

파랑하중에 대한 초대형 콘크리트 부유식 구조물의 설계 부재력 산정

Estimation of the Design Member Forces in Very Large Concrete Floating Structure due to Wave Loads

위엔후탄* · 노혁천** · 김승억*** · 나성원****

Thanh, Nguyen Huu · Noh, Hyuk Chun · Kim, Seung Eock · Na, Seong Won

Abstract

This paper presents new equations for member forces in concrete floating structures under wave loadings. The currently adopted design equations for wave loadings disregard the effect of mismatch between design wave length and the length of the structure. In most cases, however, additional internal forces occur due to disequilibrating buoyancy caused by the difference between design wave length and the length of the structure. In this study, new design equations considering the influence of the disequilibrating buoyancy is proposed. In addition, finite element solutions are sought to demonstrate the adequacy of the proposed design formulae in estimating the actual internal forces considering the structure as either rigid or flexible. It has been found that member forces are decreased approximately to around 55% for flexible model when compared with the rigid one.

Keywords : *floating structure, wave load, member force, unequivalent buoyancy, elastic deformation*

요 지

파랑하중을 받는 콘크리트 부유식 구조물의 부재력 산정식을 제시하였다. 기존의 설계식은 구조물의 길이와 파장 길이가 일치할 때에 적용이 가능하다. 그러나 대부분의 경우 구조물의 길이와 파장 길이가 일치하지 않기 때문에 비평형부력에 의한 추가적인 모멘트가 발생한다. 따라서 본 연구에서는 부유구조물을 강체로 가정하고 비평형부력의 영향을 고려한 설계식을 제시하였다. 제안된 식의 타당성을 확인하기 위하여 강체거동하는 부유구조물에 대한 유한요소해석을 수행하여 이를 확인하였다. 그러나 초대형 부유구조물은 거대한 규모에 따른 유연성을 가지게 되므로 탄성거동하는 부유구조물에 대한 유한요소해석을 수행하여 강체거동에 근거한 설계식의 과대평가 양상을 파악하고자 하였다. 탄성변형을 고려하여 산정된 부재력은 강체 거동으로 고려하여 산정된 부재력의 약 55% 정도의 값으로 감소하는 것으로 나타났다.

핵심용어 : 부유식 구조물, 파랑하중, 부재력, 비평형부력, 탄성변형

1. 서 론

해양공간은 우리 국토의 연장선상에 있는 공간으로서 이에 대한 개발의 필요성은 재론의 여지가 없다. 그 방안으로서 매립에 의한 요지확보 등의 방법이 일반적으로 적용되어 왔으나 환경침해의 문제 등을 야기하고 있다. 특히 매립은 수심이 깊을 경우 경제적인 현실성이 매우 낮다. 따라서 이에 대한 대안으로서 부유식 해상구조물(이하, 부유구조물)을 고려할 수 있다. 부유구조물의 활용으로는 컨테이너 터미널, 마리나리조트, 해상공항, 해상기지 등의 건설 등을 들 수 있고 (Wang *et al.*, 2006; Zaleski-Zamenhof, 1990), 이를 채용한 부유식 교량은 이미 많은 지역에 건설되어 사용되고 있

다(백인열 등, 2002; Moe, 1997). 부유구조물은 이동이 가능하고, 증설, 확장, 철거가 용이하며, 매립식 방법에 비하여 경제적인 특성을 가지고 있으며, 지진에 대하여 상대적 안전성이 높다는 장점도 가지고 있다(정태영 등, 1999; 홍사영 등, 2001; Tsinker, 1986).

해양 선진국에서는 다양한 종류의 부유구조물을 연구개발해 왔으며, 일부 이를 실용화하여 이용하고 있다. 연구개발 사업의 예로는 일본에서 진행되어온 메가-플로트 사업 (Sueoka *et al.*, 2000)과 미해군조사과(ONR: Office of Naval Research)에서 진행한 MOB(Mobile Offshore Structure project) 프로젝트(Rognaas *et al.*, 2001), 그리고 미해군시설 공학서비스센터(NFESC: Naval Facilities Engineering Service Center)

*세종대학교 대학원 토목환경공학과 박사과정 (E-mail : huuthanh-email@yahoo.com)

**정희원 · 교신저자 · 세종대학교 토목환경공학과 조교수 · 공학박사 (E-mail : cpebach@sejong.ac.kr)

***정희원 · 세종대학교 토목환경공학과 정교수 · 공학박사 (E-mail : sekim@sejong.ac.kr)

****삼성중공업(주) 건설사업부 부유식해상구조물개발 TF 차장 · 공학박사 (E-mail : seongwon.na@samsung.com)

에서 진행한 MHP(Modular Hybrid Pier) 프로젝트 등을 들 수 있다(Watanabe *et al.*, 2000).

설계 관점에서는, 그러나, 현재까지는 초대형 부유구조물 설계를 위한 절차가 체계적으로 구축되어 있지 않은 상태이며, 부유구조물 시스템을 이루는 구조, 재료 및 하중 등에 적절하다고 판단되는 ‘항만 및 어항설계기준’(해양수산부, 2005), ‘도로교설계기준’(건설교통부, 2005), ‘한국선급기술규칙’(한국선급, 2007)등의 국내 설계기준과, ABS(American Bureau of Shipping), DNV(Det Norske Veritas) 등 국외의 설계기준을 다양하게 적용하고 있는 수준이다.

부유구조물은 해상에 위치하므로 고정하중과 활하중 등의 일반하중과 함께 바람, 조류, 온도 및 변형하중 등을 포함하는 환경외력이 작용되며, 특수하중으로 계류력, 접안 및 충돌력 등이 작용한다(Tsinker, 1986). 이중 주된 하중인 환경외력에는 파도에 의한 파랑하중이 포함되는데, 이 하중은 부유구조물이 설치되는 위치에 의존적임은 물론 부유구조물의 견인에 의한 이동 중에도 작용하는 하중이다. 따라서 파랑하중에 대한 해석은 부유구조물의 설계에서 필수적으로 수행되어야 한다. 부유구조물의 파랑하중에 대한 해석에 있어서 구조물이 소규모일 경우 탄성변형이 미미하므로 강체(rigid body)로 가정하여도 무방한 반면 구조물이 대형화할 경우 유연성(flexibility)에 의한 탄성변형도 무시할 수 없게 된다. 즉, 부유구조물의 크기규모는 그 거동을 해석함에 있어서 강체와 탄성체를 구분하는 주요 인자 중 하나로 볼 수 있다(김병완 등, 2006).

본 연구에서는 파랑하중에 따른 부유구조물의 설계에서 부재력의 산정에 사용될 수 있는 일반적인 식을 제안한다. 제안식은 부유구조물의 입지조건에 따라 결정되는 설계파랑의 주기가, 일반적으로, 구조물 길이와 정확히 일치하지 않는다는 고찰에서 비롯되었으며, 이러한 불일치에 의하여 유발되는 비평형부력(disequilibrating buoyancy)은 기존에 적용되어 온 설계식으로는 산정할 수 없는 추가적인 내력을 유발할 것으로 기대할 수 있다. 제안 설계식의 적정성은 기존 설계식에 의한 결과와 비교 검토하여 제시하였다. 제안식이 기존에 사용되고 있는 설계식과 동일하게 강체거동을 가정하여 유도된 것이므로 구조의 대형화에 따른 구조 유연성의 영향을 검토하기 위하여 대형의 격실형 부유구조물에 대한 수치해석을 함께 수행하고 이를 비교 검토하였다.

2. 파랑하중에 의한 부재력 산정

2.1 일반적 작용하중

콘크리트 부유식 구조물의 적절한 설계를 위해서는 사용중 구조물에 작용하는 각종 하중조건에 견디도록 종횡방향 굽힘모멘트, 전단력, 비틀림력 등의 부재력에 대응하도록 적절한 부재크기를 갖추어야 한다. 하중조건은 구조물의 용도, 사용 환경, 예인 및 설치 등 다양한 환경을 고려하여 적절히 적용되어야 하며, 크게 고정하중, 활하중, 환경외력, 변형하중, 사고하중 및 지진하중으로 구분된다. 기타 특수 사용목적의 콘크리트 부유식 구조물의 설계에는 특별한 하중정의가 수반되어야 한다.

고정하중에는 구조체의 자중, 고정적인 시설물 및 장비하중 등이 포함되며, 활하중은 가변적인 적재물 및 장비하중, 계류력 등을 포함한다. 바람, 파랑, 조류, 빙하하중 등은 환경외력에 포함되고, 지진하중은 특별하중으로 분류된다. 환경외력의 재현주기는 구조물 설계수명의 5배가 추천된다. 즉, 20년 설계수명을 가진 구조물은 100년의 재현주기를 갖는 환경외력에 대해 설계되어야 한다. 부유식 구조물이 제작 장소에서 설치 장소로 인양 시에는 파랑하중이 주요한 설계하중이 되기 때문에, 운송(이동) 용도의 부유식 구조물의 설계에는 파랑 이외의 환경외력은 고려되지 않는다. 고정 용도의 부유식 구조물 설계에서는 파랑하중이 지배적이지만 조류, 바람 및 조수간만의 차이 등에 대한 사항들도 고려되어야 한다.

부유식 구조물은 지진에 대한 상대적 안전성을 갖지만 접속교량의 하부구조, 계류시스템의 해저 기초부, 중력식 앵커 등의 고정식 구조물에는 지진하중의 영향을 고려해야 한다. 극지방에서는 빙하와 온도하중이 주요한 환경외력이 되기도 한다. 쇄빙, 저온 화물(액화가스 등) 운송과 같이 특수한 용도의 부유식 구조물은 사용 환경에 적합한 하중정의가 특별히 필요할 수도 있다.

본 연구에서는 여러 하중조건들 중에서 구조물에 작용하는 주된 환경하중인 파랑하중의 적용에 대하여 논하고, 특히 초대형 부유구조물의 경위 적용해야 하는 이론식을 제시한다.

2.2 기존적용방법

그림 1과 같이 구조물의 길이(L)가 설계파의 파장(L_D)의 정수배일 때의 굽힘모멘트와 전단력을 산정하고자 하는 경

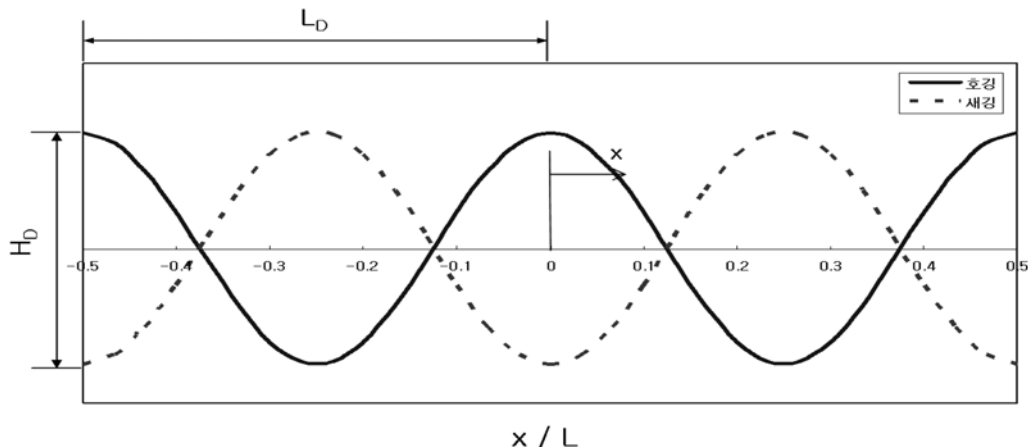


그림 1. 구조물의 길이와 파장 길이가 일치하는 경우 (2주기 코사인 파의 경우)

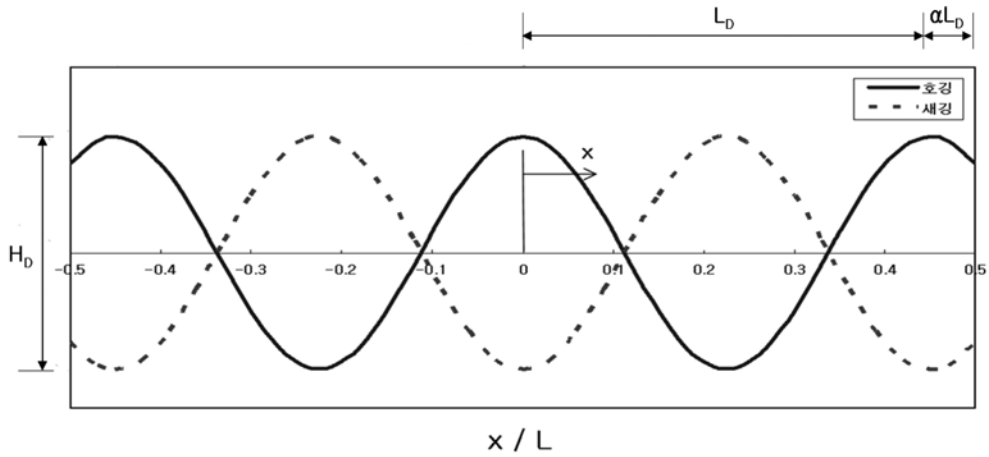


그림 2. 구조물의 길이와 파장 길이가 일치하지 않는 경우

우에는 다음의 과정을 따라 이를 산정할 수 있다.

먼저 코사인 함수로 나타나는 파랑하중의 형태는 작용위치 x 에 따라 다음의 식으로 쓸 수 있다.

$$h_w = \pm \frac{H_D}{2} \cos \frac{2\pi x}{L_D} \quad (1)$$

여기서, H_D 는 설계파고를 나타내고, 부유구조물 축방향의 좌표값 x 는 부유구조물 중앙점을 원점으로 한다. \pm 기호는 호경(+) 및 새경(-)상태를 나타낸다. 부유구조물의 폭을 B 로 나타내면, 주어진 파랑형상에 따라 부유구조물에 작용하는 단위 길이당의 부력 b_w 는 다음과 같다.

$$b_w = \rho g B h_w = \pm \rho g B \frac{H_D}{2} \cos \frac{2\pi x}{L_D} \quad (2)$$

여기서, ρ 와 g 는 각각 해수의 밀도와 중력가속도를 나타낸다. 식 (2)의 부력은 분포하중으로서 이에 대한 연속되는 두 번의 적분과 각 적분에서 전단력과 굽힘모멘트에 대한 경계조건을 적용하면, x 의 함수로 주어지는 전단력 $Q_w(x)$ 와 굽힘모멘트 $M_w(x)$ 를 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$Q_w(x) = \pm \rho g B \frac{H_D L_D}{4\pi} \sin \frac{2\pi x}{L_D} \quad (3)$$

$$M_w(x) = \mp \rho g B \frac{H_D L_D^2}{8\pi^2} \left(1 - \cos \frac{2\pi x}{L_D} \right) \quad (4)$$

식 (3)과 (4)는 파랑하중에 의하여 부유구조물에 발생하는 전단력과 굽힘모멘트를 매우 단순하게 구할 수 있게 해준다.

그러나 이들 식은 부유구조물 길이 L 이 설계파장 L_D 의 정수 배의 길이라는 전체조건을 가지고 있으며, 이 전체조건과 달리 부유구조물의 길이 L 이 설계파장 L_D 의 정수배가 아닌 경우($L - mL_D \neq 0$)에는 적용이 불가능하다. 그 이유는 설계파장의 정수배와 부유구조물의 길이 사이의 차이인 $L - mL_D$ 부분에 작용하는 비평형부력이 식 (3), (4)의 유도에 사용된 부유면을 상승 또는 하강시켜 새로운 평형상태에 이르게 하기 때문이다. 따라서 $L - mL_D \neq 0$ 인 일반적인 경우에 대해서는 비평형부력에 의한 부유면의 변동을 고려하여야 한다. 다음 절에서는 이에 대하여 논하고, 이에 의해 발생하는 내력 산정을 위한 일반식을 제시한다.

2.3 비평형부력을 고려한 내력산정

부유식 구조물의 양단이 설계파장 L_D 의 최대점(또는 최소

점)과 일치하지 않는 경우(그림 2 참조)에는 구조물 양단에 나타나는 비평형부력에 의하여 부유구조물이 상승 또는 하강하여 초기의 흘수선이 변경된다. 따라서 부유구조물에 작용하는 부력이 구조물의 전범위에 걸쳐 변화되며, 그러므로 구조물의 각 위치에 발생하는 내력은 식 (3), (4)로 얻어진 것과는 다른 결과를 나타내게 된다. 단적인 예로 2주기 코사인 파에 노출된 부유구조물의 경우, 식 (4)에 의한 중앙점에서의 굽힘모멘트는 0이 되지만, 그림 2와 같이 비평형부력이 존재할 경우에는 그 값이 0이 아님을 명확히 알 수 있다.

그림 2는 비평형부력이 유발되는 일반적인 예를 보여주고 있다. 이 경우, 구조물의 길이와 설계파장의 길이를 비교해 보면 $\frac{L}{L_D} = nL + \alpha L_D$, ($0 \leq \alpha \leq 1.0$)의 관계를 얻을 수 있다. 여기서, n 은 0을 포함한 자연수이다.

부유구조물 자체의 중량을 $W_1 = \gamma_c V_c$ 라 하고, 구조물의 상부에 작용하는 상재하중을 W_2 라 하면 부력에 대한 평형관계로부터 식 (5)를 얻을 수 있다. 여기서, γ_c 와 V_c 는 각각 부유구조물 재료의 단위체적중량과 부피를 나타낸다.

$$W_2 + W_1 = BL\gamma_w \bar{d} \quad (5)$$

여기서 \bar{d} 는 비평형부력에 의하여 변화된 흘수(draft)를 나타낸다. 부력은 부유체가 차지하는 유체의 체적과 관련이 있으므로 그림 2의 상태에서 유체가 차지하는 체적을 구하면 다음과 같다.

$$V_w = 2B \int_0^{L/2} \frac{H_D}{2} \cos \frac{2\pi x}{L_D} dx + LBd = BH_D \int_0^{L/2} \cos \frac{2\pi x}{L_D} dx + LBd \quad (6)$$

따라서 연직방향 힘의 평형관계를 통하여 다음을 얻을 수 있다.

$$W_2 + W_1 = V_w \gamma_w = LB\gamma_w \left(\frac{d + \frac{H_D}{4\pi(n+\alpha)} \sin 2\alpha\pi}{\bar{d} = d + \delta d} \right) \quad (7)$$

여기서는 $L_D = \frac{L}{2(n+\alpha)}$ 관계가 적용되었다. 식 (7)의 우변에 나타난 바와 같이 흘수의 변동량 δd 는 비평형을 유발하는 파랑부분에 의하여 유발된 것으로 다음과 같다.

$$\delta d = \frac{H_D}{4\pi(n+\alpha)} \sin 2\alpha\pi \quad (8)$$

그림 2와 부력의 작용특성을 고려하면 x 의 함수로 표현되는 부력 b_x 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$b_x = \rho g B(h_w - \delta d) = \rho g B \left(\frac{H_D}{2} \cos \frac{2\pi}{L_D} x - \frac{H_D}{4\pi(n+\alpha)} \sin 2\alpha\pi \right) \quad (9)$$

식 (9)의 부력은 분포하중의 형태이며, 따라서 이에 대한 적분을 통하여 부유구조물에 발생하는 전단력과 굽힘모멘트를 구할 수 있다.

2.3.1 전단력 $Q_w(x)$

먼저 식 (9)를 한번 적분하여 얻게 되는 전단력은 다음과 같다.

$$Q_w = \int b_x dx = \rho g B \left[\frac{H_D L_D}{4\pi} \sin \frac{2\pi}{L_D} x - \frac{H_D \sin 2\alpha\pi}{4\pi(n+\alpha)} x \right] + C_1 \quad (10)$$

적분상수 C_1 을 얻기 위한 경계조건은 $Q_w|_{x=0} = Q_w|_{x=\pm \frac{L}{2}} = 0$ 이며, 이를 적용하면 적분상수는 $C_1=0$ 으로 얻을 수 있다.

2.3.2 굽힘모멘트

굽힘모멘트를 얻기 위하여 식 (10)의 Q_x 를 적분하면 다음과 같다.

$$M_w = \int Q_w dx = \rho g B \left[-\frac{H_D L_D^2}{8\pi^2} \cos \frac{2\pi}{L_D} x - \frac{H_D \sin 2\alpha\pi}{8\pi(n+\alpha)} x^2 \right] + C_2 \quad (11)$$

적분상수 C_2 을 얻기 위하여 경계조건은 $M_w|_{x=\pm \frac{L}{2}} = 0$ 을 적용하여 정리하면 적분상수는

$$C_2 = \rho g B \frac{H_D}{8\pi} \left[\frac{L_D^2}{\pi} \cos 2(n+\alpha)\pi + \frac{L^2}{4(n+\alpha)} \sin 2\alpha\pi \right] \quad (12)$$

로 얻어지며, 따라서 굽힘모멘트는 다음과 같다.

$$M_w = \rho g B \left\{ \left[-\frac{H_D L_D^2}{8\pi^2} \cos \frac{2\pi}{L_D} x - \frac{H_D \sin 2\alpha\pi}{8\pi(n+\alpha)} x^2 \right] + \frac{H_D}{8\pi} \left[\frac{L_D^2}{\pi} \cos 2(n+\alpha)\pi + \frac{L^2}{4(n+\alpha)} \sin 2\alpha\pi \right] \right\} \quad (13)$$

여기서 부유구조물의 길이와 설계파장과의 관계를 이용하여 식 (13)을 정리하면, 다음과 같이 굽힘모멘트에 대한 최종식을 얻을 수 있다.

$$M_w = \rho g B \left[\left\{ -\frac{H_D L_D^2}{8\pi^2} \cos \frac{2\pi}{L_D} x - \frac{H_D \sin 2\alpha\pi}{8\pi(n+\alpha)} x^2 \right\} + \frac{H_D L_D^2}{8\pi^2} \{ \cos 2\alpha\pi + (n+\alpha)\pi \sin 2\alpha\pi \} \right] \quad (14)$$

비평형부력을 고려한 경우에 대한 전단력과 모멘트 식인 식 (10), (14)에 $L-nL_D=0$ 인 경우(예, $n=0$, $\alpha=0.5$ 일 때 $L=L_D$)를 적용하면 각각 식 (3), (4)와 동일한 결과를 얻을 수 있다.

2.3.3 최대굽힘모멘트

최대굽힘모멘트가 발생하는 위치는 2.3.2에서 유도된 굽힘모멘트 식의 x 에 대한 미분을 통하여 다음과 같이 얻을 수 있다.

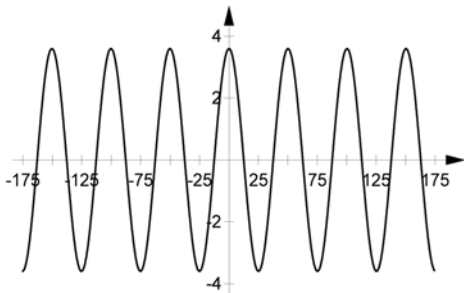
$$\frac{\partial M_w}{\partial x} = 0 \Rightarrow \frac{\sin \frac{2\pi}{L_D} x}{x} = \frac{\sin 2\alpha\pi}{(n+\alpha)L_D} \quad (15)$$

식 (15)에서 보는 바와 같이 최대굽힘모멘트 발생지점의 위치는 초월함수로 나타나며, 시행착오법에 의하여 산정할 수 있다. 이렇게 얻은 좌표를 식 (14)에 대입하여 최대굽힘모멘트 M_w^{Max} 를 구할 수 있다.

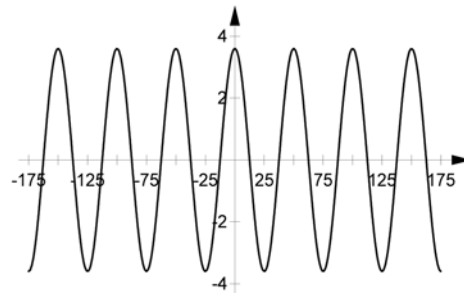
2.4 제안식에 대한 검증

2.4.1 비평형부력에 의한 영향

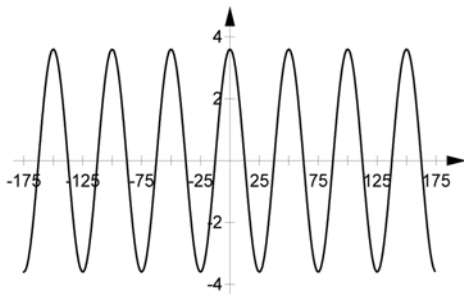
제안식의 검증을 위하여 길이 350 m, 폭이 50 m인 흘수면을 가지는 부유구조물에 대하여 검토하고자 한다. 작용파랑은 예제 부유구조물의 중앙부에서 호경상태가 되는 파랑



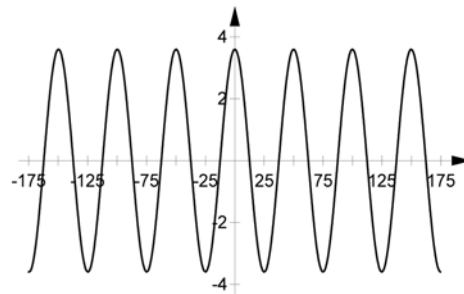
파랑 1 ($L_D = 50.10m$, $n = 3$, $\alpha = 0.4930$)



파랑 2 ($L_D = 50.01m$, $n = 3$, $\alpha = 0.4993$)

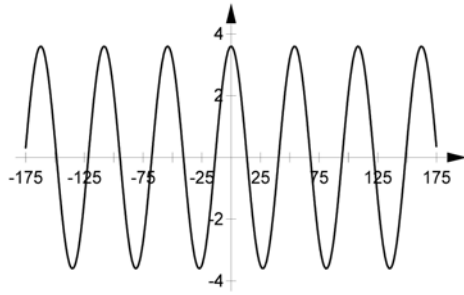


파랑 3 ($L_D = 49.99m$, $n = 3$, $\alpha = 0.5007$)

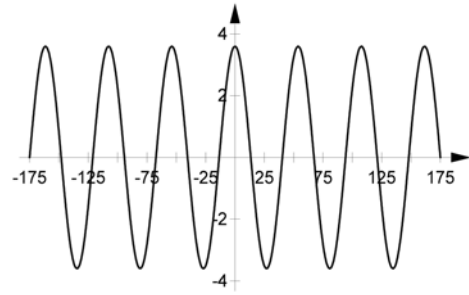


파랑 4 ($L_D = 49.90m$, $n = 3$, $\alpha = 0.5070$)

그림 3. 파랑 1~4 ($L-nL_D \neq 0$ 인 경우)



파랑 5 ($L_D = 54.08m$, $n = 3$, $\alpha = 0.2359$)



파랑 6 ($L_D = 53.846m$, $n = 3$, $\alpha = 0.250$)

그림 4. 파랑 5, 6 ($L - nL_D \neq 0$ 인 경우)

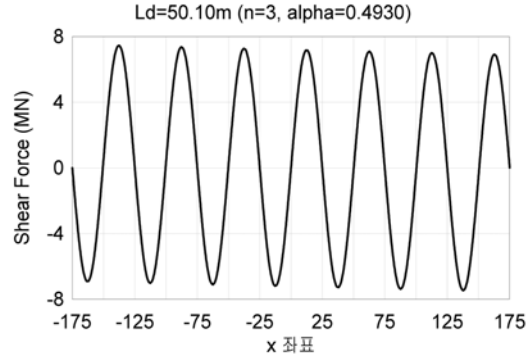
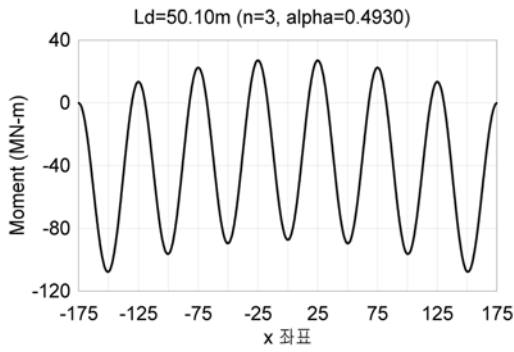


그림 5. 파랑 10에 의한 결과

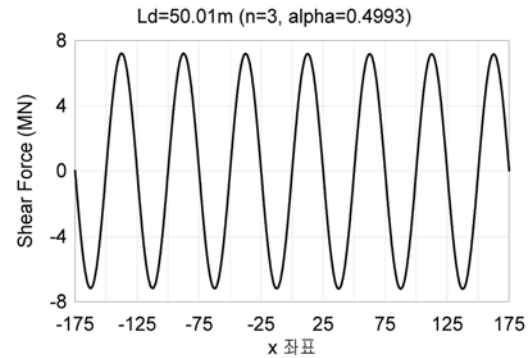
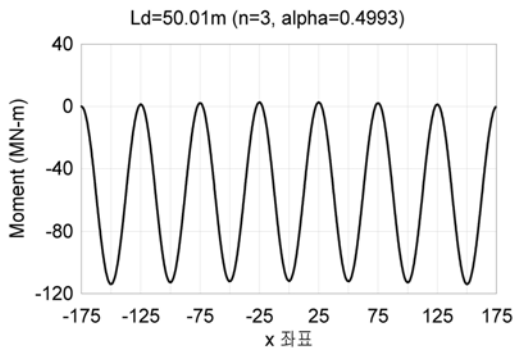


그림 6. 파랑 20에 의한 결과

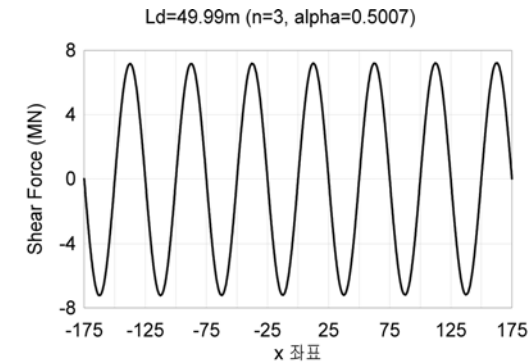
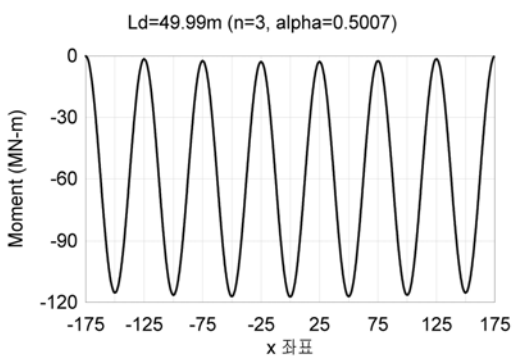


그림 7. 파랑 30에 의한 결과

형태를 취하였다. 설계과고 H_D 는 3.6 m이며, 설계과장 L_D 는 비평형부력에 의한 영향을 고려하기 위하여 다소간의 변동을 주었다.

그림 3에 제시한 네 개의 파랑은 L 과 L_D 사이에서 적은 차이가 있을 경우들로서, n 은 3이고, α 가 0.5에서 다소간의 변동을 나타내는 경우들이다.

그림 4에 나타난 파랑은 n 은 3이고 α 가 0.25 근방의 값

을 가지는 파랑을 보여주고 있다. 각 파랑에 대한 설계과장은 각 그림의 하단에 나타내었다.

식 (10)과 (14)를 이용하여 부유구조물의 길이방향 축을 따르는 위치에서의 전단력과 굽힘모멘트를 나타내면 다음과 같다. 파랑 1~6에 의하여 부유구조물에 나타나는 굽힘모멘트와 전단력은 그림 5~8에 나타난 바와 같다. 모든 결과에서 동일한 특징은 먼저, 부유구조물의 양단에서 굽힘모멘트와

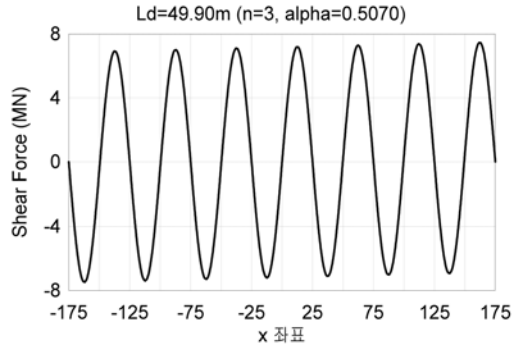
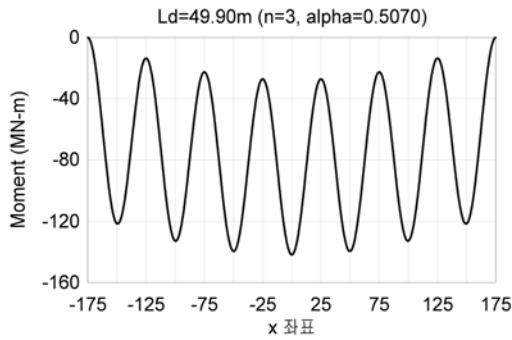


그림 8. 파랑 4에 의한 결과

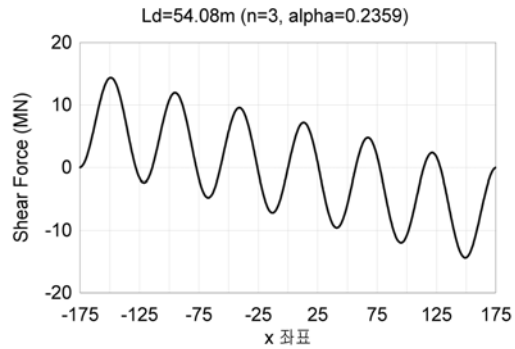
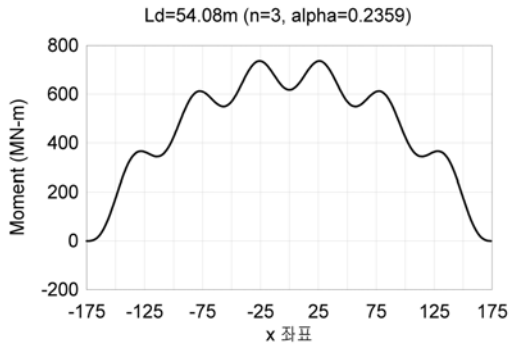


그림 9. 파랑 5에 의한 결과

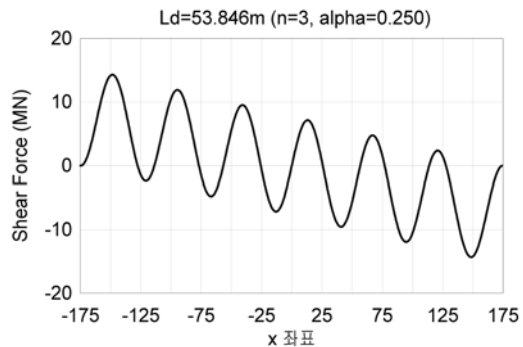
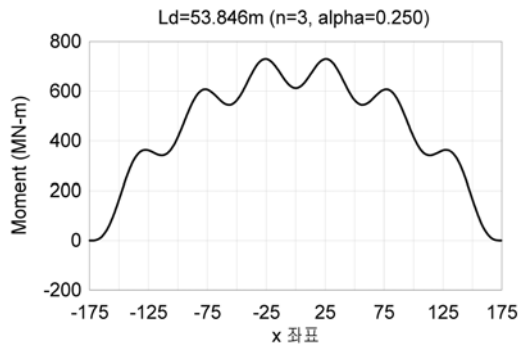


그림 10. 파랑 6에 의한 결과

전단력에 대한 경계조건을 만족하고 있다는 것이고, 둘째로는 부유구조물의 중앙부에서는 전단력이 나타나지 않는다는 것이다.

그림 5~8은 $n=3$ 에 인 경우에 대한 결과로서 α 가 약 0.5의 값인 경우에 대한 결과들이다. 그림 6, 7의 경우 α 가 0.5에 매우 근접한 경우로서 발생 굽힘모멘트는 파랑 1, 2와 같이 단순히 주기적인 변동을 보이는 반면, 그림 5, 8의 경우에는 α 가 0.5에서 상대적으로 적은 변동인 약 1.5%의 변동에 따라(즉, $\alpha=0.4930, 0.5070$) 굽힘모멘트에 국부적인 주기적 변동 외에 전체구조물에 나타나는 추가적인 변동항이 더해짐을 알 수 있다. $\alpha=0.5$ 에 더해지거나 감해진 방향에 따라, 굽힘모멘트의 전체적 변동성분의 음양이 결정되고 있다.

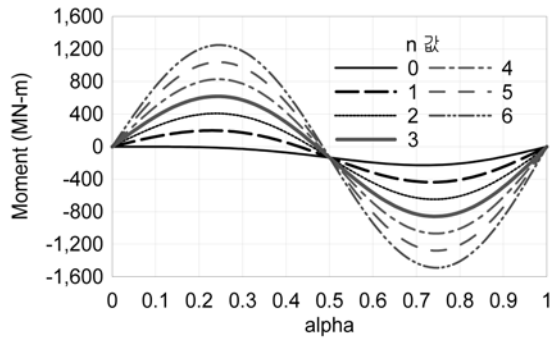
그림 9, 10은 $n=3, \alpha=0.2359, 0.25$ 인 경우로서 굽힘모멘트의 국부적인 주기적 변동에 추가되는 전체적인 변동성분이 매우 커서 굽힘모멘트의 전체적인 발생형상이 다른 경우와 매우 다르게 나타남을 알 수 있다. 특기할 만한 사항은 그림 9, 10에 발생한 굽힘모멘트의 양이 그림 5~8에 나타난 그것보다 매우 크다는 것이다. $n=3, \alpha=0.75$ 인 경우

($L_D=46.667$ m)는 그림 10의 결과와 유사하지만 부호가 다른 형태의 굽힘모멘트가 발생한다.

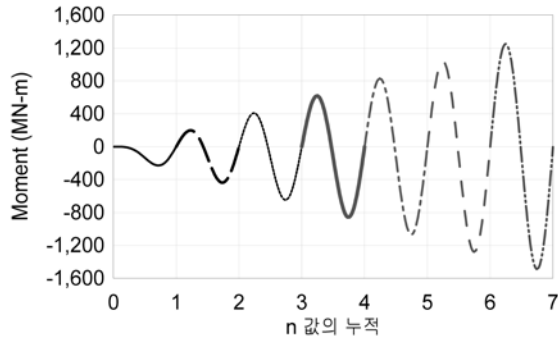
파랑 5의 경우 발생하는 최대 모멘트는 $x=26$ m에서 736.4MN-m이며, 파랑 6과 유사하지만 파장이 약간 다른 경우들인 파랑 1~4에서 발생하는 최대모멘트인 141.8MN-m(파랑 2, $x=0$)와 비교하면 이는 약 5.2배에 해당하는 양이다. 즉, n 값이 동일한 상태에서 부유구조물 양단에 나타나는 비평형부력에 의해 발생하는 추가적인 굽힘모멘트가 무시할 수 없을 정도로 크다는 것을 알 수 있다.

2.4.2 부유구조물 길이변동에 따른 영향 (설계과장 고정)

그림 11은 $\frac{L}{2} = nL_D + \alpha L_D$ 에서 n 을 0에서 6까지, 그리고 α 를 0에서 1까지 변화시키면서 얻은 부유구조물의 중앙점에서의 굽힘모멘트 결과치이다. 그러므로 부유구조물의 길이 L 은 n 과 α 에 따라 변화된다. 그림에서 보는 바와 같이 α 가 0 또는 1일 경우 중앙점 모멘트는 부유구조물의 길이에 관계없이 0이 되지만, $\alpha \in (0, 1)$ 인 경우 비평형부력에 의하여 굽힘모멘트가 변동하는데, 이 변동폭은 부유구조물이 길어질수록 크게 나타나고 있으며, 그 양상은 선형증가의 특



(a) 개별적인 n 값에서 나타나는 굽힘모멘트 변동



(b) 전체 길이변화에 따른 굽힘모멘트의 변동

그림 11. 부유구조물의 길이 변화에 따른 중앙점에서의 굽힘모멘트 변화(설계파장 $L_D=54.08$ m으로 고정, 설계파고 $H_D=3.6$ m)

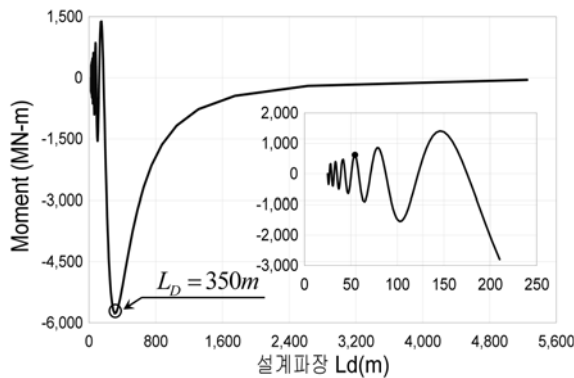


그림 12. 설계파장의 변화에 따른 $L=350.0$ m 부유구조물 중앙점 굽힘모멘트의 변동 (설계파고 $H_D=3.6$ m)

성을 보인다. 따라서 부유구조물이 대형화할수록 비평형부력의 영향 고려가 필요함을 알 수 있다.

2.4.3 설계파장의 변동에 따른 검토 (부유구조물 길이 고정)

그림 12는 350.0 m의 고정길이를 가지는 부유구조물에 작용하는 설계파장 L_D 의 변화에 따른 부유구조물의 중앙점에서의 모멘트 변화양상을 나타낸 것이다. 그래프에서 중공

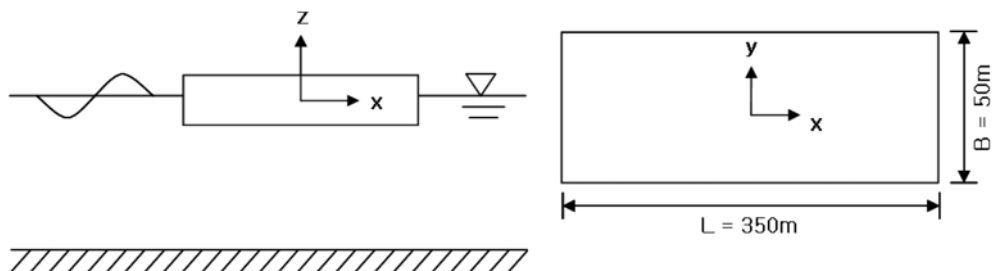


그림 13. 부유구조물의 형상

원(hollow circle)으로 표시된 부분은 단주기 설계파장과 부유구조물의 길이가 일치할 때이며, 이 때 가장 큰 굽힘모멘트가 유발되는 것을 알 수 있다. 그림 12에서 설계파장이 작은 경우($L_D < 250$ m)에 대하여 확대한 그래프에서 중심원(solid circle)으로 표시된 부분은 설계파장 $L_D=54.08$ m에 해당하는 결과로서 그림 11에서 $n=3$, $\alpha=0.2359$ (그림 4의 파랑 5)에서의 값과 같은 값을 나타내고 있다.

3. 유연도를 고려한 해석

본 논문의 관심 대상인 초대형 부유구조물의 경우, 그 규모가 매우 크므로 작은 규모의 콘크리트 구조에 비하여 유연성이 상대적으로 클 것으로 예상할 수 있다. 그러므로 2.3에서 강체거동을 기반으로 하여 유도한 부재력 식 (10), (14)는 초대형 구조에서 실제로 발생하는 부재력보다 클 것으로 예측할 수 있으며, 따라서 실제 구조에 대한 수치해석을 통하여 유연도를 고려할 경우 나타날 수 있는 설계 모멘트의 경감정도를 파악하는 것이 필요하다. 이를 위하여 내부가 격실형태로 구성된 길이 350 m×폭 50 m×높이 6.9 m인 콘크리트 부유구조물(그림 13)에 대하여 범용유한요소해석 프로그램인 SAP2000을 이용한 해석을 수행하였다.

3.1 유한요소모델링

부유구조물은 보(beam)요소로 모델링하였고, 부력의 영향은 부력스프링을 사용하였다. 모델링에는 길이 350 m의 부유구조물을 0.5 m씩 나누어 700개의 보요소를 사용하였고, 부력스프링은 구조의 크기와 유체의 특성에 따라 그 상수를 결정할 수 있는데 현재 모델의 경우 스프링계수는 $k=251.38$ kN/m이고 경계의 두 스프링은 $k/2$ (그림 16, 17에 제시된 값)의 상수값을 가진다. 해석대상 부유구조물은 격실형 구조이므로 대부분의 공간이 비어있는 상태이며, 따라서 보를 이용하여 모델링 할 경우 유효단면2차모멘트와 유효단면적을 사용하여야 한다. 이들은 각각 485.05 m⁴, 64.393 m²로 산정되었고 이를 적용하였다. 주재료인 콘크리트의 설계압축강도는 $f_{ck}=40$ MPa을 적용하였고, 탄성계수는 2.97×10^7 kN/m²이다.

3.2 작용하중

본 연구에서는 부유식 구조물의 주된 작용하중인 구조물의 자중, 활하중과 파랑하중에 대하여 각각의 하중을 조합하여 해석을 수행하였다.

3.2.1 고정하중 (Dead weight: D)

고정하중은 구조물의 자체중량을 의미하며, 부유구조물의

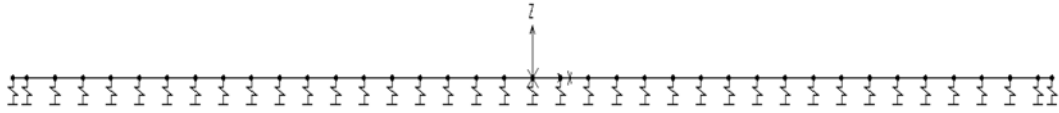


그림 14. 유한요소해석 모델

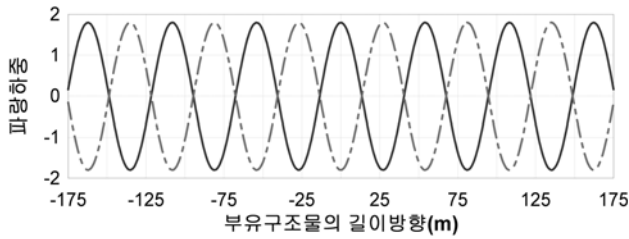


그림 15. 호킹 모멘트를 유발하는 파랑하중(호킹: 실선, 새깅: 일점쇄선)

재료인 철근콘크리트의 단위중량은 24.53 kN/m^3 으로 가정하였다. 보(Beam)요소를 사용한 모델링에서는 구조의 전체 중량을 나타내기 위해 유효단면적을 사용하였다.

3.2.2 파랑하중 (Wave load: W_w)

길이 350 m 부유구조물에 작용하는 파랑하중은 코사인 형태이며 이를 그림 15에 나타내었다. 파랑하중은 주기 $T=6.0 \text{ sec}$, 설계파장 $L_D=54.08 \text{ m}$ 이며, 설계파고 $H_D=3.6 \text{ m}$ 이다. 그림 15의 파랑에 하중증가계수 $\rho \times B$ 를 곱하여 파랑하중으로 작용한다. 여기서, ρ 는 유체의 단위밀도로서 1.025 t/m^3 을 사용하였고, B 는 부유구조물의 폭으로 50 m이다. 그림 15에서 보는 바와 같이 하중의 이름은 부유구조물의 중앙부에서의 부호에 따라 호킹하중과 새깅하중으로 나타내었다.

3.2.3 활하중 (Live load: L)

1400급 컨테이너 크레인을 집중하중으로 가정하여 해석을 수행하였고 모두 5기의 크레인이 부유구조물 상에서 작업하는 환경을 가정하였고, 총 하중은 68,670 kN이다. 그림 16, 17은 크레인의 작업반경을 고려하여 배치된 하중 상태로서

각 경우에 대하여 호킹 및 새깅 활하중으로 명명하였다.

3.3 해석결과 비교

3.3.1 변형 및 굽힘모멘트

그림 18(a)에 보인 바와 같이 자중에 의한 변형은 나타나지 않았으며, 흘수(draft)는 이론치와 동일한 값인 3.142 m로 계산되었다. 자중을 포함한 호킹 및 새깅 파랑하중에 의한 변형은 명명된 하중명과는 다른 방향으로 변형이 발생하는데, 이는 현재 고려하고 있는 설계파랑이 부유구조물의 양단에 반대방향으로의 비평형부력을 유발하기 때문이며(그림 2 또는 그림 15 참조), 이러한 하중의 영향으로 흘수에도 변동이 발생하고 있는 것을 볼 수 있다.

활하중에 의한 변형은 하중의 배치에서 예상할 수 있듯이 두 하중 경우에서 모두 호킹형태의 변형을 나타내고 있다(그림 18(b)). 전체적으로는 새깅하중에 의한 변형이 호킹하중에 의한 변형보다 크게 발생하고 있으며, 비평형부력에 의해서 호킹 및 새깅 하중에 따른 변형 형상은 이름과는 반대방향의 형상으로 발생하고 있다(그림 18(c), (d)).

그림 18(a)의 결과에서 보듯이 설계파랑의 특징에 의해 호킹(새깅) 파랑하중이 실제로는 새깅(호킹) 거동을 나타내고 있으므로 최대 변형 또는 부재력을 유발하는 하중조합은 단순히 호킹 혹은 새깅 하중의 조합으로 형성되지는 않는다. 현재 예제의 경우에는 호킹(새깅) 파랑하중과 새깅(호킹) 활하중이 조합될 때 가장 큰 효과가 나타나게 되며 이를 그림 18(d)에 제시하였다. 이런 하중조합에 의한 결과는 그림 18(c)의 결과와 확연한 차이를 보여주고 있다.

그림 19는 탄성부유구조물에 대한 해석 결과로서 활하중(L)에 의해 발생한 굽힘모멘트와 최대변위를 유발하는 하중조합에 의해 발생하는 굽힘모멘트를 보여주고 있다. 그림

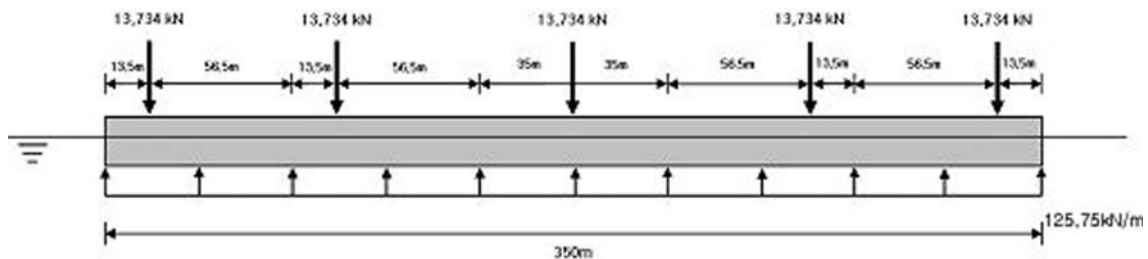


그림 16. 호킹 활하중의 하중배치

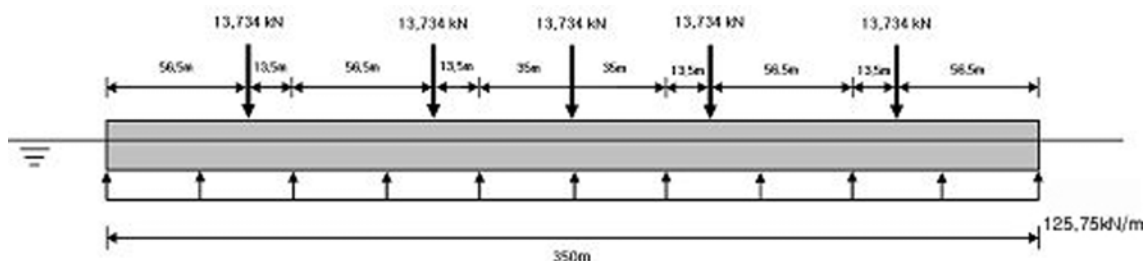


그림 17. 새깅 활하중의 하중배치

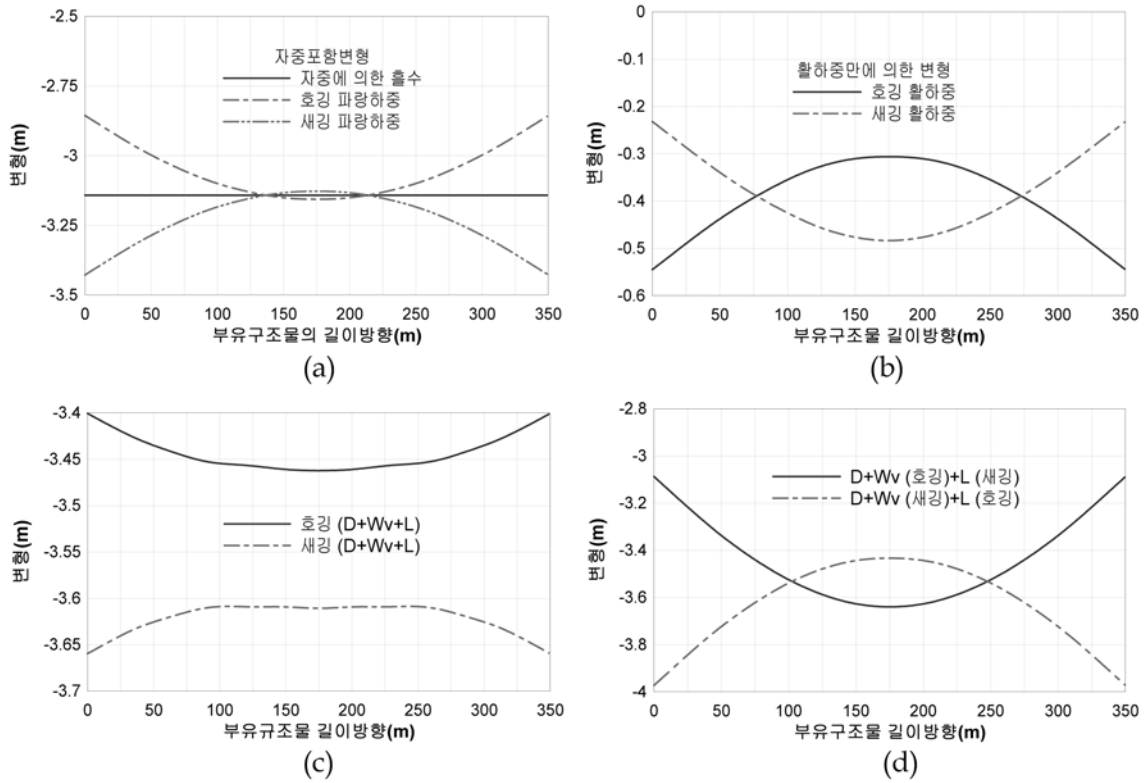


그림 18. 하중별 및 조합하중에 의한 변형형상

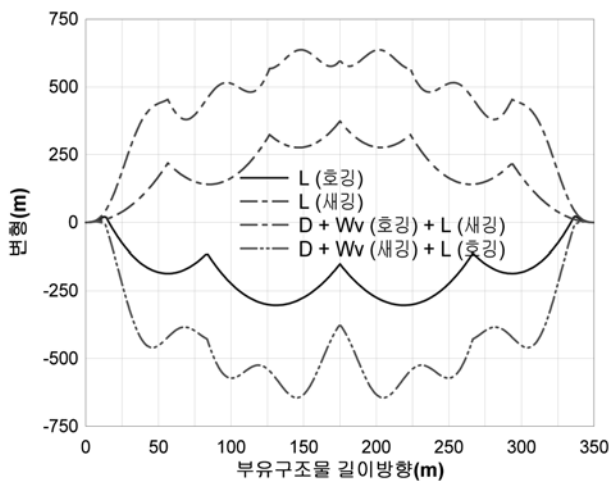


그림 19. 하중조합에 따른 모멘트발생

16, 17에 제시된 호강 및 새강을 유발하는 활하중배치에 대하여 각각 부와 정의 모멘트가 발생하고 있고, 새강하중에 의한 정모멘트가 호강하중에 의한 부모멘트보다 더 큰 모멘트를 유발함을 알 수 있다. 부유구조물 내의 최대 굽힘모멘트는 그림 19에 제시된 하중조합에서 발생하며 중앙점으로부터 약 29 m 지점에서 644.55MN-m정도의 부모멘트가 발생하고 있다. 파랑하중만에 의한 굽힘모멘트는 그림 9의 형태로 나타난다.

3.3.2 해석 및 제안식에 의한 결과 비교

이론식에 의한 결과로서 강체거동 가정하에 유도된 기존식 (4)와 제안식 (14)로부터 파랑하중에 의한 부재력을 산정하여 표 1에 나타내었다. 표에 주어진 바와 같이 구조물의 길이와 파장 길이가 일치하는 경우와 그렇지 않은 경우의 부재력은 비평형부력에 의한 추가적인 하중으로 인하여 결과 값

에 약 5.5배의 차이를 나타내고 있다. SAP 2000에 의한 강체거동해석은 탄성계수를 무한으로 가정하여 해석하였고, 그 결과는 제시한 식 (14)에 의한 결과와 완전히 일치하였다.

그러나 유연도(flexibility)를 고려하여 해석을 수행한 결과, 굽힘모멘트는 강체가정하에서 얻어진 값의 약 50% 내외로 발생하는 결과를 보였다. 파랑하중에 대한 기존식 (4)와 유연도를 고려한 실제거동을 비교할 경우, 기존식에 의한 최대 굽힘모멘트는 탄성거동을 포함한 실제응답치의 약 37% (134.08/363.93) 정도의 정확도를 가지고 산정되고 있음을 알 수 있다.

표 1의 하중조건 10)~13)은 형태가 다른 하중의 조합에 의한 결과가 같은 종류의 하중 조합의 경우보다 오히려 더 큰 부재력을 유발함을 보여주고 있다. 이는 설계파장과 부유구조물의 길이사이의 관계에 의존적인 것으로 이미 앞서 기술한 바와 같다.

따라서 제안식 (14)를 통하여 파랑하중에 의한 최대굽힘모멘트를 안전측에서 개략적 산정할 수 있음을 알 수 있으며, 나아가 초대형 부유구조물의 경우 탄성계 가정에 기초한 해석이 중요함을 알 수 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 초대형 콘크리트 부유구조물에서 파랑하중에 의한 부재력 산정식을 제안하였다. 설계파랑의 파장과 대상 구조체 길이와의 상관관계에 따라 발생하는 비평형부력을 고려하여 부유구조물에 발생하는 실제 내력 계산을 위한 이론식을 제시하였고, 대상구조의 탄성 유연도를 고려한 수치해석을 통하여 제안식의 적절성을 제시하였다. 이러한 과정을 통하여 도출된 결과를 정리하면 다음과 같다.

1. 기존에 적용되어 온 파랑하중에 의한 부재력 산정식은 비

표 1. 강제거동 및 탄성체거동에 대한 해석결과 비교 (최대 발생 모멘트)

하중조건	굽힘모멘트 (MN · m)						
	기존식	제안식	비교	SAP2 2000 해석		비교(%)	
	식 (4) ^(a)	식 (14) ^(b)	(b)/(a)	강체 ^(c)	탄성체 ^(d)	(d)/(c)	(b)/(c)
1) D (x=0.0 m)	0	0	.	2.46	0.0113	.	.
2) Wv(호강) (x=81 m)	134.08	736.38	5.49	736.13	363.93	49.4	100.0
3) Wv(새강) (x=26 m)	-134.08	-736.38	5.49	-736.13	-363.93	49.4	100.0
4) L(호강) (x=44.0 m)				-590.31	-303.29	51.4	
5) L(새강) (x=0.0 m)				711.03	373.74	52.6	
6) D+Wv(호강)				738.31	363.95	49.3	
7) D+Wv(새강)				-733.97	-363.91	49.6	
8) D+L(호강)				-588.29	-303.28	51.6	
9) D+L(새강)				713.49	373.75	52.4	
10) D+Wv(호강)+L(호강)				246.71	204.32	82.8	
11) D+Wv(호강)+L(새강)				1,339.81	636.93	47.5	
12) D+Wv(새강)+L(새강)				253.73	216.26	85.2	
11) D+Wv(새강)+L(호강)				-1,317.38	-644.55	48.9	

*D=고정하중, Wv=파랑하중, L=활하중; 하중조건 아래 ()안의 위치표시는 탄성체거동 가정하에서 최대모멘트가 발생한 지점으로 부유구조물 중앙점으로부터의 거리를 나타냄.

평형부력을 고려하지 않음에 따라 부재력을 실제보다 과소평가하며, 이러한 경향은 부유구조물이 대형화 할수록 크게 나타난다.

- 구조물의 길이와 설계파랑의 파장이 일치하지 않는 경우 비평형부력이 나타나게 되며, 이에 의하여 구조물에는 추가적인 내력이 발생한다. 이러한 영향은 길이방향으로 규모가 큰 대형의 구조에서 크게 나타나는데, 이는 비평형부력이 부유구조물의 양단에 작용함에 따라 모멘트 팔의 길이가 크기 때문이다.
- 길이가 매우 긴 대형 부유구조물의 경우 유연도가 상대적으로 크기 때문에 전단력과 굽힘모멘트는 강제거동을 전제하여 계산된 값보다 작게 된다. 본 연구에서 대상으로 한 부유구조물의 경우 유연도를 고려한 유한요소해석 결과는 강제거동 가정에 의한 결과치 대비 약 50% 정도로 감소하는 것으로 나타났다.
- 최대모멘트를 유발하는 하중은 단순히 호강 또는 새강 하중의 조합으로만 형성되지는 않으며(표 1의 하중조건 10~13), 설계파장과 부유구조물 길이 사이의 관계에 따라 결정된다. 따라서 대형 부유구조물의 설계 시 가능한 모든 조합의 하중을 고려할 필요가 있다.

부유구조물을 강체로 가정한 경우와 탄성체로 가정한 경우에 나타나는 굽힘모멘트의 비율(본 논문 예제의 경우 50%)은 부유구조물의 규모에 영향 받을 것으로 예측할 수 있는데, 이는 부유구조물의 크기에 따라 유연도의 정도가 다르기 때문이다. 또한 비평형부력의 크기에 따른 외팔보 효과가 설계파장과 부유구조물의 길이에 따라 변화되기 때문에 설계파장의 크기도 초대형 부유구조물의 내력에 영향을 미치게 된다.

감사의 글

본 연구는 2008년도 삼성중공업의 “초대형 콘크리트 부유

구조물의 설계/시공기술에 관한 연구”에 관한 일련의 연구로 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

김병완, 김영식, 홍사영, 경조현, 조석규(2006) 파랑하중을 받는 부유체의 강성에 따른 응답 고찰, 2006년도 정기학술대회는 논문집, 한국전산구조공학회, pp. 941-948.

백인열, 권장섭, 이원표, 장승필(2002) 이산 폰툰형 부유식 교량의 동적 해석, 대한토목학회논문집, 대한토목학회, 제22권 제2호, pp. 327-336.

정태영, 정정훈(1999) 해양공간 이용을 위한 부유식 해양구조물, 대한토목학회지, 대한토목학회, 제47권 제2호, pp. 6-12.

홍사영, 정태영, 신현경(2001) 초대형 부유식 해상구조물의 기술현황, 대한조선학회지, 대한조선학회, 제38권, 제4호, pp. 29-38.

Moe, G. (1997) Design philosophy of floating bridges with emphasis on ways to ensure long life, Journal of Marine Science and Technology, Vol. 2, pp. 182-189.

Rognaas, G., Xu, J., Lindseth, S., and Rosendahl, F. (2001), Mobile offshore base concepts. Concrete hull and steel topsides, Marine Structures, Vol. 14, pp. 5-23.

Sueoka, H. and Sato, C. (2000), Phase II research of mega-float, International Offshore and Polar Engineering Conference (ISOPE-2000:Tenth); Seattle, WA; USA; 28 May-2 June 2000. pp. 10-16.

Tsinker, G.P. (1986) Floating Ports : Design and Construction Practices. Wang, C.M., Wu, T.Y., Choo, Y.S., Ang, K.K., Toh, A.C., Mao, W.Y., and Hee, A.M. (2006) Minimizing differential deflection in a pontoon-type, very large floating structure via gill cells, Marine Structures, Vol. 19, pp. 70-82.

Watanabe, E., Wang, C.M., Utsunomiya, T., and Moan, T. (2004) Very Large Floating Structures: Applications, Analysis and Design, CORE Report No. 2004-02.

Zaleski-Zamenhof, L.C., Gerwick, B.C., Hellesland, J., Matsuishi, M., and Zhang, X. (1990) Concrete Marine Structures : A State-of-the-Art Review, Marine Structures, Vol. 3, pp. 199-235.

(접수일: 2009.7.9/심사일: 2009.9.4/심사완료일: 2009.9.28)