에 따른 순간 유동장을 시간에 따라 나열된 것이다. 외부의 유동장은 0.8 m/s의 유입류와 동일하게 계측되고 있으며, 표준편차는 0.0235 m/s로 균일하게 측정되었다. 유동장 영역 중 녹색으로 상·하로 이동하는 녹색의(저속의) 부분은 수중익이 상·하 진동운동을 함으로서 발생되어지는 뒷전 지점의 유동장이다. 이 때, 제어를 통해 5초의 주기를 갖는 왕복 운동을 구현하였으며, 0-1초는 수중익의 상승, 1.5-3초는 하강운동을 나타내고 있다.

표 34 시간에 따른 뒷전 지점의 후류 양상

시 간 (s)	유동장	시 간 (s)	유동장
0		2	



수치 해석과의 상호 비교를 위해서는 와류 및 압력장의 분포를 후류방향의 속도성분으로부터 추출해야하나, SPIV 장비로는 계측면이 유입류의 수직방향으로 되어 있어 수치해석과의 와류와 압력장 비교를 위해서는 계측면의 개수가 무수히 많아야 하면 계측면의 크기도 부족하였다. 이를 보완하기 위해 2D 기반의 PIV를 활용해 극복하고자 하였다.

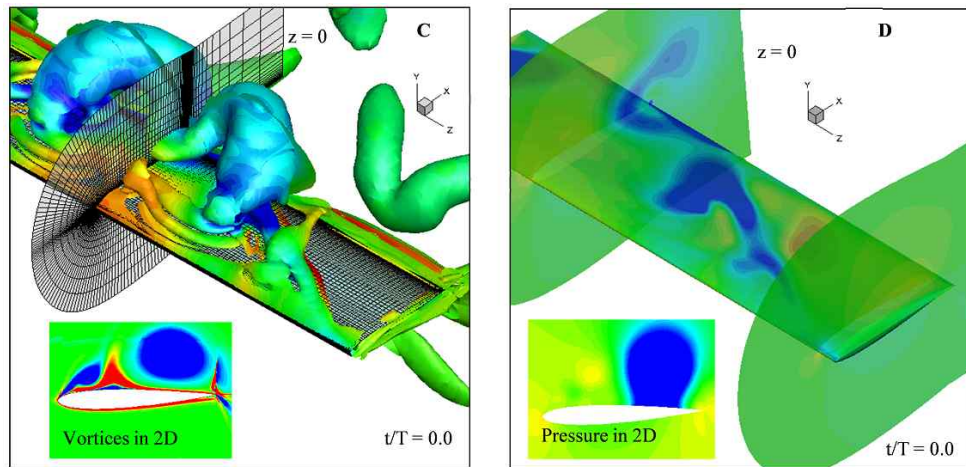


그림 234 와류와 압력장의 수치해석 결과

나. 2D-PIV 결과

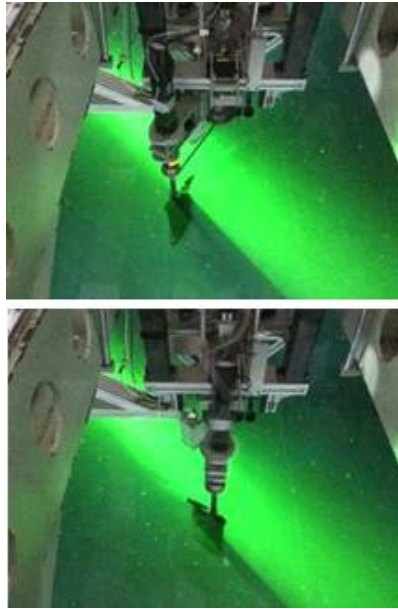


그림 235 유동가시화 이미지

상기 그림과 같이 1-2차년도에 장비 한계와 측정에 따른 어려움을 극복하기 위한 방법으로 (1) 유입류 수평방향의 계측면을 갖도록 하고, (2) 계측면 크기를 증가하도록 가시성 고도화 장비를 설계 및 설치하였다. 실험에 앞서 방수성 및 작동성을 확인하여 이상이 없음을 검증하였으며, 레이저는 수중익의 스패น(span)방향으로 중간에 위치하도록 고정하고 반잠수식 모듈에 카메라를 고정하여 유동방향과 수평 하게 촬영할 수 있도록 구성하였다.

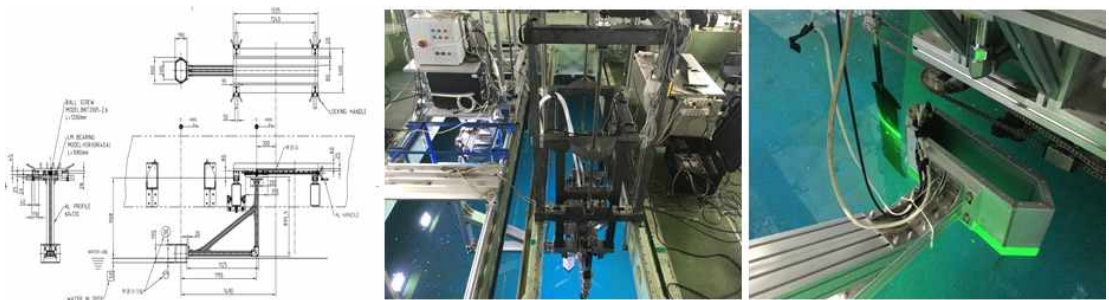


그림 236 설계도 및 제작-설치 사진

Hydrofoil이 작동하는 동안 제어부에서는 한 주기당 22개의 펄스 신호 획득을 할 수 있도록 제어기를 구성하였으며, PIV의 경우 synchronizer와 repetition rate 문제로 인해 2개를 놓친 20개의 펄스 대비 데이터 획득하였다. 결국 사라진 2개의 데이터는 arm의 회전속도가 가장 빠른 0도 지점에서 발생함을 확인하였으며, 20개의 이미지 조합을 1개의 특정 시점과 각도로 이미지 분석을 수행할 수 있었다. 시작 기점인 reference phase의 경우 pulse interval이 가장 큰 -20도를 기점으로 분류 지정 하였다.



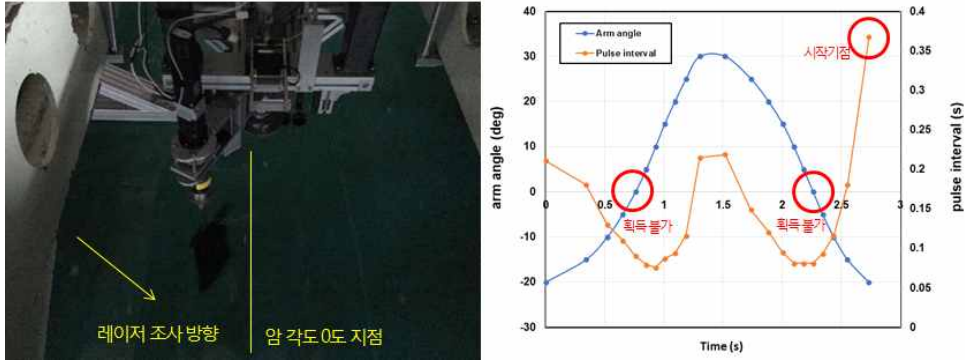
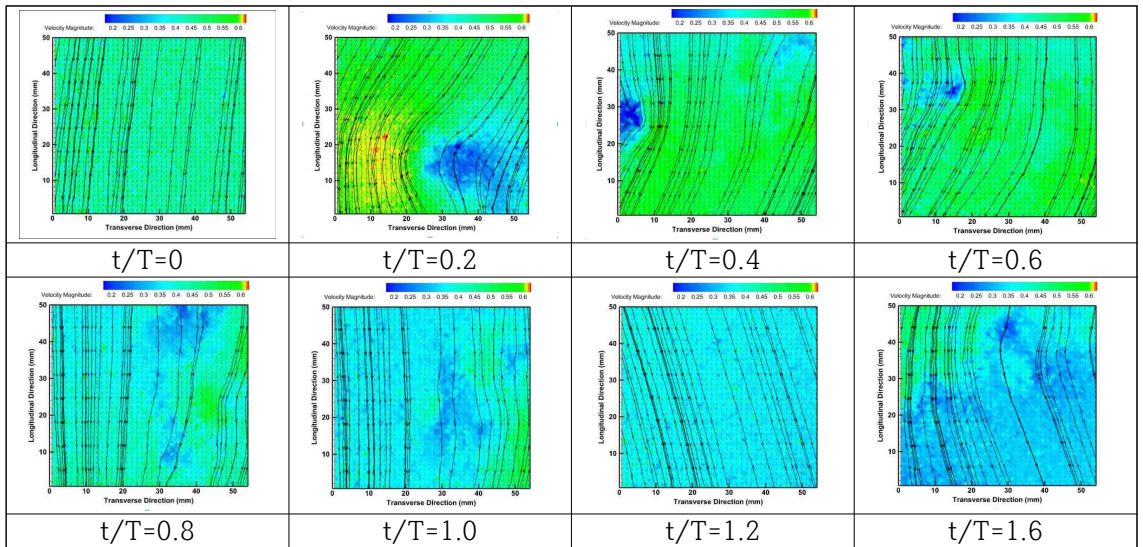


그림 237 PIV 실험 사진(좌) 및 결과(우)

유동은 수중익이 진동하는 2-3초 주기에 맞추어 와도의 생성, 변형 및 사라짐을 확인할 수 있었다. 이후 총 20개의 구역으로 나누어 동기화 하여 분석 작업을 하였으며 아래는 각 지역에서 나타나는 유동장을 동시에 나타낸 이미지를 포로 나타낸 것이다.

표 35 각 주기별 유동장 및 와류 강도



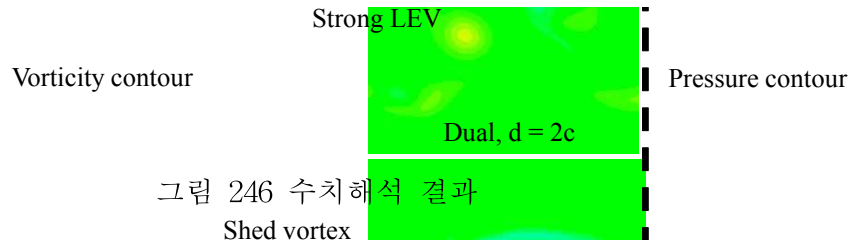


그림 246 수치해석 결과

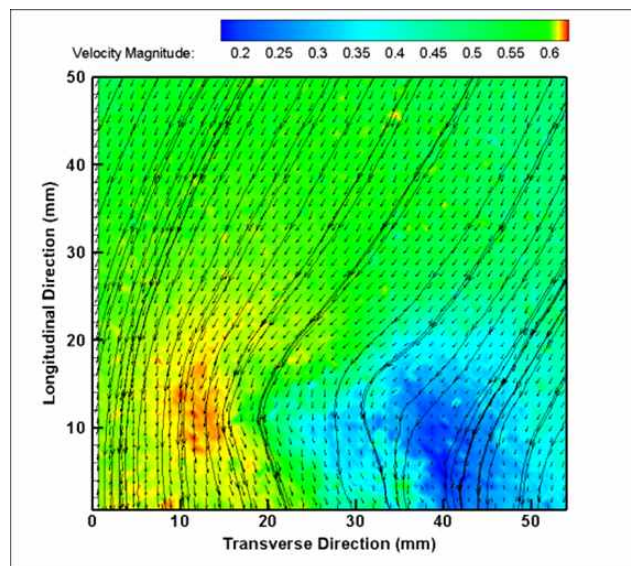


그림 247 PIV로 검출된 속도장

수치해석의 경우 거리가 코드 길이의 2배만큼 떨어진 시스템을 동일하게 모사한 결과, 와류가 수중익에서 떨어져 나가는 지점은 실험과 비슷한 수준인 45-60도 사이의 피치각에서 발생하는 것을 확인하였다. 특히 와도 강도의 경우 좌우를 진동하며 압각이 가장 높은 상태가 되었을 경우, 즉 최대 압 각도를 가진 상태에서 반대 압각으로 움직이는 순간에 있어 가장 강도가 심하게 나타나는 것을 관찰 할 수 있었다. 이는 기존 수치해석 결과와 유사하며, 속도장을 압력으로 환산한 결과를 살펴보면 피치각이 45-60도에 이를 시, 수중익 표면 압력장이 극도로 변화가 심함을 알 수 있다. 이로 인해 수중익의 표면 부근에서 와도가 생성되어 떨어져 나오는 것으로 해석 할 수 있다.



그림 248 수중익의 각도와 위치에 따른 압력장 분포도

이후 반복성과 재현성을 동시에 확보하기 위해 임베디드 보드와 유동가시화 장비를 동기화시켰다. 수중익과 연결되어 있는 암(arm)과 피치(pitch) 축에는 절대형 엔코더를 통해 특정 각도에서 레이저를 구동시킬 수 있도록 펄스 동기화 장치를 구성하였다. 특히, 계측 평면은 35 mm 렌즈를 이용하여 60 X 50 mm로 고정하여, 총 20개의 영역을 구간 반복하여 촬영하여 반복성과 재현성을 확보하였다. 이와 별도로 수중익을 이용하여 실험 계측 전, 수중익 없이 자유 유동에 대해 균일 유동장을 측정하였으며 이를 통해 유입되는 유체의 품질을 나타내는 척도로 활용할 수 있다. 본 실험에서는 수직 및 수평 와류강도 1 % 미만으로 평가되었다. (유속조건 1.6 m/s 최대 조건)

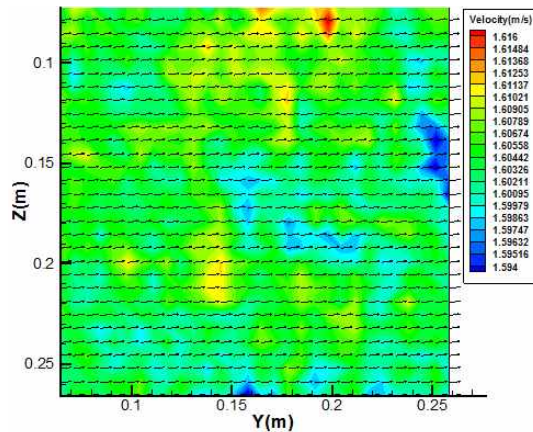


그림 249 속도 대비 유속 균일도

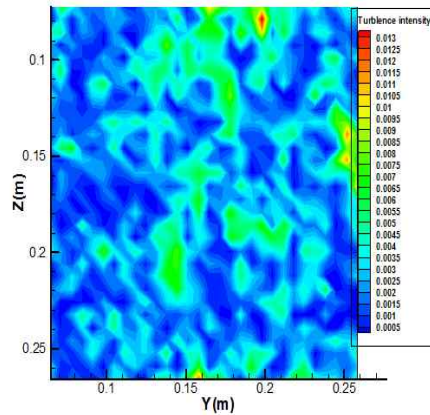


그림 250 속도 대비 와류 강도 측정치

다. 융합시스템 설계에 반영

유사 정부과제 수주로 인해 본 과제를 통해 설계 반영을 수행하지는 않았으나, 그림과 같이 실제 실행을 위한 설계에 본 결과를 반영하였다.



그림 251 융합시스템 설계에 유동가시화 조건 반영 및 실행 실험 수행(유사 타과제)

수중익간 영향이 최소화 되는 거리와 피치 각의 반영으로 인해 아래 그림과 같이 제어 성능 확보가 가능했으며, 이를 통해 실행 실험을 성공적으로 수행할 수 있었다. 향후 이렇게 수중익의 배치와 관련된 유사 과제 및 추가 연구 수행 시 본 연구결과를 이용하여, 최적설계에 도움을 줄 수 있을 것으로 사료된다.

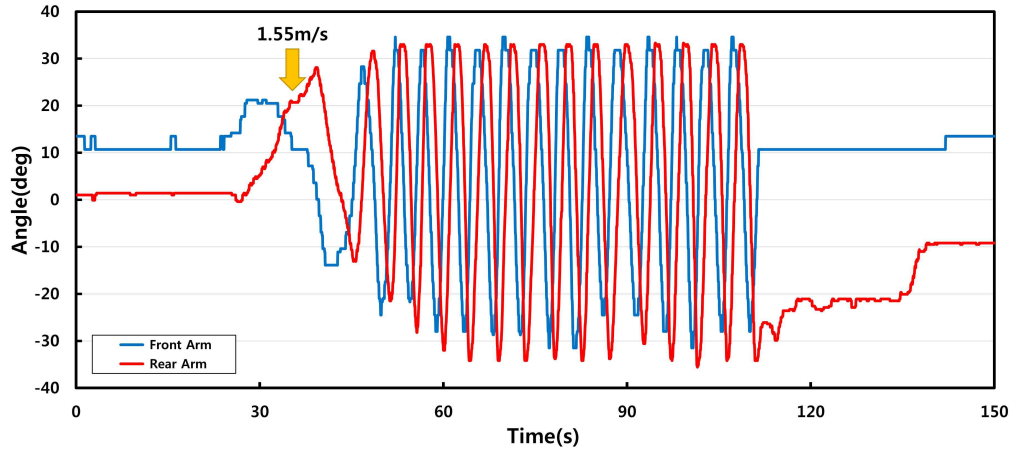



그림 252 융합시스템 설계에 유동가시화 조건 반영된 조건을 통한 피치 제어성능 확보



## 제4장 목표 달성도 및 예상성과

## 제4장 연구개발목표 달성도 및 예상성과

### 제1절 연구개발목표 달성도

본 연구개발사업의 연구개발목표 달성도를 표 4.1.1에 정리하여 제시하였으며, 본 사업이 수행된 2015년부터 2017년까지 3년 동안의 정량적 연구목표 달성도를 표 6.1.2에 정리하였다. 표 4.1.1 및 표 4.1.2에 제시된 바와 같이 당초 계획된 정성적·정량적 연구목표를 대부분 달성하였다.

표 4.1.1 연구개발목표 달성도(계속)

구분	연차별 달성내용			연구실적 달성율 (%)
	성과목표	연구내용	달성실적	
1년차 (2015)	1. 해상풍력-조류 복합발전 기술 개발	1-1. 해상풍력-조류 발전시스템 설계	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 해상풍력/조류 터빈 성능인자 도출 및 최적설계와 통합설계 도구 개발(I)</li> <li>• 수중익 특성실험 장치 구축 및 센서 보정완료</li> <li>• DB 시스템 설치 및 시험 운영</li> </ul>	100
		1-2. 복합발전 지지구조물 기술개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 복수 발전장치 지지 가능한 신형식 구조 제시</li> <li>• 발전장치 배치에 따른 하중 조건 산정</li> <li>• 하중 조건별 구조형식 분석</li> <li>• 신형식 지지구조 성능 평가</li> </ul>	
		1-3. 복합발전시스템 배치최적화 기술개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 우리나라 주요 해역 해상풍력 및 조류력 부존량 검토</li> <li>• 해상풍력-조류 복합발전 유망 해역 1차 선정</li> </ul>	
		1-4. 복합발전시스템 계측평가 및 O&M 기반기술 개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 수치해석을 통한 복합발전시스템 손상 취약부 분석(기초 세굴 영향 포함)</li> <li>• 성능평가 항목 분석 및 적절한 계측시스템 구성</li> </ul>	
	2. 조류양수발전 핵심기술 개발	2-1. 융합시스템 설계	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 반잠수 진동식 조류터빈 실험장치 제작 및 실험 수행</li> <li>• 펌프부 개념설계</li> </ul>	100
		2-2. 유동 가시화 분석 준비 및 테스트	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 유동 가시화 분석 준비 및 테스트</li> <li>• 분석 장치 구성 및 테스트</li> <li>• 이미지 보정 작업 구성 및 테스트</li> </ul>	
	계			100

표 4.1.1 연구개발목표 달성도(계속)

구분	연차별 달성내용			연구실적 달성율 (%)
	성과목표	연구내용	달성실적	
2년차 (2016)	1. 해상풍력-조류 복합발전 기술 개발	1-1. 해상풍력-조류 발전시스템 설계	<ul style="list-style-type: none"> <li>해상풍력/조류 최적설계 및 통합설계 도구 개발 (II) 및 적용</li> <li>CFD 해석 툴 개발 및 통합설계 연계(I)</li> <li>CFD 및 dynamics 해석 수행을 통한 동적하중 산출</li> <li>DB 시스템 자료 추적(I)</li> </ul>	100
		1-2. 복합발전 지지구조물 기술 개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>복수 발전장치 지지를 위한 신형식 구조 개발</li> <li>터빈 조합에 따른 최적 구조형식/형상 결정</li> <li>하중 조합에 따른 최적 구조형식/형상 결정</li> </ul>	
		1-3. 복합발전시스템 배치최적화 기술개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>해상풍력-조류 복합발전 유망 해역 2차 선정</li> <li>복합발전시스템 적정 배치 연구</li> </ul>	
		1-4. 복합발전시스템 계측평가 및 O&M 기반기술 개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>성능평가 알고리즘 제안</li> <li>복합발전시스템 실내실험 구조물 제작 및 계측 시스템 구축</li> <li>손상모사실험을 통한 계측 자료 수집 및 분석(I)</li> </ul>	
	2. 조류양수발전 핵심기술 개발	2-1. 융합시스템 설계	<ul style="list-style-type: none"> <li>펌프부 제작 결합 및 실험성능평가(I)</li> </ul>	100
		2-2. 유동 가시화 분석 준비 및 테스트	<ul style="list-style-type: none"> <li>입자영상유속계(PIV)의 설치 및 보정</li> <li>유속 측정에 필요한 기준 계측(reference) 자료 확보</li> <li>수치해석 결과와 상호 비교(일부 진행 중)</li> </ul>	
	계			100



표 4.1.1 연구개발목표 달성도

구분	연차별 달성내용			연구실적 달성율 (%)
	성과목표	연구내용	달성실적	
3년차 (2017)	1. 해상풍력-조류 복합발전 기술 개발	1-1. 해상풍력-조류 발전시스템 설계	<ul style="list-style-type: none"> <li>CFD 해석 툴 개발 및 통합설계 연계 (II)</li> <li>연계 작업을 통한 통합설계 도구 완성</li> <li>DB 시스템 자료 축적(II)</li> <li>설계도구와 DATABASE를 이용한 설계도 작성</li> </ul>	100
		1-2. 복합발전 지지구조물 기술 개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>지지구조 최적형상 도출</li> <li>지지구조에 대한 기본설계</li> <li>지지구조에 대한 상세설계</li> <li>상세설계 안에 대한 구조 안전성 검토</li> </ul>	
		1-3. 복합발전시스템 배치 최적화 기술개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>복합발전시스템 배치 기술 정립</li> </ul>	
		1-4. 복합발전시스템 계측평가 및 O&M 기반기술 개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>손상모사실험을 통한 계측 자료 수집 및 분석(II)</li> <li>성능평가 알고리즘의 검증 및 보완</li> <li>국외 O&amp;M 관련 자료 분석 및 국내 적용</li> </ul>	
		1-5. K-TWS4000 시스템 경제성 계약 검토	<ul style="list-style-type: none"> <li>해상풍력-조류발전 시스템에 대한 개략 공사비 산정</li> <li>해상풍력-조류발전 시스템 연간발전량 산정</li> </ul>	
	2. 조류양수발전 핵심기술 개발	2-1. 유동 가시화 분석 준비 및 테스트	<ul style="list-style-type: none"> <li>수치해석 모델과의 유사도 비교</li> <li>반복성 및 재현성 확보</li> </ul>	100
	계			

## 제2절 예상성과

본 연구의 학술적, 기술적, 경제·산업적 측면의 예상성과는 다음과 같다.

- 해상풍력-조류 복합발전시스템 설계 자료 및 유동가시화기술 확보
  - 해상풍력-조류 복합발전 터빈시스템 및 지지구조물 최적 설계 결과
  - 복합발전시스템 구조물 계측평가 및 O&M기술 개발 결과
  - 우리나라 주요 해역 해상풍력 및 조류력 부존량 검토 결과
  - 해상풍력-조류 복합발전 유망해역 선정 결과
  - 조류양수발전 유동가시화기술 개발 결과



## 제5장 과제 결과의 활용계획

## 제7장 연구개발결과의 활용계획

본 연구를 통해 개발된 해상풍력-조류 융복합발전 기술 및 조류-양수 융합발전 기술은 향후 국내·외 조류발전 상용화 추진 시 기초자료 및 조류발전 단지 구성에 활용이 예상되며, 연구결과의 활용성은 다음과 같다.

- 해양에너지 복합발전 산업 창출 기반 자료로 활용
- 조류양수발전 산업 창출 기반 자료로 활용
- 해양에너지 이용을 위한 향후 후속 연구의 핵심 기초 자료로 활용
- 해양에너지 산업화 추진의 기초자료로 활용 가능
- 실용화/실증을 위한 국가 대형과제 수주를 위한 기초자료로 활용
  - 이 과제를 통해 개발된 기술을 기반으로 2016년부터 산업통산자원부의 국가연구개발사업인 “조류-양수 융합발전시스템 개발 및 실증(연구기간 2016. 5. ~ 2018. 12., 총 연구비 45억원)” 연구 수행 중
- 복합발전시스템 구조물에 대한 계측평가 기술은 별도의 해상풍력 지지구조물 및 조류발전 지지구조물에 대한 계측평가 기술로도 활용 가능
- 조류발전 배치 최적화 기술은 여타 연안개발 시 영향평가 기술로 활용 가능
- 조류양수발전은 해수담수화 기술과 융합하여 도서 지역에 전기, 에너지, 물을 제공할 수 있는 통합 지원시스템 개발에 활용 가능

또한, 연구결과의 기술적, 경제적, 사회적 파급효과는 다음과 같다.

- 해상풍력-조류 기전시스템 및 신형식 지지구조물 개발을 통해 관련분야의 신기술을 확보
- 해상풍력-조류 융복합 발전은 해양학, 기계공학 및 토목공학 등 다양한 분야가 융합된 기술로 복합발전 기술개발을 통해 해상풍력-조류 융복합 발전 시스템 표준모델 제시
- 세계 최초로 신개념의 조류-양수 융합발전 기술개발을 통한 관련분야 기술수준 향상 및 첨단 해양에너지산업 육성을 위한 기술적 기반 확보
- 해상풍력-조류 복합발전시스템 개발을 통해 첨단 해양에너지 신산업 창출 기반 마련
- 미세먼지 및 온실가스 저감 노력에 기여
- 신재생에너지인 해상풍력-조류에너지 개발은 정부의 신재생에너지 공급 정책에 일조할 것으로 예상

## 주 의

1. 이 보고서는 한국해양과학기술원에서 수행한 주요사업의 연구결과보고서입니다.
2. 이 보고서 내용을 발표할 때에는 반드시 한국 해양과학기술원에서 수행한 주요사업의 연구결과임을 밝혀야 합니다.
3. 국가과학기술 기밀유지에 필요한 내용은 대외적으로 발표 또는 공개하여서는 안됩니다.