기체-액체 밀도차에 대한 슬로싱 충격압력의 실험적 고찰

안양준^{1,2}·김상엽¹·김경환^{1,3}·이상우¹·김용환^{1,†}

서울대학교 조선해양공학과¹ (²현, 대우조선해양(주), ³현, 한국해양과학기술원, 선박해양플랜트연구소)

Study on the Effect of Density Ratio of Gas and Liquid in Sloshing Experiment

Yangjun Ahn^{1,2}·Sang-Yeob Kim¹·Kyong-Hwan Kim^{1,3}·Sang-Woo Lee¹·Yonghwan Kim^{1,†}

Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Seoul National University¹ (²currently in Daewoo Shipbuilding and Marine Engineering Co., ³currently in MOERI/KIOST)

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

This paper presents the results of sloshing experiments having different fluids in model tanks with various density ratios. The experimental model consisting water and air at ambient, which has been commonly used, is not consistent in density ratio with that of an actual LNG cargo tank. Therefore, an advanced experimental scheme is developed to consider the same density ratio of LNG and NG by using a mixed gas of sulfur hexafluoride (SF₆) and nitrogen (N₂). For experimental observation, a two-dimensional model tank of 1/40 scale and a three-dimensional model tank of 1/50 scale have been manufactured and tested at various conditions. Two different fillings with various excitation frequencies under regular motions have been considered for the two-dimensional model tank, and three different filling levels under irregular motions have been imposed for the three-dimensional model tank. The density ratio between gas and liquid varies from the ratio of the ambient air and water to that of the actual LNG cargo container, and the different composition of gas is used for this variation. Based on the present experimental results, it is found that the decrease of sloshing pressure is predicted when the density ratio increases.

Keywords : Sloshing(슬로싱), LNGC(액화천연가스 운반선), LNG CCS(액화천연가스 화물창), Mixed gas(혼합 기체), Scaling law(스케일링 법칙)

1. 서론

멤브레인(membrane) 형태의 화물창을 가진 액화천연가스(LNG) 선박에서 발생하는 슬로싱(sloshing) 현상은 화물창 내부에 큰 충격을 발생시켜 구조물에 손상을 입힐 가능성이 크다. 따라서 슬로싱 현상이 유기하는 충격압력의 정확한 예측은 액화천연가스 운반선(LNGC)과 액화천연가스 화물창을 갖고 있는 LNG-Floating production storage and offloading (LNG-FPSO), floating storage and regasification unit (FSRU) 등과 같은 해양 구조물의 화물창 설계에 있어 핵심기술 분야에 속한다. 이러한 슬로싱 유동의 해석은 물리현상의 복잡한 비선형성으로 인하여 충격 압력의 예측에 있어 해석적 또는 수치적인 접근 방법보다 실험을 이용한 접근 방법이 선호되어 왔다. 또한 여러 선급에서도 실험을 통한 접근 방법을 요구하고 있다 (ABS, 2006; DNV, 2006; LR, 2009).

실험을 통한 슬로싱 연구의 경우 실선과 동일한 조건에서 슬로싱 실험을 진행하는 것이 어렵기 때문에 적절한 상사(축척) 법칙(scaling law)을 사용해야 한다. 이를 위하여 실험에 필요한 조건과 변수들을 무차원화하여 슬로싱 현상에 적절한 상사 법칙을 구하기 위한 노력이 있었다. 아직까지 명확한 결과가 나오지 않은 상황이지만 모형 탱크 내부의 전반적인 유동은 Froude 상사 법칙을 따르기 때문에, 실험 결과 중 충격 압력의 크기는 이를 적용하는 것이 적절하다고 알려져 있다 (Bass, et al., 1980).

슬로싱 현상의 전반적인 유동과 함께 국부적인 유동에 관해서도 적용 가능한 상사 법칙을 찾기 위한 다양한 연구들이 있었다. 이들은 해석적 방법, 수치적 방법 (Braeunig, et al., 2009), 그리고 실험적 방법들을 사용하였으며, 연구 결과의 일부로 기체-액체 밀도비 항을 포함하는 음향 상사 법칙이 슬로싱으로 인한 충격압력에 중요한 역할을 한다는 것이 밝혀졌다 (Dias, et al., 2007). 이들의 연구에서는 해석적인 접근 방법을 통해 기체-액체

밀도비는 충격 순간에 발생하는 유체의 운동량 변화의 크기에 영향을 미칠 것으로 예측하고 있으며, 수치적 접근 방법으로 기체-액체 밀도비가 슬로싱 충격 압력에 영향을 줄 수 있음을 확인하였다. 실험적 접근 방법에서도 기체-액체 밀도비가 슬로싱 충격 압력에 영향을 주는 것을 확인하였다 (Maillard & Brosset, 2009).

이렇게 기체-액체의 밀도비가 슬로싱 현상에 주요 인자로 작용하는 이유는 크게 두 가지가 있다. 첫째, 슬로싱 현상은 국부적으로 변화가 심한 유동 특성을 갖고 있다. Froude 수는 국부적 유동 변화를 명확히 표현하기에 한계를 갖고 있어 기체-액체의 밀도비를 포함하는 무차원 수의 도입이 필요하다. 둘째, LNG 선박 화물창 내부의 유체와 모형 탱크 내부의 유체 성질이 다르다. LNG 선박 화물창 내부의 유체는 액화한 천연 가스와 기화한 천연 가스로 구성되어 있으나, 모형 실험의 경우 물과 일반 공기를 사용한다. 실제 화물창의 경우 천연 가스의 비등점에 가까운 온도를 유지시키고, 작은 압력으로도 유체의 상변화(phase change)가 일어나 구조물에 발생하는 충격 압력에 영향을 미치지만 Froude 수는 이 현상을 표현하지 못한다. 상변화를 고려한 연구에서는 기체-액체의 밀도비를 고려해야 함을 밝히고 있으며 (Maillard & Brosset, 2009; Yung, et al., 2009; 2010), 실제 LNG 선박 화물창 내부의 기체-액체 밀도비를 고려한 실험이 실제 현상을 보다 잘 묘사하고 있다고 볼 수 있다. 하지만 상기 연구에서는 제한된 조건에서 적은 수의 실험 결과만을 보여주고 있다. 2D 모형 탱크만을 이용하여 특정 주파수 조건에서만 실험을 진행하였기 때문에 아직까지 기체-액체 밀도의 정확한 영향을 파악하기 어렵다. 예를 들어 화물창의 슬로싱 현상에 대한 공진 주기와 같은 중요한 인자에 관한 기체-액체 밀도비의 영향이 확실하게 밝혀지지 않았고, 불규칙 운동에서의 결과도 알려지지 않았다.

본 연구는 기체-액체 밀도비의 변화에 따른 슬로싱 충격 압력 변화를 보다 상세히 밝히기 위해 진행되었다. 2차원 모형 탱크를 이용하여 탱크의 공진 주기를 포함하는 다양한 강제 동요 주기에 대해 기체-액체 밀도비가 슬로싱 충격 압력에 미치는 영향을 확인하였다. 나아가 3차원 모형 탱크를 이용하여 불규칙 운동 조건에서 어떻게 기체-액체 밀도비가 슬로싱 충격 압력에 영향을 미칠 수 있는지 살펴보았다. 2차원 모형 탱크와 3차원 모형 탱크는 모두 적재 깊이를 달리하며 실험을 수행하였고, 2차원 모형 실험은 좌우 동요 규칙 운동 조건에서, 3차원 모형 탱크를 이용한 실험은 해상 조건을 달리한 불규칙파 운동 조건에서 실험을 수행하였다.

2. 배경 및 실험 기법

2.1 배경 이론

탱크 내부의 유동을 포텐셜 유동(potential flow)으로 가정하여 기체와 액체의 경계 면에서 베르누이 방정식을 무차원화하면 기

체-액체 밀도비가 유동에 영향을 주는 것을 확인할 수 있다 (Yung, et al., 2009; 2010). 이를 위하여 비회전 유동을 가정하고 다음과 같은 베르누이 방정식을 생각해 보자.

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} + \int \frac{dp}{\rho} + \frac{u^2}{2} + gz = const \quad (1)$$

Φ 는 속도 포텐셜을, p 는 압력, ρ 는 유체의 밀도, u 는 유체의 속도, 그리고 g 는 중력 가속도를 의미한다. 여기에 충격 발생 시 유체는 엔트로피 변화가 없는 단열 상태라고 가정하면 베르누이 방정식 (1)의 적분 항은 다음과 같이 쓰일 수 있다.

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{k}{k-1} \frac{dp}{\rho} + \frac{u^2}{2} + gz = const \quad (2)$$

(2) 식의 k 는 폴리트로프(polytropic) 지수를 의미한다. (2) 식의 변수들을 각각의 특성 값으로 무차원화하면 (3)과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \Phi'_l}{\partial t'} + \frac{u'^2_l}{2} + \frac{1}{Fr^2} z' \\ &= \rho'_G \Psi \left[\frac{\partial \Phi'_G}{\partial t'} + \frac{u'^2_g}{2} + \frac{1}{Fr^2} z' \right] - \frac{1}{We} \left(\frac{1}{k'_1} + \frac{1}{k'_2} \right) \end{aligned} \quad (3)$$

(3) 식에서는 무차원화 수로 Froude 수($Fr = U/\sqrt{gD}$), 웨버 수(Weber number, $We = \bar{\rho}_{liquid} U^2 D / \tau$)와 함께 유체의 밀도비 항을 포함하고 있는 상관관계수(the Interaction Index, $\Psi = (\bar{\rho}_{gas}/\bar{\rho}_{liquid})[(k-1)/k]$)를 확인할 수 있다. 변수 U 는 특성 속도(the characteristic velocity), D 는 특성 길이(the characteristic length), $\bar{\rho}_{gas}$ 는 기체의 평균 밀도, $\bar{\rho}_{liquid}$ 는 액체의 평균 밀도, τ 는 표면장력, 그리고 k'_1 과 k'_2 는 곡률반경을 의미한다.

(3) 식에 따르면 기체-액체 밀도비가 슬로싱 현상에 영향을 미치는 주요 무차원화 수 중 하나임을 알 수 있다. 본 연구에서는 위의 무차원화 수 중 상관관계수를 고려하여 기체-액체의 밀도비를 변화시키고, 변화하는 밀도비가 슬로싱 충격 압력에 미치는 영향을 확인하였다. 밀도비를 변화시킬 때 일반 공기와 폴리트로프 지수가 유사하다고 가정할 수 있는 기체를 사용하였다. 2.4절에서는 이 기체에 대한 자세한 사항을 다루었다.

2.2 강제 동요기와 모형 탱크

모형 실험은 서울대학교 슬로싱 실험실에서 수행하였다. 본 연구에서 사용한 모형 탱크는 0.946mX0.670m X0.118m의 2차원 모형과 145K LNGC 기준 1/50 축척의 3차원 모형 두 종류다.

강제 동요기로는 최대운용하중 5톤의 스튜어트 운동 플랫폼

(stewart platform)을 사용하였다. 스튜어트 플랫폼은 6개의 액추에이터(actuator) 각각의 길이 변화를 통하여 플랫폼 상판의 6자유도 운동을 모사하는 기구다. 사용된 플랫폼의 모습은 Fig. 1에 나타내었다.

Fig. 1 Six-degree-of-freedom motion platform

Fig. 2 3D tank model (a), 2D tank model (b), and location of panel clusters (c)

Fig. 3 Pressure sensor clusters and dimensions

3차원 모형 탱크는 160K LNG선 실선 모델을 기준으로 제작하였다. 2차원 모형 탱크의 경우 슬로싱 벤치마크 테스트를 위하여 제작된 것으로, 그 제원은 GTT로부터 제공되었다. 3차원 모형 탱

크는 폭과 길이 비가 0.82, 높이와 길이 비가 0.61로 제작되었고, 2차원 모형 탱크는 폭과 길이 비가 0.12, 높이와 길이 비가 0.71로 제작되었다. 탱크는 내부유동 관측과 탱크 진동을 방지하기 위하여 35 mm 두께의 아크릴로 제작하였다. 탱크 내벽은 매끄럽게 처리되었으며 펌프타워 등의 내부재는 고려하지 않았다. 제작한 3차원 탱크와 2차원 탱크의 모습을 Fig. 2의 (a)와 (b)에 각각 나타내었다.

2.3 압력 계측

탱크 내벽에 발생하는 충격압력을 계측하기 위하여 KISTLER 211B5센서를 사용하였다. 211B5는 ICP(Integrated Circuit Piezoelectric) 센서로 계측직경은 5.54 mm, 최대 계측압력은 7 bar이다. 본 연구에서 수행한 모든 실험에서 계측 주파수는 20 kHz로 설정하였다. 탱크 내 압력 계측 위치는 실험 조건에 따라 다양하게 고려하였으며 계측 위치는 Fig. 2의 (c)에서 확인할 수 있고, 각 센서 패널의 센서 배치는 Fig. 3과 같다. 플랫폼에 의해 탱크가 움직이면 내부유동에 의해 탱크 내벽에 충격압력이 발생하고, 발생한 충격압력은 내벽에 설치한 압력센서를 통하여 계측한다. 센서를 통해 계측한 신호는 커플러(coupler)를 거쳐 바이어스 전압(bias voltage)을 제거한 형태로 DAQ 시스템(Data Acquisition System)으로 전달하며, DAQ 시스템은 전기적 압력신호를 디지털 신호로 변환하여 저장한다 (Kim, et al., 2011).

2.4 혼합 기체의 구성

슬로싱 모형 실험을 수행한 기존의 연구들은 물과 대기 중의 공기를 사용하였다. 두 유체의 성질은 실제 LNG 선박 화물창 내부의 유체 성질과 매우 다르다. 먼저 실제 화물창 내부의 천연가스가 비등점 근처의 온도에서 액체 상태를 유지하는 유체와 기화된 액체로 구성되어 있다. 따라서 물과 대기를 사용하는 모형 실험은 기체-액체 밀도비가 실제 LNG 선박 화물창 내부와 다르고, 실제 화물창에서 일어나는 상변화 등의 물리 현상도 정확히 반영하지 못한다. 따라서 모형 실험에서 사용하는 유체로는 액화 천연가스가 가장 적합하지만, 기술적인 측면과 안전상의 문제를 고려할 때 액화 천연가스를 이용하는 것이 현실적으로 매우 어렵다.

본 연구에서는 기존 슬로싱 모형 실험에서 사용한 기체를 대신하여 육불화황(Sulphur hexafluoride, SF_6)과 질소(Nitrogen, N_2)의 혼합 기체를 사용하여 실제 화물창과 유사한 기체-액체 밀도비를 조성하였다. 모형 탱크 내부에 슬로싱 충격 압력이 발생할 때 일어나는 상변화가 발생하는 유체의 성질 특성은 고려하지 않았다. 육불화황과 질소의 혼합 기체는 일반 공기와 마찬가지로 슬로싱 충격 압력에 의해 액화하지 않지만, 무색, 무취, 그리고 무독성의 기체이기 때문에 충격이 발생할 때 기체-액체 밀도비를 변화시키는 실험 재료로 사용하기 용이하다. 이 혼합 기체를 일

반 대기와 섞어 탱크 내부의 기체 조성비를 변화시켰다. 그리고 조성비 변화에 따라 달라지는 기체의 밀도 변화를 이용하여, 모형 탱크 내부의 기체-액체 밀도비를 일반 대기와 물을 사용한 실험의 밀도비에서 실제 화물창의 밀도비까지 변화시켰다.

2.5 혼합 기체 주입

육불화황과 질소의 혼합 기체는 일반 공기와 색, 냄새 등에서 차이가 없어 구별하기 어려우며 혼합 기체의 식별 방법이 필요하다. 혼합 기체는 불활성화 기체이며 불활성화 기체를 측정하기 위한 조건이 까다롭고, 측정기를 탱크에 부착하기 위한 기술적인 문제가 많다. 이러한 문제들 때문에 탱크 내부 기체의 밀도를 확인할 때 혼합 기체의 양을 직접 측정하지 않고 산소의 농도를 측정하는 방식을 선택하였다. 산소는 다른 불활성화 기체에 비해 측정이 비교적 쉽고, 혼합 기체에 사용한 질소 다음으로 대기를 구성하는 비율이 높은 기체다. 따라서 모형 탱크 내부의 산소 양을 측정하여 일반 대기가 탱크 내부에 들어 있는 양을 측정하고, 이를 통해 혼합 기체가 탱크 내부에 얼마나 포함되어 있는지를 추정하는 방식을 사용하였다.

실험 중 모형 탱크 내부의 공기와 외부 대기가 섞여 기체의 밀도가 달라지는 것을 방지하기 위하여 탱크는 기밀을 유지하였다. 모형 탱크 제작 마감 시 기밀 전용 실리콘을 사용하여 탱크를 밀폐하였고, 매 실험 전후에 거품시험을 통하여 기밀여부를 확인하였다. 또한 탱크에 기압계를 설치하여 가스 주입 전후로 탱크 내부 기압이 변하지 않도록 조절하여 기체의 밀도가 달라지는 것을 방지하였다.

2.6 기체 포화 작업

혼합 기체를 조성하고 있는 육불화황과 질소는 모두 수용성 기체로 물과 접촉 시 용해될 수 있다. 이 성질은 실험 진행 도중 모형 탱크 내부의 기체-액체 밀도비에 영향을 줄 수 있다. 그러므로 실험을 진행하기 전 물속에 녹아 있는 기체 역시 자유 표면 위의 기체와 동일한 조성과 밀도를 갖도록 조절할 필요가 있다. 하지만 기술적인 부분에서 물 속에 녹아 있는 기체를 확인하기 어렵기 때문에 자유 표면 위의 기체를 실험에서 목표하는 수준으로 기체의 조성을 변화시키고, 모형 탱크를 강제 동요시켜 이 기체를 물 속에 용해시키는 방식을 선택하였다.

우선 모형 탱크 내부의 자유 표면 위 기체를 실험이 목표하는 밀도의 기체로 채운 후, 탱크를 강제 동요시켜 물 속의 기체와 섞었다. 그리고 강제 동요가 끝나면 기체의 조성비를 확인하였다. 확인한 조성비에 따라 혼합 기체를 추가로 주입하거나 빼내고 다시 강제 동요시켜 충분히 물 속의 기체와 자유 표면 위 기체의 조성이 유사하도록 만들었다. 기체의 주입과 강제 동요를 위한 포화 작업을 반복하여 실험에서 목표로 하고 있는 기체의 밀도를 얻었다.

Fig. 4 Oxygen level check

Table 1은 3차원 모형 탱크를 이용한 실험 중 목표한 기체-액체 밀도를 맞추기 위해 혼합 기체의 포화 작업을 진행한 예다. 모형 탱크 높이의 95% 적재 깊이(95%H) 조건에서 목표한 기체의 밀도는 0.0019 kg/m^3 로 기대하는 모형 탱크 내부의 산소 농도는 15.0%다. Table 1에서와 같이 일정 횟수의 반복 과정을 거친 후에는 모형 탱크를 강제 동요시켜 자유 표면 위의 기체와 물 속의 기체를 섞는 과정 뒤에도 기체 중 산소의 농도가 변하지 않는 것을 확인할 수 있다. 모든 실험은 Table 1과 같은 일련의 작업을 통해 기체를 액체에 충분히 포화시킨 후 실험을 진행하였다. Fig. 4는 이러한 포화 작업의 일부로 산소 측정기의 수치는 현재 탱크 내부 자유표면 위 기체의 산소 함유 비율을 나타내고 있고, 압력계를 이용해 탱크 내부의 압력도 같이 확인하였다.

Table 1 The examples of saturation test

Filling Level (%H)	Target Oxygen Level (%)	Setting #	Performance	Measured Oxygen Level (%)
95	15.0	01	Gas Injection	14.6
		02	Forced Motion	16.0
		03	Gas Injection	14.6
		04	Forced Motion	14.8
		05	Forced Motion	15.1
		06	Gas Injection	15.0
		07	Forced Motion	15.0

3. 실험 조건

3.1 2차원 모형 규칙 운동 조건

2차원 규칙 운동 실험의 경우 95%H, 70%H의 두 적재 깊이 조

건에 대해 좌우 동요 조건에서 실험을 수행하였다. 각 적재 깊이 조건에서 모형 탱크의 강제 운동 폭은 40 mm와 15 mm 두 가지 조건을 적용하였고, 운동 주파수(ω)는 모형 탱크에 대한 1차 공진 주파수(ω_0)를 기준으로 다양하게 변화시켜 적용하였으며, 각 조건 별로 200 주기를 기준으로 실험을 수행하였다. 기체-액체 밀도비 조건은 이를 일반 대기와 물의 밀도비에서 실제 LNG 선박 화물창의 밀도비까지 7회 점진적으로 변경시켜가며 실험을 수행하였다. Fig. 5의 왼편 사진은 규칙 운동 실험 중 95%H 조건에서, 그리고 오른편 사진은 70%H 조건에서 슬로싱 충격 압력이 나타나는 순간을 촬영한 사진이다. Fig. 5의 실험 사진의 각 운동 주파수는 적재 깊이에 따른 모형 탱크에 대한 1차 공진주파수와 같다.

Fig. 5 Snapshots of 2D harmonic experiments: 95%H filling condition (left) and 70%H filling condition (right)

3.2 3차원 모형 불규칙 운동 조건

3차원 불규칙 운동 실험의 경우 95%H, 70%H, 그리고 10%H 적재 깊이에 대해 실험을 수행하였고, 각 적재 깊이 별로 다른 선수각과 해상상태를 적용하였다. 95%H와 70%H 적재 깊이 조건의 경우 선수각 150°의 북대서양 40년 주기 파를 선정하였고, 10%H 적재 깊이 조건에서는 선수각 90°의 북대서양 1년 주기를 선정하였다. 모든 조건은 실선 기준 5시간 동안 충격 압력을 계속하였다. 이 해상상태는 본 연구를 진행하기 앞서 각 적재 깊이 별로 다양한 해상 상태와 선수각을 조건으로 하는 실험을 통해 가장 유의한 슬로싱 충격 압력이 나타나는 해상 상태와 선수각을 선정한 것이다.

Table 2 Description of irregular test conditions

Filling Level [%H]	Heading Angle [deg]	T_z [sec]	H_s [m]	Density Ratio [ρ_{gas}/ρ_{liquid}]
95	150	9.5	14.4	0.0012, 0.0019 0.0026, 0.0033 0.0040
70	150	9.5	14.4	0.0012, 0.0019, 0.0026, 0.0033, 0.0040
10	90	9.5	8.3	0.0012, 0.0019, 0.0026, 0.0033, 0.0040

각 운동 조건에 대해 모형 탱크 내 기체-액체 밀도비가 다른 5회의 실험을 수행하였다. 이때 탱크 내부 온도는 상온과 일치하

도록 유지하여 온도로 인해 기체-액체 밀도비가 달라지지 않도록 주의하였다. 불규칙 운동의 상세 조건과 각 조건에 따라 달리한 기체-액체 밀도비는 Table 2에 나타내었다.

4. 통계 해석

불규칙 운동 실험 결과를 분석하기 위해서 압력 신호 자료로부터 통계 해석에 사용할 유효한 충격 압력 신호를 추출하였다. 충격 압력 신호 추출에는 Peak Over Threshold (POT) 방법을 사용하였다. POT 방법은 압력 신호 중 압력 역 값(threshold pressure) 이상의 값이 계속된 신호를 우선적으로 선별하고, 선별한 신호를 바탕으로 추출 시간 간격(time window) 내에서 가장 큰 충격 압력 신호를 최종적으로 추출하는 방법이다. Fig. 6에는 POT 방법을 통한 슬로싱 충격 압력 신호 추출의 예를 나타내었다. 본 연구에서 사용한 압력 역 값은 2.5 kPa이고, 추출 시간 간격은 0.2 sec다.

Fig. 6 Extraction of sampling peak and time window of POT method

해석에 사용한 통계치는 2차원 모형 규칙운동 조건의 경우 1/n 상위 충격 압력의 평균을 사용하였고, 3차원 모형 불규칙운동 조건의 경우 극치 분포 함수 근사를 통하여 추정된 재현 기간(return period) 3시간 최대 압력을 사용하였다. 주로 사용한 상위 10% 충격 압력의 평균은 추출한 충격 압력 중 가장 크기가 큰 10%의 충격 압력의 평균을 의미한다. 불규칙 운동의 해석에 있어 근사에 사용한 극치 분포 함수는 3변수 Weibull 분포 함수와 Pareto 분포 함수다. 충격 압력 작용 시간을 나타내기 위하여 충격 압력 신호를 삼각형의 형태로 모델링을 한 후 상승 시간을 다음과 같은 방법으로 정의하여 해석에 사용하였다 (Kim, et al., 2010).

$$t_{rise} = 2(t_{p_{max}} - t_{(0.5p_{max})up-crossing}) \quad (4)$$

여기서 $t_{p_{max}}$ 는 압력신호가 최대값(P_{max})을 나타낼 당시의 시점을 의미하며 $t_{(0.5p_{max})up-crossing}$ 는 압력신호가 최대값(P_{max})의 0.5배 해당하는 크기의 압력을 지날 때의 시점을 의미한다. 3변수 Weibull 분포함수의 누적확률분포는 다음과 같이 나타낸다.

$$F(x) = 1 - \exp(-[(x - \delta)/\beta]^r) \quad (5)$$

변수 x 의 범위는 $\delta \leq x < \infty$ 이다. δ 는 위치모수, β 는 척도모수, γ 는 형상모수이며, 각 모수는 모멘트법을 이용하여 구할 수 있다. 모멘트 법에서는 실험으로부터 얻은 충격압력신호 샘플의 압력값의 평균, 분산, 와도의 세가지 모멘트를 모델값들, 즉 분포함수의 평균, 분산, 와도와 일치시키는 방법으로 모수를 추정한다.

5. 실험 결과

5.1 2차원 모형 탱크 실험

적재 깊이 95%H의 좌우 동요 규칙 운동 실험 결과는 Fig. 7에 나타난 바와 같다. 강제 동요 진폭에 따라 (a)와 (b) 그림으로 나

Fig. 7 Measured sloshing pressure of 2D harmonic test with 95%H filling level varying the frequency and the density ratio

Fig. 8 Measured sloshing pressure of 2D harmonic test with 70%H filling level varying the frequency and the density ratio

누어 정리하였다. x축에는 실험의 강제 동요 주파수를 모형 탱크의 슬로싱 유동에 대한 1차 공진 주파수로 무차원화 한 값을 나타내었고, y축에는 계측한 충격 압력 상위 1/10의 평균값을 kPa 단위로 나타내었다. 기체-액체의 밀도비를 변화하며 실험한 결과는 서로 다른 모양의 부호로 나타내었다.

결과를 살펴보면 강제 동요 진폭이 40 mm일 때 이론적인 공진 주기 보다 긴 주기에서 큰 슬로싱 충격 압력이 나타났으나, 강제 동요 진폭이 15 mm일 경우는 보다 짧은 주기에서 큰 슬로싱 충격 압력이 나타났다. 이 차이는 슬로싱 현상의 비선형적인 특성에 의한 것으로, 소위 'softening-hardening' 현상으로 알려진 비선형적 특성 중 하나로 판단된다. 밀도비 증가에 따른 충격 압력의 감소는 대부분의 강제 동요 주기에서 점진적으로 나타났으며, 슬로싱 충격 압력이 크게 나타나는 강제 동요 주기에서 보다 명확히 나타났다. 또한 슬로싱 충격 압력의 크기와 강제 동요 주기에 따른 경향은 기체-액체 밀도비 증가에 상관 없이 일정함을 확인할 수 있다.

Fig. 8은 적재 깊이 70%H 조건에서의 규칙 운동 실험 결과를 나타낸 그림이다. 밀도비가 증가함에 따라 충격 압력이 점차 감소하는 경향이 나타났다. 하지만 일부 주기에 대해서는 기체-액체 밀도비에 의한 차이가 나타나지 않고, 유동이 불규칙적인 특성을 보였다. 밀도비에 따라 충격 압력이 감소하지 않는 특정 주기는 그 조건과 결과를 Fig. 9에 나타내었다.

Fig. 9에서는 x축에 기체-액체 밀도비를, y축에 슬로싱 충격 압력을 나타내었으며, 두 진폭에 대해 각각 나타내었다. 이 조건에서는 규칙적으로 강제 동요가 운동함에도 유체의 움직임이 매우 불규칙적이었으며, 충격 압력이 나타난 횟수와 그 크기도 일정하지 않았다. 이 현상이 나타난 강제 동요 주기 구간은 유동이 불안정하다고 알려진 점프 현상(jump phenomena)이 일어나는 구간으로 추정된다.

(a) Excitation amplitude = 40 mm

(b) Excitation amplitude = 15 mm

Fig. 9 Measured sloshing pressure of 2D harmonic test in particular frequency regions of 70%H filling level

5.2 3차원 모형 탱크 실험

3차원 모형 탱크를 이용한 실험의 경우 불규칙 운동 조건의 계

측 결과를 통계 해석하여 정리하였다. 극한 통계 해석의 방법은 3 변수 Weibull 분포와 Pareto 분포를 사용하였고, 이에 따른 슬로싱 충격 압력의 변화를 관찰하였다. 95%H, 70%H 및 10%H의 적재 깊이를 고려하였으며 각 적재 깊이 별로 기체-액체 밀도비를 달리하여 실험을 수행하였다.

(a) Tank roof

(b) Upper chamfer

Fig. 10 Influence of the density ratio on the statistical pressures of 95%H and 70%H filling levels under 3D irregular test

Fig. 10은 각각 적재 깊이 95%H와 70%H 조건 실험에서 모형 탱크 지붕(tank roof)과 상부 모서리(upper chamfer)에서 발생한 슬로싱 충격 압력 결과를 나타낸 그림이다. x축에는 기체-액체의 밀도비를, y축에는 세시간 Weibull 통계 해석과 Pareto 통계 해석의 결과 값을 kPa 단위로 나타내었다. 모형 탱크 지붕에서는 밀도비가 0.0012에서 약 0.004로 증가할 때 슬로싱 충격 압력이 절반 수준으로 줄어들었다. 하지만 상부 모서리에서는 충격 압력의 감소를 뚜렷하게 확인하기 어려웠다. 해당 영역에서는 충격 압력의 크기가 탱크 상부에 나타난 것에 비해 상대적으로 작으며 슬로싱 충격이 발생한 횟수도 적었다.

95%H와 70%H의 두 적재 깊이 조건에 대해 충격 압력의 상승 시간을 Fig. 11과 Fig. 12에 각각 나타내었다. 충격 압력의 크기를 기준으로 상위 10%, 20%, 그리고 30% 압력 신호에 대한 상승 시간을 기체-액체 밀도비를 달리하는 조건에 대하여 비교하였다. 상위 10% 충격 압력의 결과를 보면 기체-액체 밀도비의 변화에 따라 충격 압력의 상승시간이 변화하는 모습을 보여준다. 그러나 상위 20%, 30%의 경우처럼 보다 작은 충격 압력까지 고려할수록 충격 압력의 상승시간과 기체-액체 밀도비의 관계가 불규칙한 경향이 나타났다. 결론적으로 슬로싱 충격 압력의 크기와 상승 시간에 밀도비가 영향을 미치는 것으로 볼 수 있으며, 상대적으로 높은 충격 압력에 대해 상승 시간이 밀도비에 영향을 받는 것으로 추정할 수 있다.

Fig. 11 The average of rise time of 95%H filling level under 3D irregular test

Fig. 12 The average of rise time of 70%H filling level under 3D irregular test

10%H 적재 깊이에 대한 결과는 Fig. 13에 나타내었다. 이 경우에는 대부분의 슬로싱 충격 압력이 탱크 측면(side wall)에 나타났고, 이와 함께 하부 모서리(lower chamfer)에도 나타났다. 실험 결과, 적재 깊이 95%H와 70%H 조건과 달리 기체-액체 밀도

비가 증가할 때 슬로싱 충격 압력이 감소하는 경향이 일정하지 않았다. 전체적으로 밀도비가 커지면서 슬로싱 충격 압력은 작아지는 특성을 보이지만, 밀도비가 약 0.0034 조건에서 다른 경향의 충격 압력 결과가 계속되었다.

Fig. 13 Influence of the density ratio on the statistical pressure of 10%H filling level under 3D irregular test

Fig. 14에는 10%H 적재 깊이 조건에서의 밀도비와 상승 시간과의 관계를 나타내었다. 밀도비가 변화해도 압력의 상승시간이 일정한 경향을 나타내지는 않았다. 이는 적재 깊이가 낮을 경우 모형 탱크 바닥의 영향으로 파가 깨지고, 충격 발생 시 자유 표면과 모형 탱크 벽 사이에 기체가 갇히는 경우가 적다. 또한 높은 적재 깊이에 비해 기체가 빠져나갈 수 있는 공간이 많아 기체의 밀도가 충격 압력에 영향을 미칠 가능성이 줄어든다. 이와 같은 이유로 적재 깊이 95%H와 70%H 조건과 비교하여 적재 깊이 10%H 조건에서 밀도비가 슬로싱 충격 압력 압력의 크기와 충격 압력 신호의 상승 시간에 미치는 영향이 상대적으로 작은 것으로 판단된다.

Fig. 14 The average of rise time of 10%H filling level under 3D irregular test

6. 결 론

슬로싱 실험 시 모형 탱크 내부의 기체-액체 밀도비는 슬로싱 실험 결과에 영향을 미친다. 기체-액체 밀도비가 증가함에 따라 충격 압력의 크기가 대체로 작아지며 감소 비율은 선형적이지 않다. 하지만 2차원 규칙 운동 실험의 특정 강제 동요 주기에서는 밀도비가 증가하여도 슬로싱 충격 압력의 크기가 감소하지 않았다. 이 강제 동요 주기는 점프 현상이 나타나는 구간으로 보이며 유동이 강제 동요의 주기에 매우 민감한 조건이다.

3차원 불규칙 운동 실험 결과 적재 깊이와 해상 조건에 따라 기체-액체 밀도비가 미치는 영향이 달라졌다. 적재 깊이 95%H 조건과 70%H 조건에서 그 영향이 뚜렷하게 나타났다. 밀도비를 증가시키면 따라 충격 압력의 크기가 줄어들고, 상승 시간이 늘어났다. 적재 깊이 10%H 조건에서는 상대적으로 영향이 작았다. 밀도비를 증가시킬 때 충격 압력의 크기가 일정하게 감소하지 않았고, 상승 시간의 경우도 규칙적인 변화 경향을 찾기는 어려웠다.

일반 공기를 이용하는 기존의 슬로싱 실험 결과는 실제 화물창의 슬로싱 현상에서 나타나는 충격 압력과 다를 수 있다. 기체-액체의 밀도비가 충격 압력의 크기와 함께 상승시간에도 영향을 미치기 때문이다. 다만 영향의 정도가 실험 조건에 따라 다르기 때문에 정량적인 비교가 어렵다. 따라서 슬로싱 모형 실험 수행 시 실제 화물창의 천연 가스와 액화 천연 가스의 밀도비를 고려해야 한다는 결론을 얻을 수 있다. 또한 향후 연구에서는 실험 조건에 따른 기체-액체의 밀도비 영향을 확인하여 슬로싱 현상에 대한 이해를 높일 필요성이 있다.

후 기

본 연구는 지식경제부의 ‘슬로싱 대형 실험장비 개발’ (과제번호:10033670) 과제와 The Lloyd’s Register Educational Trust (LRET)의 지원으로 수행하였음을 밝히며, 지원기관에 감사드립니다. 아울러 서울대학교 공학연구소 (ERI) 및 해양시스템공학연구소(RIMSE)의 행정적 지원에도 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

- American Bureau of Shipping, 2006. *Guidance Notes on Strength Assessment of Membrane-type LNG Carriers*, ABS Guidance Notes (updated in 2009).
- Bass, R.L. Bowles, E.B. & Cox, P.A., 1980. Liquid Dynamic Loads in LNG Cargo Tanks. *The Society of Naval Architects & Marine Engineers Transactions*, 88, pp.103-126.
- Braeunig, J.-P. Brosset, L. Dias, F. & Ghidaglia, J.-M., 2009. Phenomenological study of liquid impacts through 2D compressible two-fluid numerical simulations. *The*

- 19th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Osaka, Japan, 21-26 June 2009.
- Det Norske Veritas, 2006. *Sloshing Analysis of LNG Membrane Tanks*, DNV Classification Notes.
- Dias, F. Ghidaglia, J.-M. & Le Coq, G., 2007. On the fluid dynamics models for sloshing. *The 17th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Lisbon, Portugal, 1-6 July 2007.
- Kim, K.H. et al., 2011. Comparative study on model-scale sloshing tests. *The 21th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Maui, USA, 19-24 June 2011.
- Kim, Y. Kim, S.Y. & Yoo, W.J., 2010. Statistical evaluation of local impact pressures in sloshing. *The 20th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Beijing, China, 20-25 June 2010.
- Lloyd’s Register, 2009. *Sloshing Assessment Guidance Document for Membrane Tank LNG Operations*, Sloshing Assessment Guidance Document for Membrane Tank LNG Operations.
- Maillard, S. & Brosset, L., 2009. Influence of density ratio between liquid and gas on sloshing model test results. *The 19th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Osaka, Japan, 21-26 June 2009.
- Yung, T-W. Sandström, R.E. He, H. & Minta, M.K., 2010. On the Physics of Vapor/Liquid Interaction during Impact on Solids. *Journal of Ship Research*, 54(3), pp.174-183.
- Yung, T-W. Ding, J. He, H. & Sandström, R.E., 2009. LNG sloshing: Characteristics and scaling laws. *The 19th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Osaka, Japan, 21-26 June 2009.

안 양 준

김 상 엽

김 경 환

이 상 우

김 용 환