

운하-연안 연계용 바아의 구조 설계 및 해석

김 경 수* · 손 충 렬* · 김 성 준*

(98년 12월 21일 접수)

Structural Design and Analysis of Barge for Canal-Coastal Shipping

Kyung-Su Kim* · Choong-Yul Son* · Sung-Joon Kim*

Key Words : Barge for Canal-Coastal Shipping(운하-연안 연계용 바아), Container Barge(컨테이너 바아), Tank Barge(탱크 바아), Structural Design (구조 설계), Semi-Direct Structural Analysis (준직접 구조 해석)

Abstract

Two types of barge, container and tanker vessels, are designed with specific dimensions for canal-coastal shipping in Kyung-In canal and Yellow Sea region. The principal dimensions of barges are determined by considering the environment of Kyung-In canal and Yellow Sea. The selection of structure type and strength confirmation is conducted by the technical rules of Korean Register of Shipping.

For the structural analysis of designed barges, the semi-direct structural analysis is carried out with using MSC NASTRAN software. Applying identical dimensions to both vessels, the standardization of structural design and analysis procedure are introduced.

1. 서 론

교역의 증가에 따른 물동량의 증가는 도로와 철도의 수송능력을 넘어서게 하고 있으며 항만 시설의 부족 현상 또한 이미 심각한 화물의 적체 상태를 불러일으키고 있다. 이에 따른 정부의 경인 운하 건설 계획은 특히 중국 및 동남아 지역과의 교역량의 급격한 증가에 맞춰 매우 시기적절하다

고 하겠다. 경인운하의 건설 및 앞으로의 남북간의 관계 발전에 따른 한강 하류를 통한 수송 체계의 경제적인 운영을 위해서 연안과 운하 및 내륙하천의 연계운송시스템에 대한 연구는 매우 중요한 의미를 지니고 있다.

미국 및 유럽 등지에서는 일찍이 내륙 화물을 pusher-barge line 시스템을 통하여 수송하였으며, 이의 경제적인 장점을 이용하여 연안수송용 pusher

* 정회원, 인하대학교 선박해양공학과

-barge line 시스템을 개발하고 있다.

pusher-barge Line 운송시스템에서는 바아지 선단의 하역 작업중 pusher는 다른 바아지 선단을 운송할 수 있기 때문에 많은 수의 바아지와 pusher를 적절하게 운항 관리한다면 많은 경제적 이익을 얻을 수 있으며 체항 기간 동안 기관부와 선원 등의 인력낭비도 막을 수 있다. 또한 바아지 선단의 크기를 연안운송시와 운하운송시, 적절하게 조절할 수 있으며 물동량의 대소에 따라서도 유연하게 대처할 수 있는 장점이 있다. 그 외에도 유류, 벌크 시멘트 전용, 컨테이너 또는 Ro-Ro 바아지 등의 물량에 상관없이 다양한 화물을 동시에 수송할 수 있는 장점도 있다. 게다가 같은 종류의 표준화된 바아지선은 컨테이너와 같은 개념으로 서로 교환되어질 수도 있어 수송비의 절감을 피할 수 있다.

바아지선의 표준화에 대한 연구는 1960년대 말까지 꾸준히 이루어져 왔으며 독일에서는 라인강을 운항하는 바아지선을 EUROPA I, II, IIa로 표준화하였다.^{4),5)} 80년대, Billingsley는 불균일한 하중을 받는 바아지와 고밀도의 화물을 싣는 바아지 등에 대하여 river tank barges의 개선된 구조 설계 지침을 제시하였다.⁶⁾ 또한, 90년대 독일에서는 운송형태의 경쟁력을 높이기 위해 새로운 barge system이 제안되기도 하는 등 많은 연구들이 수행되어왔으며⁷⁾, 최근에는 내륙선에 대한 경제성을 높이기 위해 운하-연안 연계 수송(short-sea shipping)에 대한 연구가 활발히 수행되고 있다.

한편 국내에서는 외국의 pusher에 의한 barge line system의 현황에 대한 조사연구가 수행되었으며, pusher와 barge를 연결하는 장치에 대한 장단점을 비교, 분석하고 하나의 모형을 선정하여 파랑중 이 연결장치에 걸리는 외력의 모형시험을 수행하였다.⁹⁾ 이와 함께 tow-barge system, push-barge system과 integrated tug-barge system 등 각 운하 운송 시스템의 장단점들을 파악, 비교한 연구와 기본적인 동력학적인 성능인자에 대한 연구도 수행되었다.¹⁰⁾

경인 운하의 길이를 고려할 때 운하 전용 바아지는 경제성이 없으며, 경인 운하와 연안, 나아가 중국의 양쯔강까지 연계 운항할 수 있는 바아지의 개발 및 이와같은 선박에 대한 선급 규칙의 제정이

요구되고 있다.

따라서 본 연구에서는 경인 운하 및 연안 운송에 적합한 컨테이너 바아지와 탱크 바아지에 대한 구조 설계를 수행하였으며, 한국선급에서 개발한 선체구조의 준직접해석기법을 이용하여 구조해석을 수행하였다.

2. 선박 주요 치수 선정

2.1 경인 운하의 제한조건

2.1.1 기하학적 형상에 따른 고려 요인

경인 운하를 운항하는 선박 설계시 선박의 크기는 운하의 기하학적 크기에 의해 선형적으로 제약을 받는다. 약 19.1km에 달하는 경인 운하의 폭은 100m이고 수심은 6m이다. 서해쪽과 한강쪽에 각각 3기와 2기씩 설치하는 갑문의 크기에 의해서도 선박의 크기가 제한된다. 서해측과 서울측의 갑문크기는 길이×폭 이 각각 225×26, 225×18(m)이다.

기존의 인천-부산간 운항하는 컨테이너선의 크기를 기준으로 볼 때, 경인 운하의 운항 가능한 최대선형은 $L \times B \times D = 82.2 \times 14.8 \times 5.9(m)$ 로 약 140TEU의 컨테이너를 적재 운송하는 것으로 하고 있다.¹⁾⁻³⁾

2.1.2 운항에 따른 고려요인

천수 운항시 발생될 수 있는 천수 효과(Shallow water effect)와 측벽효과(bank effect)를 피할 수 있도록 하기 위하여 경인 운하의 설계시 선박의 운항속도는 선박 교차시 4노트, 단독 운항시 6~7노트 이하를 유지하여야 하며, 이 때 선박과 선박간의 최소간격은 15.24m, 제방과 선박간의 최소간격은 6.1m 이상이 되어야 한다.^{1)-3),11)}

2.2 바아지의 주요 치수 결정

경인 운하와 황해를 연계하여 운항할 수 있는 바아지의 주요치수를 결정하기 위하여 100TEU 정도의 컨테이너 수송능력을 기본으로 하였다. 컨테이너의 적재량에 따라 바아지의 크기는 달라지므로 컨테이너 적재량과의 관계를 통해 바아지의 크기를 대략적으로 추정, 비교하였다.

갑문 크기에 따라 폭방향으로 4개 운동 및 조종 성능을 고려하여 길이 방향 8개, 흘수를 고려하여 높이 방향으로 3개를 결정하였다. 결정된 바아의 주요치수는 컨테이너의 표준 크기와 이중선각(double hull) 및 이중선저(double bottom)의 간격으로부터 다시 정확히 결정된다. 컨테이너 크기는 20' 컨테이너를 기준으로 하였다. 이중선각(double hull)의 간격은 일단 1m으로 가정하였으며, 이중선저(double bottom)의 높이는 0.8m으로 가정하였다. 또한 longitudinal bulkhead와 container, container와 container 사이의 간격은 50mm로 선택하였다. W.T. BHD의 간격(Cross deck의 폭)은 1.2m으로 하였으며, 선수 끝단에서 선수 격벽까지의 길이는 10m이며 선미 끝단에서 선미 격벽까지의 길이는 3.2m으로 하였다. 또한 컨테이너의 하역시 하역시간을 줄일 수 있도록 open-top 개념을 도입하였다.

이들을 종합하여 바아의 주요치수를 다음과 같이 결정하였다.^{1)-3),12)}

- 폭 : 12000 mm
(2435×4) + (50×5) + (1000×2) = 11990
- 길이 : 66000 mm
(6055×8) + (1200×3) + 10 + 3200 = 65240
- 깊이 : 5 m
(운하의 수심, 교각과 갑문 문비의 높이를 고려)
최종적인 바아의 기본 치수는 Table1과 같다.

Table 1 The principle dimensions of barge

Length	66.0m
Breadth	12.0m
Depth	5.0m
Draft	3.1m
Design Velocity	7knot

3. 선박의 구조 설계

3.1 구조부재의 Scantling

부재 치수 결정 시에는 한국선급의 소형강선규칙¹⁵⁾과 강계부선규칙¹⁶⁾을 적용하였으며, 본 선박이 연안 및 평수에서 운항하는 선박이므로 한국선급의 규정에 따라 부재 치수를 경감하였다.

우선 한국선급규칙에 의해 구조 부재의 최소 치수들을 구하였다. 그 치수들로부터 선급규칙에서 요구하는 종강도를 계산^{13),14)}하여 종강도에 만족되도록 각 구조 부재의 치수를 조정하면서 최종값을 결정하였다.

이와 같은 컨테이너 바아지와 탱크 바아지의 구조 부재 치수 결정 과정을 아래 Table2, 3 에서 보여주고 있다.¹³⁾

3.2 종강도 계산

3.2.1 컨테이너 바아지의 종강도 계산
선박의 기본치수를 토대로 한국선급규칙^{15),16)}에서 요구하는 단면계수와 2차모멘트의 최소값을 구하고, 각 종강도 부재의 치수를 조정하여 종강도를 만족하도록 하였다.

한국선급규칙에서 요구하는 종강도 관련식은 다음과 같다.

$$\text{최소 단면계수 } Z_{\min} = C_1 L^2 B (C_b + 0.7) K \times 0.95$$

$$\text{최소 단면2차모멘트 } I_{\min} = 3 C_1 L^3 B (C_b + 0.7)$$

컨테이너 바아지의 최소 단면계수와 최소 2차모멘트의 계산값은 다음과 같다.

$$Z_{\min} = 5.622 \times 10^8 \text{ mm}^3$$

$$I_{\min} = 1.775 \times 10^{12} \text{ mm}^4$$

한국선급규칙에 의한 요구치를 만족하면서 조정된 모델선의 종강도는 갑판과 선저에서 모두 만족되도록 하였다. 설계된 컨테이너 바아지의 단면계수는 한국선급규칙의 요구치에 비해 선저에서는 75% 높고 갑판에서는 1% 정도 높게 나타난다.

컨테이너 바아지의 중부재에 의한 중립축과 2차모멘트는 $y_{btm} = 1821.0 [mm]$, $y_{deck} = 3179.0$

[mm]

$$I_{tot} = 1.8 \times 10^{12} [mm^4] \text{로 단면계수는 다음과 같다.}$$

$$Z_{btm} = 9.866 \times 10^8 \text{ mm}^3$$

$$Z_{deck} = 5.651 \times 10^8 \text{ mm}^3$$

3.2.2 탱크 바아지의 종강도 계산

컨테이너 바아지에서와 같은 방법으로 한국선급

Table 2 Process to determine structural element dimensions of container barge

Item	Cal. value	Req. value	Final value
Keel plate (b)	1072×0.95	1018.4	1100
(t)	11.729×0.95	11.142	11.5
Bottom plate(t)	10.229×0.95	9.717	10
Center girder(h)	750	808	800
(t)	9.3 - 1	8.3	8.5
Side girder(t)	7.781 - 1	6.781	7.5
Inner btm. plate(t)	8.046 - 1	7.046	7.5
Bilge plate(t)	10.229×0.95	9.717	10
Side shell plate(t)	8.770×0.95	8.332	9.5 / 12.5
Deck plating(t)	5.437 - 1	4.437	15
Floor plate(t)	7.347 - 1	6.374	7
Side shell longi.(Z)	204.50×0.9	184.05	150×90×12
Bottom longi.(Z)	318.95×0.9	287.05	150×150×12
Inner btm longi.(Z)	243.99×0.9	219.59	150×100×12
Side trans.(t)	7.84×0.85	6.749	7
Second deck(t)	5.437 - 1	4.437	14
Deck longi.(Z)	117.07×0.85	99.51	130×130×9
Longi. BHD(t)	8.299×0.9	7.47	8.5 / 11
Trans. BHD(t)	7.963×0.9	7.167	7.5
Trans. BHD(Z)	118.493×0.9	106.64	125×75×10

규칙에 의해 요구되는 단면계수와 2차모멘트의 최소값을 구하고, 각 종강도 부재의 치수를 조정하면서 종강도를 만족하도록 하였다.

탱크 바아의 최소 단면계수와 최소 2차모멘트의 계산값은 다음과 같다.

$$Z_{\min} = 5.622 \times 10^8 \text{ mm}^3$$

$$I_{\min} = 1.775 \times 10^{12} \text{ mm}^4$$

설계된 탱크 바아의 단면계수를 한국선급규칙의 요구치와 비교해 보면, 선저에서는 100%정도 높고 갑판에서는 46%정도 높게 나타난다.

탱크 바아의 중부재에 의한 중립축과 2차모멘트는 $y_{btm} = 2107.94 \text{ [mm]}$, $y_{deck} = 2893.06 \text{ [mm]}$ $I_{tot} = 2.378 \times 10^{12} \text{ [mm}^4\text{]}$ 로 단면계수는 다음과 같다.

$$Z_{btm} = 11.28 \times 10^8 \text{ mm}^3$$

$$Z_{deck} = 8.223 \times 10^8 \text{ mm}^3$$

Table 3 Process to determine structural element dimensions of tank barge

Item	Cal. value	Req. value	Final value
Keel plate(b)	1072×0.95	1018.4	1100
(t)	11.729×0.95	11.142	11.5
Bottom plate(t)	10.229×0.95	9.717	10
Center girder(h)	750	808	800
(t)	9.3 - 1	8.3	8.5
Side girder (t)	7.781 - 1	6.781	7.5
Inner btm. plate(t)	8.046 - 1	7.046	7.5
Bilge plate(t)	10.229×0.95	9.717	10
Side shell plate(t)	9.38×0.95	8.911	9.0
Deck plating(t)	5.198-1	4.198	6
Side shell longi.(Z)	221.98×0.9	199.782	150×90×12
Bottom longi.(Z)	318.95×0.9	287.05	150×150×12
Inner btm longi.(Z)	243.99×0.9	219.59	150×100×12
Side trans.(t)	7.84×0.85	6.749	7
Deck longi.(Z)	80.5805×0.85	68.4334	90×75×9
Longi. BHD(t)	8.299×0.9	7.47	8
Trans. BHD(t)	9.6457×0.9	8.6811	9
Trans. BHD(Z)	247.3475×0.9	222.6128	150×100×10

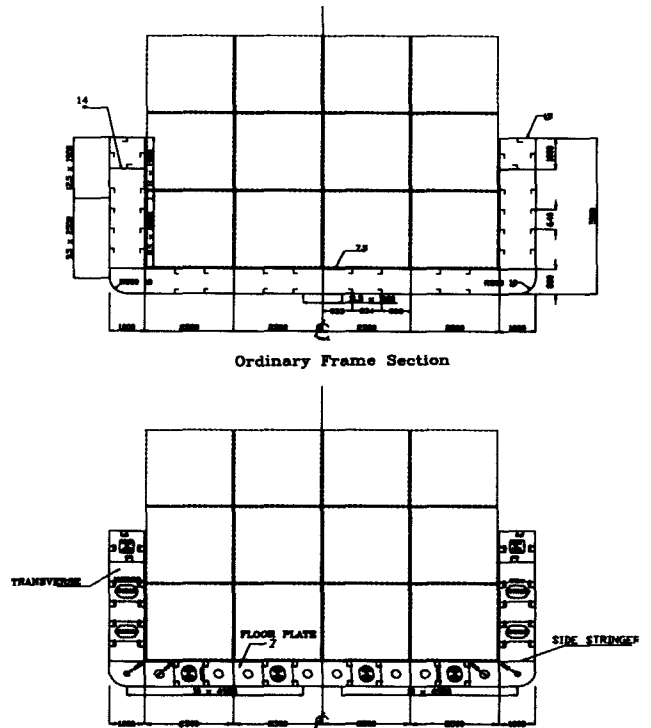


Fig. 1 Midship section of container barge

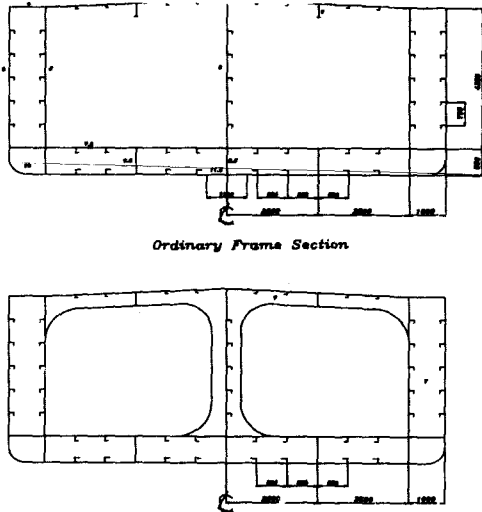


Fig. 2 Midship section of tank barge

4. 구조 해석

앞서 설계된 바야지의 구조를 토대로 전선 구조 모델링을 하고 준직접구조해석을 수행하여 선체의 구조강도를 살펴보았다.^{17),18)}

4.1 유한 요소 모델링

구조 모델링을 위해 유한요소 구조해석 프로그램인 PATRAN/NASTRAN을 이용하며, 선박의 대칭성을 고려하여 전선에 대해 좌편만 모델링하였다.

유한요소 모델은 컨테이너 바야지의 경우 요소수 3,790개와 절점수 2,001개, 탱크 바야지의 경우로 t 4280개의 요소와 2300개의 절점으로 구성된다.

또한 구조 모델링의 적합성을 검증하기 위해 보 이론에 의해 구한 수직응력값(longitudinal stress)을 정적 하중에 의한 유한 요소 해석을 수행하여 구한 응력값과 비교하였다.

4.2 경계 조건

하중 상태의 대칭성, 비대칭성을 고려하여 Table 4에서와 같이 중앙면(X-Z면)에서의 일반적인 경계조건을 취하였다. 또한 강제변위를 방지하기 위해 대칭 하중 조건에서는 Center line상의 A.P, F.P의 절점에 Z축 변위와 A.P의 절점의 X축

변위를 구속하였고, 좌우편 비대칭 하중 조건하에서는 선미 격벽을 기준 평면으로 설정하여 Center line상의 선저와 갑판의 Y축 변위, 상갑판과 선측의 교차되는 X축 변위를 구속하였다.¹⁷⁾

Table 4 Boundary conditions of midship section

	δ_x	δ_y	δ_z	θ_x	θ_y	θ_z
Symmetric condition (Vertical bending)	Free	Fix	Free	Fix	Free	Fix
Antisymm. condition (Hori. bending & torsion)	Fix	Free	Fix	Free	Fix	Free
x:longi. axis y:trans. axis z:vertical axis						

4.3 하중조건

선박에 작용하는 하중 상태는 화물이 만재된 상태에서 정적하중과 head sea, oblique sea상태의 파랑하중이 작용하는 경우를 고려하였다. 선박에 작용하는 파랑하중을 구하기 위하여 한국선급의 KSM, RSM, KSHT, KLHT 등의 프로그램을 이용하였다.¹⁷⁾

4.3.1 가정 및 적용

아래와 같은 가정 및 적용 범위를 통해 설계파를 결정하였으며, 이 파가 선박에 작용할 때의 파랑 하중을 구하기 위하여 한국선급의 LOADGEN 프로그램을 이용하였다.

- Wave Scatter Diagram : Walden wave data
- Wave Height Distribution : Rayleigh 분포
- Wave Spectrum : ISSC Wave Spectrum
- One Wave Probability Level : 10^{-6}

4.3.2 Frequency의 고려 범위

일반적으로 선박에 적용되는 frequency는 $\lambda/L = 0.1 \sim 10$ 으로 고려하나 본 연구에서는 모델 선박이 연안 및 운하용임을 감안하여 $\lambda/L = 0.25 \sim 10$ 으로 가정하여 적용한다. 여기서 λ 는 파의 파장이며, L 은 선체의 길이이다.

design velocity $V_s = 7 \text{ knot}$ 일 때의 Froude number는 $f_n = 0.0943$ 이다.

4.3.3 Design Wave의 결정

파랑 발생 확률 10^{-6} 에 대한 모든 입사각에 대한 파랑하중계산결과(M_L)와 규칙파에 의한 응답 최대값(M_R)을 통해서 design wave를 구한다.

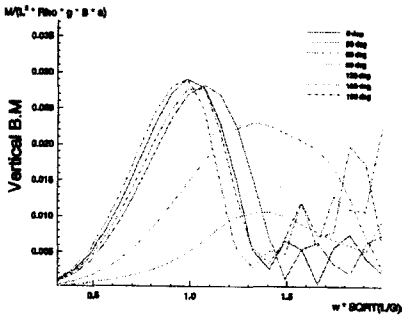


Fig. 3 Vertical bending moment for different heading angles

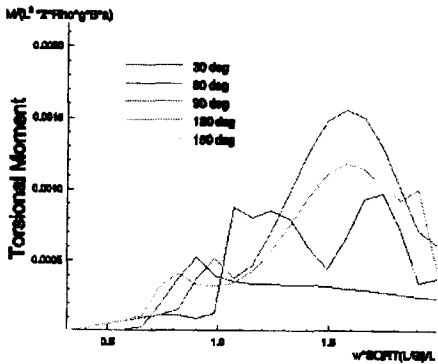


Fig. 4 Torsional moment for different heading angles

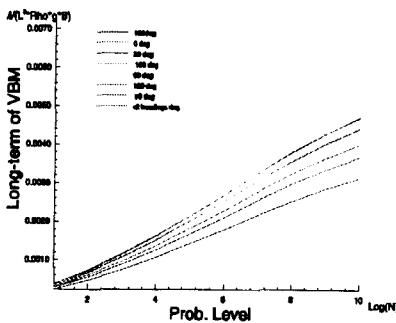


Fig. 5 Long-term Analysis in North Atlantic for VBM

<Vertical Bending Moment에 대한 Design Wave>

Amplitude : $a = \frac{M_L}{M_R} \times L = 5.145 m$

Wave Height : $H = 2a = 10.29 m$

Frequency : $f = 10.0216$

Heading angle : $\theta = 0^\circ$

Wave length : $\lambda = 1.0289 L$

(참고) M_L : $1/\rho g L^3 B$ 로 무차원화한 값

M_R, M_T : $1/\rho g L^2 B a$ 로 무차원화값

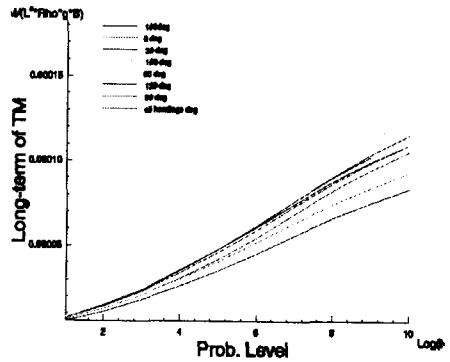


Fig. 6 Long-term Analysis in North Atlantic for TM

<Torsional Moment에 대한 Design Wave>

$M_L = 0.7118 \times 10^{-4}$ $M_T = 0.00155$

$a = 3.0309 m$

$H = 6.0618 m$

$f = 0.4007$

$\theta = 60^\circ$

$\lambda = 0.4036 L$

vertical bending moment, torsional moment에 대한 design wave로부터 구해진 a, H, f, θ 값들을 가지고 프로그램 KSM, RSM를 이용하여 최종적인 파랑하중을 구하고, LOADGEN와 유한 요소 구조 해석 프로그램인 NASTRAN을 이용하여 동파랑 하중을 유한 요소 모델링에 가해 모델에 걸리는 응력, 변위 등을 구한다.

4.4 구조해석 결과

4.4.1 보이론¹⁴⁾과 유한요소법 결과의 비교

전선 모델의 정적 하중에 의한 구조 해석 결과와 보이론에 의해 구한 수직응력값의 비교를 통해 모델링이 적절히 되었는지 확인한다. 보이론에 의해 선체의 중앙횡단면 위치에서 계산된 단면계수 Z_{deck} , Z_{btm} 로 구한 응력(σ_{xx})을 계산한다.

컨테이너 바아지의 경우, 아래의 응력값을 갖는다.

$$\sigma_{deck} = \frac{M}{Z_{deck}} = 31.163 N/mm^2$$

$$\sigma_{btm} = \frac{M}{Z_{btm}} = 17.849 N/mm^2$$

여기서 M 은 수직굽힘모멘트로 직접 계산된 값을 나타낸다.

유한요소 모델을 해석하여 구한 응력값은 다음과 같다.

$$\sigma_{deck} = -30.953 N/mm^2$$

$$\sigma_{btm} = 17.681 N/mm^2$$

앞서 구한 보이론의 결과와 유한요소 모델의 해석 결과를 비교해 볼 때 거의 일치하는 값을 보이고 있어 모델링이 적합하다고 판단하였다.

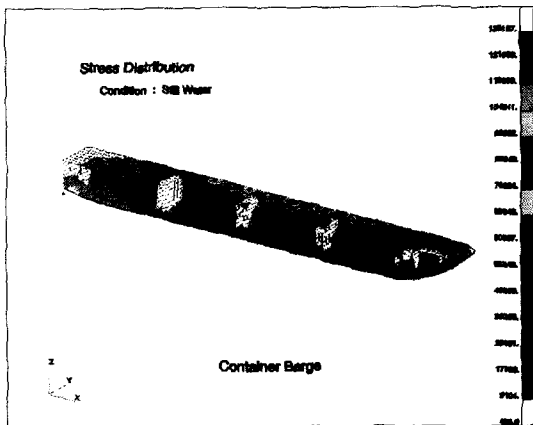


Fig. 7 Stress distribution at hull of container barge under static loading

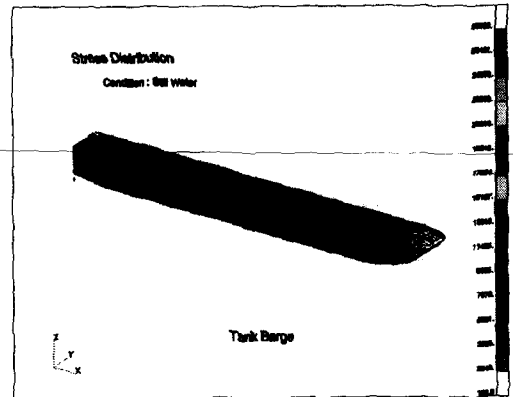


Fig. 8 Stress distribution at hull of tank barge under static loading

탱크 바아지의 경우는, 보이론에 의해 아래와 같은 응력값을 갖는다.

$$\sigma_{deck} = \frac{M}{Z_{deck}} = 21.416 N/mm^2$$

$$\sigma_{btm} = \frac{M}{Z_{btm}} = 15.612 N/mm^2$$

탱크 바아지의 유한요소 모델 해석 결과는 다음과 같다.

$$\sigma_{deck} = -22.596 N/mm^2$$

$$\sigma_{btm} = 15.283 N/mm^2$$

탱크 바아지의 구조 해석 결과에서도 보이론값과 유한요소모델의 해석 결과값이 거의 일치하며, 이로써 모델링이 적합하다고 판단된다.

또한 컨테이너 바아지의 결과와 비교해 볼 때, 탱크 바아지에서 더 작은 응력값을 가지며, 특히 갑판부분의 응력은 컨테이너 바아지에 비해 현저히 작은 것을 알 수 있다.^{17),18)}

4.4.2 동적파랑하중에 대한 전선 구조해석 결과
전선 모델의 동적인 파랑하중에 대해서는 heading sea condition과 oblique sea condition에 대해 구조 해석을 수행하였다.

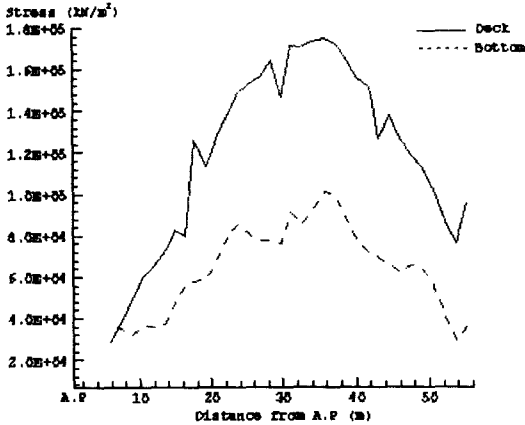


Fig. 9 Stress distribution at deck and bottom in heading sea condition

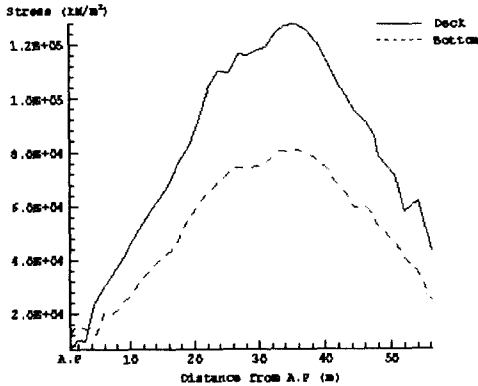


Fig. 10 Stress distribution at deck and bottom in heading sea condition

Fig. 9과 Fig. 10은 heading sea condition에서 컨테이너 바아지와 탱크 바아지의 갑판과 선저에 분포하는 응력을 보여주고 있다.

컨테이너 바아지의 경우, 갑판에서 가장 크게 나타나는 응력값이 175.06 N/mm^2 , 선저에서 107.96 N/mm^2 이다. 탱크 바아지의 경우, 갑판에서 127.72 N/mm^2 , 선저에서 81.85 N/mm^2 이 가장 크게 나타나는 응력값이다. Mild Steel의 허용응력인 235 N/mm^2 에 비교해서 두 바아지의 응력값들은 갑판에서는 50%정도, 선저에서는 40%정도 밖에 나타나지 않으며 허용응력에 충분히 만족함을 알 수 있

다.^{17),18)}

5. 결 론

경인운하와 황해를 연계 운항할 수 있는 바아지의 구조 설계를 수행하였으며, 종강도 검토와 준직접 구조 해석법을 이용하여 전선 구조 해석을 수행하였다.

두 바아지는 한국선급 규칙에 의한 종강도에 대해 허용치를 모두 만족하고 있다. 또한, 파랑 하중에 의해 선체에 발생하는 응력이 허용 응력에 충분히 만족함을 유한요소 모델을 이용한 준직접 구조 해석을 수행하여 보여주었다.

또한 동일한 기본 제원을 토대로 컨테이너 바아지와 탱크 바아지의 구조 설계를 하므로써, 선박 규격의 표준화를 시도하였다. 아직은 표준화에는 미흡한 점이 많으나, 지속적인 연구로 표준화 구조 모델을 제시할 수 있을 것이다.

후 기

이 논문은 1995년도 학술진흥재단의 대학부설연구소 연구과제 연구비에 의하여 연구되었음.

참고문헌

- 1) "다목적 바아지의 구조시스템 개발", 학술진흥재단 대학부설연구소 중간보고서, 1997. 11
- 2) "수도권 수송체계 개선을 위한 경인운하 건설 방안", 한국수자원 공사, 1995. 8
- 3) Fricke, W., Germanischer Lloyd, "Structural Design of Container and Multi-Purpose Vessels", Hamburg, Presented at the Seminar on Container Ship Design Organized by MARIC in Shanghai, on 11th-14th September, 1995
- 4) "Standardisierung und Normung von Schub-leichtern", Zeitschrift für Binnenschifffahrt, 1968
- 5) "Standardisierung und Normung von Schub-leichtern", Stellungnahme Nr. 17, der Nautisch

- Technischen Kommission der Arbeit
-Gemeinschaft der Rheinschiffahrt e.V.
Duisburg-Ruhrort, 1970
- 6) Billingsley, Daniel W., "Structural Design of River Tank Barges", *Marine Technology*, April 1984
 - 7) "River and Sea Shipping", *Ship & Boat International*, October 1994,
 - 8) 김철준, "Pusher 해상운송방식 Barge Line System의 현황"
 - 9) "Pusher Barge의 연결 장치", 1982
 - 10) "운하 운송시스템의 유체동력학적 연구", 홍익대학교 해양시스템연구센터, 1996. 9
 - 11) 김영훈, 이재욱, "경인운하용 바아지의 수송효율에 관한 연구", 황해권수송시스템 연구센터, 1996
 - 12) 우봉구, 구종도, "船舶計算", 1976
 - 13) 이재신, "선체구조역학", 韓國海事問題研究所
 - 14) 미국조선학회 편, "Principles of Naval Architecture", 임상전 역, 대한교과서주식회사, 1993
 - 15) 한국선급, "강제부선규칙", 1993
 - 16) 한국선급, "소형강선규칙", 1993
 - 17) 한국선급, "파랑하중에 의한 선체구조의 직접강도해석 기법 개발 연구", 대우중공업, 삼성중공업, 1995
 - 18) 한국선급, "BMP의 중앙 단면 치수 산정을 위한 설계 기준 개발", 1996. 10
 - 19) 배상윤, "경인운하와 황해권 수송을 위한 Pusher- Barge 연결부 개발", 1998. 2