

< 논문 >

격막 설치에 따른 비선형 슬로싱 특성 연구

이 홍 우[†] · 조 진 래^{*}

(2005년 2월 24일 접수, 2005년 10월 7일 심사완료)

Characteristic Analysis of Nonlinear Sloshing in Baffled Tank

Hong-Woo Lee and Jin-Rae Cho

Key Words : Nonlinear Sloshing(비선형 슬로싱), Baffled Tank(격막형 탱크), Semi-Lagrangian Free Surface Tracking(준 라그랑지 자유표면 추적), Direct Time Differentiation(직접 시간 미분), Baffle Installation Height(격막 설치높이), Opening Width(개구폭)

Abstract

In this paper, we intend to introduce a nonlinear finite element method based on the fully nonlinear potential flow theory in order to simulate the large amplitude sloshing flow in two-dimensional baffled tank subject to horizontally forced excitation. The free surface is tracked by a direct time differentiation scheme with the four-step predictor-corrector time integration method. The flow velocity is accurately recovered from the velocity potential by second-order least square method. In order to maintain the finite element mesh regularity and total mass, the semi-Lagrangian surface tracking method with area conservation is applied. According to the numerical formulae, we perform the parametric experiments by varying the installation height and the opening width of baffles, in order to examine the effects of baffle on the nonlinear liquid sloshing. From the numerical results, the hydrodynamic characteristics of the large amplitude sloshing are investigated.

1. 서 론

저장용기 내부 액체의 자유표면 운동을 의미하는 슬로싱(sloshing)은 고정식 또는 이동식 저장탱크 내 유체의 운동 중 가장 두드러진 현상중의 하나이다. 공학적 관점에서 슬로싱 문제는 매우 중요한 부분을 차지하고 있으며, 특히 지진에 의한 대형 저장탱크 내 유체 슬로싱,⁽¹⁾ 비행체 액체 연료의 운동 및 대형 유조선의 액체 슬로싱 등 다양한 영역의 문제에 깊이 관여하고 있다. 슬로싱이 발생하게 되면 유체 내부의 유동에 의한 동압이 용기 벽면에 작용하게 되며, 극심한 슬로싱 유동은 용기의 파손 또는 운반체의 조종성 상실 뿐만 아니라, 인명, 경제 및 환경적 손실을 야기시킬 수

있다. 따라서, 슬로싱 거동에 대한 정확한 예측 및 이를 억제하기 위한 방안의 연구 절실히 요구된다.

대변형 슬로싱 문제는 자유표면의 경계조건이 비선형이며, 시간에 따른 자유표면의 위치를 미리 알 수가 없으므로 수학적 해석에 어려움이 따르게 된다. 이에 대한 연구는 매우 다양하게 전개 되었으며, 대표적으로 Nakayama 와 Washizu,⁽²⁾ Liu 와 Huang⁽³⁾이 경계요소법(BEM)을 이용하여 2 차원 사각형 탱크내 대변형 슬로싱 문제를 해석하였으며, Okamoto 와 Kawahara,⁽⁴⁾ Greaves 등,⁽⁵⁾ Wu 등,⁽⁶⁾ Kanok-Nukulchai 와 Tam⁽⁷⁾ 및 Ma 등⁽⁸⁾은 유한요소법(FEM)을 이용하여 해석하였다. 한편, Chen 등⁽⁹⁾은 유한차분법(FDM)을 이용하여 2 차원 사각형 탱크내 대변형 슬로싱을 효과적으로 해석하였으며, 국내에서는 박영균, 고성호⁽¹⁰⁾와 김민수 등⁽¹¹⁾이 VOF(Volume Of Fluid) 기법을 이용하여 슬로싱 해석을 수행하였다. 또한, 이영신 등^(12,13)은 실험을 이용하여 비선형 슬로싱 특성을 고찰하고, 슬로싱 저감에 대한 연구를 수행하였다.

[†] 책임저자, 회원, 부산대학교 기계설계공학과 박사후 연구원

E-mail : leehongw@pusan.ac.kr

TEL : (051)510-3206 FAX : (051)514-7640

^{*} 부산대학교 기계공학부 부교수

유체 슬로싱을 억제하기 위한 방안은 오랜 기간 동안 수 많은 연구자에 의해 집중적으로 연구되어져 왔다.^(13,14) 그 결과 몇몇의 수동적 슬로싱 억제 기구가 개발되었으며, 대표적으로 탱크 내부의 고정식 격막(baffle)은 설치와 제조의 용이성으로 인해 현실적으로 매우 폭 넓게 적용되고 있다. 하지만, 격막의 슬로싱 억제 효율은 설치 높이 및 개구폭(opening width) 등의 설계인자에 강하게 영향을 받으며, 이와 관련된 다양한 연구가 이루어지고 있다.^(16,17) 더욱이 격막 설계 인자의 적절한 선정은 대상이 되는 모델에 따라 달라지게 되며, 설계 값의 결정은 대상이 되는 모델의 슬로싱 특성에 대한 충분한 사전 연구가 선행되어야 한다

본 논문에서는 격막 설치에 따른 2 차원 사각 탱크 내 비선형 슬로싱의 동응답 특성 변화에 관하여 논의하고자 한다. 저자들의 이전 논문⁽¹⁸⁾에서 비선형 슬로싱 거동을 정확하게 예측하기 위한 비선형 유한요소 정식화를 제시하였으며, 다양한 참고 문헌^(2,4,7,9)의 결과와 비교를 통하여 제시한 수치 기법의 타당성을 검증하였다. 본 논문은 격막의 설치 높이 및 개구폭 변동에 따른 파라메트릭 수치 실험에 초점을 두고 있다. 이를 통하여 비선형 유체 슬로싱에 대한 격막의 영향을 평가하고, 자유표면 운동, 동압 분포 등의 슬로싱 특성을 고찰한다.

2. 비선형 슬로싱 운동

2.1 지배방정식 및 경계조건

Fig. 1 에 나타낸 것 같이 공간상에 고정된 좌표계인 $O_0x_0y_0$ 와 탱크 운동에 따라 움직이는 좌표계인 Oxy 를 설정한다. 좌표계 Oxy 의 원점은 초기 유체의 자유표면 중심에 위치하고 있다. 유체의 초기 높이, 폭 및 격막의 설치 높이, 개구폭은 각각 $H(m)$, $2D(m)$, $H_B(m)$, $D_B(m)$ 이며, 자유표면 상승 높이는 $\zeta(m)$ 로 표기한다. 유체 영역을 Ω' , 탱크와의 연계면 및 자유표면을 각각 $\partial\Omega'_N$ 및 $\partial\Omega'_F$ 로 둔다. 여기서, 상점자 $t \in (0, \bar{t}]$ 는 유체 영역과 경계가 시간에 따라 변화함을 의미한다. 수학적 전개 편의를 위하여 움직이는 좌표계 Oxy 에서 비선형 슬로싱 유동의 지배방정식 및 초기-경계조건을 정의하면 다음과 같다.

$$\nabla^2 \phi_h = 0 \quad \text{in } \Omega' \quad (1)$$

$$\phi_h = -xu'_x(0) - yu'_y(0) \quad \text{in } \Omega^0 \quad (2a)$$

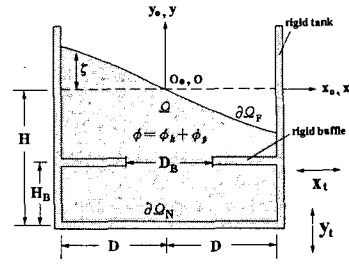


Fig. 1 Baffled rigid tank under horizontal excitation

$$\zeta = 0 \quad \text{on } \partial\Omega'_F \quad (2b)$$

$$\nabla \phi_h \cdot \mathbf{n} = 0 \quad \text{on } \partial\Omega'_N \quad (3a)$$

$$\frac{\partial \zeta}{\partial t} = -\frac{\partial \phi_h}{\partial x} \frac{\partial \zeta}{\partial x} + \frac{\partial \phi_h}{\partial y} \quad \text{on } \partial\Omega'_F \quad (3b)$$

$$\frac{\partial \phi_h}{\partial t} = -\frac{1}{2} \nabla \phi_h \cdot \nabla \phi_h - g\zeta - x \frac{du'_x}{dt} - \zeta \frac{du'_y}{dt} \quad \text{on } \partial\Omega'_F \quad (3c)$$

여기서, ϕ_h 는 내부 유동에 의한 속도 포텐셜을 의미하며, $\{u'_x, u'_y\}$ 는 강체 탱크의 속도 성분을 나타낸다.

2.2 비선형 유한요소 근사화

비선형 슬로싱 문제를 해석하기 위해 시간 구간 \bar{t} 를 유한개의 부 구간 $t_n = n\Delta t$ 으로 이산화 한다. 초기 조건 (2)를 만족하는 해 ϕ_h^0 와 ζ^0 로부터 시작하여 현재의 유동장 Ω^n 과 경계 $\partial\Omega^n$ 에서 정의되는 라플라스(Laplace) 방정식 (1)을 풀어서 경계조건 (3a)를 만족하는 속도 포텐셜 ϕ_h^n 을 순차적으로 계산한다. 계산된 ϕ_h^n 으로부터 속도장 \mathbf{v}^n 을 얻을 수 있으며, \mathbf{v}^n 을 이용하여 자유표면 추적을 수행한다. 유체 자유표면의 운동 및 역학 경계조건(kinematic and dynamic boundary condition) (3b)-(3c)를 질량 보존을 위한 준 라그랑지 격자 재구성 기법을 도입하여 시간적분하면 다음 시간 단계의 ζ^{n+1} , Ω^{n+1} 과 $\partial\Omega^{n+1}$ 얻을 수 있다. 이와 같은 방법으로 비선형 슬로싱의 시간 응답을 수치적으로 해석하게 된다.

2.2.1 속도장의 보간

시간 단계 t_n 을 고려하면 라플라스 방정식 (1)은 다음의 약 형식(weak form)으로 변환된다.

$$\int_{\Omega^n} \nabla \psi \cdot \nabla \phi_h^n \, d\Omega^n = 0 \quad (4)$$

자유표면 $\partial\Omega'_F$ 에서의 필수 경계조건은 자유표면 추적에 의해 이전 단계에서 결정된 ϕ_h^n 이다. 9 절점

2 차 유한요소 기저 함수(basis function) N_i 와 절점 벡터 $\bar{\phi}_h^n$ 를 이용하여 속도 포텐셜을 근사화한다.

$$\phi_h^n = \mathbf{N} \circ \bar{\phi}_h^n \quad (5)$$

식 (5)를 식 (4)에 대입하여 정리하면,

$$\mathbf{K} \bar{\phi}_h^n = 0 \quad (6)$$

여기서, 행렬 \mathbf{K} 는 다음과 같이 정의된다.

$$\mathbf{K} = \int_{\Omega} (\nabla \mathbf{N})^T (\nabla \mathbf{N}) d\Omega^n \quad (7)$$

한편, 속도장 $\tilde{\mathbf{v}}^n$ 은 다음 식에 의해 계산되어진다.

$$\tilde{\mathbf{v}}^n = \nabla \mathbf{N} \circ \bar{\phi}_h^n \quad (8)$$

속도 포텐셜장의 C^0 -연속성으로 인해 식 (8)에 의해 계산된 속도장은 요소경계에서 불연속한 특성을 보이게 된다. 따라서, 연속된 속도장을 얻기 위해서 최소사승법(least square method)을 이용한 속도 정사영(velocity projection)을 수행한다. 이러한 과정은 자유표면 추적에서 발생하는 오차를 최소화하기 위해 필요하다. 먼저, 요소내부에서 연속된 속도장 $\hat{\mathbf{v}}^n$ 을 다음과 같이 가정한다.

$$\hat{\mathbf{v}}_i^n = a_i^1 + a_i^2 \xi + a_i^3 \eta + a_i^4 \xi \eta + a_i^5 \xi^2 + a_i^6 \eta^2 \quad (9)$$

따라서, 요소별 속도오차는 다음과 같이 정의된다.

$$E_i = \sum_{l=1}^9 \{ \hat{\mathbf{v}}_i^n(\xi_l, \eta_l) - \tilde{\mathbf{v}}_i^n(\xi_l, \eta_l) \}^2 \quad (10)$$

여기서, l 은 (3×3) Gauss 적분점을 의미한다. 가정된 속도식 (9)는 성분별로 6 개의 계수를 가지고 있으며, 오차 최소화 과정을 통하여 결정된다.

$$\frac{\partial E_i}{\partial a_k^i} = 0, \quad k=1,2,\dots,6 \quad (11)$$

식 (10)-(11)에 의해 요소별 속도를 보간한 후, 요소의 공통 절점에서 평균을 취하여 전체 영역에서 연속인 속도장 \mathbf{v}^n 을 얻을 수 있다.

$$\mathbf{v}^n = \mathbf{N} \circ \tilde{\mathbf{v}}^n \quad (12)$$

2.2.2 자유표면의 추적

Fig. 2 에 나타낸 것과 같이 미소한 시간 간격 δt ($\delta t = \alpha \Delta t, 0 < \alpha < 1$) 동안의 절점의 이동은 다음 식과 같이 가정할 수 있다.

$$x'_i = x_i + \alpha \frac{\partial \phi_h}{\partial x} \Big|_{(x_i, y_i)}, \quad y'_i = y_i + \alpha \frac{\partial \phi_h}{\partial y} \Big|_{(x_i, y_i)} \quad (13)$$

여기서, (x_i, y_i) 는 시간 t_n 에서 자유표면에 위치한 절점 i 의 좌표를 나타내며, 미소 시간 간격 δt 동안의 절점 i 의 표면 상승높이는 다음과 같다.

$$\zeta'_i = y'_j + \frac{y'_{j+1} - y'_j}{x'_{j+1} - x'_j} (x'_i - x'_j) \quad (14)$$

자유표면 상승높이의 시간 미분은 다음의 관계를 이용하여 직접 계산할 수 있다.

$$\frac{\partial \zeta}{\partial t} \Big|_n \approx \frac{\delta \zeta}{\delta t} \Big|_n = \frac{\zeta' - \zeta^n}{\delta t} \quad (15)$$

여기서, 미소 시간 간격을 정의하는 계수 α 는 수치 안정성과 정확도에 민감한 영향을 끼치며, α 의 선정은 예비 파라메트릭 해석을 통하여 0.1 로 선정하였다.

다음 단계 t_{n+1} 의 자유표면 위치 $\partial \Omega_{F^{n+1}}$ 를 결정하기 위해 외연적 Adams-Bashforth 4 단계 기법⁽¹⁹⁾ 과 내재적 Adams-Moulton 3 단계 기법⁽¹⁹⁾ 이 결합된 예측자-수정자(predictor-corrector) 기법을 적용한다. 따라서, 시간 단계 t_{n+1} 에서의 자유표면 상승높이 ζ^{n+1} 은 다음 식에 의해 얻을 수 있다.

$$\tilde{\zeta}^{n+1} = \zeta^n + \frac{\Delta t}{24} \left[55 \frac{\partial \zeta}{\partial t} \Big|_n - 59 \frac{\partial \zeta}{\partial t} \Big|_{n-1} + 37 \frac{\partial \zeta}{\partial t} \Big|_{n-2} - 9 \frac{\partial \zeta}{\partial t} \Big|_{n-3} \right] \quad (16a)$$

$$\zeta^{n+1} = \zeta^n + \frac{\Delta t}{24} \left[9 \frac{\partial \tilde{\zeta}}{\partial t} \Big|_{n+1} + 19 \frac{\partial \tilde{\zeta}}{\partial t} \Big|_n - 5 \frac{\partial \tilde{\zeta}}{\partial t} \Big|_{n-1} + \frac{\partial \tilde{\zeta}}{\partial t} \Big|_{n-2} \right] \quad (16b)$$

식 (16)에 의해 자유표면의 절점은 수직 방향

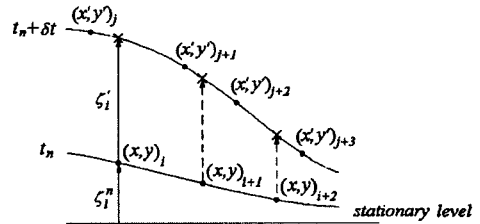


Fig. 2 Variation of the free surface

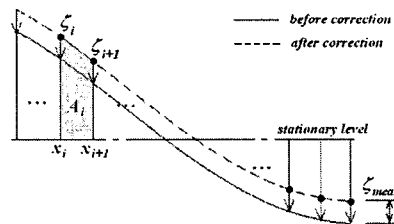


Fig. 3 Correction of the free surface height

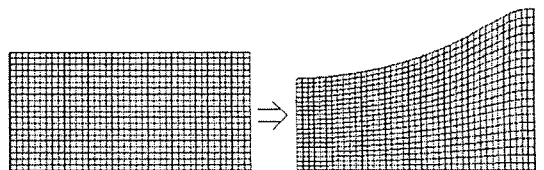


Fig. 4 Mesh adaptation by semi-Lagrangian remeshing

으로 이동하게 되며, 이 때 수치오차로 인해 유체 영역의 질량이 보존되지 않을 수 있다. 따라서, 비압축성 유체의 질량보존을 위해 총 유체 면적의 증·감량을 보정하는 알고리즘을 도입한다.

$$A_{tot} = \sum_{i=1}^K A_i, \quad A_i = (x_{i+1} - x_i) \frac{\zeta_{i+1} + \zeta_i}{2} \quad (17)$$

평균 자유표면 상승 높이 ζ_{mean} 에 의해 다음 단계의 자유표면 높이 ζ_i^{n+1} 이 보정된다.

$$\zeta_i^{n+1} = \zeta_i^n - \zeta_{mean}, \quad \zeta_{mean} = A_{tot} / 2b \quad (18)$$

다음으로 Fig. 4 에 도시한 것과 같이 내부 절점을 수직방향으로 이동시켜 거의 동일한 간격을 가지도록 격자 재구성(remeshing)을 실행한다. 이러한 과정은 유체 영역의 총 질량을 변화시키지 않고 적절한 격자의 품질을 유지하면서 정확한 자유표면 추적이 가능하도록 한다. 한편, 다음 단계의 자유표면 $\partial\Omega_F^{n+1}$ 에서의 속도 포텐셜 ϕ_n^{n+1} 을 계산하여야 한다. 수직 방향으로의 절점 이동에 따라 준라그랑지 격자계(semi-Lagrangian mesh) $\{X_M\}$ 와 움직이는 좌표계 $\{X\}$ 는 다음의 관계를 가진다.

$$\left. \frac{\partial\phi_h}{\partial t} \right|_{\{X\}} = \left. \frac{\partial\phi_h}{\partial t} \right|_{\{X_M\}} - \frac{\partial\zeta}{\partial t} \frac{\partial\phi_h}{\partial y} \quad (19)$$

따라서, 준 라그랑지 좌표계에 대한 자유표면의 속도 포텐셜 시간미분은 다음 식과 같이 정리되어진다.

$$\begin{aligned} \left. \frac{\partial\phi_h}{\partial t} \right|_n &= \frac{\partial\zeta}{\partial t} \Big|_n \frac{\partial\phi_h^n}{\partial y} - \frac{1}{2} \nabla\phi_h^n \cdot \nabla\phi_h^n - g\zeta^n \\ &\quad - x \frac{du'_x}{dt} - \zeta^n \frac{du'_y}{dt} \quad \text{on } \partial\Omega_F^n \end{aligned} \quad (20)$$

식 (20)에 의해 계산된 속도 포텐셜의 미분을 예측자-수정자 기법에 적용하면 다음 단계의 자유표면 $\partial\Omega_F^{n+1}$ 에서의 속도 포텐셜 ϕ_n^{n+1} 을 얻을 수 있다.

2.3 동수력 및 모멘트

유체 영역내부의 총 압력 $p(x, y, t)$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$p = p_d - \rho g y \quad (21)$$

여기서, ρ 는 유체 밀도를 나타내며, 동압(dynamic pressure) $p_d(x, y, t)$ 는 다음 식에 의해 계산된다.

$$p_d = -\rho \left[\frac{\partial\phi_h}{\partial t} + \frac{1}{2} \nabla\phi_h \cdot \nabla\phi_h + x \frac{du'_x}{dt} + y \frac{du'_y}{dt} \right] \quad (22)$$

식 (22)에서 $\partial\phi_h/\partial t$ 를 얻기 위해서는 부가적인 유한요소 해석을 필요로 하며, 유체 영역내에서 동

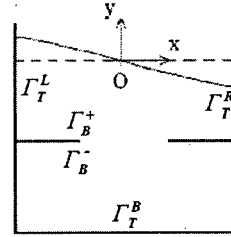


Fig. 5 Division of the liquid-rigid tank interface

일한 지배방정식과 경계조건을 만족한다.

Fig. 5 에 나타낸 것과 같이 슬로싱에 의해 강체 탱크 벽면 및 격막에 작용하는 하중은 다음 식과 같이 정의된다.

$$F_x = \int_{\Gamma_f^L} p dy - \int_{\Gamma_f^R} p dy \quad (23)$$

$$F_y = F_y^{bot} + F_y^{baf} = -\int_{\Gamma_f^B} p dx - \int_{\Gamma_B^-} p dx + \int_{\Gamma_B^+} p dx \quad (24)$$

여기서, F_y^{bot} 과 F_y^{baf} 는 각각 탱크 바닥면 및 격막에 작용하는 수직 하중을 의미한다.

한편, 원점 O 에 대한 모멘트는 다음 식에 의해 얻을 수 있다.

$$M_z = \int_{\Gamma_f^L} p y dy - \int_{\Gamma_f^R} p y dy - \int_{\Gamma_f^B} p x dx - \int_{\Gamma_B^-} p x dx + \int_{\Gamma_B^+} p x dx \quad (25)$$

3. 수치 실험

격막 위치 및 개구폭의 변화에 따른 슬로싱 응답특성을 고찰하였다. Fig. 1 에 도시한 것과 같이 해석에 적용된 강체 탱크의 폭 $2D=1m$ 이며, 유체의 높이 $H=1m$ 이다. D_b 는 격막의 개구폭, H_b 는 격막 설치높이를 나타낸다. 내부 유체의 밀도 ρ 와 중력가속도 g 는 각각 $1000 (kg/m^3)$ 및 $9.8 (m/s^2)$ 을 사용한다. 외부가진 $x_t = a \sin \omega t$ 로 가정하며, 가진주파수 $\omega = 0.999\omega_0$ 로 설정하였다. 여기서 ω_0 는 각 모델의 최저차 슬로싱 주파수로서 유한요소 고유치해석으로부터 도출된 기본주파수를 적용하였다. 또한, 시간간격 Δt 는 0.005 초로 고정하며, 총 해석시간은 비선형 슬로싱 운동의 충분한 관찰을 위해 40 초로 설정하였다. 격막 상대위치 H_b/H 는 0.3~0.7 까지 변화시키고 격막 상대개구폭 $D_b/2D$ 은 0.2~0.8 사이의 값을 이용하여 해석을 수행하였다. 실제 해석에 있어서 $H_b/H=0.7$, $D_b/2D < 0.4$ 인 경우 자유표면 상승

이 매우 커지게 되어 극심한 격자 뒤틀림을 유발하게 되므로 설정한 해석 시간 이전에 중단되는 상황이 발생하게 되므로 H_B/H 를 0.7 이하로 제한하였으며, 40 초 까지 해석되지 않는 모델의 결과는 분석자료로 활용하지 않았다.

3.1 자유표면 형상 및 동수압 분포

Fig. 6 에 $H_B/H=0.7$, $D_B/2D=0.5$ 인 경우의 자유표면 형상과 속도 분포를 한주기 동안 도시하였다. 그림으로부터 격막으로 인한 자유표면 운동의 두 가지 특성을 확인할 수 있다. 첫 번째 격막이 없는 경우 발생하는 슬로싱 자유표면의 sine 형상 곡선을 더 이상 관찰할 수 없다. 그 결과 자유표면 형상은 매우 복잡하며, 표면의 최대 상승이 항상 좌우 측면 끝단에서 발생하지는 않는다. 두 번째 유체의 내부 유동은 격막 위쪽 부분에서 집중적으로 발생하며, 격막 아래의 유체 유동은 거의 나타나지 않는다. 단지 격막 개구를 통한 유동은 어느 정도 존재하며, 이를 통한 유동이 격막 아래쪽 유체 운동을 지배하는 것으로 판단된다.

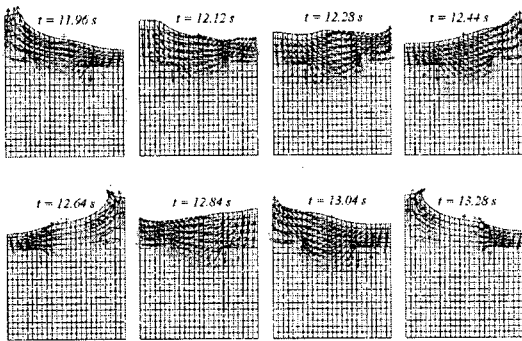


Fig. 6 Sloshing flow patterns ($H_B/H=0.7$, $D_B/2D=0.5$)

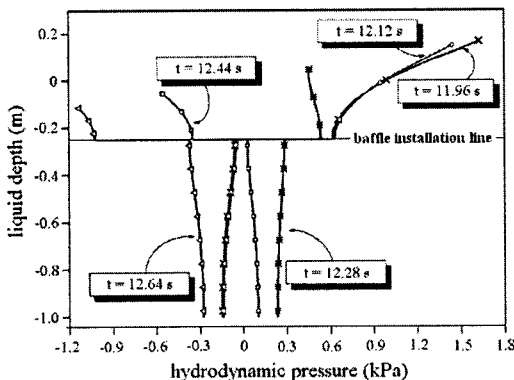


Fig. 7 Variation of hydrodynamic pressure ($H_B/H=0.7$, $D_B/2D=0.5$)

이러한 차이는 Fig. 7 에 도시한 왼쪽 벽면 ($x=-0.5 m$)을 따른 시간별 동압 분포 그래프에서 뚜렷하게 관찰할 수 있다. 그림에서 격막을 기준으로 동압의 불연속이 현저히 나타나고 있음을 알 수 있다. 특히 격막 아래쪽 영역의 동수압(hydrodynamic pressure)은 수직 방향과 시간에 대하여 변동이 매우 미미하며, 위쪽 영역의 동수압은 변동폭과 절대적 크기가 매우 큰 것을 확인할 수 있다. 이러한 결과는 격막에 의해 슬로싱 운동특성이 뚜렷하게 변화할 수 있다는 것을 충분히 유추하게 한다.

3.2 최대 자유표면 상승높이

Fig. 8 에 격막 상대위치 및 상대개구폭에 따른 최대 자유표면 상승높이 ζ_{max} 를 분석하여 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이 격막이 없는 경우와 비교하여 $D_B/2D=0.5$ 를 기준으로 상반된 응답특성을 보이고 있다. 즉, $D_B/2D > 0.5$ 인 경우 H_B/H 가 증가할수록 격막이 없는 경우보다 ζ_{max} 가 감소하나, $D_B/2D < 0.5$ 인 경우 H_B/H 가 증가하면 ζ_{max} 는 매우 큰 폭으로 상승한다. 이는 특정한 격막 설계인자의 조합이 격막의 동적 감쇠 능력을 저하시킴을 의미한다. 따라서, 격막을 자유표면 가까이 위치시킬 경우 $D_B/2D$ 이 0.5 미만인 격막은 자유표면 상승에 좋지 않은 영향을 미칠 것으로 보인다. 한편, H_B/H 가 증가할수록 이러한 경향은 더욱 뚜렷해지지만, $H_B/H \leq 0.5$, $D_B/2D \geq 0.4$ 인 경우 ζ_{max} 의 변화는 미미하다. ζ_{max} 의 최소값은 $H_B/H = D_B/2D = 0.7$ 에서 나타나고 있다.

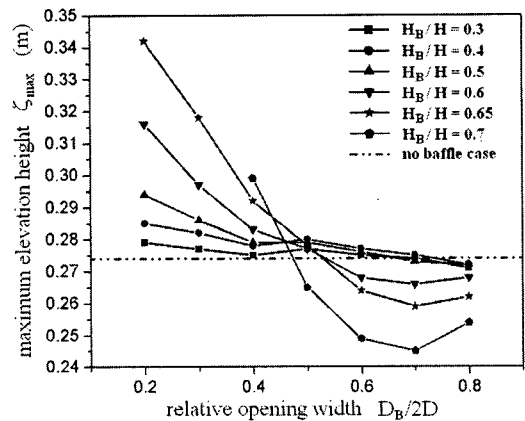


Fig. 8 Peak elevation height ζ_{max} of free surface

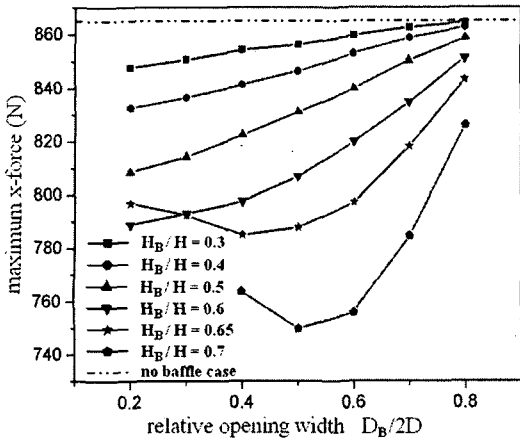


Fig. 9 Maximum hydrodynamic force F_x

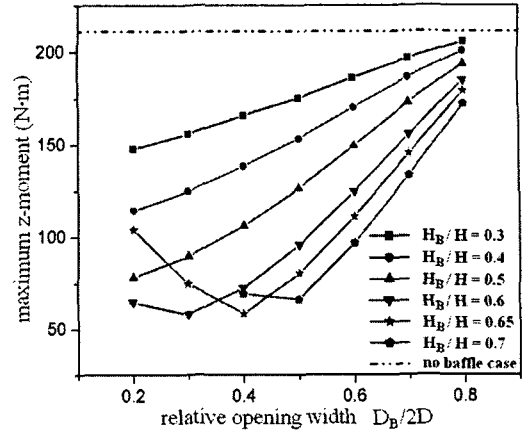


Fig. 10 Maximum moment M_z

3.3 수평 방향 최대 슬로싱 하중 및 모멘트

Fig. 9 는 강체 탱크에 미치는 수평 방향의 최대 슬로싱 하중 F_x 를 보여준다. 격막을 설치함으로써 전체적으로 F_x 는 감소한다는 것을 알 수 있다. 하중 감소폭은 H_B/H 가 증가할수록, $D_B/2D$ 가 감소할수록 커진다. 이는 격막 설치가 자유표면 근처의 슬로싱 유동을 억제 시켜 격막 아래쪽으로 유동의 전파가 제대로 이루어지지 않기 때문인 것으로 판단된다. 한편, $H_B/H \leq 0.6$ 인 경우 $D_B/2D$ 가 작아질수록 지속적인 F_x 의 감소를 보이는 반면, $H_B/H = 0.65$ 에서는 $D_B/2D = 0.4$ 일 때, $H_B/H = 0.7$ 에서는 $D_B/2D < 0.5$ 일 때와 같이 특정 치수에서 F_x 가 최소가 된다. 이는 격막 위치가 특정 높이를 초과하고 개구폭이 특정 값보다 작아질 경우 슬로싱 유동 특성이 급격하게 변화한다는 것을 암시한다. 즉, Fig. 6-7 에 도시한 것처럼 표면 근처에 설치된 격막에 의해 발생하는 과도한 유동 분리 현상은 자유표면 운동의 복잡성을 급격히 증가시키고 이로 인한 격막 위쪽의 동수압 증가가 F_x 의 증가로 이어지게 된다. 최대 수평 하중은 $H_B/H = 0.7$, $D_B/2D = 0.5$ 에서 최소 값에 도달한다.

원점에 대한 슬로싱 모멘트 M_z 를 Fig. 10 에 도시하였다. 그림에서 알 수 있듯이 M_z 의 변동특성은 Fig. 9 의 x 방향 슬로싱 하중과 유사하다. 이는 슬로싱 모멘트는 x 방향 슬로싱 하중에 의해 발생하는 부분이 지배적이라는 것을 의미한다. 한편, M_z 는 최소값이 $H_B/H = 0.65$, $D_B/2D = 0.4$ 에서 발생한다.

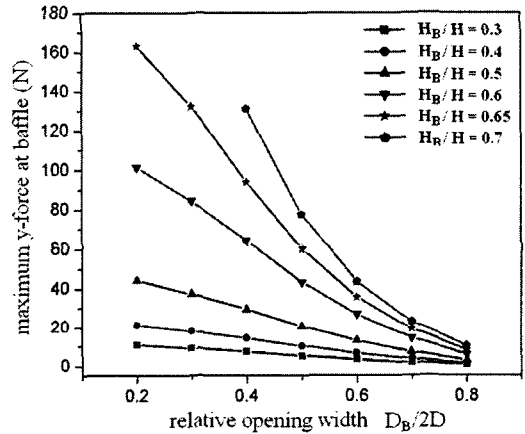


Fig. 11 Maximum hydrodynamic force F_y^{baf} on baffles

3.4 수직 방향 최대 슬로싱 하중

Fig. 11-12 는 격막 위치 및 개구폭에 따른 수직 방향 최대 슬로싱 하중을 분석한 것이다. Fig. 11 로부터 알 수 있듯이 격막에 작용하는 최대 수직 하중 F_y^{baf} 는 격막의 설치 높이의 증가와 개구폭의 감소에 비례하여 지속적으로 상승한다. F_y^{baf} 에 대한 개구폭의 영향은 격막에 작용하는 동수력의 증감을 고려할 때 명백해진다. 한편, 설치 높이의 영향은 Fig. 7 에 도시된 동수압의 급격한 변화에 관련이 있는 것으로 판단된다. 즉, 격막 위치가 자유표면에 접근할수록 격막을 사이에 두고 동수압의 변화는 점점 커지게 되며, 이로 인해 격막이 받는 수직 하중은 증가하게 된다. 이러한 결과는 H_B/H 가 증가하고 $D_B/2D$ 이 감소할수록 격막이 흡수하는 동적 감쇠 효율이 상대적으로 증가한다는 것을 의미한다.

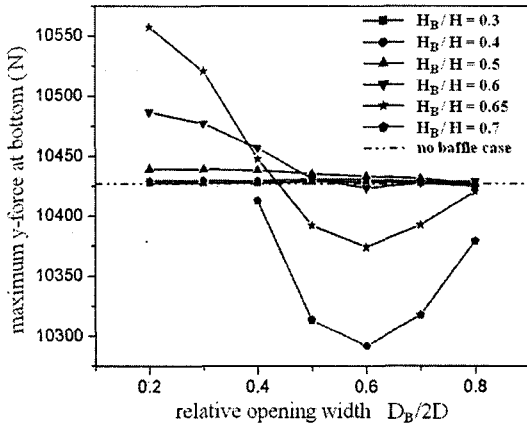


Fig. 12 Maximum hydrodynamic force F_y^{bot} on bottom

한편, Fig. 12 에 강체 탱크 바닥면에 작용하는 최대 수직 하중 F_y^{bot} 을 분석하였다. Fig. 11 을 참고 하면 격막에서 흡수하는 동수력의 증가가 바닥면에 작용하는 동수력의 감소를 유발하는 것은 아님을 알 수 있다. 즉, 격막에서 큰 동수력을 지탱하여도 바닥면에 작용하는 수직하중이 여전히 높게 나타나는 격막 설계인자의 조합이 존재한다. 이는 특정한 설계인자의 조합이 감쇠 효율의 증가없이 격막에 불필요한 하중을 부여하는 결과를 초래할 수 있음을 암시한다. 한편, 바닥면 최대 수직 하중 F_y^{bot} 의 변동은 ζ_{max} 와 유사한 특성을 나타내고 있으며, 최소값은 $H_B/H = 0.7$ 과 $D_B/2D = 0.6$ 의 조합에서 나타나고 있다.

4. 결론

격막의 설치 높이와 개구폭의 변화에 따른 수치 해석 결과로부터 다음의 결론을 얻을 수 있었다.

특성곡선으로부터 격막의 개구폭이 매우 좁거나 넓은 경우 슬로싱 억제 능력에 부정적인 영향을 미친다는 것을 알 수 있다. 즉, 개구폭이 매우 좁을 경우 격막을 기준으로 유동이 분리되어 슬로싱 운동이 증대되는 현상이 발생한다. 또한, 개구폭이 매우 넓은 경우 격막에 의해 발생한 슬로싱 억제 성능이 다시 감소하는 특성을 보인다. 이러한 특성들은 격막이 자유표면 가까이 위치할수록 심각해진다. 이상의 결과로부터 슬로싱 억제 성능을 최대로 할 수 있는 격막 설계치수가 존재한다는 것을 알 수 있다.

- 최대 자유표면 상승높이와 바닥면의 최대 수직 하중은 유사한 변동 특성을 보여주며, 특정 범위의 위치와 개구폭에서는 격막이 없는 경우보다 더 높은 수치를 나타내고 있다. 본 수치 모델의 경우 $H_B/H = 0.7$ 과 $0.5 \leq D_B/2D \leq 0.7$ 의 조합에서 가장 적절한 감쇠 성능을 발휘하는 것으로 판단된다.

- 최대 수평 하중과 모멘트는 격막 설계인자의 변화에 따라 매우 유사한 변동 특성을 보여주며, 격막이 없는 경우에 비해 모두 감소된 수치를 나타내고 있다. 본 모델의 경우 $0.65 \leq H_B/H \leq 0.7$ 과 $0.4 \leq D_B/2D \leq 0.5$ 의 조합에서 가장 적절한 감쇠 성능을 발휘하는 것으로 판단된다.

후 기

본 연구는 학술진흥재단 지역대학 우수과학자 지원과제 (과제번호: R05-2004-000-11714-0)로 수행되었음.

참고문헌

- (1) Cho, J. R., Song, J. M. and Lee, J. K., 2001, "Finite Element Techniques for the Free-Vibration and Seismic Analysis of Liquid-Storage Tanks," *Finite Element in Analysis and Design*, Vol. 37, pp. 467~483.
- (2) Nakayama, T. and Washizu, K., 1981, "The Boundary Element Methods Applied to the Analysis of Two-Dimensional Nonlinear Sloshing Problems," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 17, pp. 1631~1646.
- (3) Liu, Z. and Huang, Y., 1994, "A New Method for Large Amplitude Sloshing Problems," *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 175, no. 2, pp. 185~195.
- (4) Okamoto, T. and Kawahara, M., 1990, "Two-Dimensional Sloshing Analysis by Lagrangian Finite Element Method," *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, Vol. 11, pp. 453~477.
- (5) Greaves, D. M., Borthwick, A. G. L., Wu, G. X. and Taylor, R. E., 1997, "A Moving Boundary Finite Element Method for Fully Nonlinear Wave Simulations," *Journal of Ship Research*, Vol. 41, no. 3, pp. 181~194.
- (6) Wu, G. X., Ma, Q. W. and Taylor, R. E., 1998, "Numerical Simulation of Sloshing Waves in a 3D Tank Based on a Finite Element Method," *Applied Ocean Research*, Vol. 20, pp. 337~355.
- (7) Kanok-Nukulchai, W. and Tam, B. T., 1999, "Structure-Fluid Interaction Model of Tuned Liquid Dampers," *International Journal for Numerical*

- Methods in Engineering*, Vol. 46, pp. 1541~1558.
- (8) Ma, Q. W., Wu, G. X. and Taylor, R. E., 2001, "Finite Element Simulation of Fully Non-Linear Interaction Between Vertical Cylinders and Steep Waves. Part 1: Methodology and Numerical Procedure," *International Journal for Numerical methods in Fluids*, Vol. 36, pp. 265~285.
- (9) Chen, W., Haroun, M. A. and Liu, F., 1996, "Large Amplitude Sloshing in Seismically Excited Tanks," *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, Vol. 25, pp. 653~669.
- (10) Kwack, Y. K. and Ko, S. H., 2003, "Computational Fluid Dynamics Study on Two-Dimensional Sloshing in Rectangular Tank," *Transactions of KSME B*, Vol. 27, No. 8, pp. 1142~1149.
- (11) Kim, M. S., Park, J. S. and Lee, W. I., 2000, "A New VOF-based Numerical Scheme for the Simulation of Fluid Flow with Free Surface (II) - Application to the Cavity Filling and Sloshing Problems -," *Transactions of KSME B*, Vol. 24, No. 12, pp. 1570~1579.
- (12) Lee, Y. S., Ko, S. H., Kim, H. S. and Lee, J. H., 2003, "A Study on the Sloshing of the Rectangular Tank Partially Filled with Fluid under Translational Motion," *Transactions of KSNVE*, Vol. 18, no. 8, pp. 591~597.
- (13) Lee, Y. S., Kim, H. S., Lee, J. H., Kim, Y. W. and Ko, S. H., 2003, "A Study on the Reduction of the Sloshing of Storage Tank using Wing and Diaphragm Baffle," *Transactions of KSME A*, Vol. 27, No. 12, pp. 2039~2046.
- (14) Silvera, A. M., Stephens, D. G. and Leonard, H. W., 1961, "An Experimental Investigation of Liquid Oscillations in Tanks with Various Baffles," NASA Technical Note D-175.
- (15) Stephens, D. G., 1966, "Flexible Baffles for Slosh Damping," *Journal of Spacecraft Rockets*, Vol. 3, No. 5, pp. 765~766.
- (16) Cho, J. R. and Lee, S. Y., 2003, "Dynamic Analysis of Baffles Fuel-Storage Tanks Using the ALE Finite Element Method," *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, Vol. 41, pp. 185~208.
- (17) Cho, J. R., Lee, H. W. and Kim, K. W., 2002, "Free Vibration Analysis of Baffled Liquid-Storage Tanks by the Structural-Acoustic Finite Element Formulation," *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 258, No. 5, pp. 847~866.
- (18) Cho, J. R., Lee, H. W., Ha, S. Y., Park, T. H. and Lee, W. Y., 2003, "Dynamic Response Analysis Nonlinear Sloshing in Two Dimensional Rectangular Tank Using Finite Element Method," *Trans. of Computational Structural Engineering*, Vol. 16, No. 1, pp. 33~42.
- (19) Gill, D. G. and Cullen, M. R., 1992, *Advanced Engineering Mathematics*, PWS Publishing Co., Boston.