

제주 해양환경에 적합한 부유식 해상풍력발전기 계류선 설계

정준모^{1,†} · 김형준¹ · 전기영²
인하대학교 조선해양공학과¹
한국선급 창조기술연구팀²

Design of Mooring Lines of a Floating Offshore Wind Turbine in South Offshore Area of Jeju

Joonmo Choung^{1,†} · Hyungjun Kim¹ · Gi-Young Jeon²
Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University, Incheon, Korea¹
Department of Creative Technology Research Team, KR, Seoul, Korea²

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

This paper presents a mooring design procedure of a floating offshore wind turbine. The environment data of south offshore area of Jeju collected from Korea Hydrographic and Oceanographic Administration(KHOA) are used for hydrodynamic analyses as environmental conditions. We considered a semi-submersible type floating wind turbine based on Offshore Code Comparison Collaborative Continuation(OC4) DeepCWind platform and National Renewable Energy Laboratory(NREL) 5 MW class wind turbine. Catenary mooring with studless chain is chosen as the mooring system. Important design decisions such as how large the nominal sizes are, how long the mooring lines are, how far the anchor points are located, are demonstrated in detail. Considering ultimate limit state and fatigue limit state based on 100-year return period and 50-year design life, respectively, longterm predictions of breaking strength and fatigue are proposed.

Keywords : Floating offshore wind turbine(부유식 해상 풍력발전기), Time domain hydrodynamic analyses(시간영역 유체동력학 해석), Low frequency drift force(저주파수 표류력), Studless chain(스터드리스 체인), Catenary equation(현수선 방정식), Weibull distribution(와이블 분포), Tension range(인장력 범위)

1. 서론

탄화수소로 구성된 화석연료의 고갈과 화석연료의 지속적인 사용으로 인한 환경오염 때문에 지속 가능한 재생에너지의 필요성이 높아지고 있다. 대한민국은 삼면이 바다임에도 해양에서 얻을 수 있는 재생에너지의 빈국으로 간주된다. 풍력발전의 경우 지속 가능한 출력에 많은 의문점이 제기되고 있고, 파력발전의 경우에도 발전 가능한 수준의 파고가 지속적이지 못하다고 알려져 있다. 조류력의 경우에도 조류발전에 적합한 입지가 제한적이고, 유지보수 및 계통연계의 어려움을 극복해야 하는 난제를 가지고 있다. 그럼에도 불구하고 해양에 부존된 재생에너지의 활용에 대한 지속적인 연구를 통하여 이와 같은 기술적인 난제를 극복해 나가야 한다. 이러한 시점에서 신재생에너지 의무할당제(RPS, renewable energy portfolio standard)는 해양 재생에너지

관련 기술 발전을 위한 큰 원동력으로 작용하고 있다. RPS는 발전사업자에게 총발전량에서 일정비율을 신재생에너지로 공급하도록 의무화하는 제도를 의미하는데, 국내에서는 2012년 1월 1일부터 시행되었다.

해양 재생에너지 중에서 우수한 품질의 바람을 확보하기 위하여 먼 바다로에서 해상 풍력발전에 많은 관심을 가지고 있다. 먼 바다는 육지 또는 근해보다 풍황을 보유할 뿐더러, 소음 등의 민원으로부터 자유로운 비교적 자유로운 장점을 가지고 있다. 먼 바다 또는 깊은 바다에서 해상 풍력발전기가 설치 및 운용되기 위해서는, 고정식보다는 부유식이 적합한 것으로 알려져 있으며, 이러한 이유로 부유식 해상 풍력발전기(floating offshore wind turbine, FOWT)는 국내외적으로 많은 연구가 지속적으로 진행되고 있다.

상용급의 FOWT를 살펴보면, Statoil사는 현수선 계류(catenary mooring) 방식을 이용하여 스파형(spar type) 부유식

해상 풍력발전기인 Hywind 프로젝트를 2010년 9월부터 현재까지 성공적으로 운영하고 있다. 또한 Principle Power사는 인장각식 계류선(taut mooring)을 적용한 WindFloat 프로젝트 (Principle Power, 2012)를 2011년 11월에 시범 운용하기 시작한다.

FOWT에 대한 국제 공동연구 동향을 살펴보면, NREL(2010a; 2010b)은 모노파일(mono pile) 및 삼각지지(tripod) 고정식 해상 풍력발전기와 스파형 FOWT에 대하여 국제 공동연구 (offshore code comparison collaborative, OC3)의 주관 기관으로 수행한 바 있다. NREL (2012)은 최근에도 OC3의 연장선에서 Offshore Code Comparison Collaborative Continuation(OC4) 국제 공동연구를 수행 중이며, 자켓 고정식 해상 풍력발전기와 반잠수식 FOWT를 대상으로 한다. 이 국제 공동연구의 1단계(phase I)와 2단계(phase II)에서 각각 UpWind Jacket 및 DeepCWind Semi-submersible이라고 불리는 해상 풍력발전기를 대상으로 현재 연구가 수행중이다. DeepCWind Semi-submersible은 Principle Power사의 WindFloat 프로젝트와 유사한 플랫폼을 가지는 것으로 알려져 있다.

FOWT에 대한 연구현황을 살펴보면 Chung, et al. (2013)은 인장각식 계류선을 WindFloat형식의 반잠수식 FOWT에 적용하여 계류선의 배치를 최적화하는 연구를 수행한 바 있다. Ronald, et al. (2013)은 주파수영역 유체동역학 해석 소프트웨어인 WAMIT과 풍력발전기 해석 소프트웨어인 FAST를 이용하여, 두 종류의 부유식 해상풍력발전기에 대한 유체동역학 해석을 수행하고 방사력(radiation force)과 회절력(diffraction force)의 2차항의 효과를 분석한 바 있다. Lefebvre and Collu (2012)는 WindFloat 프로젝트와 유사한 형상의 플랫폼을 가지는 5MW급 FOWT에 대한 초기 설계 방법론을 제시한바 있다. 이들은 40m의 낮은 수심을 고려하였기 때문에 인장각식 계류(taut mooring) 방식을 적용하였다. Jeon, et al. (2013)과 Cho, et al. (2013)은 OC3 Hywind와 유사한 FOWT가 현수선 계류되었을 때 계류선 페어리드의 높이 위치에 따른 운동 특성을 예측한 바 있다. 그러나 이들은 풍하중 및 조류 등에 대한 고려를 하지 않고 일방향 파랑하중만을 고려하였다. Yu, et al. (2013)는 남중국해(south china sea)의 해상데이터를 수집하고, OC3 Hywind FOWT 계류시스템의 거동을 예측한 바 있다. 이들은 날개요소 운동량이론(blade element momentum theory, BEMT)를 이용하여 정상 운전상태의 공기동역학적인 하중을 고려한 유체동역학 해석을 수행하였다. Brommundt, et al. (2012)는 WindFloat과 유사한 반잠수식 FOWT가 북해(North Sea)의 특정해역에서 운용될 때 경험할 수 있는 극한하중조건과 정상 운전조건에 대하여 주파수영역해석을 통하여 현수식 계류선의 최적화된 배치를 제시하였다. Shin and Kim (2011)은 NREL 보고서 (NREL, 2009; NREL, 2010a; NREL, 2010b)의 연구결과를 토대로 현수식 계류선을 적용한 스파형 FOWT의 운동특성을 제시한바 있다.

공력 및 파력을 연성하여 실시간으로 운동성능을 예측하는 연구도 활발하다. 예를 들어 Karimirad and Moan (2012) 풍력, 파력, 제어, 구조변형 시간영역 연성해석 (aero - hydro - servo - elastic time domain simulation)을 현수식 계류선을 적용한 스

파형 FOWT에 대하여 실시한 바 있다. Kvittem, et al. (2012)는 노르웨이 선급에 의하여 상용화된 SESAM 모듈(Simo와 Reflex), NREL에서 개발한 FAST의 일부 모듈(AeroDyn과 TurSim), MARINTEK의 제어모듈을 코드수준에서 결합하여 시간영역 완전 연성해석을 수행하기도 하였다.

본 논문에서는 DeepCwind형 반잠수식 플랫폼에 NREL 5MW급 풍력발전기가 설치된 FOWT를 해석 대상 구조물로 결정하여 연구를 수행하였다. 체인으로 이루어진 현수선 계류시스템으로 채택하고 계류선의 공칭지름(nominal diameter)과 총 길이를 설계 변수로 하는 설계 절차를 제시하였다. 이를 위한 부유체 동역학 해석은 Ansys/Aqwa (Ansys, 2010)를 이용하였다. 풍향이 우수한 제주 해역의 해상데이터(파고, 파주기, 유향, 유속, 풍향, 풍속)를 수집하고 파도에 대한 파빈도분포표를 작성하여 이를 파랑 하중 데이터로 사용하였다. 수집된 해상 데이터를 바탕으로 FOWT가 경험할 수 있는 하중 케이스를 작성하였다. 단 보수적인 설계를 위하여 수집된 풍속을 사용하지 않고 정격 출력을 발생시키는 풍속을 추정하고 이로부터 추력을 산정하여 풍하중으로 사용하였다. 설계된 계류 시스템에 대하여 극한한계상태(ultimate limit state, ULS)와 피로한계상태(fatigue limit state, FLS)의 관점에서 안전성 평가를 실시하였다. 이때 ULS와 FLS를 위하여 각각 100년 재현주기의 최대 인장력과 50년 설계수명 동안의 누적 피로를 설계기준으로 결정하였다. 계류선의 길이 및 계류선 체인의 지름으로부터 중량비교를 통하여 가장 경제적인 계류선 체인의 강도와 크기를 제시하였다.

2. 환경하중과 구조물 정의

2.1 환경하중

본 연구에서는 국립기상연구소 (NIMR, 2011)에서 제공하는 국내 해상풍력 자원을 우선적으로 검토하였다. Fig. 1에서 보는 바와 같이 제주 남쪽의 연평균 풍속은 8.0~8.5m/s를 유지하고 있어서, 해상 풍력발전에 가장 적합한 부지로 판단된다. 다음 단계로 최첨단 해양, 기상, 환경 관측체계를 갖추고 있는 이어도 종합 해양과학기지의 최근 2년간(2011~2012) 12696개의 단기 파랑 데이터를 국립해양조사원 (KHOA, 2012)에서 수집하였다.

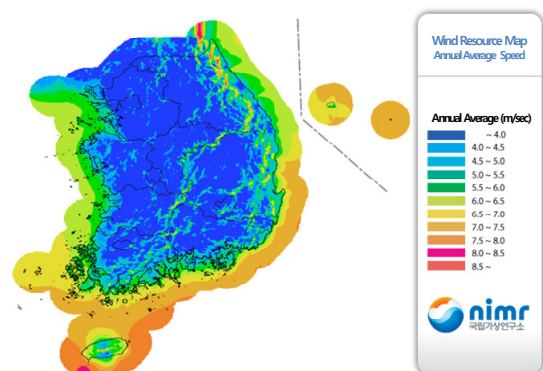


Fig. 1 Wind map of South Korea

파랑 데이터는 매 시간마다 20분씩 계측하여 평균한 유의파고 (significant wave height, H_s) 및 영점교차주기(zero-crossing period, T_z)로 구성된다. 본 연구에서는 두 물리량의 최솟치 및 최대치를 감안하여 각각 8개 및 10개 구간으로 나누어 80개의 단기해상상태를 나타내는 파빈도분포표(wave scatter diagram)를 작성하였다 (Table 1 참조).

국립해양조사원 (KHOA, 2012)은 조류 관측 데이터도 제공하고 있지만, 이어도 종합해양과학기지 인근의 조류데이터를 제공하지는 않았다. Fig. 2에 관측 데이터가 존재하는 지점을 파란색 점으로 표시하였는데, 이어도와는 상당한 거리가 있음을 알 수 있다. 본 연구에서는 이어도 관측지와 지리적으로 가장 근접하고, 조류관측 데이터 중에서 유속이 크게 나타나는 지점 (Fig. 1의 적색 네모)의 조류 속도(유속) 및 조류 방향(유향)을 수집하였다. Table 2에는 참조 및 낙조 평균 유속을 나타내었다. 여기서 유향은 북쪽을 0°로 간주하여 반시계방향으로 증가한다.

Table 1 Wave scatter diagram for Jeju South offshore area

| T_z (s) \ H_s (m) | T_z (s) | | | | | | | | sum |
|-----------------------|-----------|------|------|------|-----|----|----|----|-------|
| | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | |
| 0.5 | 2421 | 3555 | 993 | 23 | 1 | 0 | 0 | 0 | 6993 |
| 1.5 | 0 | 693 | 2853 | 1019 | 83 | 6 | 0 | 0 | 4654 |
| 2.5 | 0 | 0 | 96 | 573 | 210 | 26 | 8 | 0 | 913 |
| 3.5 | 0 | 0 | 0 | 11 | 51 | 13 | 0 | 0 | 75 |
| 4.5 | 0 | 0 | 0 | 0 | 8 | 10 | 3 | 0 | 21 |
| 5.5 | 0 | 0 | 0 | 0 | 1 | 5 | 3 | 2 | 11 |
| 6.5 | 0 | 0 | 0 | 0 | 5 | 3 | 3 | 0 | 11 |
| 7.5 | 0 | 0 | 0 | 0 | 3 | 3 | 4 | 0 | 10 |
| 8.5 | 0 | 0 | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 | 3 | 4 |
| 9.5 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 4 | 4 |
| sum | 2421 | 4248 | 3942 | 1626 | 363 | 66 | 21 | 9 | 12696 |

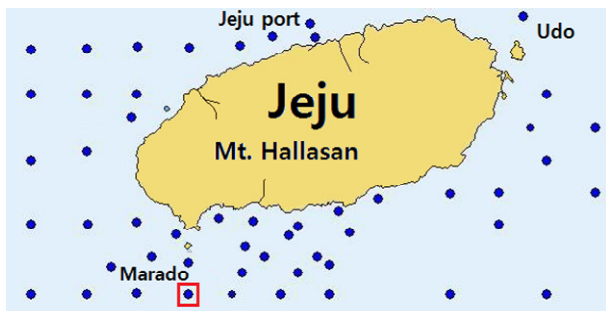


Fig. 2 Observation points of current in Jeju offshore area

Table 2 Selected current data

| | speed (cm/s) | direction (degree) |
|--------------|--------------|--------------------|
| average flow | 113 | -71 |
| average ebb | 148 | 90 |

해당 해역의 연중 풍향을 조사한 결과 하절기를 제외하고 북풍이 가장 빈번하였으며, 북풍은 늦가을부터 동절기까지 우수한 풍속을 나타내었다. 조사 내용을 바탕으로 북풍(0°)을 40%, 북북서풍(22.5°)과 북북동풍(-22.5°)을 20%, 북서풍(45°)와 북동풍(-45°)을 10%의 발생 확률로 가정하였다. 본 논문에서 고려할 풍력발전기는 5MW급으로서, 정격출력 풍속이 11.4m/s (NREL, 2009)이다. 보수적인 설계를 위하여 실제 풍속을 사용하지 않고, 정격출력에 상응하는 풍속을 적용하였으며 파향과 풍향이 같다고 가정하였다. 따라서 5가지 풍향과 2가지 조류로부터 총 10개의 하중 케이스가 생성되었으며, Table 3에 나타내었다. 파빈도분포표에서 발현확률이 0인 단기해상상태를 제외한 34개의 단기해상상태 및 10개의 하중조건을 고려하면 총 340회의 유체동역학해석이 요구된다. Fig. 3은 파향, 풍향, 유향을 해상풍력발전기 대비하여 도식적으로 나타내었다.

Table 3 Load cases according to wind, wave, and current conditions

| Case | Current | | | wind & wave (degree) | | | Prob. of occur. (%) |
|------|------------|-------------|----|----------------------|------------------|----|---------------------|
| | dir. (deg) | speed (m/s) | % | dir. (deg) | wind speed (m/s) | % | |
| 1 | -71 | 1.13 | 50 | 45 | 11.4 | 10 | 5 |
| 2 | | | | 22.5 | | 20 | 10 |
| 3 | | | | 0 | | 40 | 20 |
| 4 | | | | -22.5 | | 20 | 10 |
| 5 | | | | -45 | | 10 | 5 |
| 6 | 90 | 1.48 | 50 | 45 | | 10 | 5 |
| 7 | | | | 22.5 | | 20 | 10 |
| 8 | | | | 0 | | 40 | 20 |
| 9 | | | | -22.5 | | 20 | 10 |
| 10 | | | | -45 | | 10 | 5 |

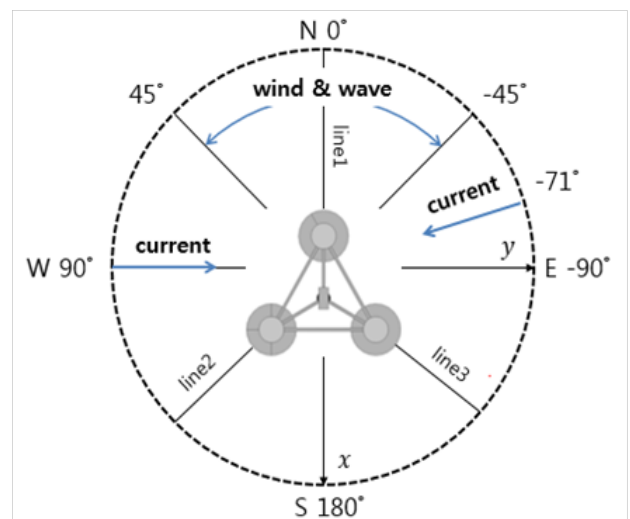


Fig. 3 Directions of environmental loadings

2.2 플랫폼

본 연구에서 적용한 풍력발전기의 상세한 제원은 참고문헌 (NREL, 2009)에 나타나 있으며 Table 4에 상세히 나타내었다. 플랫폼의 제원으로서 OC4 Phase II에서 고려하는 세 개의 기둥으로 이루어진 반잠수식 플랫폼을 대상으로 하였다. 상세한 플랫폼 치수는 Gueydon and Weller (2013)에서 발견된다. Fig. 3은 설계된 플랫폼 및 타워의 도면을 나타낸다.

Table 4 Properties of the the NREL 5MW baseline wind turbine and the OC4 Phase II DeepCwind semi-submersible platform

| Item | Properties |
|---|-----------------------|
| Turbine rating | NREL 5MW |
| Blade diameter (m) | 126 |
| Hub diameter (m) | 3 |
| Hub height (m) | 90 |
| Rated wind speed (m/s) | 11.4 |
| Nacelle mass (kg) | 240,000 |
| Tower mass (kg) | 249,718 |
| Blade mass(3EA) (kg) | 54,000 |
| Hub mass (kg) | 56,000 |
| Platform mass (kg) | 13,473,000 |
| Total mass (kg) | 14,072,718 |
| Global totary inertia component for pitch motion ($kg \cdot m^2$) | 6.83×10^9 |
| Global rotary inertia component for roll motion ($kg \cdot m^2$) | 6.83×10^9 |
| Global rotary inertia component for yaw motion ($kg \cdot m^2$) | 1.23×10^{10} |
| Draft (m) | 20.4 |

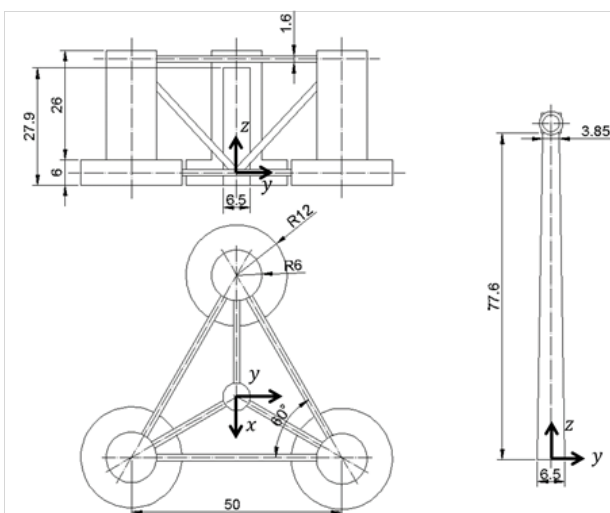


Fig. 4 Schematic of the designed platform (unit: m)

2.3 계류선

계류 방법을 선택하기 위해서는 해역의 파랑특성과 수심에 대한 고려가 필요하다. Choung, et al. (2013)에 의하면 50m이상의 깊은 수심에서는 인장각식 보다는 현수선식 계류가 적절한 것으로 알려져 있다. 본 연구에서 고려하는 대상 해역의 수심은 120m정도로 풍력발전을 위한 수심으로는 상당히 깊은 편이어서, 현수선식 계류방식을 채택하였다. 계류선은 Fig. 3에 보인바와 같이 3개의 선으로 구성되며, 계류선의 재질은 스테르가 없는 체인 링크(studless chain link)로 결정하였다(Fig. 5 참조). 계류선의 플랫폼 부착위치(페어리드 위치)는 대략 부유체의 최하단에 위치하는 것으로 결정하였다. 체인의 크기는 통상 호칭지름으로 불리는데, 호칭지름과 계류선의 길이를 결정하는 과정은 설계절차에서 논의된다. 계류선에 관한 기본적인 정보는 Table 5에 나타내었다.

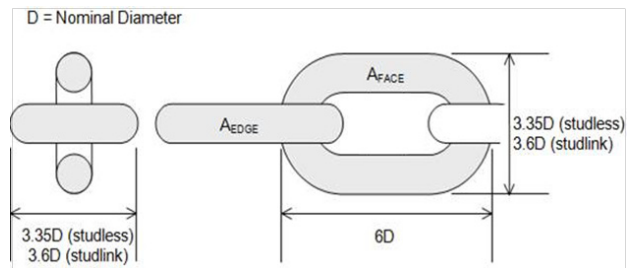


Fig. 5 Schematic of the chain link (Orcina, 2013)

Table 5 Properties of selected mooring chain

| Item | Values |
|---|--------|
| Number of lines | 3 |
| Angle between adjacent lines (deg) | 120.0 |
| Distance from still water level to fairlead (m) | 14.6 |

3. 계류선 설계

3.1 계류선 설계 절차 정립

부유식 해상 풍력발전기와 플랫폼의 제원이 결정되면 유체동역학 모델링을 실시하고 환경하중을 적용하여 선형 주파수 응답 해석을 실시한다. 선형 주파수응답해석은 계류되지 않은 FOWT (이하 비계류체로 표현)의 규칙파에 대한 주파수응답(response amplitude operator, RAO)을 도출하기 위해서도 사용되지만, 이를 통하여 부유체의 운동방정식을 구성하는 부가수 질량 계수(added mass coefficient)과 방사 감쇠 계수(radiation damping coefficient)를 도출할 수 있다. 두가지 포텐셜 계수(potential coefficients)와 환경하중을 조합하여 계류된 FOWT(이하 계류체로 표현)에 대한 준정적 평형위치를 탐색하고, 이 평형위치를 기준으로 계류체의 시간영역 유체동역학 해석을 실시한다. 단, 주

파수 영역 또는 시간영역의 유체동역학해석이 계류체의 선형해석 으로부터 얻은 운동의 진폭이 실험결과에 비하여 과도하다면 부 가적인 감쇠를 고려할 필요가 있다 (NREL, 2010a). 부가적인 감 쇠는 운동 성분별로 자유 감쇠 실험(free decay test)을 통하여 점성 감쇠상수(viscous damping constant) 또는 점성 감쇠비 (viscous damping ratio)를 도출하므로써 고려할 수 있다.

시간영역 유체동역학 해석은 위에서 언급한 340회의 하중 케 이스에 대하여 모두 실시되어야 한다. 닻(anchor) 위치에서 계류 선의 인장력을 검토하여 인양력(uplift force)이 발생하면, 계류선 의 길이를 조정하여 해저면 안전길이(safety length)를 증가시키 는 과정을 반복한다. 모든 하중 케이스에 대하여 닻의 위치에서 계류선에 인양력이 발생하지 않으면, 불규칙한 인장력을 와이블 분포(weibull distribution) 또는 겐블 분포(gumbel distribution)를 이용하여 장기 해상상태의 장기 인장력을 도출하고, 이 값이 계 류선의 파단 하중(minimum breaking load, MBL)을 초과하는지 여부를 검토한다(이때 장기 해상상태는 통상 재현주기를 의미하 며, 본 연구에서는 100년 재현주기를 적용하였다). 장기 인장력 이 MBL을 초과하지 않도록 계류선의 길이 및 계류선의 호칭경을 증가하는 과정을 반복한다. 마지막으로 장기 인장력이 MBL을 초 과하지 않는다면, 단기해상상태에 대한 계류선의 인장력 이력을 레인플로우 집계법(rainflow cycle counting method)를 이용하여 인장력 이력을 도출하고, 계류선의 S-N선도 및 선형피로누적법 칩(Miner rule)을 이용하여 계류선의 누적피로를 산정한다. 이때 장기 누적피로를 산정하기 위하여 설계수명을 가정하는데, 본 연 구에서는 50년의 설계수명을 사용하였다. 이와 같은 계류선 설계 과정을 Fig. 6에 정리하여 나타내었다.

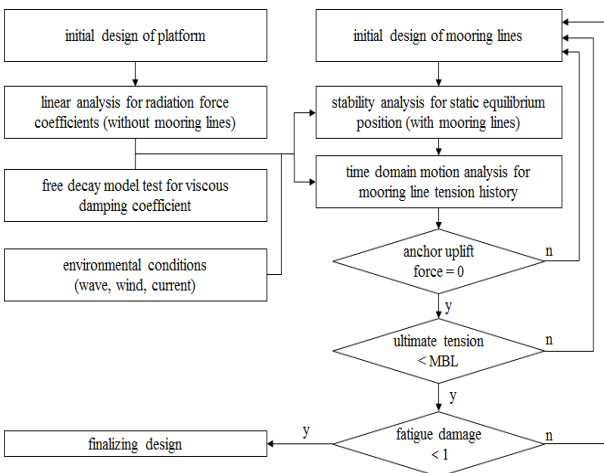


Fig. 6 Mooring design procedure of floating offshore wind turbine

3.2 모델링

본 연구에서는 상용코드인 Ansys/Aqwa를 이용하여 유체동역 학 해석을 수행하였다. 정수면을 기준으로 수면 아래에는 회절요 소(diffraction element) 또는 세장체요소(slender element)가 배

치되었고, 수면 위로는 비회절요소로 구성되었다. 부력을 생성하 는 반잠수체의 수면 아래를 회절요소로, 반잠수체를 연결하는 브 레이스(brace)를 단면적에 비하여 길이가 매우 길다고 가정하여 세장체요소로 모델링하였다. Fig. 7은 생성된 비회절요소(1689 개), 회절요소(4574개), 튜브(tube) 단면의 세장체요소(15개)를 나타낸다. 회절요소의 최대크기를 1.4m로 설정하여, 파장 10m (파주기 2.5초) 내외의 입사파까지 해석이 가능하도록 하였다 (Ansys, 2010). 질량 및 로터리 관성을 표현하기 위하여 각각 너 셀, 타워, 플랫폼의 질량중심에는 질량 요소 및 로터리 관성 요소를 배치하였으며, 상세한 정보는 Table 4에 나타내었다.

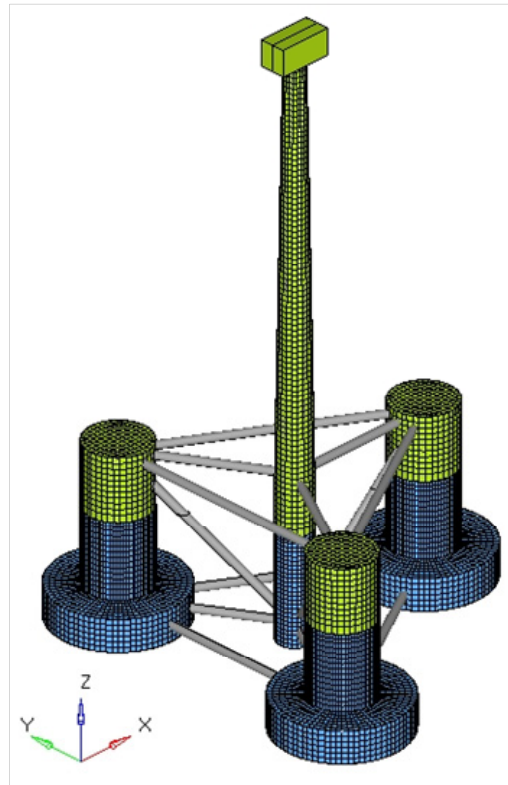


Fig. 7 Model for hydrodynamic analysis

3.3 유체동역학 해석 방법론

파빈도분포표 단기 해상상태의 불규칙파는 수정 Pierson-Moscowitz 스펙트럼으로부터 역 푸리에 변환(inverse fourier transform)을 이용하여 구현이 되었다. 식 (1)은 수정 Pierson-Moscowitz 스펙트 럼을 나타낸다. 식 (1)에서 ω 는 파의 원주파수(circular frequency) 를 의미한다.

$$S(\omega|H_s, T_z) = \frac{4\pi^3 H_s^2}{T_z^4 \omega^5} \exp\left[-\frac{16\pi^3}{T_z^4 \omega^4}\right] \quad (1)$$

유체동역학적인 관점에서 운동방정식을 구성하는 회절력과 방 사력은 1차항부터 고차항으로 전개가 가능한데, 파도에 비하여

작은 운동을 가진다는 가정과 파고가 파장에 비하여 작은 경우 통상 고차항으로 인한 힘이 1차항에 비하여 현저하게 작아지므로, 1차항만을 취하여 해석을 수행한다. 그러나 현수선식 계류된 FOWT의 경우 조류나 바람에 의하여 유발되는 평균 파표류력(mean wave drift force)과 파도에 의하여 유발되는 계류체 운동 저주파수 파표류력(low frequency wave drift force)의 효과가 큰 것으로 알려져 있다. 파표류력은 2차항의 전개를 통하여 도출이 가능하며, 본 연구에서는 이러한 2차항 효과를 모두 고려하여 시간영역 유체동역학 해석을 수행하였다.

또한 유체동역학적인 관점에서 감쇠는 포텐셜 감쇠와 점성감쇠로 나누어 지는데, 본 연구에서 포텐셜 감쇠는 해석을 통하여, 점성감쇠는 실험 결과 (Shin & Lee, 2013)와의 비교를 통하여 구현하였다. 공력감쇠나, 해저면과 계류선과의 쿨롱감쇠(coulomb damping), 부유체의 표류로 인한 감쇠 등을 고려하지는 않았다.

계류체의 시간영역 유체동역학 해석은 전통적인 BEM (boundary element method)에 의하여 수행되지만 본 연구에서 사용하는 소프트웨어인 Aqwa (Ansys, 2010)는 계류선의 변형을 FEM(finite element method)에 의존하는 방법을 선택적으로 적용할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 계류체의 시간영역 유체동역학 해석을 위하여 BEM-FEM 연성해석법을 적용하였다. Fig. 8은 전통적인 BEM에 현수선 방정식을 이용한 경우에 비하여, BEM-FEM 연성해석을 수행하면, 큰 인장력 시계열이 나타남을 도식적으로 나타내고 있다. 이와 같이 보수적인 시계열을 나타내는 원인으로는 계류선에 작용하는 항력(drag force)과 관성력(inertia force), 그리고 감쇠력(damping force)을 FEM부분에서 고려하기 때문이다.

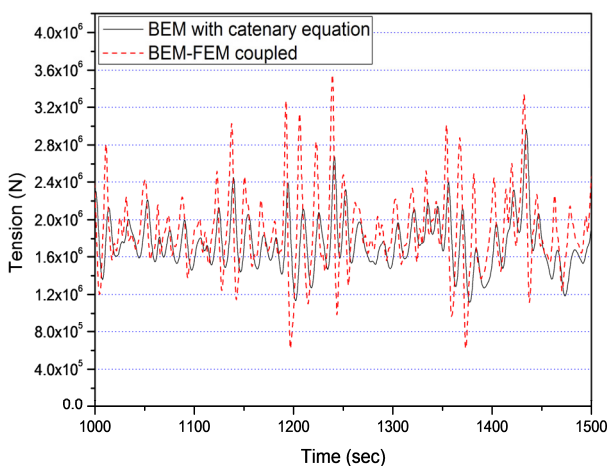
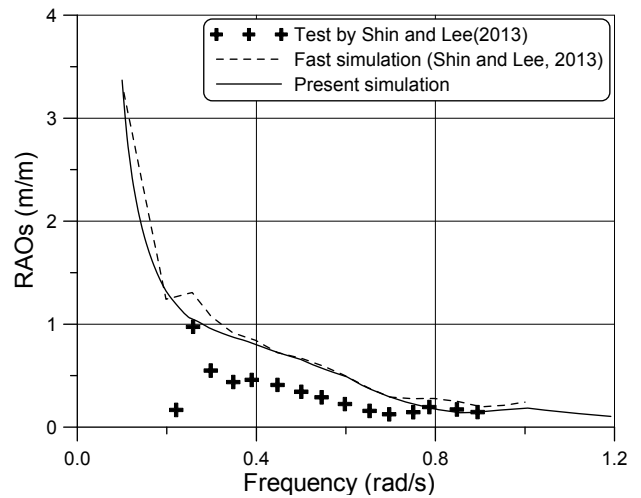


Fig. 8 Conservatism of BEM-FEM coupled analysis

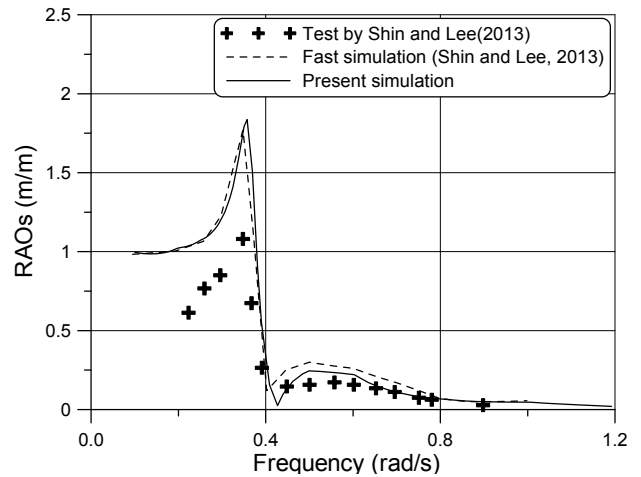
계류선의 강성을 정의하기 위해서 계류선의 단면적(A)과 탄성 계수(E)의 곱을 정의해야 한다. 본 연구에서는 스테드리스 체인의 강성을 식 (2)와 같이 정의하였다 (Orcina, 2013). 여기서 d 는 체인의 공칭지름을 의미한다.

$$EA = 0.854 \times 10^8 d^2 \text{ for studless link} \quad (2)$$

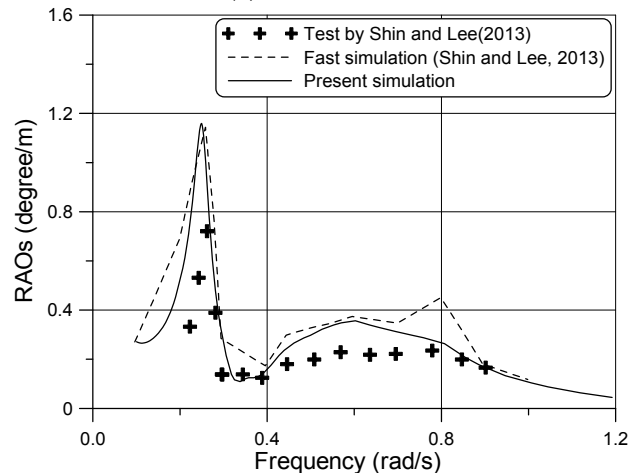
3.4 점성 감쇠상수 도출



(a) Surge motion



(b) Heave motion



(c) pitch motion

Fig. 9 Comparison of RAOs for surge, heave and pitch motion components

Shin and Lee (2013)은 OC4 DeepCWind 반잠수식 플랫폼의 1/80 축척 모형에 자유감쇠 실험을 실시하였다. 이 실험으로부터

전후동요(surge), 상하동요(heave), 종동요(pitch)의 감쇠비는 각각 0.2, 0.05, 0.12였다. 또한 그들은 축척 모형에 대하여 규칙 선수 파를 입사하여 부유체의 운동응답을 실험적으로 도출하였고, NREL에서 개발한 FAST(Fatigue, Aerodynamics, Structures and Turbulence)코드를 이용한 시뮬레이션 결과를 제시하였다. 이때 FAST 시뮬레이션은 수심 200.0m 및 계류선의 호칭경 76.6mm에 대한 결과이다. 본 연구에서는 상대 비교를 위하여 동일한 수심 및 계류선 호칭경을 적용하여 주파수영역 유체동역학 해석을 수행하였으며, Fig. 9와 같은 결과를 얻을 수 있었다. Fig. 9에 나타내지 않은 운동 성분의 RAO는 크기가 매우 작아서 나타내지 않았다.

본 연구에서 제시한 계류체의 RAO는 Shin and Lee (2013)이 제시한 결과와 비교적 근사하는 것으로 보여지며, OC4에서 수행된 FAST결과와도 비교적 근사한 결과를 보여준다. 이를 통하여 본 연구에서 수행하는 유체동역학 해석의 신뢰성이 검증되었으며, Shin and Lee (2013)의 실험으로부터 얻은 점성 감쇠비를 향후 유체동역학 해석에 적용하고자 한다.

3.5 계류선 배치설계

DNV (2009)는 체인의 재료로 사용되는 강재의 등급을 항복강도에 따라 R3, R4, R5등과 같이 분류하고 있다. 또한 테스트를 위한 검사하중(proof load, P_{PL})과 파단하중(breaking load, P_{BL})을 정의하고 있다. 식 (3) 및 식 (4)는 등급 R3 스테드리스 체인에 대한 공식이다. 본 연구에서는 체인이 경험할 수 있는 최대하중을 검사하중으로 간주하고 계류선에 작용하는 최대하중을 식 (3)으로부터 결정하였다. 이때 계류선의 호칭경은 세가지 (130mm, 135mm, 140mm)를 각각 고려하였다.

$$P_{PL} = 0.0156d^2 (44 - 0.08d) \quad (3)$$

$$P_{BL} = 0.0223d^2 (44 - 0.08d) \quad (4)$$

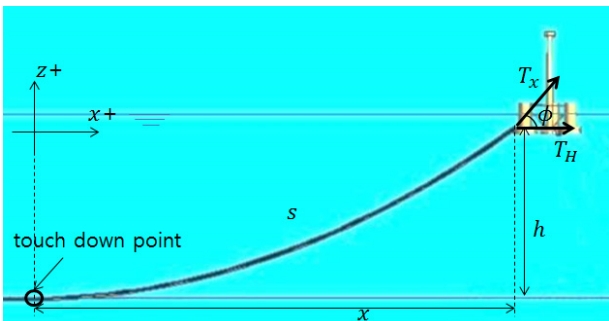


Fig. 10 Configuration of catenary mooring line

계류선과 해저면이 처음 닿는 지점(touchdown point, TDP)에서 닻까지의 거리를 계류선의 안전길이라고 한다. 계류선의 안전길이를 포함하는 전체 초기길이(l_i)를 결정하기 위해서, 식 (5)에 나타낸 현수선 방정식을 이용하였다. 여기서 T_{max} 로서 P_{PL} 을

사용하였으며, w 는 수중에서 체인의 단위길이당 무게, h 는 수심을 의미한다. 닻의 위치를 결정하기 위해서 식 (6)을 이용하여 부유체 중심으로부터 닻까지의 수평거리(x)를 산정하였다(Fig. 10 참조).

$$l_i = h \sqrt{2 \frac{T_{max}}{wh} - 1} \quad (5)$$

$$x = \frac{T_{max} - wh}{w} \cosh^{-1} \left[1 + h \left(\frac{w}{T_{max} - wh} \right) \right] \quad (6)$$

이렇게 결정된 초기길이를 이용하여 닻에 수직 인양력이 발생하지 않도록 길이를 증가시키면서 준정적 평형위치 해석을 수행하였다. 여기서 준정적 평형위치 해석은 조류, 바람과 같은 균일 하중(steady force)에 대한 계류체의 위치를 탐색하기 위한 해석을 의미한다. 예를 들어 계류선 1번의 경우 하중 케이스 7번, 계류선 2번의 경우 하중 케이스 6번, 계류선 3번의 경우 하중 케이스 5번에서 가장 큰 인양력이 발생하는 것으로 계산되었으며, 준정적 평형위치 해석을 통한 초기 안전길이는 Table 6과 같이 결정되었다. 공칭지름이 증가할수록 안전길이는 증가하는 양상을 보였다. Table 6에서 10가지 하중 케이스에 대한 최소 안전길이는 150m로 정하였고 따라서 기준에 맞는 안전길이를 결정하기 위해 시행착오적으로 계류선의 길이와 닻의 위치를 변경하면서 시간영역 유체동역학 해석을 수행하여 최소 안전길이를 150m이상 확보한다면, 닻에 인양력이 발생하지 않음을 확인하였다. 따라서 Table 6에 나타낸 안전길이가 150m가 되도록 각 계류선의 전체길이를 조정하여 가장 적절한 최종적인 계류선의 길이를 결정하였다(Table 7 참조).

Table 6 Initial safety length determined from static equilibrium analyses (unit: m)

| nominal diameter | Case | Line 1 | Line 2 | Line 3 |
|------------------|--------|--------|--------|--------|
| 0.130 | Case 5 | 227.31 | 437.17 | 237.68 |
| | Case 6 | 224.06 | 168.36 | 426.73 |
| | Case 7 | 218.49 | 193.82 | 426.34 |
| 0.135 | Case 5 | 234.92 | 434.83 | 244.97 |
| | Case 6 | 231.06 | 177.91 | 424.71 |
| | Case 7 | 226.02 | 202.31 | 424.3 |
| 0.140 | Case 5 | 241.46 | 432.48 | 250.52 |
| | Case 6 | 237.3 | 186.12 | 422.64 |
| | Case 7 | 233.15 | 210.21 | 422.22 |

Table 7 Final overall length determined from time domain hydrodynamic analysis (unit : m)

| nominal diameter | Line 1 | Line 2 | Line 3 |
|------------------|--------|--------|--------|
| 0.130 | 486 | 500 | 444 |
| 0.135 | 455 | 494 | 428 |
| 0.140 | 450 | 472 | 413 |

3.6 최종강도 검토

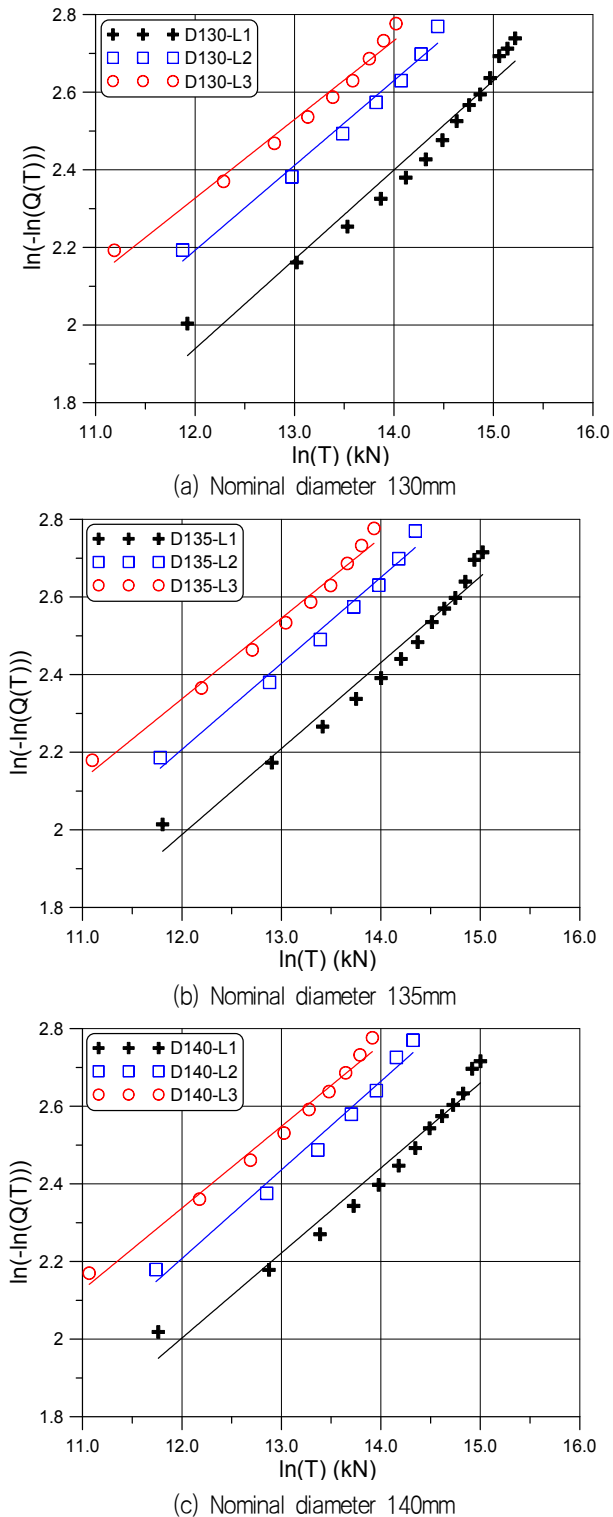


Fig. 11 Weibull distribution of the collected maximum tension forces

세 가지 체인의 공칭지름에 대하여 각각 시간영역 유체동역학 해석을 수행하였다. 전술한 바와 같이 시간영역 유체동역학 해석은 340개 케이스에 대하여 모두 수행이 되었다. 여기서 한 케이

스에 대한 시간영역 유체동역학 해석은 1시간동안 수행되었다. 즉 서로 다른 340개의 케이스로부터 얻은 인장력 이력으로부터 최대값을 집계하고, 이를 다수의 구간으로 나누어 와이בל 분포의 선형예측을 수행하였다. 식 (7) 및 (8)은 각각 2모수 와이בל 확률 밀도함수($f(T)$)와 누적초과확률($Q(T)$)을 나타낸다. 여기서 T 는 인장력의 최대값, β 및 q 는 각각 형상모수(shape parameter) 및 척도모수(scale parameter)를 나타낸다.

$$f(T) = \frac{\beta}{q} \left(\frac{T}{q}\right)^{\beta-1} \exp\left[-\left(\frac{T}{q}\right)^\beta\right] \quad (7)$$

$$Q(T) = \exp\left[-\left(\frac{T}{q}\right)^\beta\right] \quad (8)$$

Fig. 11은 선형화시킨 와이בל 분포 선도이며, 직선의 방정식을 이용하여 얻은 100년 재현주기에 상응하는 최대 인장력을 Table 8에 나타내었다. 계류선의 호칭지름이 증가하면 최대 인장력이 약간씩 감소하는 현상을 관찰할 수 있다. 계류선 호칭지름의 증가로 인한 계류선 중량의 증가는 시스템 전체의 중량에 비하여 크지 않은 편이지만, 현수선 계류는 계류선의 자중에 의하여 계류가 되는 기구(mechanism)를 가지므로 계류선의 중량 증가가 플랫폼 운동을 효과적으로 억제한 것으로 분석할 수 있다.

Table 8 Longterm maximum tension forces in each mooring line (kN)

| | Nominal diameter 130mm | Nominal diameter 135mm | Nominal diameter 140mm |
|------------|------------------------|------------------------|------------------------|
| Line 1 (m) | 17278.9 | 17005.9 | 16747.1 |
| Line 2 (m) | 6656.1 | 5953.5 | 5367.2 |
| Line 3 (m) | 4381.9 | 4181.5 | 3979.1 |

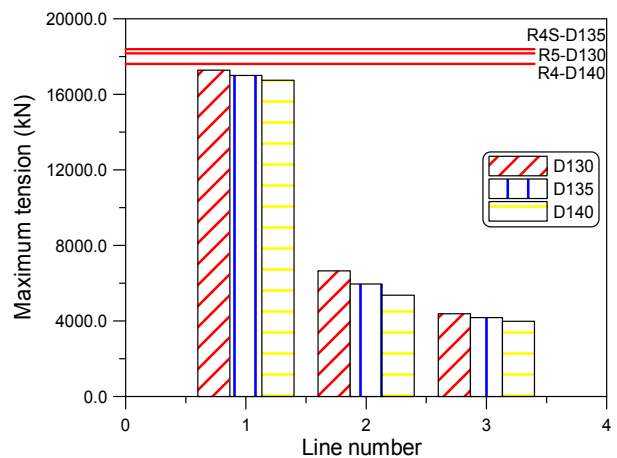


Fig. 12 Comparison of MBL and maximum tension

Fig. 12는 체인의 등급에 따른 파단하중과 최대 인장력의 관계를 나타낸다. 이때 파단하중은 식 (4)를 이용하여 계산되었다. 세

가지 종류의 체인은 모두 허용기준을 만족함을 Fig. 12로부터 알 수 있다. 호칭지름 130mm의 경우 R5 등급, 135mm의 경우 R4S 등급, 140mm의 경우 R4 등급의 체인을 사용할 때 충분한 안전성을 보장하는 것으로 나타났다. 체인의 등급이 높을수록 제조단가가 높아지므로 계류선의 총 무게와 함께 최대 인장력을 이용하여 경제적인 설계를 고려할 수 있다.

3.7 피로강도 검토

피로강도를 검토하기 위해서 시간영역 유체동역학 해석을 통하여 340개의 하중 케이스에 대하여 얻은 계류선의 인장력 이력에 대하여 레인플로우 집계를 실시하였다. 레인플로우 집계 후에 얻어진 인장력 범위를 체인 링크의 단면적으로 나누면 공칭응력 범위를 얻을 수 있다. 체인 링크에 면외 굽힘(out-of-plane bending, OPB) 및 면내 인장(in-plane bending, IPB) 효과로 인한 응력집중계수를 공칭응력에 포함하여 국부응력범위를 산정해야 하지만, 본 연구에서 적용한 응력-수명선도(S-N선도)가 공칭응력 기준이기 때문에 체인에 발생하는 응력집중을 고려하지 않고 공칭응력범위뿐만 누적피로를 산정하였다.

본 연구에서는 50년 설계수명을 고려하기 위하여 340시간을 단순 외삽하여 50년으로 확장하여 장기 누적피로를 산정하였다. 또한 S-N선도를 DNV (2010)를 인용하여 결정하였으며, 식 (5)와 같다. 여기서 N 은 해당 인장력범위(응력범위)의 수명, $\Delta\sigma$ 는 응력범위, a_D 및 m 은 S-N선도 재료상수를 의미한다. 본 연구에서는 스테드리스 체인에 상응하는 $a_D = 6.0 \times 10^{10}$ 및 $m = 3.0$ 을 적용하였다 (DNV, 2010). 누적 피로는 식 (7)을 이용하여 계산이 가능하다. 여기서 n 은 인장력 범위의 반복수를 의미한다.

$$\log N(\Delta\sigma) = \log(a_D) - m \log(\Delta\sigma) \quad (7)$$

$$D = \sum \frac{n}{N} \quad (8)$$

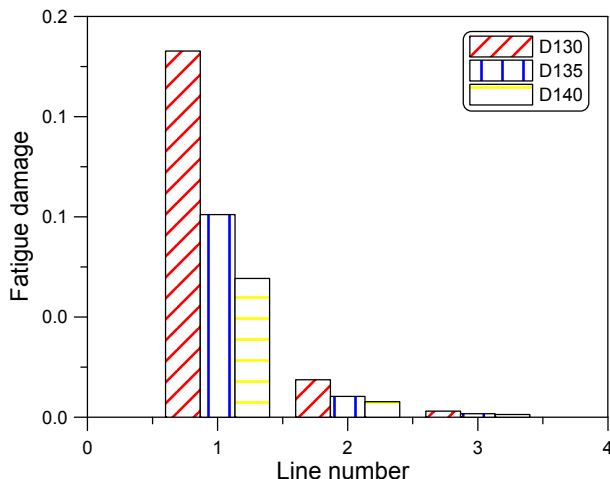


Fig. 13 Fatigue damage accumulated in each line

Fig. 13은 50년 설계수명동안의 각 계류선 누적피로를 비교하여 나타낸다. 누적 피로가 단위 값을 초과하는 경우에만 피로파괴가 발생하는 것으로 간주하기 때문에 최종강도에 비하여 비교적 큰 안전율을 가지고 있는 것으로 추정할 수 있다. 그러나 전술한 바와 같이 OPB등의 효과로 인하여 누적피로가 현저하게 증가할 수 있기 때문에 향후 이에 대한 고려가 필요하다.

3.8 경제성 검토

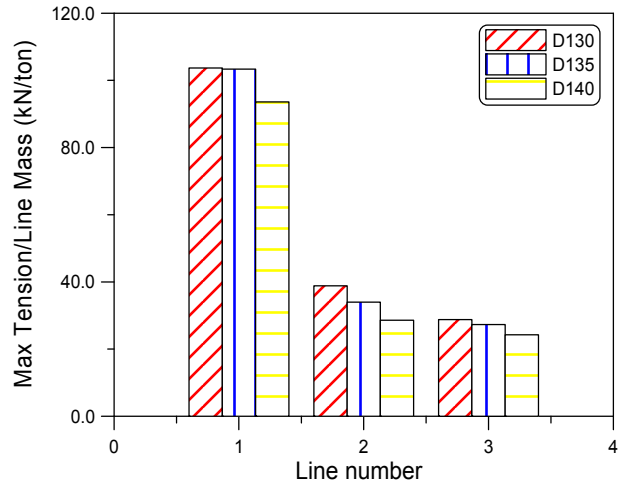


Fig. 14 Ratio of maximum tension to line mass

인장력-질량비는 각 계류선에 발생할 수 있는 장기 최대 인장력을 각 계류선의 질량으로 나눈 수치이다. 인장력-질량비가 작을수록 경제적인 설계가 될 수 있다. Fig. 14는 본 연구를 통하여 도출한 인장력-질량비 선도를 나타낸다.

최대 인장력이 가장 크게 발생하는 계류선 1번의 경우 호칭지름 140mm가 가장 경제적이고, 최대 인장력이 상대적으로 작은 계류선 2번과 3번의 경우에도 호칭지름 140mm가 가장 경제적이다. 따라서 본 연구에서 대상으로 하는 FOWT의 경우 140mm 호칭지름의 체인을 사용하는 것이 가장 경제적이라고 판단된다.

4. 결론

본 연구에서는 국내 환경에 적합한 FOWT의 운용 타당성을 검토하기 위하여 FOWT 계류선의 설계 절차를 제시하였다.

이를 위하여 국립기상연구소 자료를 토대로 국내 해상풍력 자원 현황을 조사하였고, 제주 남쪽 바다를 부지로 선정하였다. 이 해역의 해양환경 데이터를 국립해양조사원으로부터 수집하고, 가공하여 파랑, 바람, 조류에 대한 통계적 분석을 실시하여 확률수준을 가지는 하중 케이스를 제시하였다.

본 연구에서는 NREL 표준 5 MW 풍력터빈이 OC4 DeepCWind 반잠수식 플랫폼에 장착된 FOWT를 가정하였으며, 120m의 깊은 수심 때문에 순수하게 체인으로 구성된 현수식 계류 방식을 채택하였다.

본 연구를 통하여 축적된 계류선의 설계 절차 노하우를 도식적으로 설명하였으며, 이 절차에 따른 설계 과정을 상세하게 제시하였다. 설계의 첫 번째 단계로서 참고문헌의 실험결과로부터 점성감쇠를 추정하였고, 유체동역학 해석에 적용한 결과 실험 또는 타 기관의 수치해석 결과와 비교적 유사한 결과를 얻을 수 있었다. 계류선의 배치설계를 위하여 현수선 방정식을 이용하여 계류선의 초기 전체길이를와 닻의 설치위치를 결정하였고, 이후 정적 평형위치 탐색을 통하여 안전길이를 결정하였다. 이렇게 결정된 계류선의 제원을 가지는 FOWT에 대한 BEM-FEM 연성 시간영역 유체동역학 해석을 실시하였으며, 340개의 하중 케이스에 대하여 닻에 인양력이 발생하지 않는 계류선의 전체길이를 결정할 수 있었다.

BEM-FEM 연성 시간영역 유체동역학 해석으로부터 얻어진 인장력 이력을 집계하여 와이בל 분포로 외삽하여 100년 재현주기에 상응하는 계류선의 장기 파단 가능성을 제시하였다. 또한 50년 설계수명 동안 피로강도의 만족여부를 레인플로우 집계법, S-N선도, 선형누적법칙을 이용하여 제시하였다. 최종적으로 경제성 분석을 통하여, 가장 경제적인 계류선의 선택 사양을 제시하였다.

본 논문은 FOWT의 전반적인 계류선 설계 프로시저를 제시하는데 목적을 두고 작성되었으며, 저자는 본 논문이 향후 FOWT 계류선 설계의 기본적인 단초를 제공하리라 예측한다. 그러나 풍하중의 정확한 고려, 즉 제어를 포함하는 공기동역학적인 하중의 고려가 반드시 포함되어야 한다. 본 논문은 시계열의 정확한 분석, 즉 인장력의 시간이력 분석을 통한 파랑하중과의 가진 가능성 등에 대한 분석이 포함하지 않는다. 또한 주파수 영역에서 피로를 평가할 수 있는 스펙트럴 기법의 도입 등이 향후 필요한 분야로 예측된다. 해양플랜트와 같은 복합 계류선(top chain, middle wire, bottom chain의 개념)에 대한 연구도 필요한 분야로 사료된다. 또한 체인의 면외굽힘에 의한 피로파괴 가능성에 대한 연구도 병행되어야 할 것이다.

후 기

본 논문은 산업통상자원부 해양플랜트특성화대학사업, 미래산업선도사업, 그리고 기술혁신사업의 지원을 받아 수행되었습니다. 또한 인하대학교의 연구비 지원에도 감사드립니다.

References

- Anslys, 2010. *AQWA Reference Manual Release 13.0*, USA, Ansys Inc.: Canonsburg, USA.
- Brommundt, M. Krause, L. Merz, K. & Muskulus, M., 2012. Mooring System Optimization for Floating Wind Turbines using Frequency Domain Analysis. *Energy Procedia*, 24, pp 289-296.
- Cho, Y. Cho, J. & Jeong W., 2013. Analysis of Effects of Mooring Connection Position on the Dynamic Response of Spar type Floating Offshore Wind Turbine. *Transactions of the Korean Society of Noise and Vibration Engineering*, 23(5), pp.407-413.
- Choung, J. Jeon, G.Y. Kim & Kim, Y., 2013. Study on Effective Arrangement of Mooring Lines of Floating-Type Combined Renewable Energy Platform. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(4), pp.22-32.
- Det Norske Veritas(DNV), 2010. Offshore Standard DNV-OS-E301 Position Mooring. DNV: Norway.
- Gueydon, S. & Weller, S., Study of a Floating Foundation for Wind Turbines. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 135(3), pp.031903-1.
- Jeon, S.H. Cho, Y.U. Seo, M.W. Cho, J.R. & Jeong, W.B., 2013. Dynamic Response of Floating Substructure of Spar-Type Offshore Wind Turbine with Catenary Mooring Cables. *Ocean Engineering*, 72, pp.356-364.
- Karimirad, M. & Moan, T., 2012. Feasibility of the Application of a Spar-Type Wind Turbine at a Moderate Water Depth. *Energy Princiidea*, 24, pp.340-350.
- Korea Hydrographic and Oceanographic Administration(KHOA), 2012. *Korea Real Time Database for NEAR-GOOS*. [Online] Available at: <<http://www.khoa.go.kr/koofs>> [Accessed 26 Dec. 2013].
- Kvittema, M.I. Bachynski, E.E. & Moan, T., 2012. Effects of Hydrodynamic Modelling in Fully Coupled Simulations of a Semi-Submersible Wind Turbine. *Energy Procedia*, 24, pp.351-362.
- Lefebvre, S. & Collu, M., 2012. Preliminary Design of a Floating Support Structure for a 5MW Offshore Wind Turbine. *Ocean Engineering*, 40, pp.15-26.
- National Institute of Meteorological Research(NIMR), 2011. *Weather Resource Maps*. [Online] Available at: <<http://www.greenmap.go.kr/>> [Accessed 26 Dec. 2013].
- National Renewable Energy Laboratory (NREL), 2009. *Technical Report NREL/TP-500-38060: Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development*, Technical Report NREL/TP-500-38060. NREL: USA.
- National Renewable Energy Laboratory (NREL), 2010a. *Technical Report NREL/TP-500-47535: Definition of the Floating System for Phase IV of OC3*. NREL: USA.

National Renewable Energy Laboratory (NREL), 2010b. *Offshore Code Comparison Collaboration (OC3) for IEA Task 23 Offshore Wind Technology and Deployment*. NREL: USA.

National Renewable Energy Laboratory (NREL), 2012. *Offshore Code Comparison Collaboration Continuation (OC4), Phase I . Results of Coupled Simulations of an Offshore Wind Turbine with Jacket Support Structure*. NREL: USA.

Ma, Y. & Hu, Z., 2013. Dynamic analysis for a spar-type wind turbine under different sea states. *Proceedings of the 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering(OMAE)*, Nantes France, 9–14 June 2013, pp.1–7.

Orcina, 2013. *Orcaflex Manual Version 9.7a*, Orcina Ltd.: Ulverstone UK.

Principle Power, 2012. *WindFloat brochure*. [Online] Available at: <<http://www.principlepowerinc.com/>> [Accessed August 2012].

Ronald, L. Jonkman, J. Robertson, A. & Chokani, N., 2013. The effect of second-order hydrodynamics on floating offshore wind turbines. *Energy Procedia*, 35, pp.253–264.

Shin, H.K. & Kim K.M., 2011. Motion Analysis of 5-MW Floating Offshore Wind Turbine. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(5), pp.64–68

Shin, H. & Lee, W.S., 2013. Model test of an OC4 semi-submersible floating offshore wind turbine. *Proceeding of Spring Meeting of the Society of Naval Architects of Korea(SNAK)*, Jeju South Korea, 23–25 May 2013, pp.413

