

폰툰식 VLFS 의 초기구조설계에 관한 연구

박성환^{†*}, 이탁기*, 홍사영**

한국기계연구원 시스템엔지니어링연구본부*
해양안전시스템연구소 해양시스템개발부**

A Study on Preliminary Structural Design of Pontoon Type VLFS

Seong-Whan Park^{†*}, Tak-Kee Lee* and Sa Young Hong**

System Engineering Research Division, KIMM*
Ocean Development System Research Division, KRISO **

Abstract

In general the loads due to ocean wave are considered as main design parameters governing the global structural safety of VLFS (Very Large Floating Structure). In order to predict design wave loads accurately, hydro-elastic analysis must be conducted considering the initial global flexural rigidity of VLFS. However, in order to determine the structural scantling of major members (deck, bottom, side panels and longitudinal/transverse BHD etc.), static load and design wave loads must be given as explicit form generally. Therefore in order to determine a proper structural arrangement and scantlings of VLFS at initial design stage, both calculations of structural scantling and hydro-elastic analysis for wave conditions must be conducted iteratively and the convergence of their results must be checked. In this paper, based on the case design of a 500x300 m size' s floating marina resort, the details of structural design technique using hydro-elastic analysis are explained and discussed. At first, the environmental conditions and the system requirements of the design of marina resort are described. The scantling formulas for the major members of pontoon type VLFS are proposed from the local and global design points of view. Considering the design wave loads as well as static design loads, the structural safety is checked iteratively.

※Keywords: Global structural safety(전체구조 안전성), Hydro-elastic analysis(유탄성 해석), VLFS, Wave loads(파랑하중), Flexural rigidity(강성), Marina resort(마리나 리조트)

접수일: 2005 년 4 월 4 일, 승인일: 2005 년 8 월 11 일

†주저자, E-mail: swpark@kimm.re.kr

Tel : 042-868-7414

1. 서론

해안지역에 주로 위치하는 현대 산업도시의 급속한 팽창에 따라 해양공간활용의 필요성은 날로 증가되고 있다. 따라서 VLFS(Very Large Floating Structure)는 이것이 가지는 경제성, 안전성, 환경친화성 등의 장점으로 인하여 해양공간 활용에 중요한 역할을 할 것임에 틀림없다. 특히, 일본의 메가프로트 프로젝트가 (Technological Research Association of Mega-Float, 1996-2000) 실제 해상에서의 실증 검증을 통하여 VLFS의 활용 가능성을 성공적으로 입증한 이후, 그 기술적 토대에 기초하여 VLFS의 실현 가능성이 보다 가까워졌다고 할 것이다.

유탄성 응답해석에 기초한 구조설계 분야는 VLFS의 다양한 설계분야 가운데서도 가장 중요한 핵심 설계기술이라 할 수 있다. 이는 VLFS 구조물 특히, 폰툰식(pontoon type) VLFS 구조물이 가지는 구조적 특성 즉, 길이/깊이 비와 너비/깊이 비가 매우 크다는 사실로 인하여 선박 혹은 다른 해양구조물에 비교하여 구조물의 전체 굽힘 강성이 매우 적고, 따라서 파랑하중에 대한 유탄성 응답해석을 수행하지 않고서는 합리적인 구조설계가 불가능하다고도 볼 수 있기 때문이다.

일반적으로 유탄성 해석에서 주요 영향인자인 구조물의 전체 굽힘 강성은 구조물의 깊이와 주요 구조부재(deck, bottom, side, transverse/longitudinal Bulkhead(BHD), etc.)의 배치 및 치수 등이 결정되었을 경우 이를 정확히 구할 수 있다. 그러나, 일반적으로 주요 구조부재의 배치 및 치수의 결정은 설계하중이 주어진 경우 적절한 구조안전율을 고려하여 계산하는데, 이때 설계하중 가운데 가장 지배적인 인자에 해당하는 파랑 굽힘하중은 유탄성 해석을 기초로 한 파랑응답해석을 통해서만 정확히 계산될 수 있다는 문제점이 있다. 결론적으로 VLFS 구조물에 대하여 합리적이고 정확한 구조설계를 위해서는 주요부재 치수 결정과정과 유탄성 해석을 반복적으로 수행하는 방법이 필요하다.

VLFS의 구조설계에 있어 유탄성 응답해석의 중요성을 강조한 많은 논문들이 있음에도 불구하고

고, 이러한 유탄성 응답해석 결과를 실제 구조설계 과정에서, 특히 구조부재 치수 결정 과정에 어떻게 활용하는가에 대한 정확하고도 구체적인 설명을 제시하고 있는 사례는 매우 드물다. 따라서 본 논문에서는 500x300 m 부유식 마리나 리조트에 대한 구체적인 설계과정을 통하여, 전술한 두 해석과정에 관한 반복계산의 필요성과 중요성을 명확히 제시하고자 한다.

2. 구조설계 절차

Fig. 1은 VLFS 구조물의 구조설계 흐름도로서, 유탄성 응답해석과 구조부재 치수 결정 과정의 연관관계를 잘 설명하고 있다. Fig. 1에서 보이는 바와 같이 구조 설계를 수행하기 위해서는 기본계획 단계의 (Basic Plan Stage) 설계가 선행되어야 한다. 이 기본계획 단계에서는 설계 기본 요구조건, 구조물의 주요치수 및 시설 배치, 설치 해역에 관한 환경조건 등이 결정되어야 한다.

구조설계과정은 크게 scantling 과정과 해석과정으로 양분된다. 먼저 Phase I의 scantling 단계에서는 구조 치수 계산과 간단 모델해석에 기초한 유탄성 해석이 반복적으로 수행되어야 한다. 그리고 Phase II의 해석단계에서는 설계결과에 구조적 안전을 검증하기 위한 다양한 형태의 구조해석이 수행된다. 이때 필요한 경우 Phase I과 II 사이에서도 필요한 경우 반복 계산이 수행된다.

이들 최적 구조설계 과정을 보다 구체적으로 설명하면 다음과 같다.

STEP 1: Unit의 제원, 깊이, 사용재료를 먼저 결정한 후 전체 구조물에 대한 굽힘강성을 먼저 추정할 필요가 있다. 굽힘강성의 추정은 유탄성 해석모델에서 parametric study를 통하여 수행하는 방법, 이전의 경험 혹은 추정치를 활용하는 방법, 아니면 구조 부재 scantling 프로그램을 활용하는 방법 등이 있을 수 있다.

STEP 2: 구조 부재 scantling 프로그램을 활용하여 전체 굽힘강성을 추정하는 방법은 다음과 같다.

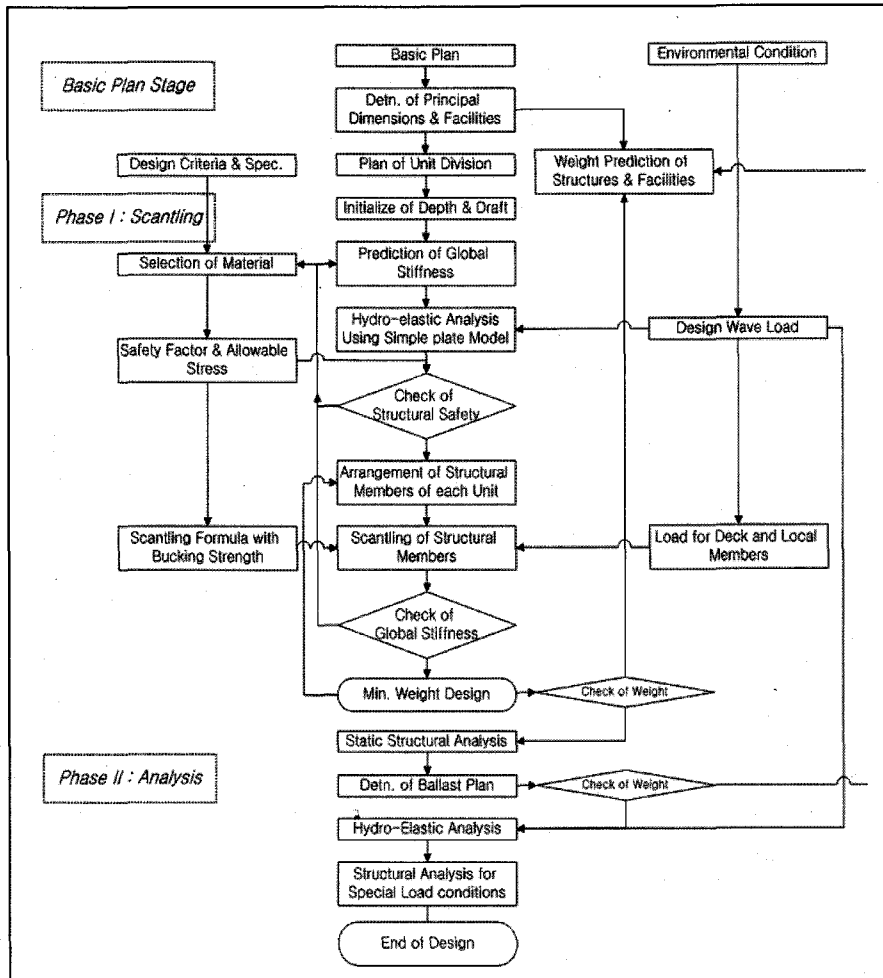


Fig. 1 Flowchart of structural design of VLFS

STEP 2- 1: 구체적인 치수 산정을 위해서는 각 부재 위치 별 작용 설계하중 (deck 하중, 수압, ballast 하중 등)의 대략적인 크기와 전체 유탄성 거동으로부터 기인 하는 면내 압축 응력의 크기가 필요하다.

이중에서도 면내 압축응력의 크기가 매우 중요한데 이 크기를 초기에는 알 수 없으므로 VLFS 한국선급 규정 초안 (홍사영 2004)에서 제시하는 아래의 식 (1)을 이용하여 임계좌굴 응력을 구한다.

$$\sigma_c = \sigma_y \left(1 - \frac{\sigma_y}{4\sigma_E}\right) \tag{1}$$

단, $\sigma_E \geq 0.5\sigma_y$
 여기서, σ_y : 재료의 항복응력
 σ_E : 탄성좌굴응력
 σ_C : 임계좌굴응력

를 의미한다. 이때 초기에는 탄성좌굴응력 값을 적절히 가정할 필요가 있는데 본 연구에서는 $0.75\sigma_y$ 로 계산한다.

STEP 2-2: 전항에서 임계좌굴 값과 설계하중 값이 주어진 경우 각 주요 부재에 대한 치수 산정이 가능하다. 이 경우 적절한 Web spacing 간격과 종통 보강재의 간격을 가정하거나 loop 계산을 통하여 최적의 값을 찾을 필요가 있다. 각 부재에 대한 치수 산정식은 VLFS 한국선급 규정 초안(홍사영 2004)에서 주어진 구조부재 치수 (Hull scantlings) 식이 활용된다. 주요 부재로는 선저외판, 선측외판, 강 갑판, 수밀격벽, 디프탱크 (Deep tank) 등이 있고 판 두께, 종늑골의 크기 등이 좌굴강도와 함께 검토된다. 이때, 모든 부재의 치수는 net scantling 기반의 치수를 나타낸다.

STEP 2-3: 각 주요 부재의 초기 치수가 결정되면 각 판재의 유효 판 두께, 그리고 하부구조 전체에 대한 유효판 두께를 결정한다. 갑판, 선저판, 선측판 등의 유효 두께는 일반 강선의 것들과 유사하므로 유효폭의 산정이 어렵지 않으나, 하부구조 전체를 유효판으로 산정하는 경우에는 이에 대한 수치 검증이 요구된다.

STEP 3: 전체 구조물에 대한 굽힘강성이 주어지면 유탄성 해석 모델을 이용하여 정/동하중 조건에 대한 유탄성해석이 수행된다. 먼저 정하중에 있어서는 구조물 갑판, 혹은 구조물내부의 적재하중 상태를 고려한 해석이 수행되며, 필요한 경우 발라스트 적재상태를 찾는 해석이 필요할 수도 있다. 파랑에 대한 유탄성해석은 설치해역의 파랑조건을 고려하여 파향 별, 파 주기별로 수행된다.

STEP 4: 유탄성 해석의 결과와 허용응력치의 비교는 다음과 같은 방법으로 한다.

STEP 4-1: VLFS 한국선급 규정 초안에서는 작용 응력에 대하여 다음 식 (2)의 허용응력 식을 제시하고 있다.

$$\sigma_1 \leq \sigma_{1,ALL} \quad (2)$$

$\sigma_{1,ALL}$: 허용응력(Allowable normal stress).

VLFS 구조물은 선박과 달리 국부하중에 의한 영향은 매우 작은 것이 특징이다. 그러나 이 효과를 완전히 배제할 수 없으므로 이는 설계허용응력 개념에 내 포함된 것으로 간주한다.

STEP 4-2: VLFS 하부구조는 갑판 패널과 선저 패널이 종통 격벽과 횡격벽으로 지지되는 3 차원

패널 구조물이다. 그러나 파랑하중에 대한 유탄성 해석은 여러 가지 수치해석상의 제약으로 인하여 단순판 (유효 두께를 갖는) 모델로서 해석되어진다. 이러한 경우 실제 3 차원 패널의 교차부에 발생하는 응력 집중효과를 단순 유효판 모델은 충분히 계산해 내지 못할 가능성이 있다. 따라서 적절한 해석적 혹은 실험적 방법을 통하여 응력 집중효과를 분석하고 이를 초기 설계에 반영할 필요가 있다. 즉, 적절한 응력집중계수를 도출하여, 유탄성해석 모델의 응력 값을 수정할 필요가 있다 (홍사영 2003, 2004).

STEP 4-3: 앞에서 구해진 응력집중을 고려한 작용응력(이때 과도한 국부응력이 예상되는 부위는 이의 효과도 고려할 필요가 있음.)과 허용응력을 비교하여 적절한 설계범위 내에 도달하였다면, 이 결과가 최적 구조설계라 할 수 있다. 그러나, 최초의 계산에서는 이의 수렴성이 만족되지 않을 것이다. 이 경우에는 앞에서의 계산 과정을 반복하여야 한다.

먼저, 유탄성 해석의 결과가 허용응력을 상회하는 경우에는 STEP 2-1 에서 가정한 탄성좌굴 응력값을 키우거나, depth 를 키우거나, 재료의 항복강도를 키우는 방법으로 재설계되어야 할 것이다.

반대로 작용응력이 허용응력에 미치지 못하는 경우에는 식 (1)에서 가정한 임계좌굴 응력값 대신에 작용응력 값을 대입하여 일련의 설계과정을 반복할 필요가 있다. 한편, 이 계산의 설계 결과가 매우 불합리한 경우에는 depth 를 줄이거나 혹은 항복 강도가 낮은 다른 재료를 선택하는 방법으로 재설계되어야 할 것이다.

STEP 5: VLFS 의 구조적 안전성을 보다 정도 높게 확보하기 위해서는 Phase I 의 scantling 결과에 대하여 Phase II 의 해석이 수행되어야 한다. 이 단계에서는 구조물의 기능적 특성과 설치 위치 등에 기인하는 모든 정상적인 정적, 동적 설계하중 조건을 포함하여 비상하중 상태에 관한 보다 엄밀하고도 상세한 구조해석이 수행되어야 한다.

3. 부유식 마리나 리조트 설계

3.1 기본계획

Fig. 2 는 여수항에 설치를 계획한 부유식 마리나 리조트의 일반배치도를, 그리고 이하에서는 이 구조물의 주요제원을 나타내고 있다.

(1) Principal dimensions of pontoon type VLFS

$$L \times B \times D = 500m \times 300m \times 4m (5m)$$

Mean draught = 2.0 m

(2) Supplementary facilities

- Breakwater: yes
- Mooring system: Dolphin mooring
- Access: yes

(3) Endurance life: 100 years

3.2 unit 분할 계획

본 구조물을 한 조선소에서 일체로 건조하기에는 너무 크므로 unit 분할계획이 필요하다. 국내 조선소의 건조 도크 크기를 고려하여 전체 구조물은 Table 1 과 Fig. 3 에서 보이는 바와 같이 10 개의 unit 구조로 분할하였다. 여기서 unit No. 4 와 7 은 호텔부에 대응하는 위치로서 다른 시설부에 비해 과대한 중량을 보완하기 위하여 구조물의 깊이를 5 m 로 설계하였다.

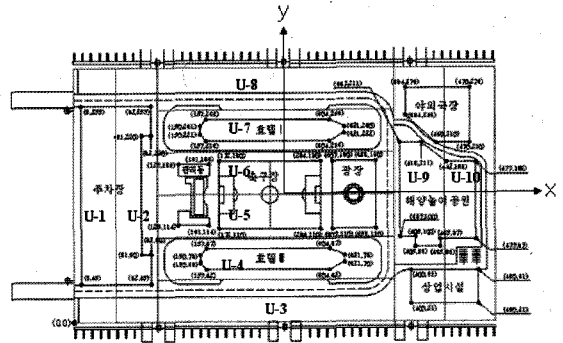


Fig. 3 Plan of unit division.

Table 1 Principal dimensions of each unit.

Group No.	Unit No.	L (m)	B (m)	D (m)	Remark
1	1, 2	300	50	4	
2	3, 8	280	50	4	
3	4, 7	280	50	5	Hotel
4	5, 6	280	50	4	
5	9, 10	300	60	4	

Table 2 Deck design loads for each unit

Group No.	Unit No.	Deck facilities	Design loads (ton/ m ²)
1	1,2	Parking area, Apron	1.560
2	3,8	Green area, Apron	2.090
3	4,7	Hotel	3.281
4	5,6	Arcade, Sport Arena, Plaza	2.932
5	9,10	Park, Open-air theater, Commercial building	2.340

3.3 설계 파랑하중과 갑판하중

Table 2 는 각 unit 별 갑판부 시설과 이들의 중량으로부터 계산된 설계하중을 보이고 있다. 그리고 Table 3 에서는 보통시와 태풍시의 파랑조건 및 이때의 선저 및 선측부의 설계하중 조건을 보이고 있다.

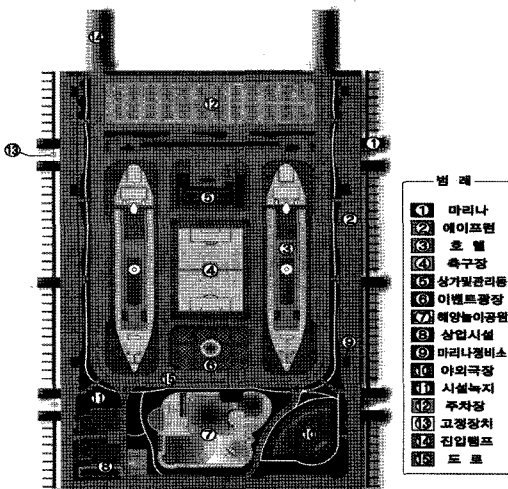


Fig. 2 General arrangement of marina resort.

Table 3 Design load condition for side & bottom

Item		Condition	Design loads
Water pressure height		Side wall at typhoon	3.5 m
		Bottom at typhoon	3.5 m
Wave condition within breakwater	Normal	Height	H _{1/3} = 0.5 m
		Period	T _{1/3} = 13.0 sec
	Typhoon	Height	H _{1/3} = 1.0 m
		Period	T _{1/3} = 13.0 sec

3.4 재료 및 설계 기준

마리나 리조트의 구조재료로서는 연강(항복응력 = 235 MPa) 과 고장력강 (항복응력 = 315 MPa) 2 개가 고려되었다. 항복과 좌굴에 대한 안전율을 고려하여 허용응력은 각각 75%의 항복응력으로 계산하였다.

3.5 유탄성 해석에 기인한 전체 강성의 결정

Table 4 에서는 Table 2 의 중량과 부력을 고려한 정적 하중 설계조건에 대한 구조물의 최대 수직 굽힘 모멘트 크기(My)를 길이방향 위치(position)에 나타내고 있다. Table 4 에서는 3 가지 경우의 굽힘 강성에 대한 계산 결과를 나타내고 있는데, 굽힘 강성이 무한대에 해당하는 강체 조건의 경우 다른 2 개의 탄성조건에 비해 최대 굽힘모멘트의 위치가 달리 나타나며 또한, 굽힘 모멘트 값이 매우 큼을 알 수 있다. 본 연구에서는 정적 하중에 대한 탄성 변형의 효과를 고려하기 위하여 판 구조물의 바닥에 부력 스프링을 부가하는 방법으로 모델링을 수행하였으며, 구조해석 도구로서는 범용 구조해석 프로그램인 ANSYS (2004)를 사용하였다.

Table 4 Maximum static bending moments (unit: kN-m, +: sagging).

	Hydro-elastic Analysis		Rigid Analysis
	l = 60 m ⁴	l = 80 m ⁴	
V.B.M. (My)	0.612 E+6 (x=440 m)	0.711 E+6 (x=440 m)	-2.950 E+6 (x=320 m)

Table 5 Hydro-elastic response: l=60.0 m⁴, H=20m, A=1m, T=13 sec.

Wave angle	0	30	45	60	90
σ_x (MPa)	122.1	102.3	158.9	113.3	45.6
σ_y (MPa)	46.8	82.1	113.1	107.1	135.2
τ_{xy} (MPa)	14.5	44.8	37.2	50.8	13.6
σ_{com} (MPa)	115.1	109.8	161.1	137.1	119.2

Table 6 Hydro-elastic response: l=80.0 m⁴, H=20m, A=1m, T=13 sec.

Wave angle	0	30	45	60	90
σ_x (MPa)	93.8	85.8	133.8	102.0	42.4
σ_y (MPa)	36.4	72.1	97.6	88.6	123.2
τ_{xy} (MPa)	11.8	38.5	32.2	43.7	10.9
σ_{com} (MPa)	89.5	95.5	136.3	118.0	108.4

Table 7 Hydro-elastic response: l=100.0 m⁴, H=20m, A=1 m, T=13 sec.

Wave angle	0	30	45	60	90
σ_x (MPa)	80.5	70.4	111.0	90.9	40.2
σ_y (MPa)	30.4	63.7	85.1	76.3	115.0
τ_{xy} (MPa)	9.84	33.1	28.5	37.8	9.15
σ_{com} (MPa)	70.6	83.4	114.7	101.7	101.0

Table 8 Stress results

Case		I	II	III	
Bending Rigidity (I)	m ⁴	60.0	80.0	100.0	
y(=D/2)		m	2.5	2.5	2.5
Static Load	B.M.	kN-m	0.612 E+6	0.711 E+6	0.711 E+6
	Stress	MPa	38.3	22.2	17.8
Dyn. Load	Stress	MPa	165.6	136.3	114.7
Sum of stress		MPa	203.9	158.5	132.5
Considering modeling factor (20%) (Step4-2)		MPa	265.1	206.1	172.3
Allowable stress		MPa	236 (=315 x 0.75)		

Table 5, 6, 7은 설계 파랑 조건에 대한 유탄성 해석 결과를 보이고 있다. 본 유탄성 해석 (홍사영 2003) 전단 판 이론에 고유함수 전개법을 사용하고 있다. 본 계산에서 적용한 설계 파랑하중 조건은 Table 3에 나타난 1 m 파고의 조건으로서 수심 20 m 경우이다. 굽힘 강성은 $I = 60, 80, 100 \text{ m}^4$ 의 3 가지 경우에 대하여 해석을 수행하였으며 Table 8은 이들 해석 결과를 요약한 결과이다. Table 8에서 알 수 있는 바와 같이 HY32 고장력강을 사용하는 경우 굽힘 강성이 80 m^4 이면 적절한 설계임을 알 수 있다.

3.6 구조부재 치수 결정

각 unit의 주요 구조부재로는 deck structure, side & longitudinal BHD structure, transverse BHD & web frame structure, bottom structure 등을 들 수 있다. 이들 주요 부재의 치수는 국부 작용하중과 구조물의 전체 거동으로부터 기인하는 면내하중을 고려하여 결정하여야 한다. 본 논문에서는 한국 선급에서 제시하는 최소 판 두께 설계식, 수두하중에 대한 항복강도를 고려한 판 두께 및 보강재 설계식, 면내하중에 대한 좌굴강도 (한국선급 2003a 2003b, DNV 2003)를 고려한 판 두께 및 보강재 설계식 등을 활용하였으며, Table 9는 그 설계 결과를 보이고 있다.

Table 9의 결과는 web frame 간격 및 중통 보강재의 간격을 설계변수로 하여 각 unit 별 최소중량 설계를 수행한 것이다. 갑판부와 선저부에는 HY32 고장력강을 사용하였으며, 나머지 부분에는 강선용 연강을 사용하였다. 최종 설계결과로부터 계산된 전체 구조 중량은 120,000 ton이며 중앙부의 굽힘 강성(group 2, 3, 4의 합)은 78.9 m^4 로 최소 요구 값으로 추정된 80 m^4 에 거의 근접함을 알 수 있다.

3.7 정적 구조해석

본 해석에서는 유효판 모델링을 수행하였으며 ANSYS 프로그램을 활용하였고, 단지 중량과 부력이 고려되었다. 처짐 변형에 따른 부력의 효과를 고려하기 위하여 판부재의 바닥 면에 부력 스프링을 추가하는 방법을 사용하였다.

Table 9 Structural design results

Group No.	1	2	3	4	5	
Unit No.	1,2	3,8	4,7	5,6	9,10	
Web Space (m)	5.0	5.5	5.5	5.5	5	
Longi. Space(m)	0.840	0.790	0.790	0.790	0.790	
No. of Longi.(EA)	58	62	62	62	74	
SMI (m ⁴)	Longi.	10.64	10.46	18.44	10.46	12.18
	Trans.	76.13	69.60	122.3	69.60	72.88
Deck	Th. (mm)	25.0	23.5	23.5	23.5	23.5
	SSM(cm ³)	868.2	904.	969.	952.8	760.5
Bottom	Th. (mm)	25.0	23.5	23.5	23.5	23.5
	SSM(cm ³)	830.4	945.	945.	945.	781.0
Side & L. BHD	Th. (mm)	13.5	13.5	13.5	13.5	13.5
	SSM(cm ³)	411.6	468.4	468.4	468.4	387.1
T. WEB	Th. (mm)	13.5	13.5	13.5	13.5	13.5
	SSM(cm ³)	385.7	362.7	387.1	362.7	362.7
Inner Bottom	Th. (mm)	-	-	23.5	-	-
	SSM(cm ³)	-	-	945.	-	-

SMI : Sectional Moment of Inertia

SSM : Stiffener Sectional Modulus

Fig. 4와 5는 여러 가지의 발라스트 방안 중 최종적인 최적의 발라스트안에 대한 갑판의 처짐 분포와 갑판에서의 조합응력 분포를 나타내고 있다. Fig. 4에서 보이는 바와 같이 최대 최소 변형 값이 각각 1.338 m, 1.012 m이며 따라서 상대 처짐량은 0.326 m이다, Fig. 5에서 나타나 바와 같이 최대 조합응력은 1505 ton/m^2 (14.8 MPa)이며, 이는 모델링에 따르는 판 부재의 깊이(실제는 5m 깊이, 판 모델의 두께는 1.27m)를 고려할 때, 실제 58.3 MPa 작용응력에 대응한다. 이 값은 Table 8에서 제시된

값보다는 다소 크게 나타났는데, 이 원인은 작용하중 설정시 보다 상세한 하중 분포가 고려되었기 때문으로 추정된다. 한편, Table 10은 최종적인 발라스트 안에 대한 흘수계산 결과로서 초기 추정치 2.0m에 매우 근접함을 확인하였다.

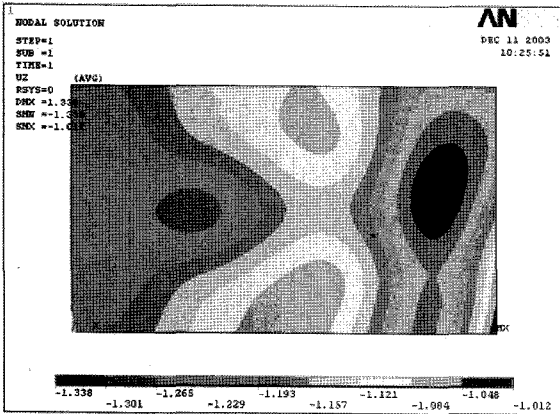


Fig. 4 Distribution of vertical deflection under optimum ballast condition

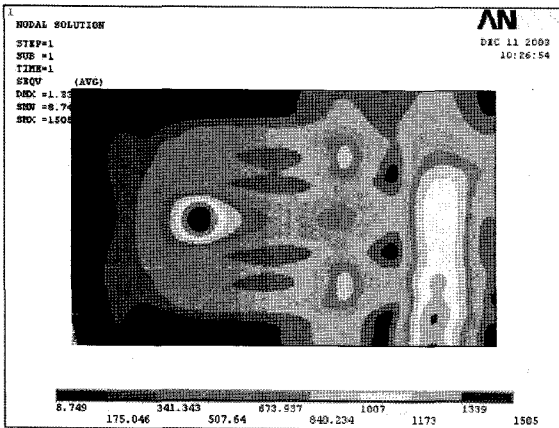


Fig. 5 Distribution of combined stress at the deck under optimum ballast condition

Table 10 Calculation result of draught at optimum ballast condition

Item	Weight (ton)	Draft (m)
Steel	120,157	0.800
Deck facilities	151,280	1.009
Machinery in Hotel	9,333	0.062
Ballast Water	48,167	0.321
Draft due to hotel part	0	-0.187
Total	328,937	2.005

3.8 동적 구조해석

Table 11 은 설계파의 입사각 및 주기내 각 입사각 별 발생하는 최대 처짐과 최대 조합응력 값을 정리한 것이다. 설계파의 주기는 13 sec 이고, 8 steps 의 time interval 로 나누어 계산하고 있으며, 파고는 유의파 조건을 고려하여 2 m 로 설정하였다. 본 동적 구조해석 또한 ANSYS 프로그램의 판 모델(등가의 유효판 모델)로 모델링 되었으며, 강제변위를 부여하는 방법으로 유탄성 해석으로 계산된 각 시각에서의 동적 변형을 부여하였다. 최대 조합응력은 45 도 입사파, t=9.75 sec 에서 발생하고 그 값은 138.2 MPa 로서 정하중 해석과 달리 Table 8 의 간략 모델에서의 해석결과와 거의 일치하고 있음을 알 수 있다. 이러한 이유는 유탄성 해석 결과로 계산된 변형을 강제 변위 형태로 3 차원 모델에 가해 주는 하중 모델링의 특성에 기인 한 것으로 판단된다. 한편 Fig. 6 과 7 은 입사각 0 과 45 도에서의 변형도와 응력분포를 보이고 있다.

입사각 45 도의 경우, 최대응력 138.2 MPa 과 앞 절의 정적 하중 시 최대응력 58.3 MPa 을 간단히 합산하는 경우 196.5 MPa 로서 모델링 factor 를 20 %로 보는 경우 235.8 MPa 로서 허용응력 236 MPa 을 만족한다. 결론적으로 전 절에서 설계결과는 도출된 전체강도 관점에서도 적절한

Table 11 Maximum deflection and stress corresponding to each incident wave angle and time.

Degree- Sec	0	1.62	3.25	4.87	6.5	8.12	9.75	11.3	13	
0	Def. (m)	.483	.414	.591	.663	.482	.631	.644	.675	.483
	Str. (MPa)	115.	62.4	77.4	103.	114.	95.2	83.7	105	115.
30	Def. (m)	.765	.620	.874	.703	.762	.945	.952	.716	.765
	Str. (MPa)	96.7	53.3	84.5	87.7	96.3	80.9	92.4	89.2	96.7
45	Def. (m)	.831	.579	1.19	.947	.828	.883	1.30	.965	.831
	Str. (MPa)	109	72.3	126.	135.	108.	110.	138.	138.	109
60	Def. (m)	1.12	.734	.776	.667	1.12	1.11	.846	.679	1.12
	Str. (MPa)	107.	80.2	119.	107.	107.	122.	129.	109.	107.
90	Def. (m)	.405	.350	.900	.926	.403	.533	.981	.942	.405
	Str.(MPa)	103.	56.5	101.1	118.	103.	86.1	110.	120.	103.

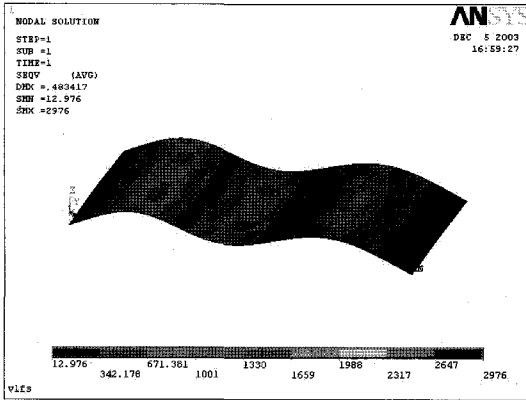


Fig. 6 Deformed shape and stress distribution of 0 degree wave condition (t=6.5 sec)

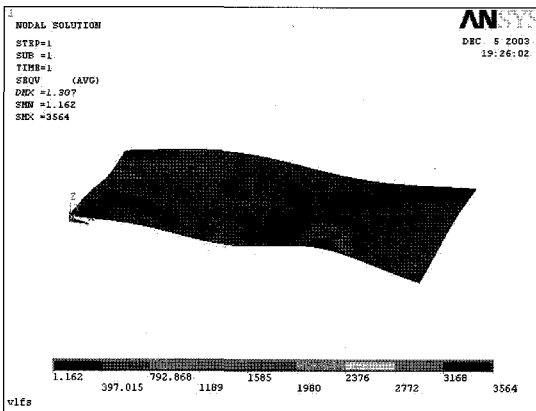


Fig. 7 Deformed shape and stress distribution of 45 degree wave condition (t=9.75 sec).

안전성을 가지는 합리적인 것임을 확인 할 수 있다.

4. 결론

본 논문에서는 VLFS의 구조설계과정에서 기본 계획, 초기 전체강성의 추정, 주요 구조부재의 치수결정, 구조 안전성의 판단 등의 기술적 항목들이 어떻게 구체적으로 연관되고 또한, 유탄성 해석이 어떻게 활용되는가에 대하여 상세히 밝혔다. 특히, Fig. 1의 설계 flowchart는 이들 모든 과정

의 복잡한 연관성을 잘 나타내고 있다. 다른 해양 구조물에 비교해서, VLFS의 유탄성 해석 결과는 전체 구조 안전 및 국부구조 안전성의 관점에서 매우 큰 영향을 미침을 확인하였다. 500x300 m급 마리나 리조트의 시 설계 과정을 자세히 보임으로써, 본 논문에서 제안된 설계기법의 적절함을 확인하였으며, 또한 본 연구를 통하여 개발된 설계 및 해석 프로그램의 유용성을 확인할 수 있었다.

한편, step 4-2에서 설명하고 있는 modeling factor의 설정이 구체적으로는 매우 중요한 변수로 남는데 등가판 모델과 실제 3차원 판 모델의 모델링의 상이성에 기인하는 이 영향을 어느 정도로 볼 것인가에 대해서는 보다 심층적인 연구가 필요한 것으로 판단된다.

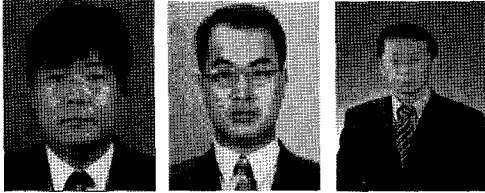
후 기

본 연구는 해양수산부 연구개발사업인 ‘초대형 부유식 해상구조물 기술개발: VLFS 하부구조 최적 설계’의 일부로 수행되었음을 밝혀둔다.

참 고 문 헌

- 한국선급, 2003a, 선급 및 강선 규칙.
- 한국선급, 2003b, 선급 및 강선규칙 적용지침.
- 홍사영, 2003, 초대형 부유식 해상구조물 기술개발 (5차년도 보고서), 해양수산부 연구개발사업 최종보고서, UCM00370-2408.
- 홍사영, 2004, 초대형 부유식 해상구조물 기술개발 (6차년도 보고서), 해양수산부 연구개발사업 최종보고서, UCM00690-04099.
- ANSYS, 2004, IncANSYS Release 7.1.
- DNV, 2003, Rules for Ships: Section 13 Buckling Control.
- Shigeru Tozawa, Akinobu Kawamura and Hiroshi Shirakihara, 1996, “Technical outline of structural design for Mega-Float,” Inter. Workshop on VLFS, Hayama, Japan, pp17-1~8.
- Technological Research Association of Mega-

Float, 1996-2000, The study report of Mega-Float in FY 1995-1999, (in Japanese).



< 박 성 환 > < 이 탁 기 > < 홍 사 영 >