

대용량 웨이브형 물탱크의 설계모델 개발

허서진¹ · 여경윤² · 김진국^{3*}

¹학사과정, 서울과학기술대학교, 건설시스템공학과, ²수석연구원, 포스코 철강솔루션연구소 구조연구그룹, 공학박사,

³조교수, 서울과학기술대학교, 건설시스템공학과

Design of Large Capacity Water Tank with Stainless Corrugated Panel Wall

Heo, Seo Jin¹, Yoh, Kyong Yun², Kim, Jin Kook^{3*}

¹Undergraduate Student, Dept. of Civil Engineering, Seoul National University of Science and Technology, Seoul, 01811, Korea

²Senior Researcher, Steel Structure Research Group, POSCO, Incheon, 21985, Korea

³Assistant Professor, Dept. of Civil Engineering, Seoul National University of Science and Technology, Seoul, 01811, Korea

Abstract - The purpose of this study is to develop a simplified design model that can be applied to the large capacity water tank with stainless corrugated panel wall and additional horizontal reinforcement frames installed in the tank. Design seismic load determination and application process considering impulse and convection was reviewed for the seismic design of rectangular shaped tank. The effect of aspect ratio and capacity of the tank on the seismic water pressure was negligibly small but the maximum stress appeared on a structural element was influenced by those factors along with the water height. Based on the full scale FEM analysis using shell elements, safe designs of the water tank considering additional horizontal reinforcement frames were proposed according to the capacity and height of the tank. From the numerical analysis, it was found that the design was governed by the maximum stress on the H-beam. Therefore, this study proposed a simplified beam design model with internal spring supports that can reproduce the moment distribution along the H-beam in the 3D FEM model.

Keywords - Corrugated panel wall, Seismic load, Horizontal reinforcement frame, Simplified beam design, Spring stiffness

1. 서론

2017년 포항에서 발생한 규모 5.4의 지진은 2016년 경주 지진보다 규모가 작았음에도 역대 가장 큰 피해를 일으켰다. 이때 소화 용수 역할을 하는 수조의 경우 1차 피해로 수조의 파손뿐만 아니라 지진 이후 발생하는 화재에 대응하지 못하며 2차 피해를 발생시킬 수 있다. 이에 소화 수조의 내진 성능을 소방시설의 내진설계기준^[1]에서 규정하여 의무화하고 있을 뿐만 아니라, 지진에 대한 경각심을 갖게 됨에 따라 물탱크 내진설계의 중요도는 높아지고 있다.

현재 많은 물탱크는 내식성 및 위생성을 고려하여 스테인리스를 사용하고 있다. 스테인리스의 경우 강도가 비교적 낮아 높은 수압을 받을 때 패널 두께 증가가 불가피하여 용량의 증가나 내진을 고려하면 경제적 부담이 증가한다는 취약점이 있다. 이에 스테인리스 물탱크의 내진 성능향상을 위해 다양한 면진 시스템의 개발 및 최적화를 위한 연구가 수행되고 있다^{[2]-[5]}. 하지만 이러한 내진 성능향상은 추가적인 장치가 설치되면서 초기 건설비용을 증가시킬뿐만 아니라, 일부 시스템의 경우 슬로싱 높이에는 큰 영향을 미치지 않거나 오히려 부정적인 영향을 미치기도 한다^{[6],[7]}.

웨이브형 물탱크는 벽체의 강성을 증가시켜 스테인리스 물탱크의 내진 성능 확보와 대용량화를 이루도록 고안되었으며 형상은 Fig. 1(a)와 같다^[8]. 웨이브형 물탱크는 표준화된 사각 패널을 곡면 형태로 제작하고 H형강 외부보강재를 패널 연결부에 설치하여 벽체의 강성을 증가시켰으며 항복강도 350 MPa의 고강도 스테인리스강 PossHN1을 적용하여 높은 하중에서 패널 두께 증가가 적도록 하였다. 웨

Note.-Discussion open until August 30, 2022. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on January 25, 2022; revised on February 08, 2022; approved on February 09, 2022.

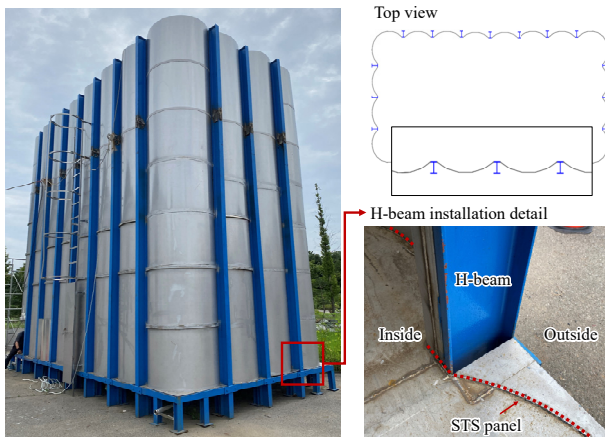
Copyright © 2022 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-2-970-6578 Fax. +82-2-948-0043

E-mail. jinkook.kim@seoultech.ac.kr

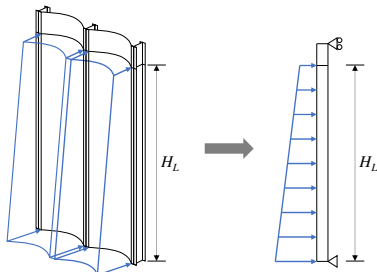
이브형 물탱크는 표준화된 패널형상을 기반으로 제작하므로 외부보강재 간격이 1 m로 고정되며, 외부보강재의 제원은 Fig. 1(a)의 설치 상세와 같이 표준화된 패널에 적합하도록 $200\text{ mm} \times 100\text{ mm}$ 로 적용하고 있다. H형강 외부보강재 이외에 추가 보강재가 없는 기본 형태의 웨이브형 물탱크의 경우 외부보강재를 단순보로 가정하여 보수적인 설계를 하도록 하였다^[8]. 하지만 웨이브형 물탱크 또한 대용량화를 위해선 Fig. 1(b)와 같이 내부에 수평 보강재의 설치가 요구된다. 이때 수평 보강재가 설치된 웨이브형 물탱크의 외부보강재를 양단 힌지로 고정된 보의 내부 지점으로 가정하여 구조 해석할 경우 수압에 의한 최대 휨모멘트 발생 위치와



(a) Water tank with stainless corrugated panel wall



(b) Example of additional horizontal reinforcement frame



(c) Simple beam design of H-beam without horizontal reinforcement frame

Fig. 1. Water tank with stainless corrugated panel wall

크기를 정확히 산정하지 못하고, 경우에 따라 비안전측 설계로 이어질 수 있다.

더불어 물탱크의 내진하중 산정에 대해서는 국내 설계기준인 KS B 6283^[9], 건축물내진설계기준(KDS 41 17 00)^[10]에서 원형 물탱크에 준하는 기준을 제시하며 원형 물탱크의 최적 설계를 위한 연구 또한 활발히 진행되고 있다^{[11][13]}. 하지만, 사각형 물탱크에 준하는 내진 하중 산정프로세스는 국내 설계기준에서 명확히 제시하지 않아 사각형 물탱크의 내진설계 프로세스의 정립 및 검토가 필요하다.

이 연구에서는 기존 사각형 물탱크의 내진 하중 산정 프로세스와 이를 이용한 설계 프로세스를 검토하였으며, 물탱크 대용량화 시 형상변화에 따라 벽체에 작용하는 지진 하중 변화를 분석하였다. 나아가 대용량 탱크의 가로세로 길이 비와 용량 증가에 따라 분석한 수압변화 특성을 기반으로 FEM 해석을 수행하여 대용량 웨이브형 물탱크의 보강 상세 및 설계방안을 제안하였다. 또한, 수조 높이와 용량 증가에 따른 거동 특성을 분석하여 내부 수평 보강재가 추가 설치되는 대용량 웨이브형 물탱크에서 H형강 외부보강재의 설계 효과성과 효율성을 높이고 설계 시간을 단축하여 더욱 효율적 설계가 가능한 단순화 설계모델을 제안하였다.

2. 웨이브형 물탱크 설계 프로세스

2.1 웨이브형 물탱크 설계 프로세스

2.1.1 기존 웨이브형 물탱크 설계 프로세스

기존 웨이브형 물탱크 설계 프로세스는 한국강구조학회 지침^[8]에 따라 산정한 하중을 기반으로 물탱크의 각 부재를 독립적으로 검토한다. H형강 외부보강재와 C형 채널 바닥 프레임은 단순보로 가정하여 산정한 하중을 기반으로 휨응력 및 전단 강도를 검토한다. 측벽과 바닥에 설치되는 STS 패널은 $1\text{ m} \times 1\text{ m}$ 규격 패널 단일 모델의 유한요소해석을 수행하여 패널 두께별 최대 허용수압을 산정한 뒤 패널에 작용하는 하중이 허용수압보다 작게 하도록 두께를 결정한다.

물탱크의 용량이 커짐에 따라 수두가 높아지고 STS 패널을 지지하는 H형 외부보강재에 작용하는 휨응력은 수두의 제곱에 비례하여 증가한다. 제작성과 시공성을 고려하여 단일 제원의 H형강과 STS 패널형상을 사용한다는 점을 감안할 때 높은 휨응력과 전단력에 저항하기 위해 외부보강재에 작용하는 하중분산용 추가 수평 보강재 설치가 요구된다.

기존 설계 프로세스에서 Fig. 1(c)와 같이 H형강 외부보 강재를 단순보로 가정하여 해석하므로, 추가 수평 보강재는 내부 지점으로 해석될 수 있다. 따라서 외부보강재를 연속 보로 해석하게 되는데 이는 3차원 거동을 하는 실제 탱크의 거동과는 다른 응력 분포를 보일 것으로 예상된다. 내부 지점을 갖는 양단 힌지 보에서 최대 휨모멘트는 내부 지점에서 발생하나, 실제 물탱크 구조물에서는 외부보강재가 고정되는 바닥 프레임과 추가 수평 보강재의 강성 기여 수준에 따라 최대 휨모멘트 발생 위치가 달라지기 때문이다.

2.1.2 FEM 해석 기반 웨이브형 물탱크 설계 프로세스

기존 웨이브형 물탱크와 FEM 해석 기반 설계는 동일한 프로세스에 따라 정수압과 동수압을 산정하며 이를 하중으로 해석을 수행하여 설계 안전성을 평가한다. 다만, FEM 해석모델에서는 STS 패널에 계산된 하중을 직접 가력하며 H형강 외부보강재에 의해 지지되는 형태가 된다. 사각형 물탱크 내부 4개의 면에 정수압은 동일하게 작용하나 지진하중의 경우 방향성을 가지므로 탱크 내부 1개의 면에만 작용한다. 직사각형 탱크에서는 지진하중 작용 방향과 탱크 벽면의 폭원에 따라 동수압이 결정되기 때문에 가로·세로 두 방향에 대해 각각 검토가 필요하다.

물탱크는 두께가 비교적 얇은 부재로 설계되어 3D Shell을 적용할 수 있으며 full-Scale로 모델링하여 산정된 정수압과 지진하중을 중첩하여 재하한 뒤 각 부재가 허용응력을 만족하는지 검토한다. 이때, 허용응력은 평상시 정수압이 작용할 때는 항복강도의 0.6배이며 지진 시에는 정수압 허용응력의 1.33배로 검토하며 일부 부재가 허용응력을 만족하지 못한다면 추가 보강을 적용한다. 보강으로 인해 패널의 두께가 두꺼워지거나 부재의 규격이 달라질 수 있으며

이에 따라 관성력을 재산정한다. 보강에 따라 수정된 FEM 해석모델에 재산정한 하중을 가하여 각 부재의 허용응력을 검토하는 과정을 반복한다. 최종적으로 모든 부재가 각 하중에서 허용 기준을 만족할 경우의 모델로 설계를 확정한다.

2.2 지진하중 산정 주요 설계식

물탱크의 지진하중은 Fig. 2의 지진하중 산정 프로세스에 따라 탱크 무게와 내부 유체 거동에 의한 동특성(충격 및 대류 성분), 지진위험도, 설계 스펙트럼가속도 등의 설계계수들에 의해 산정된다. 하지만 국내 설계기준인 KS B 6283^[9], 건축물내진설계기준(KDS 41 17 00)^[10]에서는 원형 탱크에 준하는 설계식을 제안하고 있으며 동특성을 산정하는 식을 미제시하고 있다. 따라서, 사각형 탱크에 준하며 동특성 및 벽체에 작용하는 동수압 분포를 제시하는 ACI 350.3^[14]의 식을 참고하되 각 설계계수는 국내 설계기준을 고려하였다.

먼저 물탱크의 형상과 재원에 따라 탱크 무게를 산정하고 지진 시 내부 유체의 거동으로 발생하는 충격 성분의 유효 질량(W_i)과 유효 높이(h_i), 대류 성분의 유효질량(W_c)과 유효 높이(h_c)를 산정한다.

$$W_i = \frac{\tanh \left[0.866 \frac{L}{H_L} \right]}{0.866 \left(\frac{L}{H_L} \right)} \times W_L \quad (1)$$

$$\frac{L}{H_L} < 1.33; \quad h_i = \left\{ 0.5 - 0.09375 \left(\frac{L}{H_L} \right) \right\} \times H_L \quad (2)$$

$$\frac{L}{H_L} \geq 1.33; \quad h_i = 0.375 \times H_L$$

$$W_c = 0.264 \left(\frac{L}{H_L} \right) \tanh \left[3.16 \frac{H_L}{L} \right] \times W_L \quad (3)$$

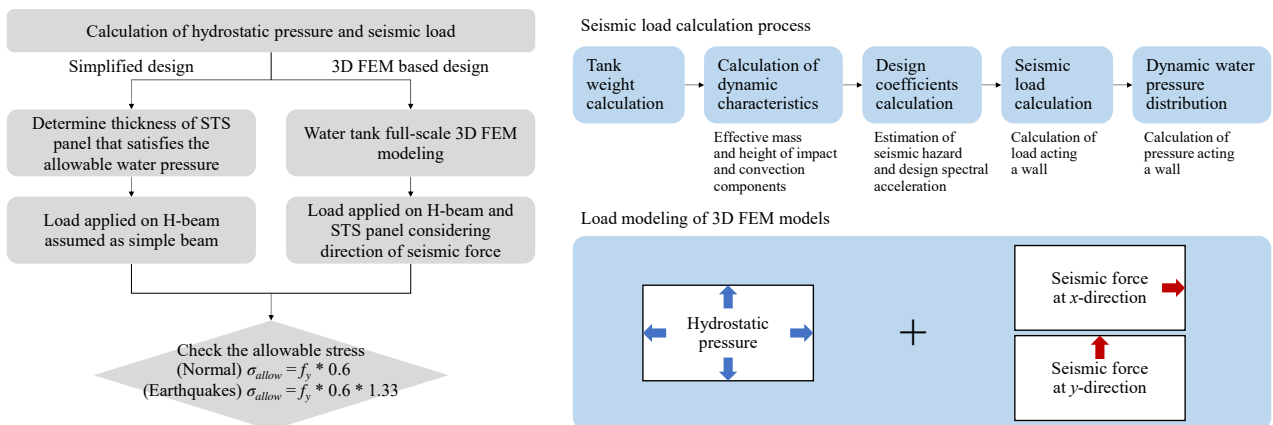


Fig. 2. Comparison of existing simplified design process and 3D FEM based design

$$h_c = \left\{ 1 - \frac{\cosh \left[3.16 \left(\frac{H_L}{L} \right) \right] - 1}{3.16 \left(\frac{H_L}{L} \right) \sinh \left[3.16 \left(\frac{H_L}{L} \right) \right]} \right\} \times H_L \quad (4)$$

다음으로 지진위험도 및 설계 스펙트럼가속도 등의 설계 계수를 산정한다. 지진위험도에는 지진구역계수(Z)와 위험도 계수(I)가 있으며, 이는 건축물내진설계기준(KDS 41 17 00)^[10]에서 규정하고 있다. 기존 대부분의 국내 물탱크 설계와 같이 이 논문에서는 1,000년의 기능수행과 2,400년의 인명보호를 성능목표로 하는 내진 특등급을 기준으로 계수를 적용하였다. 따라서 2,400년 재현주기에 해당하는 위험도 계수(I) 2.0과 서울, 인천, 대전, 부산 등의 대도시에 해당하는 지진구역계수(Z) 0.11을 적용하여 식 (5)와 같이 단주기 (S_{DS}), 1초 주기(S_{D1}) 설계 응답 스펙트럼가속도를 산정한다. 이때 설치 지반은 단단한 암반 지반을 기준으로 하였다.

$$S_{DS} = Z \times I \times 2.5 \times F_a \times \frac{2}{3} \quad (5)$$

$$S_{D1} = Z \times I \times F_v \times \frac{2}{3}$$

내부 유체 거동을 충격 성분과 대류 성분에 의한 두 가지 거동으로 분리하여 고려하는 동적 해석모델에서는 각 성분의 고유주기에 의해 지진하중이 결정된다. 식 (7)과 같이 충격 성분의 설계스펙트럼 가속도(S_{ai})의 경우 단주기 설계스펙트럼가속도(S_{DS})를 사용하여 보수적으로 고려하였으며, 대류 성분의 설계스펙트럼 가속도(S_{ac})는 식 (6)의 대류 성분의 고유주기(T_c)와 1초 주기 설계 스펙트럼가속도(S_{D1})에 의해 산정하였다.

$$T_c = 2\pi \sqrt{\frac{L}{3.16g \tanh \left(\frac{3.16H_L}{L} \right)}} \quad (6)$$

$$\begin{cases} T_c \leq T_L; & S_{ac} = \frac{1.5S_{D1}}{T_c} \leq S_{DS} \\ T_c > T_L; & S_{ac} = \frac{1.5S_{D1}T_L}{T_c^2} \end{cases} \quad S_{ai} = S_{DS} \quad (7)$$

이렇게 산정된 각 성분의 중량(W), 충격 성분의 설계 스펙트럼가속도(S_{ai})와 반응수정계수($R_i = 3.0$), 대류 성분의 설계 스펙트럼가속도(S_{ac})와 반응수정계수($R_c = 1.5$) 및 중요도 계수로 식 (8)과 같이 관성력(P)을 산정한다. 여기서 중요도 계수와 반응수정계수는 건축물내진설계기준(KDS 41 17 00)^[10]에서 제시하는 값을 적용하였으며 중요도 계수는 소화 수조를 겸하는 경우로 1.5를 적용하였다.

$$P = \frac{1.5S_{ai}W}{R_i} \quad \text{or} \quad P = \frac{1.5S_{ac}W}{R_c} \quad (8)$$

이후 벽체에 작용하는 각 관성력을 작용면의 폭원으로 나누어 수압으로 분포시킨다. 벽체에 작용하는 압력은 벽체 관성력(p_{iw})과 내부 유체의 충격 성분에 의한 동수압(p_{iw}) 및 유체의 대류 성분에 의한 동수압(p_{cw}), 수직 지진하중에 의한 동수압(p_v)이 있다. 각 수압의 분포는 액체 저장 탱크의 국외 내진설계 기준인 ACI 350.3^[14]을 따랐다. 벽체 관성력(p_{iw})은 상단부터 하단까지 등분포로 작용하며, 수직 지진하중에 의한 동수압(p_v)은 하단에서 최고 수압이 작용하는 삼각형 분포로 작용한다. 충격 성분과 대류 성분에 의한 동수압(p_{iw}, p_{cw})의 경우 포물선의 형태로 작용하나 ACI 350.3^[14]에서 제시한 Fig. 3의 등가 선형 분포를 따랐다. 등가 선형 분포에서 충격 성분과 대류 성분의 상단과 하단 수압은 식 (9), 식 (10)과 같이 산정한다.

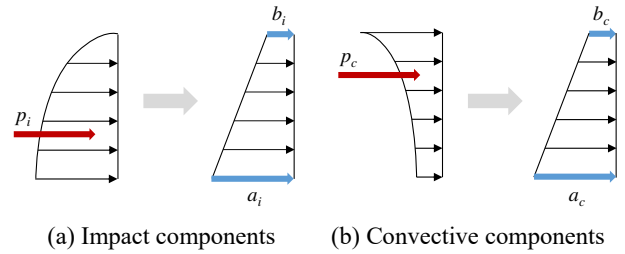


Fig. 3. Equivalent linear distributions of impact and convective dynamic water pressures

$$a_i = \frac{P_i(4H_L - 6h_i)}{2BH_L^2}, \quad b_i = \frac{P_i(6h_i - 2H_L)}{2BH_L^2} \quad (9)$$

$$a_c = \frac{P_c(4H_L - 6h_c)}{2BH_L^2}, \quad b_c = \frac{P_c(6h_c - 2H_L)}{2BH_L^2} \quad (10)$$

$$p = \sqrt{(p_{iw} + p_{ww})^2 + p_{cw}^2 + p_v^2} \quad (11)$$

벽체에 작용하는 각 수압은 각 수압의 상단과 하단의 값을 식 (11)에 따라 조합, 상단과 하단의 벽체 작용 최대 동수압(p)을 산정하며 등가 선형으로 단순화하여 분포시킨다.

최종적으로 동수압은 담수 높이와 물의 단위 중량으로 결정되는 정수압과 벽체 작용 최대 동수압(p)을 조합하여 결정한다. 정수압과 지진하중의 하중조합은 건축구조기준 설계하중(KDS 41 10 15)^[15]의 고정하중과 내부 용수 무게, 지진하중을 포함한 하중조합을 따라 동수압에 대해 하중 계수 0.7을 적용할 수 있다.

2.3 물탱크 길이 및 용량별 지진하중 분석

지진시 작용 동수압은 물탱크의 길이와 담수 높이 및 내부 용수 무게로 결정되며 담수 높이에 따라 결정되는 정수압과 조합하여 작용한다. 따라서 물탱크 길이와 내부 용수 무게의 영향을 확인하기 위해 물탱크 용량과 길이 비를 변수로 지진하중을 분석하였다. 하중 분석을 수행할 물탱크의 형상은 Table 1과 같이 높이는 5m로 동일하며, 담수 높이는 탱크 높이의 90%인 4.5m를 기준으로 하였다. 물탱크의 용량을 변수로 하는 경우는 1,000~3,000톤으로 용량이 증가함에 따라 내부 용수 무게 증가의 영향을 확인하기 위함이다. 물탱크의 길이 비를 변수로 하는 경우는 3,000톤의 고정된 용량에서 가로세로 길이 비가 1:1 - 1:3으로 증가함에 따라 달라지는 지진 작용면의 길이의 영향을 확인하고자 하였다. 하중 산정은 2.2절을 따랐으며 벽체의 관성력 계산 시 $H-200 \times 100 \times 5.5 \times 8$ 외부보강재와 한국강구조학회지침^[8]을 따라 STS 패널 두께는 동일하게 2.5mm로 가정하였다.

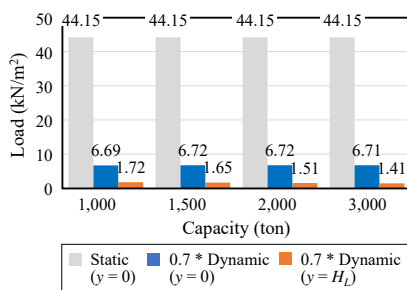
물탱크 용량이 변수인 경우, 용량에 관계없이 담수 높이가 같으므로 동일한 정수압이 작용한다. 한편, 용량 증가로 물탱크의 가로세로 길이가 증가함에 따른 지진하중을 산정한다. 다만, 가로세로 길이 비가 각각 1:1이기 때문에 지진작

용 방향의 영향은 고려하지 않는다. 지진 시에 작용하는 조합 하중은 정수압과 0.7배 동수압의 합으로 산정되며 용량별 정수압과 동수압의 산정 결과는 Fig. 4(a)와 같다. 담수 높이($y = H_L$)에서는 동수압만 작용하여 동수압의 변화에 따라 물탱크 용량이 커지며 담수 높이의 조합 하중은 미소하게 감소하지만 1,000톤 규모에서 1.72 kN/m^2 , 3,000톤 규모에서 1.41 kN/m^2 으로 용량 증가대비 동수압의 변화는 매우 작은 것을 확인할 수 있다. 하단($y = 0$)에 작용하는 하중 또한 정수압이 일정하므로 동수압에 따라 조합 하중이 증가하나 그 크기는 최대 0.03 kN/m^2 로 용량 변화 영향은 미미한 것으로 나타났다. 이는 물탱크 용량이 커지며 물탱크의 길이가 길어져 부재의 무게 증가로 관성력은 증가했지만, 관성력을 작용면의 폭원으로 나누어 최종 수압으로 산정하기 때문이다. 즉, 물탱크의 용량 변화는 지진 시에 작용하는 조합 하중에 대해 영향이 거의 없는 것으로 나타났다. 이러한 영향은 이 논문에서 검토한 최대용량 3,000톤 이상에서도 동일할 것으로 판단된다.

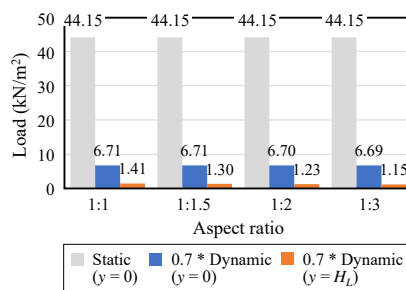
물탱크 가로세로 길이 비가 변수인 경우, 지진 방향에 따라 작용면의 길이가 다르므로 지진 방향에 따른 동수압을 산정하였다. 물탱크의 용량이 변수인 경우와 마찬가지로 동일한 담수 높이로 정수압은 같다. 길이 비에 따른 정수압과

Table 1. Details of seismic load calculation

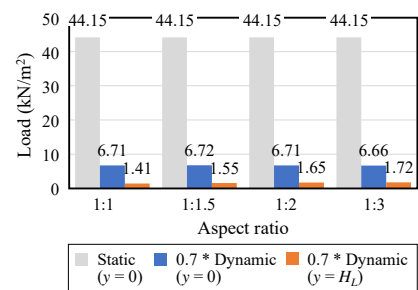
Parameter	Capacity (ton)	Aspect ratio	Height (m)	Wall panel thickness (mm)	Length (m)	Width (m)
Tank capacity	1,000	1:1	5	2.5	15.16	15.16
	1,500				17.16	17.16
	2,000				21.16	21.16
	3,000				25.16	25.16
Aspect ratio of a tank	3,000	1:1	5	2.5	25.16	25.16
		1:1.5			30.16	20.16
		1:2			35.16	17.16
		1:3			43.16	14.16



(a) Tank capacity



(b) x-direction of seismic force



(c) y-direction of seismic force

Fig. 4. Static and dynamic load according to tank capacity and aspect ratio

0.7배 동수압의 산정 결과는 Fig. 4(b), Fig. 4(c)와 같다. 하단 ($y=0$)에 작용하는 동수압은 길이 비가 증가하면서 x 방향과 y 방향 지진에서 모두 감소하는 경향을 보인다. 하지만 x 방향에서는 최대 0.02 kN/m^2 , y 방향에서는 최대 0.06 kN/m^2 감소하며 길이 비 증가대비 조합 하중의 변화는 미미했다. 담수 높이($y=H_L$)에 작용하는 동수압의 경우 x 방향 지진에서는 최대 0.26 kN/m^2 로 점차 감소하였으며 y 방향 지진에서는 최대 0.31 kN/m^2 로 점차 증가하였다. 가로세로 길이 비가 커지며 y 방향 작용면의 길이가 증가하고, x 방향 작용면의 길이는 감소하는데 동수압 산정과정에서 충격 성분과 대류 성분의 유효질량이 작용면의 길이와 담수 높이의 비로 산정되어 y 방향 작용면의 유효질량이 크게 산정된다. 이에 따라 y 방향 지진에서 하중이 더 크게 산정된다. 하지만 전체적인 하중 값의 차이는 매우 작아 동일 수두에서 가로세로 길이 비에 따른 하중의 영향은 무시할 수 있는 수준임을 확인하였다.

3. FEM 해석모델

3.1 FEM 모델링

3.1.1 하중 산정

해석모델은 수조 높이와 용량에 따라 Table 2와 같이 구축하여 각 모델에 대한 하중을 산정하였다. 사용된 부재의 재료 특성은 Table 3와 같이 내부 용수와 직접 닿는 부분은 STS를 적용하였으며, 구조 보강재는 탄소강을 적용하였다. 담수 높이를 수조 높이의 90 %로 가정하여 2.2절에 따라 지진하중을 산정한 결과 2.3절에서 확인한 바와 같이 동일한 담수 높이에서 수조 용량 증가가 지진 시에 작용하는 조합 하중에 큰 영향을 미치지 않음을 확인할 수 있다.

3.1.2 FEM 모델링 상세

3.1.1에서 확인한 바와 같이 수조 용량 증가가 지진 시 작

Table 2. Details of FEM model

Height (m)	Capacity (ton)	Tank size (m)	Element type	Wall panel thickness (mm)	Horizontal reinforcement frame		Hydrostatic load (kN/m ²)		Combined load (kN/m ²)		
					Thickness (mm)	Installation height (m)	y = H _L	y = 0	y = H _L	y = 0	
5	1,000	15.16×15.16	S4R	2.5	3.0		0	44.15	1.72	50.83	
	2,000	21.16×21.16	S4R						1.51	50.87	
	3,000	25.16×25.16	S4R						1.41	50.86	
5.5	1,000	14.16×14.16	S4R	3.0	4.0	2	0	48.56	1.78	55.83	
	2,000	20.16×20.16	S4R						1.66	55.94	
	3,000	24.16×24.16	S8R						1.55	55.94	
6	1,000	14.16×14.16	S4R				0	52.97	1.84	60.83	
	1,750	17.16×17.16	S8R						1.86	60.95	
	2,000	19.16×19.16	S8R						1.80	60.99	
	3,000	23.16×23.16	S8R						1.69	61.01	
7	1,000	13.16×13.16	S4R	4.0	2 / 4	0	61.80	1.89	70.67		
	2,000	17.16×17.16	S8R					2.04	71.01		
	3,000	21.16×21.16	S8R					1.96	71.12		
8	1,000	12.16×12.16	S8R					0	70.63	1.90	80.24

Table 3. Material properties of FEM model

Material	Unit weight (kN/m^3)	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elastic modulus (MPa)
PossHN1	77.8	350	650	210,000
SS275	77.0	275	410	
SM355	77.0	355	490	

용하는 조합 하중에 큰 영향을 미치지 않지만 같은 하중이 작용하더라도 수조의 길이가 길어지게 되면 외부보강재, STS 패널로 이루어진 외벽을 연결하는 수평 보강재, 상판 패널 및 바닥 프레임의 길이가 길어진다. 내부에서 외벽을 연결해주는 부재들의 길이가 길어지는 것은 방향을 가지고 작용하는 지진하중에서는 구조물이 힘에 불리한 조건이 된다. 따라서 수조 높이와 용량을 고려하여 해석모델을 구축하였으며 추가 수평 보강재의 두께, 설치 위치 및 형태 등은 모든 부재가 허용응력을 만족하도록 시행착오 해석을 통해 결정하였다.

이 연구에서는 상용 구조해석프로그램인 ABAQUS를 사용하였으며, 물탱크는 허용응력기반 설계가 적용되기 때문에 탄성선형해석을 수행하였다. 웨이브형 물탱크는 비교적 두께가 얇은 부재들로 설계되기 때문에 3D Shell로 모델링하였으며 전체 형상은 Fig. 5와 같다.

시행착오해석을 통해 추가 수평 보강재의 설치 상세를 결정하기 위해 설치 개수가 달라지는 경계를 확인하였다. 웨이브형 물탱크의 패널 간격은 제작성을 고려해 1 m로 고정되므로 수조의 가로세로 길이를 1 m씩 증가시키며 확인하였다. 해석 결과 Fig. 6와 같이 높이 6 m 1,750톤 규모에서 추가 수평 보강재를 2 m 높이에 한 개 설치하였을 때 정수압과 지진하중에서 H형강이 SS275 재료의 허용응력을 초과하였다. 따라서, 6 m 높이 1,000톤 이하의 규모에는 추가 수평 보강재를 2 m 높이에 한 개 설치하였으며 6 m 높이 1,750톤 이상의 규모에서는 2 m, 4 m 높이에 각각 설치하였다. 6 m 높이 3,000톤 이상의 수조에서는 추가 수평 보강재를 2단으로 적용했음에도 H형강의 재료 강도 증가가 필요하여 SM355를 적용하였다. 8 m 높이 2,000톤 이상의 규모의 경우 추가 수평 보강재를 2단으로 설치와 H형강의 재료 강도가 증가했음에도 허용응력을 만족하지 않아 추가 보강방안이 필요

하므로 최대 해석 케이스는 높이 8 m의 1,000톤 규모로 결정하였다. 추가 수평 보강재의 규격은 50 mm × 50 mm로 높이 5 m 수조에서는 두께 3 mm로 가능하나 이외의 수조는 4 mm로 결정하였다. 추가 수평 보강재의 설치 형태는 뚜껑에서 격자 형태로 설치되는 상부 프레임과 달리 Fig. 5와 같이 격자형 추가 보강재를 두르는 사각형 보강재를 추가로 포함하였다. 패널 두께의 경우 한국강구조학회지침^[8]에 따라 산정된 수압이 허용수압을 만족하는 패널 두께로 결정하였으며, 높이별 패널 두께는 동일하게 적용하였다. 수조의 바닥 프레임과 상부 프레임을 잡아주는 수직 기둥의 설치 개수는 해석모델에 따라 수조 규격이 다르므로 1,000톤 16개, 2,000톤 36개, 3,000톤 64개로 2 m - 3 m 간격으로 수조의 대칭을 고려하여 Fig. 5와 같이 배치하였다.

모든 부재는 강결 조건으로 Tie로 interaction을 지정해 주었다. Tie 조건은 mesh size의 영향을 받으므로 부재의 연결과 해석상 적합한 mesh size로 결정하여 상부 프레임과 상판과 바닥의 패널은 50 mm, 이외의 부재는 100 mm로 모델링하였다. Shell 모델의 기본 element type인 S4R는 미소 변형에 있어서 빠른 해석 능력과 비교적 높은 정확도로 다른 element type과 큰 차이가 없다. 하지만 힘이 크게 작용할 경우 적분점 부족으로 인해 비정상적인 형상이 되는 오류가 발생할 수 있다. 따라서 수조 높이가 높거나 용량이 큰 수조에서는 휨모멘트가 상대적으로 크게 작용하여 S4R 적용시 H형강 하단 최대 응력이 0으로 도출되는 오류가 발생한다. 이러한 오류가 발생한 일부 모델은 S8R을 적용, 해석적 오류를 최소화하였다^[16]. Step 1과 Step 2로 나누어 Step 1은 평상시를 조건으로 하여 정수압과 수조 규격에 맞는 내부 용수의 무게를 바닥 패널에 가하였으며, Step 2는 지진 시를 고려하여 해석모델의 가로세로 길이가 같으므로 지진의 작용방향에 따른 영향은 없어 측벽의 한 면에 조합 하중을 가하였다.

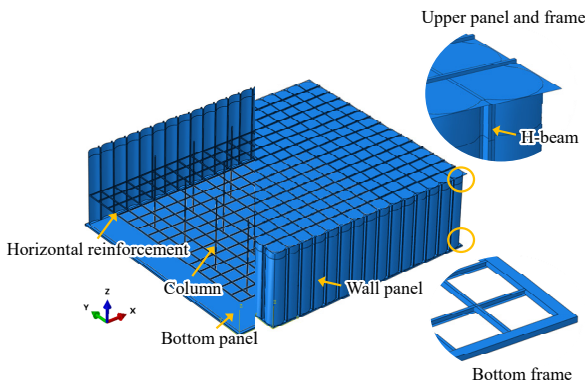


Fig. 5. Example of 3D FEM modeling for tank

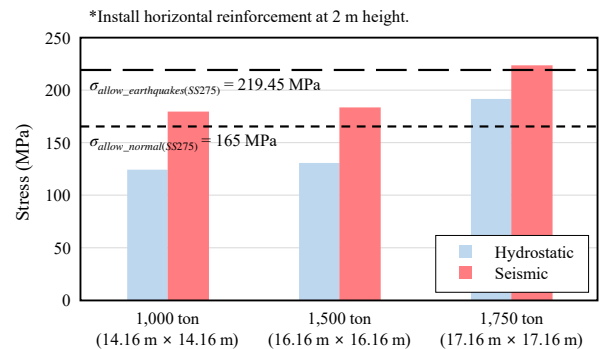


Fig. 6. Maximum stress on H-beam under hydrostatic pressure and seismic load in 6 m height tank

3.2 수조 용량별 물탱크 거동분석

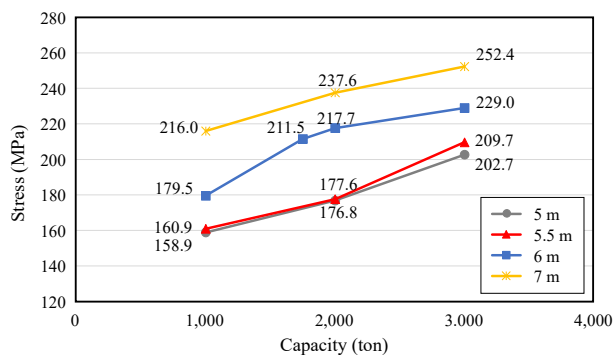
동일 높이에서 수조의 용량이 증가로 각 부재의 길이가 길어짐에 따라 구조물이 휨에 불리해지며 외부보강재에 발생하는 최대 응력이 달라질 수 있다. 따라서 5 m - 7 m의 각 높이에서 용량별 외부보강재의 최대 응력을 확인하였다.

해석 결과 지진하중 작용시에 각 부재에 발생하는 최대 응력과 최대 변위는 Table 4와 같이 모든 부재가 허용응력을 만족하며 최대 변위는 내진 특등급의 제한 변위인 수조 높이의 0.01배를 만족한다^[10]. 외부보강재의 최대 응력은 용량

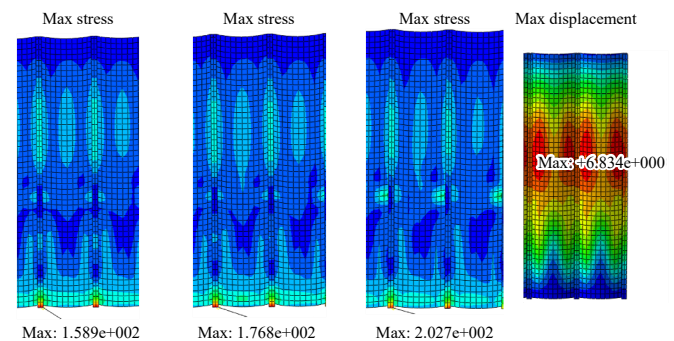
이 증가함에 따라 함께 증가하며(Fig. 7(a)) 최대 응력은 외부보강재 최하단, 최대 변위는 $0.44h$ - $0.65h$ 외부보강재 사이 웨이브형 패널에서 발생한다(Fig. 7(b) - Fig. 7(d)). 여기서 6 m 높이 1,000톤에서 1,750톤으로 증가할 때 H형강에 발생하는 최대 응력의 급격한 증가는 보강 상세가 동일한 모델들의 유사한 기울기를 보아, 추가 수평 보강재가 2 m, 4 m 높이에 설치되며 보강 상세가 달라진 영향으로 확인된다. 외부보강재에 발생하는 주응력은 해석모델의 z 축에 해당하는 S11이며, 높이에 따른 S11 분포는 Fig. 9(a) - Fig. 9(m)과 같이 유사하게 나타났다. H형강 외부보강재의 하단은 바닥 프

Table 4. Maximum stress for each member under seismic load and maximum displacement

Height h (m)	Capacity (ton)	Maximum displacement (mm)	Horizontal reinforcement frame	Maximum stress (MPa)					
			Installation height (m)	H-beam	Wall panel	Horizontal reinforcement frame	Upper panel and frame	Bottom panel and frame	Column
5	1,000	5.5 (0.0011h)	2	158.9	72.4	174.6	31.3	137.6	19.4
	2,000	6.4 (0.0013h)		176.8	81.7	187.5	36.2	152.6	23.4
	3,000	6.8 (0.0014h)		202.7	87.6	192.8	53.6	163.8	28.0
5.5	1,000	7.4 (0.0013h)		160.9	71.8	178.0	41.4	145.9	19.0
	2,000	8.4 (0.0015h)		177.6	82.3	195.8	46.2	164.1	21.8
	3,000	8.5 (0.0015h)		209.7	122.4	199.8	66.1	175.1	33.6
6	1,000	11.4 (0.0019h)	2 / 4	179.5	86.2	224.2	61.3	162.8	28.7
	1,750	6.1 (0.0010h)		211.5	120.2	161.4	31.0	177.1	25.4
	2,000	6.4 (0.0011h)		217.7	124.7	166.2	32.4	182.4	26.8
	3,000	6.9 (0.0012h)		229.0	132.6	174.6	35.1	191.7	30.0
7	1,000	8.1 (0.0012h)		216.0	91.5	202.6	47.1	209.3	27.4
	2,000	8.9 (0.0013h)		237.6	152.3	202.1	51.5	229.1	34.6
	3,000	9.7 (0.0014h)		252.4	163.6	214.0	39.1	243.0	36.7
8	1,000	12.9 (0.0016h)		260.4	163.5	260.4	90.6	251.0	40.3



(a) Maximum stress of H-beam by tank capacity



(b) 5 m height and 1,000 ton (c) 5 m height and 2,000 ton (d) 5 m height and 3,000 ton

Fig. 7. Maximum stress of H-beam by tank capacity and maximum displacement based on FEM analysis

레이에 고정되어 있어 휨에 자유롭지 않기 때문에 최대 응력이 발생하며 이후 응력이 감소하였다. 추가 수평 보강재 설치 위치에서 수평 보강재가 내부 지점의 역할을 하여 응력이 일부 증가하는 것으로 나타났으나, 유사하게 보강된 상부 천장에서는 0에 가까운 응력이 나타났다. 즉, 이와 같은 물탱크 구조에서 상부에 설치된 프레임은 탱크 본체 대비 휨 강성이 매우 작아 강성 기여도가 거의 없는 것으로 평가된다. 내부 보강재의 경우 동일한 위치에 설치되더라도 용량 또는 가로세로 길이가 증가함에 따라 수평 보강재의 휨 강성이 감소하기 때문에 외부보강재에 대한 강성 보강 효과가 감소하여 수평 보강재 위치에서 H형강의 부모멘트가 상대적으로 낮게 나타났다. Table 4에서 볼 수 있는 바와 같이 H형강과 추가 수평 보강재에서 더 높은 응력을 분담하는 것으로 나타났다. 상부 프레임과 패널도 수조 용량이 증가함에 따라 부재 길이가 길어지며 최대 휨응력이 소폭 증가하고 내부에 설치되는 수직 기둥 또한 이러한 프레임들을 내부에서 연결하여 지지하므로 응력이 소폭 증가하였다.

3.3 수조 높이별 물탱크 거동 분석

수조 높이에 따른 물탱크 거동을 분석하기 위해 Table 4에서 1,000톤 용량의 수조 높이별 외부보강재와 추가 수평 보강재 최대 응력을 Fig. 8과 같이 정리하였다. 수조 높이가 높아지며 패널 두께 및 보강재의 개수도 증가했지만 최소한의 보강을 가정했으므로 각 모델의 보강 정도가 유사하다면 벽체에 작용하는 수압이 증가하고 외부보강재의 높이가 증가하며 외부보강재 하단에서는 더 많은 휨모멘트가 발생하

므로 더 높은 최대 응력이 발생한다. 따라서 Fig. 8과 같이 동일 용량에서 수조 높이가 높아지며 외부보강재의 최대 응력은 약 159 MPa - 260 MPa로 증가함을 확인할 수 있다. 또한, 수조의 높이가 높아지며 증가하는 하단의 휨 응력은 외부보강재에서 내부 지점 역할을 하는 추가 수평 보강재가 분담한다. 따라서 추가 수평 보강재가 2 m 위치에 한 개 설치되는 높이 5 m - 6 m 모델의 경우 추가 수평 보강재의 최대 응력이 약 175 MPa - 224 MPa로 증가하며, 추가 수평 보강재가 2 m, 4 m 위치에 설치되는 높이 7 m, 8 m 모델에서도 추가 수평 보강재의 최대 응력이 약 203 MPa - 260 MPa로 증가함을 확인할 수 있다. 각 모델의 외부보강재 응력 분포는 Fig. 9(a), Fig. 9(d), Fig. 9(g), Fig. 9(k), Fig. 9(n)에서 확인할 수 있으며 3.2절에서 언급한 바와 같이 최대 응력은 지진하중 작용면 외부보강재의 하단에서 나타났으며 상단은 비교적 변형에 자유로워 응력이 0에 가깝게 나타나며 모든 모델에서 외부보강재의 응력 분포가 유사하였다.

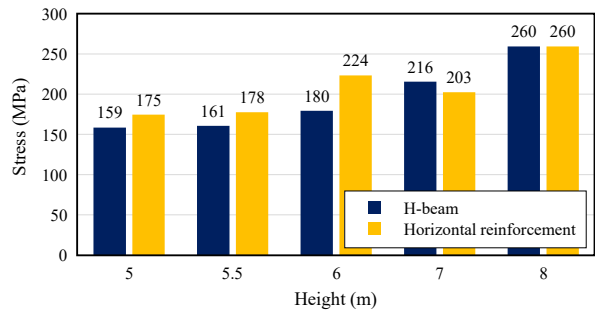


Fig. 8. Maximum stress on H-beam and horizontal reinforcement frame by height at 1,000 ton by FEM analysis

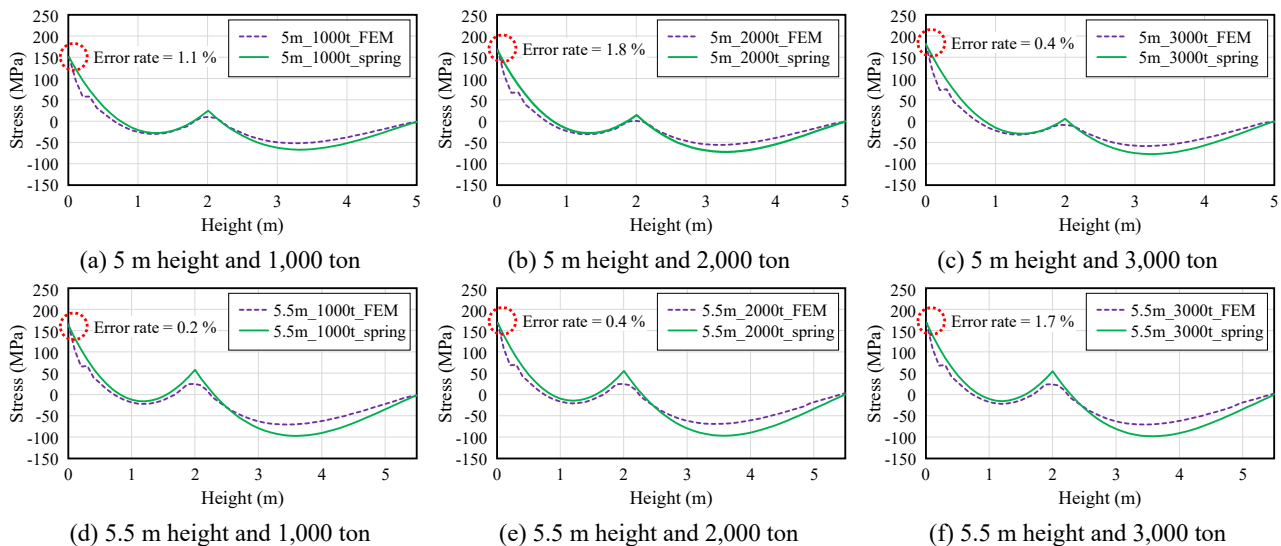


Fig. 9. Stress distribution of FEM analysis and simplified beam design models

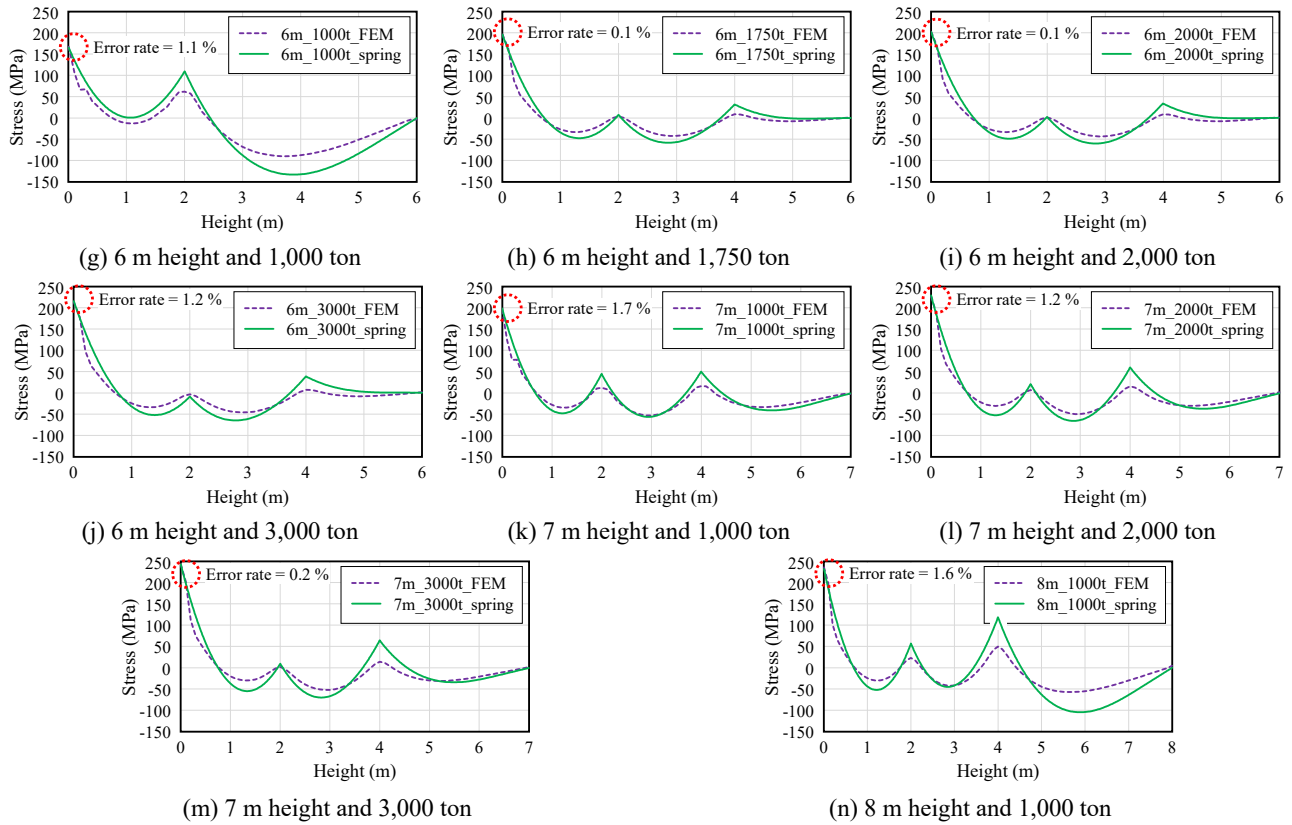


Fig. 9. (Continued)

4. 설계모델 개발

4.1 설계모델 제안

앞선 3장의 3D FEM 해석 결과, 모든 모델에서 최대 응력은 외부보강재 최하단에서 발생했으며 유사한 응력 분포를 보였다. 기존 설계 방법에 따라 추가 수평 보강재가 설치된 외부보강재를 연속보로 해석할 경우, 최상단과 최하단에서 모멘트가 발생하지 않으므로 추가 수평 보강재가 설치된 위치에 응력이 집중되며 실제와 다른 분포를 보인다. 이러한 기존 설계 방법으로 허용응력을 검토할 시 잘못된 설계 및 보강이 적용될 수 있다. 따라서 수평 보강재가 추가 설치된 대용량 물탱크에서는 3D FEM 모델 기반 설계 검토가 필요하다. 하지만 대용량 물탱크의 설계를 위해 매번 3D FEM 해석을 수행하는 것은 시간과 노력이 많이 소요된다. 따라서 종래의 모델을 활용할 수 있는 단순화 Beam 설계모델을 제안하고자 한다. 단순화 Beam 설계모델은 Fig. 10과 같이 최하단은 고정단, 최상단은 힌지, 수평 보강재 설치 위치에는 탄성 스프링을 갖는 외부보강재의 단순화 모델로서 3D FEM 해석과 유사하도록 제안하였다.

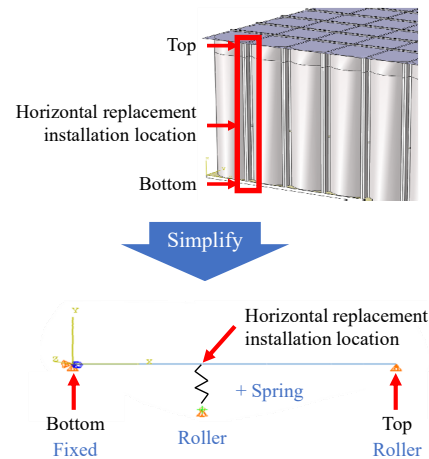


Fig. 10. Simplified beam design model

3D FEM 해석모델과 단순화 Beam 모델이 동일한 모멘트 분포를 갖기 위해서는 단순화 모델에서 바닥 지점과 내부 횡보강재 위치에 회전 또는 변위에 대한 탄성 스프링이 적용되어야 한다. 하지만, 등단면을 갖는 H-beam을 외부 보강재로 사용하기 때문에, 단순화 Beam 모델에서 최대 휨 모멘트 발생 위치와 그 크기만 정확히 모사할 수 있다면 단

순화 모델이 3D FEM 해석모델 기반 설계를 대체할 수 있을 것이다. 따라서 이 논문에서는 Fig. 10과 같이 내부 횡보 강재 위치에만 탄성 스프링을 적용하는 단순화 Beam 모델을 제안하였다.

단순화 Beam 설계모델의 스프링에 적용되는 스프링 강성은 외부보강재 설계시 바닥 위치의 휨응력에 지배되기 때문에 바닥 위치에서 3D FEM 해석결과와 동일한 휨응력이 발생하도록 결정하였으며 그 결과는 Table 5와 같다. Table 5의 스프링 계수를 적용한 단순화 Beam 모델의 응력 분포는 Fig. 9과 같이 3D FEM 해석 외부보강재 하단의 오차율은 최대 1.8%로 높은 일치율을 확인하였다.

Table 5. Spring stiffness of tanks

Height (m)	Capacity (ton)	Horizontal reinforcement frame thickness (mm)	Spring stiffness (kN/m)	
			2 m	4 m
5	1,000	3.0	1.4 ⁴	-
	2,000		1.1 ⁴	
	3,000		9.0 ³	
5.5	1,000	4.0	1.8 ⁴	
	2,000		1.4 ⁴	
	3,000		1.1 ⁴	
6	1,000		1.7 ⁴	1.3 ⁴
	1,750		1.3 ⁴	
	2,000		1.2 ⁴	
	3,000		1.0 ⁴	
7	1,000		2.0 ⁴	
	2,000		1.4 ⁴	
	3,000		1.2 ⁴	
8	1,000		1.9 ⁴	

단순화 Beam 설계모델에서도 3.2절에서 확인한 바와 같이 동일 수두에서 용량이 증가함에 따라 추가 수평 보강재의 역할을 하는 2 m 위치의 스프링 강성이 감소하며 외부보강재에 발생하는 최대 응력이 증가하는 같은 경향을 확인하였다. 또한, 3.3절에서 확인한 바와 같이 Table 5에서 1,000톤 규모의 수조 높이별 스프링 강성을 보면 스프링이 2 m 높이에 설치되는 5.5 m, 6 m 모델과 스프링이 2 m, 4 m에 설치되는 7 m, 8 m 모델에서 높이가 증가함에 따라 2 m 위치의 스프링 강성이 감소하며 외부보강재 하단에 발생하는 최대 응력이 증가함을 확인할 수 있다. 다만, 5 m에서 5.5 m로 높이가 증가할 때 오히려 스프링 강성이 증가하는 결과가 도출되었는데 이는 추가 수평 보강재의 두께가 5 m 수조에서

는 3 mm로 적용되지만 5.5 m 높이부터는 4 mm의 두께가 적용되며 보강 수준의 영향으로 확인된다.

5. 결론

이 논문에서는 기존 웨이브형 물탱크의 내진을 고려한 설계 프로세스를 검토하고 지진하중의 주요 변수와 유한요소 해석을 통한 수조의 용량과 높이별 거동을 분석하였다. 이를 기반으로 1,000톤 이상, 높이 5 m 이상의 추가 수평 보강재가 설치되는 대용량 웨이브형 물탱크의 설계방안과 설계에 적용 가능한 단순화 Beam 설계모델을 제안하였다.

- (1) 수조의 가로세로 길이 비와 용량을 변수로 지진하중을 산정한 결과, 동수압 차이는 최대 0.31 kN/m²이며 정수압과 조합하여 작용하므로 동일 수두에서의 영향은 무시할 수 있는 수준으로 판단된다.
- (2) 동일 수두에서 용량 증가에 따른 하중 변화는 미소하나 수조의 길이 증가로 추가 수평 보강재의 휨 강성이 감소하여 외부보강재에 대한 보강 효과가 감소하므로 FEM 해석결과와 외부보강재에 발생하는 최대 응력이 증가하는 것으로 나타났다.
- (3) 수조 높이의 증가는 작용 수압의 증가와 외부보강재의 길이 증가로 하단에 작용하는 휨 모멘트가 커져 외부보강재와 외부보강재의 응력을 분담하는 추가 수평 보강재의 최대 응력이 증가하는 것으로 나타났다.
- (4) FEM 해석으로 대용량 물탱크의 추가 수평 보강재 설치 상세 및 외부보강재의 사용 재료 등의 설계방안을 제시하였으며 이를 기반으로 추가 수평 보강재를 스프링으로 대체한 단순화 Beam 설계모델과 오차율 최대 약 1.8%의 스프링 강성을 제안하였다.
- (5) 제안한 스프링 강성은 FEM 해석결과를 기반으로 하므로 가로세로 길이 비가 1:1이 아니거나 높이 8 m 용량 1,000톤을 초과하는 규격의 수조에 대해서는 FEM 기반 거동분석 및 보강방안을 고안하여 단순화 Beam 설계모델 적용을 위한 추가 연구가 필요하다.
- (6) 제안된 프로세스에 의한 단순화 설계모델은 설계기준에서 제시하는 동수압을 기반으로 하고 있으나, 보다 정밀한 내진 하중 산정과 효율적인 설계를 위해서는 유체-구조 상호작용을 고려한 해석이 적용될 수 있을 것으로 사료된다.

감사의 글

본 연구는 중소벤처기업부와 중소기업기술정보진흥원의 “지역특화산업육성+(R&D, S3090747)”사업과 (주)포스코의 지원을 받아 수행된 연구결과임.

참고문헌(References)

- [1] National Fire Agency (2021) *Seismic Design Standards for Firefighting Systems*, NFA, Korea (in Korean).
- [2] Nikoomanesh, M.R., Moeini, M., and Goudarzi, M.A. (2019) An Innovative Isolation System for Improving the Seismic Behaviour of Liquid Storage Tanks, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Elsevier, Vol.173, pp.1-10.
- [3] Tsipianitis, A., and Tsompanakis, Y. (2018) Seismic Vulnerability Assessment of Liquid Storage Tanks Isolated by Sliding-Based Systems, *Advances in Civil Engineering*, Hindawi, Vol.2018, 5304245.
- [4] Kim, H.-S., Oh, J., and Jung, H.-Y. (2019) Seismic Performance Improvement of Liquid Storage Tank Using Lead Rubber Bearing, *Journal of the Korea Society of Civil Engineers*, KSCE, Vol.39, No.3, pp.441-449 (in Korean).
- [5] Zhou, T., Wu, Y.F., and Li, A.Q. (2019) Implementation and Validation of a Numerical Model for Lead-Rubber Seismic Isolation Bearings, *Journal of Mechanics*, The Society of Theoretical and Applied Mechanics, Vol.35, No.2, pp.153-165.
- [6] Hashemi, S., and Aghashiri, M.H. (2017) Seismic Responses of Base-Isolated Flexible Rectangular Fluid Containers Under Horizontal Ground Motion, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Elsevier, Vol.100, pp.159-168.
- [7] Compagnoni, M.E., Curadelli, O., and Ambrosini, D. (2018) Experimental Study on the Seismic Response of Liquid Storage Tanks with Sliding Concave Bearings, *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, Elsevier, Vol.55, pp.1-9.
- [8] Oh, S.H. et al. (2020) *Development of Seismic Design Guideline for Wave-shaped Tank and Verification Through Seismic Test*, KSSC, Korea (in Korean).
- [9] Korean Agency for Technology and Standards (2006) *Design Requirements for Windpressure-Proof and Earthquake-Proof of Liquid Storage Tanks* (KS B 6283: 2006), Korea (in Korean).
- [10] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2019) *Seismic Design Standard for Buildings* (KDS 41 17 00: 2019), Korea (in Korean).
- [11] Bae, D., Park, I.G., Park, J.H., and Oh, C.K. (2016) Comparison of Wind Load Provisions Based on the Wind Buckling Behaviors of Plant Tank, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.28, No.3, pp.203-211 (in Korean).
- [12] Oh, C.K., Lee, S.R., Park, J.H., and Bae, D. (2016) Comparison of Allowable Axial Stress Provisions of Cylindrical Liquid Storage Tanks Under Seismic Excitation, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.28, No.4, pp.293-301 (in Korean).
- [13] Kang, T.-W., Yun, J.-H., Yang, H.-I., and Jeon, J.-S. (2020) Fluid Pressure Response of Steel Water Tanks Accounting for the Effect of Vertical Ground Motion, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.32, No.3, pp.149-159 (in Korean).
- [14] American Concrete Institute (2006) *Seismic Design of Liquid-Containing Concrete Structures and Commentary* (ACI 350.3-06), USA.
- [15] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2019) *Building Structure Standards – Design Load* (KDS 41 10 15: 2019), Korea (in Korean).
- [16] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2014) *Abaqus Analysis User's Manual Ver. 6.14*, DSS, USA.

요약 : 이 연구는 내부 횡 보강재가 설치된 대용량 웨이브형 물탱크에 적용할 수 있는 단순화 설계모델 개발을 목표로 한다. 사각형 물탱크의 내진설계를 위해 충격과 대류를 고려한 내진 하중 산정 및 적용 프로세스를 검토하였다. 물탱크의 길이 비와 용량이 동수압에 미치는 영향은 무시할 수 있을 만큼 작았지만, 수위와 함께 구조 요소에 발생하는 최대 응력에 영향을 미치는 것을 확인하였다. 이후 3차원 Shell 요소의 실제 규모 유한요소해석을 기반으로 물탱크의 높이와 용량에 따라 내부 횡 보강재의 설치를 고려한 설계방안을 제안하였다. 또한, 3차원 유한요소해석모델에서 H형강 외부보강재의 모멘트 분포를 재현할 수 있는 내부에 스프링을 포함한 단순화 Beam 설계모델을 제안하였다.

핵심용어 : 웨이브형 패널, 내진 하중, 내부 횡 보강재, 단순화 Beam 설계, 스프링 강성
