

KAERI/TR-1969/2001

APR-1400 압력하중함수 개발

Development of a Pressure Forcing Function  
for APR-1400

KAERI

한국원자력연구소

## 제 출 문

한국원자력연구소장 귀하

본 보고서를 2001년도 “차세대원자로 계통해석 및 평가기술 개발”  
과제의 기술보고서로 제출합니다.

2001. 11.

과 제 명 : 차세대원자로 계통해석 및 평가기술 개발

주 저 자 : 김 환 열(동력로기술개발팀)

공 저 자 : 배 윤 영(동력로기술개발팀)

## 요 약 문

차세대원자로(APR-1400)에는 안전성을 향상시키기 위해 격납건물내 핵연료재장전수 수조와 안전방출밸브 및 증기분사기를 포함한 안전감압배기계통이 구비되어 있다. 사고시 안전방출밸브가 열려 증기가 방출될 때, 안전감압배기계통 배관 내에 존재하고 있던 물과 공기가 증기분사기를 통해 격납건물내 핵연료재장전수 수조로 차례로 방출되며 이중 고압으로 방출된 공기방울이 저주파로 진동하면서 이 진동으로 인한 동적 하중이 구조물에 심각한 영향을 준다는 것이 많은 실험과 해석을 통하여 알려져 있다.

본 보고서에는 APR-1400 실규모 증기분사기를 장착한 unit cell 실험을 통해 얻어진 벽면 압력 자료를 바탕으로 작성된 기포의 압력하중함수와 기포반경변화를 수록하였다. Unit cell 실험에서 센서지지 문제로 인해 기포의 압력을 직접 측정할 수 없었기 때문에, 측정된 벽면 압력과 ABB-Atom이 BWR 증기분사기 개발을 위해 수행하였던 전기봉 상사 실험 결과를 사용하여 unit cell 실험의 기포 압력을 산정하였다. 또한, APR-1400 기포 압력 산정을 위해 기포 압력에 영향을 주는 여러 열수력학적 인자들을 도출하였으며 이들은 방출배관의 최대 증기유속, 공기방출시 방출배관의 최대압력, 증기분사기 잠김 깊이, 기포부피, 기포 위치, 수조 온도, 방출배관의 초기조건, 방출밸브의 연속 작동성 및 방출밸브 개방 시간 등이었다. Unit cell 실험조건과 APR-1400 설계자료에서 이 인자들의 값을 비교하였고, 이를 근거로 APR-1400 기포 압력을 산정하였다. ORIGIN 6.1을 사용하여 unit cell 실험의 기포 압력 자료를 정리한 결과를 바탕으로 APR-1400 압력하중함수를 구하였다. APR-1400 기포반경변화는 압력하중함수를 사용하여 계산하였다.

APR-1400 격납건물내 핵연료재장전수 수조가 unit cell 실험장치의 수조보다 크기 때문에 Rayleigh-Plesset 방정식에 mirror image를 이용한 다중 기포 해석 방법을 적용하여 벽면이 압력하중함수에 미치는 효과를 분석하였다. 분석 결과 unit cell 실험과 같은 크기의 수조로 증기분사기 기포 거동 실험을 하여 이를 토대로 APR-1400 기포 거동을 예측하는 경우 압력은 실제보다 더 크게 예측하고 주파수는 더 작게 예측할 것으로 나타났다.

본 보고서에 수록된 설계자료는 AE가 APR-1400 IRWST 벽면 및 침수 구조물의 응력해석을 하는데 사용된다.

## SUMMARY

The Korea Next Generation Reactor(APR-1400) provides an IRWST (In-containment Refueling Water Storage Tank) and SDVS(Safety Depressurization and Vent System) including POSRVs(Pilot Operated Safety Relief Valve) and spargers in order to enhance its safety. In case an accident of opening the POSRV occurs, the steam with high pressure and temperature is discharged through the spargers attached at the end of the pipings of the SDVS. Before the steam is discharged, water and air existing inside the piping are discharged. By experiments and analyses, it is well known that the discharged air oscillates with low frequency and produces dynamic loads, which may cause severe impacts on the IRWST structures.

This report contains pressure forcing function and time history of radius of bubble cloud which are produced based on the wall pressures measured in the unit cell test with a APR-1400 prototype sparger. The bubble cloud pressures in the unit cell test could not be measured directly, since the installation of support for the sensors was extremely difficult due to the high pressure loads of discharging fluid. So, the pressure of bubble cloud was estimated using the measured wall pressures and the electrode analogy test results performed in ABB-Atom for the development of a BWR sparger. The major parameters affecting the bubble cloud pressure are the maximum steam mass flux in discharging pipe, the maximum pressure in discharging pipe during air clearing, the sparger submergence depth, the bubble cloud volume, the bubble cloud location, the pool temperature, the initial condition of discharging pipe, the subsequence actuation and the opening time of relief valve. The parameters of the unit cell test were compared with those of the APR-1400 design data and the bubble cloud pressure of APR-1400 was calculated by introducing appropriate correction factors reflecting the differences. The pressure forcing function of APR-1400 was generated by processing the bubble cloud pressures of unit cell test with ORIGIN version 6.1. The time history of bubble radius was calculated based on the pressure forcing function.

The wall effects of the unit cell test on the pressure forcing function were analyzed using Rayleigh-Plesset equation which was modified by adding a term for the mirror image of bubble cloud, since the dimension of the IRWST and the location of bubble cloud are different from those of the unit cell test tank. The analysis results show that the pressures measured in the unit cell tank is larger than those in the IRWST, but the frequencies are lower.

The design data in this report are used for a load analysis of IRWST wall and submerged structures by the AE.

# 목 차

제 1 장 서 론 .....	1
제 1 절 연구배경 .....	1
제 2 절 목적 및 범위 .....	3
제 2 장 Unit cell 실험 .....	4
제 1 절 APR-1400 안전감압배기계통 설계특성 .....	4
제 2 절 실험장치 .....	4
제 3 절 실험결과 .....	8
제 4 절 기포 최대 압력 및 대표 주파수 .....	9
제 3 장 APR-1400 압력하중함수 개발 .....	37
제 1 절 실험별 벽면압력 분석 .....	37
제 2 절 센서별 벽면압력 분석 .....	38
제 3 절 APR-1400 압력하중함수 .....	39
제 4 장 벽면이 압력하중함수에 미치는 영향 .....	64
제 1 절 다중 기포 해석 방법 .....	64
제 2 절 벽면 영향 분석 .....	65
제 5 장 결 론 .....	70
제 6 장 참고문헌 .....	71
부 록 1 압력하중함수 개발관련 ABB-Atom 자문 내용 .....	73

## 표 목 차

Table 2-1 벽면의 최대 양압 및 최대 음압 .....	12
Table 2-2 벽면의 대표 주파수 및 증기분사기 입구 압력 .....	13
Table 3-1 APR-1400 기포 최대 압력을 구하기 위한 보정계수 .....	42

## 그 립 목 차

Fig. 2-1 Schematic Diagram of a SDVS for APR-1400 .....	14
Fig. 2-2 Configuration of a Sparger for APR-1400 .....	15
Fig. 2-3 Configuration of the Unit Cell Test Facility .....	16
Fig. 2-4 Location of Dynamic Pressure Sensors and Thermocouples in the Quench Tank .....	17
Fig. 2-5 Arrangement of the Instrumentations in the Unit Cell Test Loop .....	18
Fig. 2-6 벽면 동압 측정치 (실험 1, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4) .....	19
Fig. 2-7 벽면 동압 측정치 (실험 2, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4) .....	20
Fig. 2-8 벽면 동압 측정치 (실험 3, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4) .....	21
Fig. 2-9 벽면 동압 측정치 (실험 4, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4) .....	22
Fig. 2-10 벽면 동압 측정치 (실험 5, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4) .....	23
Fig. 2-11 벽면 동압 측정치 (실험 6, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4) .....	24
Fig. 2-12 벽면 동압 측정치 (실험 7, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4) .....	25
Fig. 2-13 벽면 동압 측정치 (실험 8, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4) .....	26
Fig. 2-14 벽면 동압 측정치 (실험 9, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4) .....	27
Fig. 2-15 벽면 동압 측정치 (실험 10, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4) .....	28
Fig. 2-16 벽면 동압 측정치 (실험 11, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4) .....	29
Fig. 2-17 벽면 동압 측정치 (실험 12, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4) .....	30
Fig. 2-18 Electrode Analogy Test (Electrode 100.0 mm above the Tank Bottom) .....	31

Fig. 2-19 Electrode Analogy Test (Electrode 115.2 mm above the Tank Bottom) .....	32
Fig. 2-20 Electrode Analogy Test (Electrode 130.3 mm above the Tank Bottom) .....	33
Fig. 2-21 Electrode Analogy Test (Electrode 145.4 mm above the Tank Bottom) .....	34
Fig. 2-22 잠김 깊이에 따른 벽면 및 기포 동압 관계 .....	35
Fig. 2-23 Submergency vs. Positive Wall Pressure ratio .....	35
Fig. 2-24 Submergency vs. Negative Wall Pressure ratio .....	36
Fig. 3-1 정규화된 벽면동압(실험 1 : 센서별) .....	43
Fig. 3-2 정규화된 벽면동압(실험 3 : 센서별) .....	43
Fig. 3-3 정규화된 벽면동압(실험 1 : 모든 데이터) .....	44
Fig. 3-4 정규화된 벽면동압(실험 1 : 대표값) .....	44
Fig. 3-5 정규화된 벽면동압(실험 2 : 모든 데이터) .....	45
Fig. 3-6 정규화된 벽면동압(실험 2 : 대표값) .....	45
Fig. 3-7 정규화된 벽면동압(실험 3 : 모든 데이터) .....	46
Fig. 3-8 정규화된 벽면동압(실험 3 : 대표값) .....	46
Fig. 3-9 정규화된 벽면동압(실험 4 : 모든 데이터) .....	47
Fig. 3-10 정규화된 벽면동압(실험 4 : 대표값) .....	47
Fig. 3-11 정규화된 벽면동압(실험 5 : 모든 데이터) .....	48
Fig. 3-12 정규화된 벽면동압(실험 5 : 대표값) .....	48
Fig. 3-13 정규화된 벽면동압(실험 6 : 모든 데이터) .....	49
Fig. 3-14 정규화된 벽면동압(실험 6 : 대표값) .....	49
Fig. 3-15 정규화된 벽면동압(실험 7 : 모든 데이터) .....	50
Fig. 3-16 정규화된 벽면동압(실험 7 : 대표값) .....	50
Fig. 3-17 정규화된 벽면동압(실험 8 : 모든 데이터) .....	51
Fig. 3-18 정규화된 벽면동압(실험 8 : 대표값) .....	51
Fig. 3-19 정규화된 벽면동압(실험 9 : 모든 데이터) .....	52
Fig. 3-20 정규화된 벽면동압(실험 9 : 대표값) .....	52
Fig. 3-21 정규화된 벽면동압(실험 10 : 모든 데이터) .....	53
Fig. 3-22 정규화된 벽면동압(실험 10 : 대표값) .....	53
Fig. 3-23 정규화된 벽면동압(실험 11 : 모든 데이터) .....	54
Fig. 3-24 정규화된 벽면동압(실험 11 : 대표값) .....	54

Fig. 3-25 정규화된 벽면동압(실험 12 : 모든 데이터)	55
Fig. 3-26 정규화된 벽면동압(실험 12 : 대표값)	55
Fig. 3-27 정규화된 벽면동압(DPT-3 : 실험별)	56
Fig. 3-28 정규화된 벽면동압(DPT-4 : 실험별)	56
Fig. 3-29 정규화된 벽면동압(DPT-1 : 모든 데이터)	57
Fig. 3-30 정규화된 벽면동압(DPT-1 : 대표값)	57
Fig. 3-31 정규화된 벽면동압(DPT-2 : 모든 데이터)	58
Fig. 3-32 정규화된 벽면동압(DPT-2 : 대표값)	58
Fig. 3-33 정규화된 벽면동압(DPT-3 : 모든 데이터)	59
Fig. 3-34 정규화된 벽면동압(DPT-3 : 대표값)	59
Fig. 3-35 정규화된 벽면동압(DPT-4 : 모든 데이터)	60
Fig. 3-36 정규화된 벽면동압(DPT-4 : 대표값)	60
Fig. 3-37 정규화된 벽면동압 비교	61
Fig. 3-38 방출배관 온도와 압력관계 (Studs vik test)	61
Fig. 3-39 APR-1400 기포 압력 거동	62
Fig. 3-40 APR-1400 기포 반경 변화 (등온과정)	62
Fig. 3-41 APR-1400 기포 반경 변화 비교	63
Fig. 4-1 Multi-bubble System	67
Fig. 4-2 Mirror Image of a Bubble	67
Fig. 4-3 APR-1400 IRWST (Top View)	68
Fig. 4-4 APR-1400 IRWST (Side View)	68
Fig. 4-5 Unit Cell Test의 Tuning 결과	69
Fig. 4-6 해석결과 비교 (APR-1400 vs. Unit Cell Test)	69

# 제 1 장 서 론

## 제 1 절 연구배경

차세대원자로(APR-1400)에는 사고 발생시 원자로냉각재계통의 과압 보호, 급속 감압, 및 충전/방출 운전(feed and bleed operation) 등을 위하여 안전감압배기계통(SDVS : Safety Depressurization and Vent System)이 설치되며, 이 계통에는 POSRV(Pilot Operated Safety Relief Valve)가 가압기(pressurizer) 상부에, 증기분사기(sparger)가 배관 하부에 설치되어 있다. 원자로냉각재계통의 과압에 의해 POSRV가 열리면 배관 내에 존재하고 있던 물과 공기가 차례로 방출되며 이어 가압기 내부의 증기가 IRWST(In-containment Refueling Water Storage Tank) 내로 방출된다. 방출배관 끝에 부착되어 있는 증기분사기는 물/공기/증기 방출시 발생하는 배관 내부 및 IRWST에 미치는 하중을 감소시키는 역할을 수행한다.

방출 초기에는 가압기의 증기에 의하여 IRWST에 잠겨 있는 방출배관 내부에 차 있던 물이 IRWST로 방출되며(water clearing) 이때 방출배관 내부 및 IRWST에 미치는 하중은 비교적 작다[1, 2]. 이어서 방출배관 내부에 있던 공기가 방출되는데(air clearing) 이때 방출되는 공기는 비응축성 기체이기 때문에 IRWST 내부의 물에서 팽창과 수축작용을 반복하며, 이로 인하여 IRWST 내부 구조물과 IRWST 벽에 저주파의 하중을 전달한다. 초기에 응축되지 않은 고압의 공기는 주위와의 압력차이 때문에 팽창하게 되고, 따라서 주위 물은 공기 기포를 중심으로 바깥쪽으로 이동하게 된다. 기포는 이러한 물의 가속운동 때문에 과다하게 팽창하고, 이에 따라 기포 주위의 물 압력이 기포의 압력보다 커지게 된다. 기포의 압력이 주위 물 압력보다 작아지기 때문에 물의 운동 방향이 역전되며, 따라서 기포는 다시 압축되기 시작한다. 압축이 진행되면 물의 관성 때문에 기포의 압력이 다시 물보다 커지게 되고, 다시 기포의 팽창이 재개된다. 이와 동시에 기포는 부력으로 인하여 IRWST 수면으로 상승하게 되며, 점차 에너지를 상실하게 된다. 이러한 기포의 팽창과 압축, 그리고 상승 운동 때문에 기포 압력은 점차 감소하게 되며, 기포가 수면에 도달하면 기포의 운동이 끝나게 된다.

기포가 팽창과 압축 운동을 하게 되면 기포는 저주파를 갖는 압력파를 발생시키며 이로 인해 IRWST 벽면과 침수구조물이 받게 되는 압력하중은 침수 구조

물이 기포에서 멀어질수록 작아지며 또한 시간에 따라 감소하게 된다. 압력하중은 IRWST 벽면과 침수 구조물에 막대한 하중을 줄 수 있으며, 발전소 안전에 매우 심각한 결과를 가져올 수 있다. 따라서 IRWST와 이에 인접하는 구조물의 안전성 확보를 위하여 하중을 되도록 작게 유지할 수 있는 증기분사기의 개발과 이러한 압력하중을 정확하게 예측할 수 있는 방법의 개발이 요구된다.

공기가 방출된 다음에는 증기가 증기분사기를 통하여 IRWST 내부의 물로 방출된다. 이 때의 증기는 음속으로 방출되며, 증기와 물의 경계면이 잘 구분되는 안정응축(stable condensation) 현상이 발생한다. 안정응축 영역에서의 응축하중은 비교적 작으므로 IRWST 벽면 및 침수 구조물에 미치는 하중은 무시할 만 하다[1, 2]. 증기방출이 장기간 지속되어 IRWST 내의 수온이 계속 상승하여 포화 온도에 가까워지면 증기의 일부는 응축되지 않고 수면으로 부상할 수 있다. 또한, 수온이 증가함에 따라 방출증기의 응축현상이 감소되면서 경우에 따라 응축과정이 불안정하게 응축진동(condensation oscillation)이 발생할 수 있다. 이러한 현상은 IRWST 벽면 및 침수 구조물에 심각한 압력파를 유발할 수 있기 때문에 이를 방지하기 위하여 IRWST 수조의 온도를 제한하고 있다[3].

IRWST를 포함한 안전감압배기계통 설계를 위해서는 증기분사기를 통해 물/공기/증기 등의 각종 유체가 분사되는 동안에 발생하는 압력하중에 대한 분석이 필요하며, 이 중에서 특히 공기방출과정 중 침수 구조물 및 IRWST 벽면에 미치는 압력하중을 예측하는 작업은 계통 설계를 위하여 반드시 선행되어야 한다. 하지만 증기분사기에 뚫려 있는 많은 구멍으로부터 방출되는 공기/증기방울이 서로 상호작용을 하며 응축을 하는 매우 복잡한 현상이 생기므로 해석적인 방법으로 분석은 어려우며 실증실험을 통하지 않고는 확인하기 어렵다. 증기분사기의 형태는 공급자에 따라 여러 가지의 모양(I형, T형, 삼발이형 등)을 보이고 있으나 나름대로 실험을 통하여 실증된 것들이므로 단순히 어느 것이 더 우수하다고 임의적으로 판단할 수 없으며, 증기분사기가 설치될 수조와의 상호작용에 의한 영향도 배제할 수 없는 등 주위의 여건을 충분히 고려하여 설계되어야 한다.

ABB-Atom은 1970년대에 방출된 증기가 공기와 섞여 suppression pool로 주입되면서 일어나는 현상과 구조물에 가해지는 하중을 규명하기 위한 광범위한 실험을 수행하여 I형의 증기분사기를 개발하였고, 1990년대에는 풍부한 개발경험과 실험자료를 바탕으로 ABB-CE의 SYSTEM 80+ IRWST에 설치되는 증기분사기 개발을 수행하였다. 참고문헌 [4]는 ABB-Atom에서 수행하였던 unit cell test 인 Studsvik 실험 및 in-plant test인 Forsmark 1 실험 등에서 얻어진 여러 가

지 증기분사기 실험결과를 분석하고 ABB-Atom이 SYSTEM 80+ 증기분사기 개발을 위해 수행하였던 방법론을 바탕으로 ABB-Atom 증기분사기를 APR-1400에 적용하는 가능성을 확인하였다.

본 보고서는 APR-1400 실규모 증기분사기를 장착한 unit cell 규모의 실험을 통해 얻어진 자료를 바탕으로, 안전감압배기계통을 통해 공기가 방출될 때 기포의 압력하중함수(pressure forcing function)을 구하는 과정을 기술하였고 시간에 따른 기포반경변화 자료도 수록하였다. 또한, APR-1400 격납건물내 핵연료재장전수 수조의 실제 크기가 unit cell 실험 수조보다 크기 때문에 Rayleigh-Plesset 방정식에 mirror image를 이용한 다중 기포 해석 방법을 적용하여 벽면이 압력하중함수에 미치는 효과를 분석하였다.

## 제 2 절 목적 및 범위

본 보고서에는 사고발생시 APR-1400 안전감압배기계통을 통해 방출되는 기포의 압력하중함수(pressure forcing function)와 시간에 따른 기포반경변화를 수록하였고 벽면이 압력하중함수에 미치는 효과를 분석하였다. 보고서에서 제공되는 설계자료는 APR-1400 실규모 증기분사기를 장착한 unit cell 규모의 실험을 통해 얻어진 자료를 바탕으로 ABB-Atom이 ABB-CE의 SYSTEM 80+ 증기분사기 개발을 위해 수행하였던 방법론을 적용하여 생산하였으며, 설계자료는 AE가 APR-1400 IRWST 벽면 및 침수 구조물의 응력해석을 위해 사용된다.

## 제 2 장 Unit cell 실험

### 제 1 절 APR-1400 안전감압배기계통 설계특성

APR-1400에는 Fig. 2-1과 같이 사고 발생시 원자로냉각재계통의 과압 보호, 급속 감압, 및 충전/방출 운전 등을 위하여 안전감압배기계통(SDVS : Safety Depressurization and Vent System)이 설치되어 있다. 가압기 상부에는 4 개의 개별적인 방출배관이 있으며, 각 배관에는 4 개의 POSRV(Pilot Operated Safety Relief Valve)가 tandem 형태로 연속적으로 설치되어 있다. 첫 번째 밸브는 안전밸브로 방출기능을 담당하며, 두 번째 밸브는 격리기능을 수행하도록 설계되어 있다.

POSRV는 pilot valve와 병렬로 연결되어 자체작동 유체에 의한 압력전달 작동원리에 의하여 개방된다. 또한 이 밸브는 별도의 solenoid valve에 의하여 수동으로 개폐될 수 있다. 이러한 밸브 시스템은 프랑스 SEBIM에서 제공하는 cold solution을 채택하고 있으며 이 경우 밸브의 개방시간은 수동 작동시 0.7 초, 자동 작동시에는 1.7 초이다. 한편 밸브의 폐쇄시간은 개방시의 소요시간과 같다.

2 개의 방출배관은 하나의 ring 형상의 방출헤더(torus)에 연결되며, 방출된 유체는 이 헤더를 통하여 12 개의 증기분사기로 분산되어 IRWST로 방출된다. 안전밸브 상류측의 배관 크기는 4"이며, 하류측의 배관 크기는 6"이다. 증기분사기는 Fig. 2-2에서 보여지는 바와 같으며 6" 배관의 옆벽에 144 개의 분사구멍(직경 10mm)을 뚫은 형태이며, 중간에 하중저감을 위한 링(load reduction ring)이 부착되어 있다. 또한 증기분사기 끝에는 축방향으로 25mm 크기의 분사구멍이 하나 뚫려있다. IRWST에는 총 12 개의 증기분사기가 배치되어 있다. 안전밸브 및 격리밸브에는 각각 위치 지시계가 설치되어 있어 운전원이 밸브의 개폐여부를 파악할 수 있게 하여 준다. Pilot 밸브의 수동 스위치는 주제어실에 설치되어 있어, 운전원이 직접 밸브를 개폐할 수 있다.

### 제 2 절 실험장치

Unit cell 실험장치는 APR-1400 실규모 증기분사기를 장착할 수 있도록 기

존의 고압증기 방출 및 응축실험장치(Blowdown and condensation test facility)의 증기계통의 일부를 개조한 것으로서 실험장치의 개략적인 모습을 Fig. 2-3에 표시하였다. Unit cell 실험장치를 구성하는 주요계통은 다음과 같다[1].

### 1. 가압기 계통

가압기 계통은 가압기 본체, 내부 heater, 계측용 열전대 지지대, 가압기 상부의 안전밸브 및 배기밸브, 그리고 하부의 배수밸브 등으로 구성된다. 이 계통은 가압기 내부의 물을 내부 heater를 사용하여 원하는 온도, 압력으로 가열 및 유지시키며, 포화증기를 증기계통과 증기분사기를 거쳐 수조로 방출시킨다.

가압기는 내부 지름이 600mm, 내부 높이가 3000mm인 cylinder 형태의 고압 탱크로서 stainless steel로 제작되었다. 하부에는 heater 장착을 위한 flange가 설치되어 있다. 가압기의 설계 압력은 17.8 MPa 이며, 설계 온도는 370℃ 이고, shell 및 cover flange 재질은 각각 A240-304 및 A182-F304이다. 가압기에는 heater, 증기 계통, 보조설비와 연결되는 각종 flange가 장착되어 있고, 2인치 배관을 통한 최대 16.0 MPa의 증기/물의 방출 하중을 견딜 수 있도록 설계/제작되었고, 겉 표면은 단열재로 외부 대기와 단열되어 있다. 가압기 상부에는 운전중 발생한 증기를 배기하거나 초기 저온의 물을 지정된 수위로 주입할 경우 용이하도록 직렬로 연결된 두 개의 배기밸브(XV-Vent-01, 02)를 설치하여 제어실에서 제어할 수 있도록 하였다.

### 2. 수조 계통

이 계통은 가압기에서 방출된 증기 또는 포화수를 냉각시키기 위한 설비로서, 수조와 각종 계측장치 지지대, sump pump 및 증기공급계통과 연결된 증기공급용 spray 장치로 구성되어 있다. 수조의 중앙에는 가압기로부터 증기계통을 거친 고압의 증기를 분사시키기 위한 증기분사기가 설치되어 있으며, 그 주변에는 증기의 응축현상을 관측하기 위한 관찰창과 계측기를 부착하기 위한 지지대가 설치되어 있다. 계측기를 위한 지지대는 열전대를 지지하기 위한 것과 방출시 수조내 압력하중을 측정하기 위한 동압계측기용 지지대로 구분된다.

수조는 내경이 3m, 높이가 4m의 실린더형 저압/대기 개방형 탱크로서 윗부분에는 네 개의 뚜껑을 여닫을 수 있도록 설계되었다. 또한 수조의 벽에는 4개의 관찰창이 장착되어 있어, 증기가 응축되는 현상을 관찰 또는 촬영할 수 있다. 수조의 상부에는 보온을 위하여 간단한 구조로 된 덮개가 설치되어 있다. 수조

의 냉각수 온도는 증기발생기의 증기를 수조 하부에 설치된 spray를 통하여 수조내로 분사시켜 증기와 기존의 물이 혼합되어 일정 온도로 유지되며, 이를 위하여 증기공급계통과 연결된 spray 장치가 수조 하부에 설치되어 있다. 수조 벽은 단열재로 외부와 단열되었다. 수조내부에는 증기계통과 연결된 증기분사기가 장착되었다. Fig. 2-4에 수조내 증기분사기 및 동압계측기의 위치를 표시하였다.

### 3. 증기 계통

이 계통은 가압기에서 발생한 증기를 수조계통으로 보내주는 통로 역할을 하는 설비로서, 2개의 방출밸브(HV-201, 202), 습분분리기, 유량계(Venturi-meter, FE-201), 수동격리밸브(HV-MG-01), vacuum breaker 및 배관과 계측기기로 구성되어 있다. 배관의 온도는 heat tracing으로 제어하며 제어판에서 제어할 수 있도록 설계되었다. 계통의 외벽은 단열재로 외부와 단열되어 있다. 이 계통의 운전압력 및 온도는 각각 16.0 MPa, 370 °C 이다. 증기방출을 급격히 중단하면 수조의 물이 배관 안으로 급격히 밀려 들어와 수격현상이 발생할 위험이 있다. 이러한 현상은 심하면 배관을 파괴시킬 수도 있다. 이를 방지하기 위하여 증기방출 배관(HV-202 후단)에 vacuum breaker를 설치하였다. 2개의 방출밸브(HV-201, 202)의 열림속도는 0.6 ~ 1.9초 사이에서 조절할 수 있다. 2개의 방출밸브사이에는 공기압축을 위한 air chamber(8inch, sch160s, L=1.5m)가 설치되었다.

가압기의 가압을 통한 실험초기 조건이 만족할 때까지 수동격리밸브와 2개의 방출밸브는 닫혀있게 되고 실험시작 직전 수동격리밸브를 열어 배관을 실험준비상태로 만든 후 2개의 방출밸브를 일정한 시간차이를 두고 개방하여 실험을 시작한다. 방출은 보통 6 ~ 8초간 진행되며 밸브의 닫힘으로 실험은 종료된다.

### 4. 공기압축계통

방출밸브의 개방시 각각의 증기분사기를 통해서 분사되는 공기량은 약 0.8 ~ 1.5kg 정도로 예상된다. APR-1400의 공기량을 모의하기 위해서는 실험장치의 방출배관의 길이가 너무 길어져 실험장치의 건설 및 실험수행이 불가능하기 때문에 공기를 고압으로 압축하여 배관에 일정량을 채우는 방식을 채택하였다. 이를 위하여 공기압축기(air compressor)를 증기계통의 air chamber와 연결하여, 공기 압력과 온도에 따라 공기량을 제어할 수 있도록 하였다. 공기압축계통은 공기압축기, 자동격리밸브(SV-101), 체크밸브 등으로 구성된다. 자동격리밸브의

열림은 수동버튼에 의해 제어되고, 닫힘은 제어기의 설정치에 의해 자동제어 되도록 설계되었다.

#### 5. 증기공급 계통

이 계통은 수처리계통, water storage tank, feed pump, 증기발생기, 격리 밸브 및 배관으로 구성된다. 이 계통은 증기발생기로 공급되는 물을 처리하여 이를 가열 보관하며 수조에 증기를 공급하여 수조내 물온도를 일정 온도로 가열하는 기능을 수행한다.

증기발생기는 최대 1.0 MPa 의 포화 증기를 연속적으로 0.108 kg/s 로 공급할 수 있다. 증기발생기와 수조 또는 실험계통과 연결된 배관은 단열재로 외부와 단열되어 있으며, 이 부분에 대한 설계압력은 2.0 MPa 이다.

#### 6. 계측 계통

계측계통은 측정기기와 자료획득장치(DAS)로 구성된다. 사용되는 측정기기는 측정변수에 따라 온도계, 압력계, 차압계, 수위계, 유량계, 동압계 등으로 분류된다.

온도계로 사용되는 열전대는 냉점보상기를 거쳐 multi-connection box 와 control box로 연결하였고, 열전대 전용선을 사용하여 시공함으로써 접점부의 전위차로 인한 오측정의 가능성을 낮추었다. 또한 압력계(PT-101, PT-211), 차압계(DP-201) 및 수위계(LT-101, LT-201, LT-601)는 smart형 기기를 사용하였으며, 발생하는 4~20mA의 신호는 자료획득장치의 입력단 직전에 설치된 신호 분배기에서 1~5V의 전압신호로 변환되어 자료획득장치 및 제어반으로 입력된다. 또한 배관 및 증기분사기에 장착된 압력계(PT-201, PT-202, PT-203, PT-205, PT-206, PT-207)는 signal delay를 방지하고 빠른 반응속도를 보장하기 위하여 strain gage 형 압력계측기를 사용하였다.

증기배관의 유량측정을 위해 벤츨리 튜브(FE-201)를 설치하였다. 동압계는 수조벽면 및 내부에 총 9개를 장착하였다. 동압계는 별도의 signal conditioner를 사용하였으며, 이 장치로부터의 신호(0~10V)는 현장에 별도로 설치된 동압계측용 자료취득장치로 입력된다. 동압계용 자료취득장치는 고속측정용 DSP 보드를 내장한 A/D converter를 사용하였다. 수조내부에는 총 23개의 열전대가 설치되어 있어 방출시 온도분포를 알 수 있도록 하였다.

DAS의 입력 채널수는 총 68 채널이며, 그 항목은 다음과 같다.

▶ 온도	: 42 Channels
▶ 압력	: 8 Channels
▶ 차압(유량)	: 1 Channel
▶ 동압	: 9 Channels
▶ 수위	: 3 Channels
▶ 위치	: 1 Channel
▶ Limit S/W	: 4 Channels

수조를 제외한 실험설비에 설치된 각종 계측기의 위치를 Fig. 2-5에 표시하였다.

### 제 3 절 실험결과

APR-1400 실규모 증기분사기를 통한 공기/증기 방출시 기포의 압력하중함수 (pressure forcing function)를 생산하기 위한 unit cell 실험을 수행하였다. 실험에서 증기분사기는 수조 벽면에서 1.5m 떨어진 곳에 설치하였고 수면으로부터 잠김 깊이는 2.7m가 되도록 하였다. 배관 내의 공기량을 1.5kg이 유지되도록 air chamber를 압축기로 가압하였고 방출밸브의 개방시간을 POSRV 수동개방 시간인 0.7초로 하고 수조 내부 물온도를 약 20 °C로 유지하여 동일한 조건에서 12번의 반복실험을 수행하였다. 이와 같은 실험조건은 APR-1400 설계 조건과 동일한 것이다[5]. 측정된 여러 신호 중에서 증기분사기 입구 압력(PT-206)과 수조벽면에서의 동압(DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)이 압력하중함수를 생산하는데 사용된다.

Table 2-1은 12회의 실험에 대해 수조벽면에서의 압력크기(최대양압 및 최대음압)를 정리하여 나타내었다. 수조 깊은 곳에 위치한 벽면동압(DPT-2, DPT-4)이 얕은 곳에 위치한 벽면동압(DPT-1, DPT-3)보다 크게 나타났다. 12회 측정값을 평균한 결과 같은 깊이에 위치한 벽면동압(DPT-1과 DPT-3, DPT-2와 DPT-4)은 거의 같게 나타났다. Table 2-2는 각각의 실험에 대해 첫 번째 양압정점과 두 번째 양압정점 사이의 주파수 및 공기방출시 증기분사기 inlet의 최대 압력(PT-206)을 나타내었다. 12회 측정값을 평균한 결과 각각의 센서에서 측정된 주파수는 거의 동일하였고 또한 주어진 실험에 대해 4개의 압력 센서에서 측정된 주파수는 약 6% 이하의 차이를 보였다. PT-206의 평균압력은 9.8 barA로

나타났다. Fig. 2-6 ~ Fig. 2-17 은 각각의 실험에서 측정된 벽면 동압 신호에서 계측기 자체의 진동에 의한 영향을 없애기 위해 40 Hz 이상의 고주파 영역은 제거한(40 Hz low pass filtering) 결과를 도시한 것이다. ABB-Atom이 BWR 압력 하중합수를 개발했을 때 40 Hz 이상의 고주파 영역을 제거하였으며[6], 본 실험 자료 분석시에도 동일한 방법론을 적용하였다.

## 제 4 절 기포 최대 압력 및 대표 주파수

Unit cell 실험에서 동압 센서를 기포 주위에 설치하여 기포의 동압을 직접 측정하는 것을 시도하였으나 센서를 지지하는데 문제가 있어 측정된 결과를 신뢰할 수 없었기 때문에 수조 벽면에서 측정된 동압을 가지고 기포 압력을 예측하는 방법을 택하였다. 이를 위해 ABB-Atom이 BWR 증기분사기 개발을 위해 수행하였던 전기봉 상사 실험 결과를 이용하였다.

ABB-Atom이 수행하였던 Studsvik 실험에서도 기포의 동압을 직접 측정하지는 못하였고(unit cell 실험에서 경험했던 바와 같이 직접 측정된 기포 동압 데이터의 신뢰성에 문제가 있었던 듯이 여겨짐), 벽면에서 측정된 동압과 길이 기준으로 1:33으로 축소된 탱크에 전해액을 채우고 기포는 전기봉으로 대체한 전기봉 상사 실험 결과를 이용하여 기포 동압을 구하였다[7]. ABB-Atom이 전기봉 상사 실험 결과를 기포 동압 예측에 사용할 수 있었던 이론적 근거는 정상상태의 전압장과 압력장에서 모두  $\nabla^2 u=0$  및  $\nabla^2 p=0$ 가 성립하기 때문이었다. Studsvik 실험에서 사용된 수조는 직경이 3.184m 이고 높이가 6.6m인 원통으로서 방출되는 기포의 반경은 0.297m 정도로 예측되었다[4]. 전기봉 상사 실험의 탱크는 Studsvik 실험 수조의 1:33 비율로 축소되었으며 사용된 전기봉 반경도 Studsvik 실험에서 예측된 기포 반경의 1:33으로 축소된 0.009m 이었다. 전기봉 상사 실험에서 탱크 바닥과 전해액 수면은 각각 Studsvik 실험에서의 수면과 수조 바닥에 해당된다. ABB-Atom은 전기봉이 탱크바닥으로부터 각각 100mm, 115.2mm, 130.3mm 및 145.3mm (기포 중심이 수면으로부터 각각 3.3m, 3.8m, 4.3m 및 4.8m에 해당)인 경우에 대해 전기봉 상사 실험을 실시하였으며 Fig. 2-18 ~ Fig. 2-21에서 보여지는 바와 같이 전해액 수면의 전압은 전기봉 source 전압의 0.71 ~ 0.74배 정도이었으며 탱크바닥으로부터 멀어질수록 전압이 커지는 경향을 보였다. 벽면에서의 압력분포 역시 전압분포와 유사한 분포를 보인다고 생각할 수 있으며 벽면 맨 아래에서의  $\Delta P$ 는 기포 동압  $\Delta P$ 의 약 0.71

~ 0.74배 정도이다. ABB-Atom의 실험 결과 기포 중심은 증기분사기 끝에서 위쪽으로 약 0.2m ~ 0.7 m 정도이었다[7].

Unit cell 실험의 경우 증기분사기 잠김 깊이가 2.7m로서 ABB-Atom에서 실시하였던 전기봉 상사 실험 결과(즉 잠김 깊이가 3.3m, 3.8m, 4.3m 및 4.8m)에 직접 해당되는 것은 없지만 Fig. 2-18 ~ Fig. 2-21의 전기봉 상사 실험 결과에서 보여주는 전압 분포가 전기봉 위치에 무관하게 일정한 경향을 갖는 curve를 보여주기 때문에 이를 잠김 깊이가 2.7m에 맞게 scaling 하여 사용하였다. Fig. 2-22는 ABB-Atom의 전기봉 실험 결과를 바탕으로 그린 unit cell 실험에 적용되는 잠김 깊이에 따른 벽면과 기포의 압력을 나타낸 것으로 보수성을 고려하여 기포 중심은 증기분사기 끝에서 위쪽으로 0.2m에 위치한다고 가정하였고 벽면 맨 아래에서의 동압은 기포 동압의 0.7배로 가정하였다. Unit cell 실험의 경우 수조의 직경이 3m로서 직경이 3.184m인 Studsvik 실험 수조와 비교하여 약간 작고 배관 내부의 공기량이 1.50 kg으로서 Studsvik 실험에서의 공기량의 약 3배로 방출되는 기포가 크기 때문에 이러한 차이가 Fig. 2-22를 적용하는데 문제가 없는지 검토하였다. Unit cell 실험의 수조 직경이 Studsvik 실험의 수조보다 작은 경우 이를 전기봉 상사 실험과 연관지어 생각하면, 탱크 직경이 작을수록 벽면에서 더 큰 전압이 측정될 것이므로 이는 unit cell 실험의 기포 압력에 대한 수조 벽면의 압력비가 크게 된다는 것을 의미한다. 또한, unit cell 실험의 기포가 큰 경우 전기봉 상사 실험과 연관지어 생각하면, 기포가 크면 전기봉이 커야되고 따라서 벽면에서 더 큰 전압이 측정될 것이므로 이는 unit cell 실험의 기포 압력에 대한 수조 벽면의 압력비가 크게 된다는 것을 의미한다. 즉, 앞에서 언급한 unit cell 실험과 Studsvik 실험의 차이로부터 초래되는 결과는 Fig. 2-22에 나타난 그래프를 위쪽으로 이동시키는 것이므로 보수적인 관점에서 ABB-Atom의 전기봉 상사 실험 결과를 이용하여도 무방하리라고 판단된다.

Fig. 2-23 는 Table 2-1 에 있는 최대 양압(max. positive pressure)에 대하여 벽면 동압과 기포 동압의 관계를 보여준다. 실험장치에서 DPT-1과 DPT-3은 수면에서 2.475m 아래, DPT-2와 DPT-4는 수면에서 3.475m 아래의 벽면에 위치한다. Table 2-1에서 보여지는 DPT-4의 최대 양압을 바탕으로 기포 동압을 구하고(그래프 실선에서 잠김깊이가 3.475m인 경우 벽면 동압과 기포 동압의 비가 0.7이므로 DPT-4 측정값을 0.7로 나눈 값을 기포 동압으로 산정), DPT-1, DPT-2, 및 DPT-3 측정값을 기포 동압으로 나눈 값을 그래프에 표시하였다. 그림에서 보는 바와 같이 이 값은 실선으로 나타내지는 값을 중심으로 상하로 고르게 퍼져 있어 이를 평균하면 거의 실선값에 일치함을 알 수 있다.

마찬가지로 Fig. 2-24는 Table 2-1 에 있는 최대 음압(max. negative pressure)에 대하여 벽면 동압과 기포 동압의 관계를 보여준다. 역시 Table 2-1 에서 보여지는 DPT-4의 최대 음압을 바탕으로 기포 동압을 구하고, DPT-1, DPT-2, 및 DPT-3 측정값을 기포 동압으로 나눈 값을 그래프에 표시하였다. 그림에서 보는 바와 같이 이 값은 실선으로 나타내지는 값을 중심으로 상하로 고르게 퍼져있어 이를 평균하면 거의 실선값에 일치함을 알 수 있다.

Fig. 2-23 및 Fig. 2-24에서 보여지듯 어느 동압센서에서 측정된 값을 가지고 기포최대 압력을 산정하더라도 그 결과는 같을 것이라고 판단이 되기 때문에 unit cell 실험에서 기포 최대 압력은 DPT-4에서 측정된 값을 사용하여 산정하였다. 기포 최대 압력을 산정하는 절차는 다음과 같다.

- Table 2-1에 나와있는 각각의 실험 case에서 DPT-4에서 측정된 값 중에서 절대값이 최대인 동압을 택한다.
- 택한 동압을 0.7로 나누어 이 값을 기포 최대 압력으로 한다.
- 12개의 기포 최대 압력 동압 평균과 표준편차를 구한다.
- 신뢰도를 고려하여 기포 최대 압력을 산정한다.

이러한 방식으로 얻은 기포 최대 압력의 평균값은 52.11 kPa 이었고, 표준편차는 5.43 kPa 이었다. 95.46%의 신뢰도를 고려하면  $41.25 \text{ kPa} < (\Delta P_{\text{gas}})_{\text{max}} < 62.97 \text{ kPa}$  이었다. 따라서 unit cell 실험의 기포 최대 압력(진폭)은 **65 kPa** 로 산정하였다.

벽면 동압의 시간 이력을 살펴보면 시간이 경과할수록 주파수가 커지는 경향을 보이고 있는데 이는 시간이 경과함에 따라 공기 기포가 잘게 쪼개지고 수면으로 상승하여 잠김 깊이가 줄어드는 원인으로 판단된다. 주어진 벽면 동압 시간 이력의 대표 주파수는 첫 번째 최대 양압과 두 번째 최대 양압 사이의 시간을 측정하고 이의 역수를 취하여 구하였다. Table 2-2에서 보여지듯이 12회 반복 실험의 평균 주파수는 각 센서마다 거의 차이가 없었다. 공간에서 압력파가 전달되는 속도가 매우 빠르기 때문에 기포 동압의 주파수는 벽면 동압 주파수와 동일한 것으로 판단하였다. 기포 대표 주파수는 DPT-4 센서에서 계산된 평균 주파수인 **3.23 Hz**로 산정하였다.

Table 2-1 벽면의 최대 양압 및 최대 음압

실험 No.		DPT-1 (kPa)	DPT-3 (kPa)	DPT-2 (kPa)	DPT-4 (kPa)
1	max. press.	27.61	26.26	30.22	29.92
	min. press.	-29.42	-29.33	-33.08	-33.45
2	max. press.	25.74	26.41	31.72	29.91
	min. press.	-29.44	-30.18	-34.24	-34.46
3	max. press.	25.58	27.06	30.00	30.80
	min. press.	-27.74	-29.10	-32.58	-33.30
4	max. press.	32.52	31.61	36.25	36.51
	min. press.	-33.53	-32.87	-37.07	-37.34
5	max. press.	27.28	27.90	31.45	29.84
	min. press.	-28.58	-28.10	-31.33	-31.93
6	max. press.	37.98	37.26	43.56	42.33
	min. press.	-36.07	-36.20	-41.05	-40.93
7	max. press.	27.57	27.63	32.43	35.08
	min. press.	-28.15	-28.33	-32.40	-32.57
8	max. press.	33.80	33.64	37.32	37.15
	min. press.	-35.22	-34.89	-39.68	-39.73
9	max. press.	27.44	25.82	33.04	30.64
	min. press.	-28.04	-28.10	-31.21	-31.90
10	max. press.	32.51	31.39	38.40	42.34
	min. press.	-34.78	-35.64	-39.19	-40.48
11	max. press.	28.56	31.14	33.63	34.17
	min. press.	-32.16	-31.86	-35.39	-35.97
12	max. press.	31.14	31.88	37.85	39.92
	min. press.	-34.08	-34.30	-38.24	-38.75
Mean	max. press.	29.81	29.83	34.66	34.88
	min. press.	-31.43	-31.58	-35.46	-35.90

Table 2-2 벽면의 대표 주파수 및 증기분사기 입구 압력

실험 No.	DPT-1 (kPa)	DPT-3 (kPa)	DPT-2 (kPa)	DPT-4 (kPa)	PT-206 (barA)
1	3.28	3.29	3.37	3.31	8.90
2	3.05	3.15	3.13	3.53	9.89
3	3.08	3.29	3.10	3.10	8.57
4	3.14	3.22	3.21	3.24	10.42
5	3.19	3.30	3.21	3.26	9.43
6	3.22	3.15	3.13	3.10	8.38
7	3.29	3.21	3.37	3.21	8.53
8	3.25	3.19	3.24	3.18	11.78
9	3.26	3.27	3.37	3.27	9.80
10	3.23	3.05	3.03	3.16	11.28
11	3.13	3.35	3.11	3.15	10.09
12	3.16	3.17	3.31	3.27	10.89
Mean	3.19	3.22	3.22	3.23	9.80

주) 벽면의 대표 주파수는 첫 번째 양압정점과 두 번째 양압정점에서 계산됨

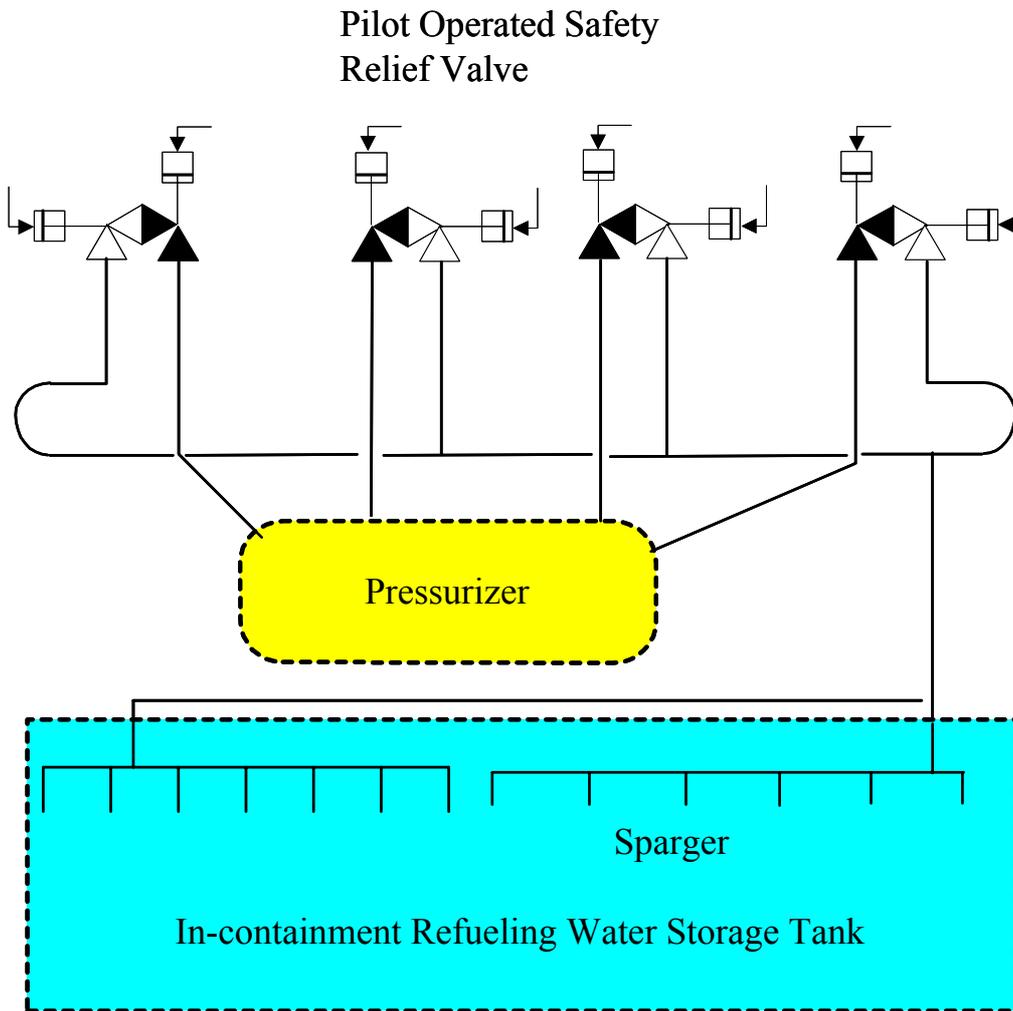


Fig. 2-1 Schematic Diagram of a SDVS for APR-1400

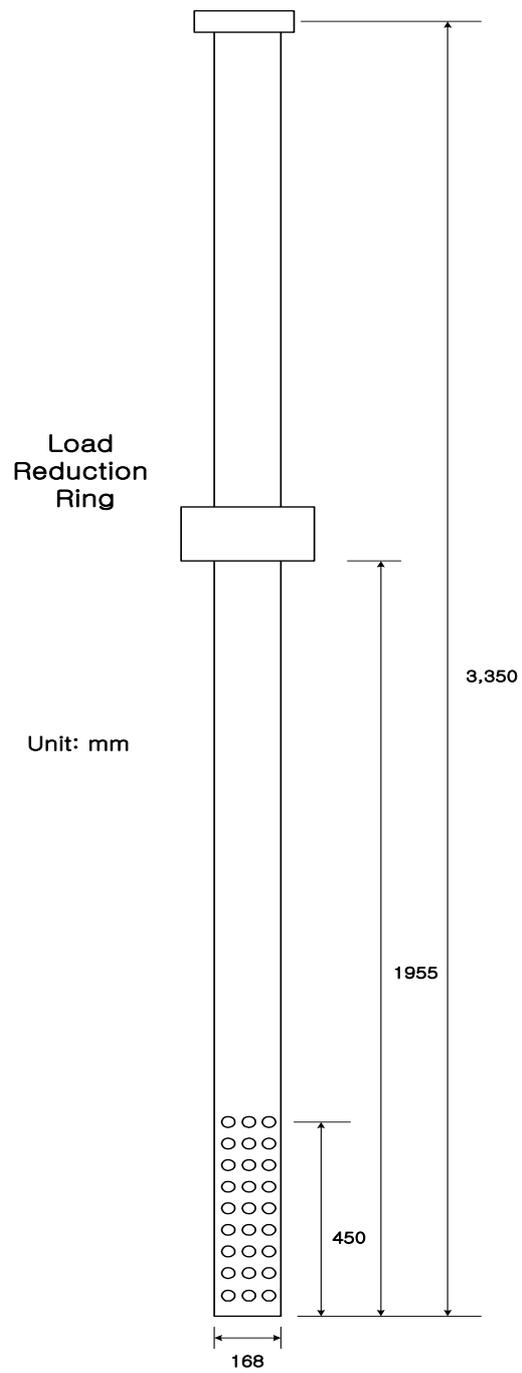


Fig. 2-2 Configuration of a Sparger  
for APR-1400

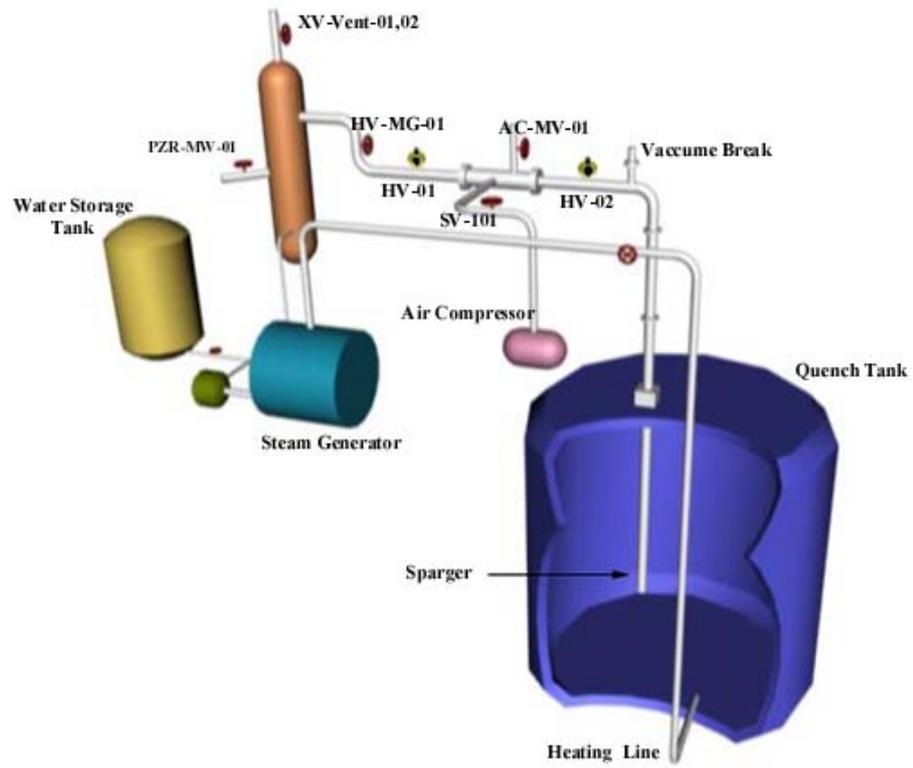


Fig. 2-3 Configuration of the Unit Cell Test Facility

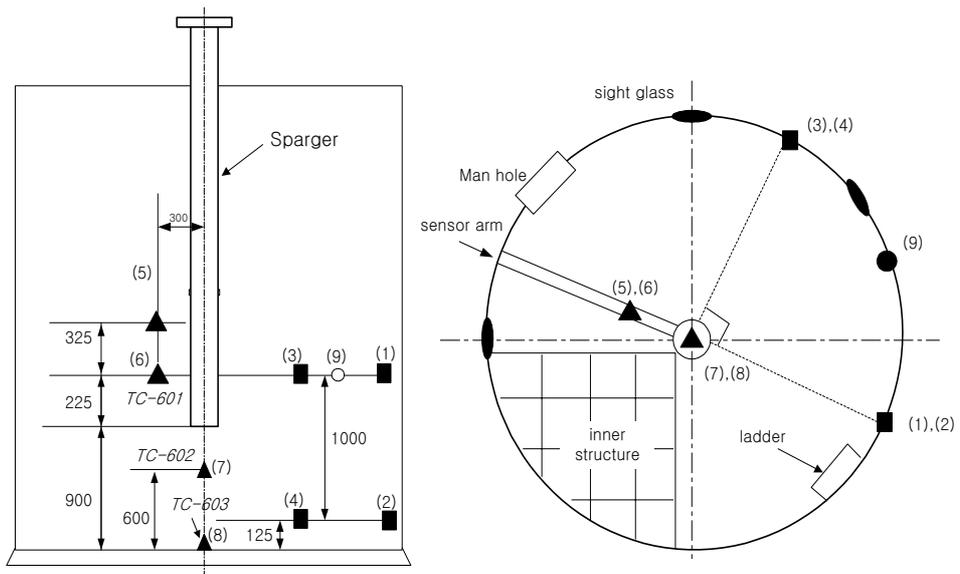


Fig. 2-4 Location of Dynamic Pressure Sensors and Thermocouples in the Quench Tank

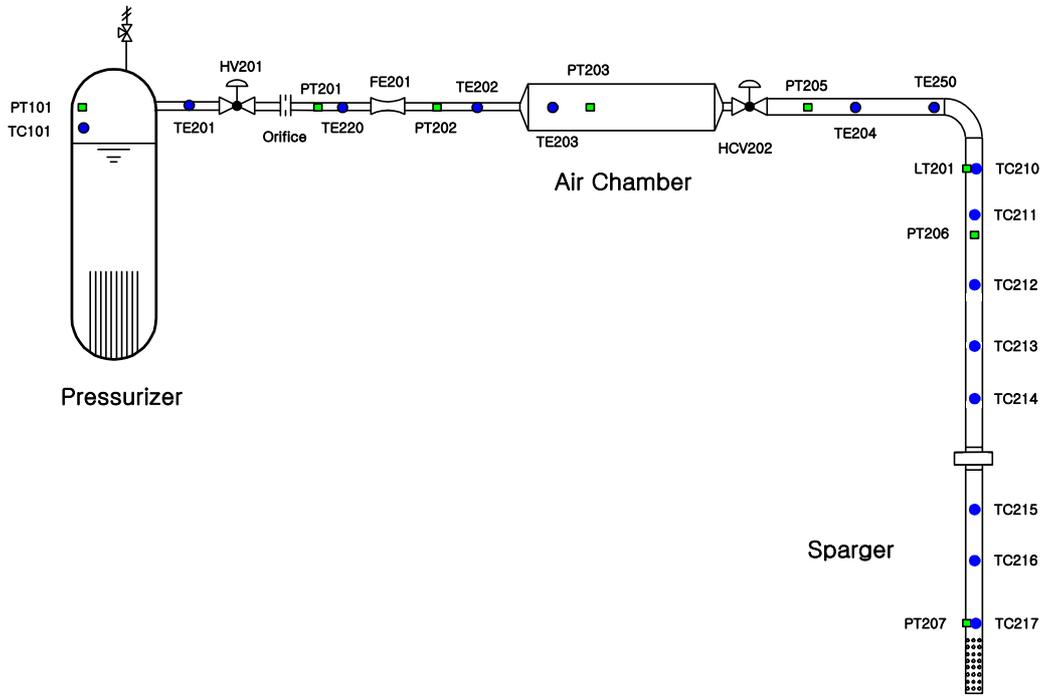


Fig. 2-5 Arrangement of the Instrumentations in the Unit Cell Test Loop

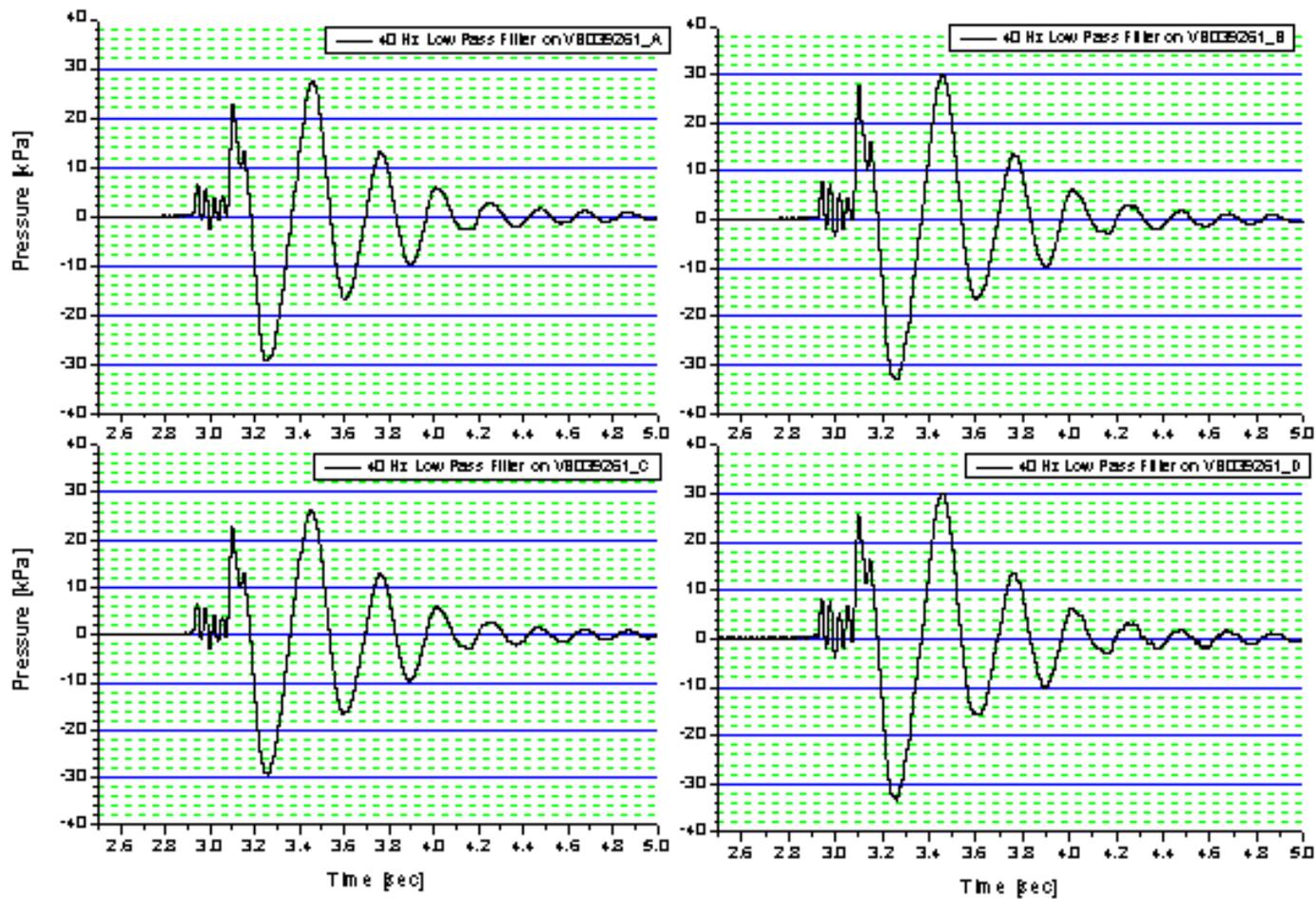


Fig. 2-6 벽면 동압 측정치 (실험 1, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)

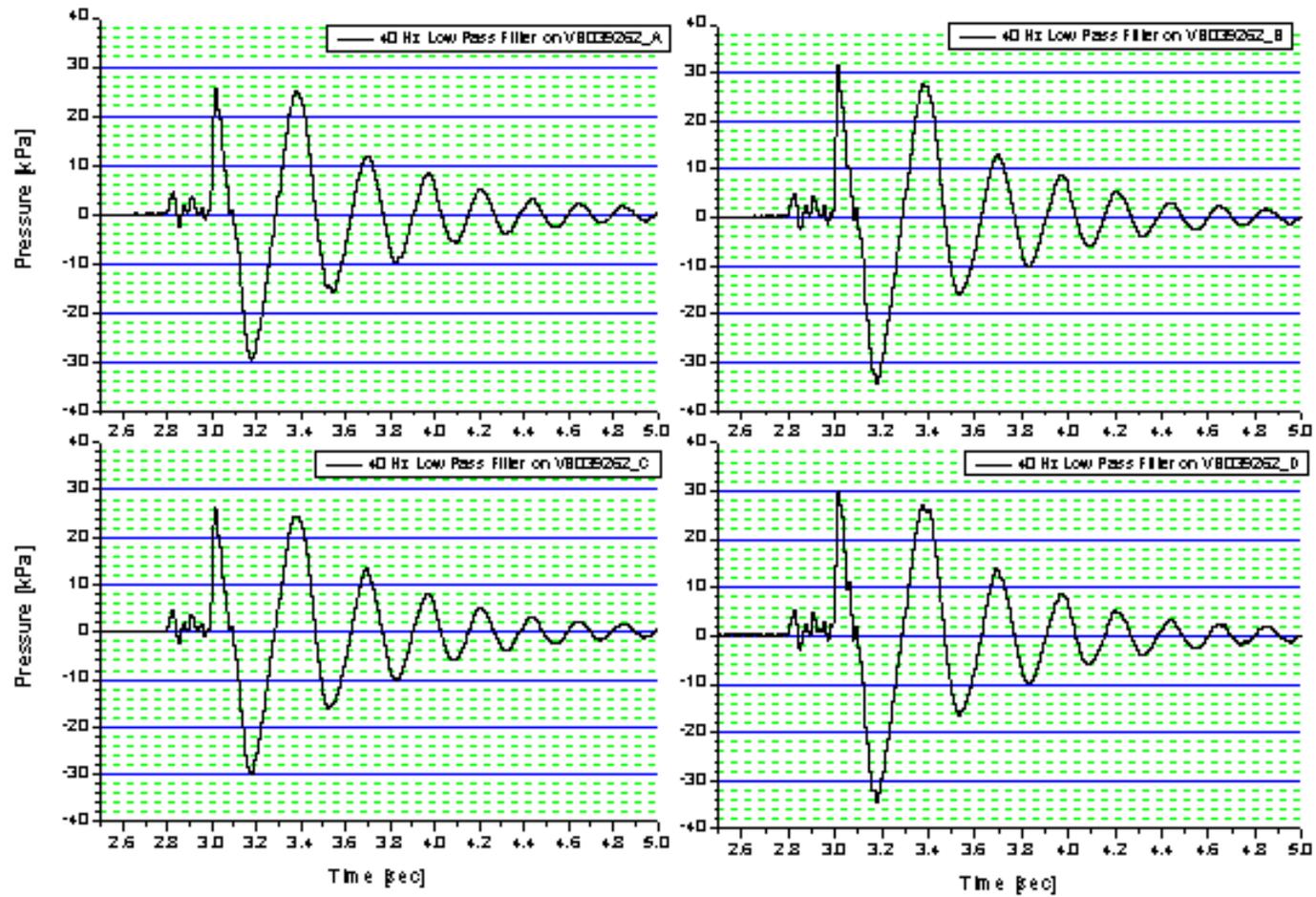


Fig. 2-7 벽면 동압 측정치 (실험 2, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)

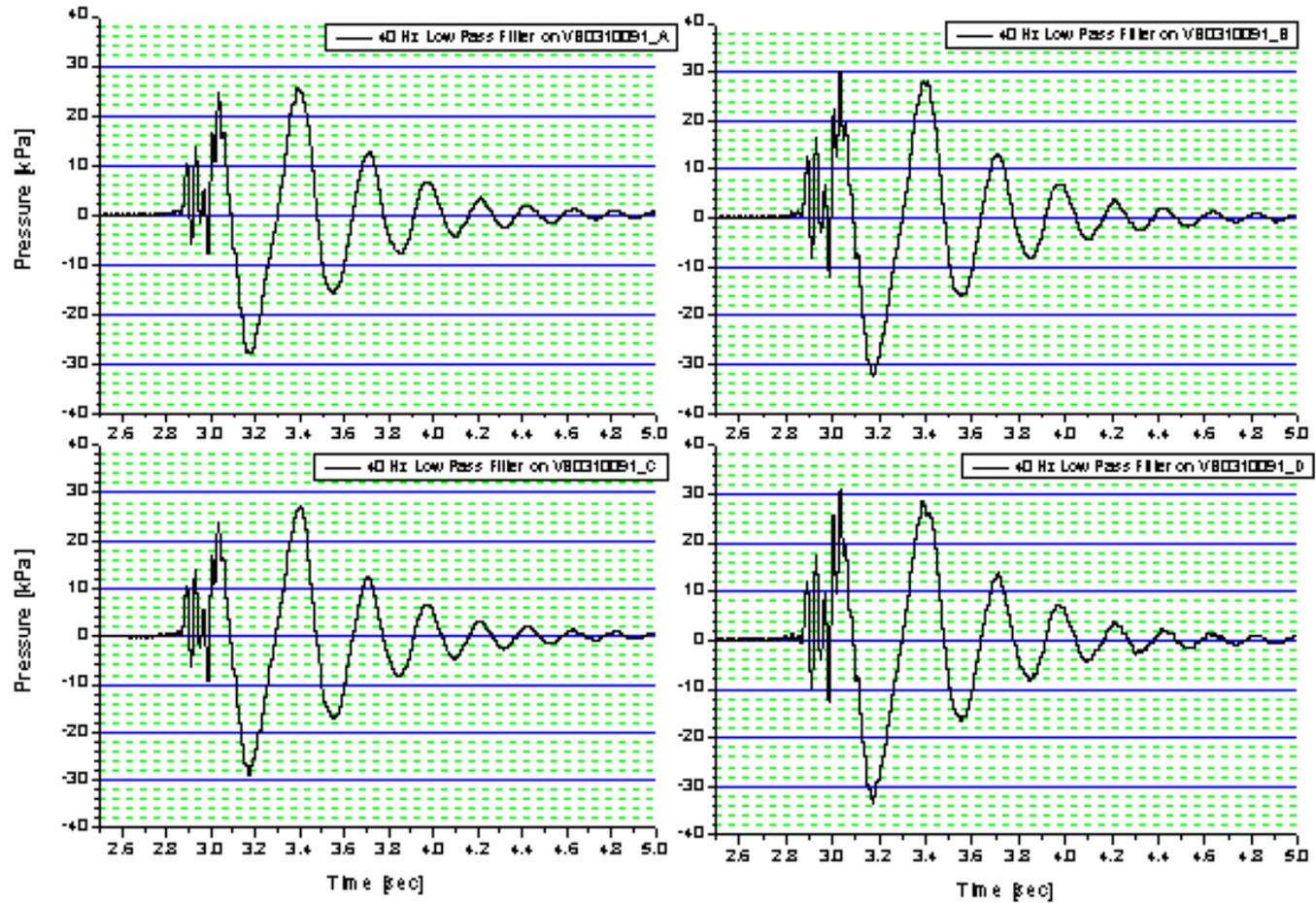


Fig. 2-8 벽면 동압 측정치 (실험 3, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)

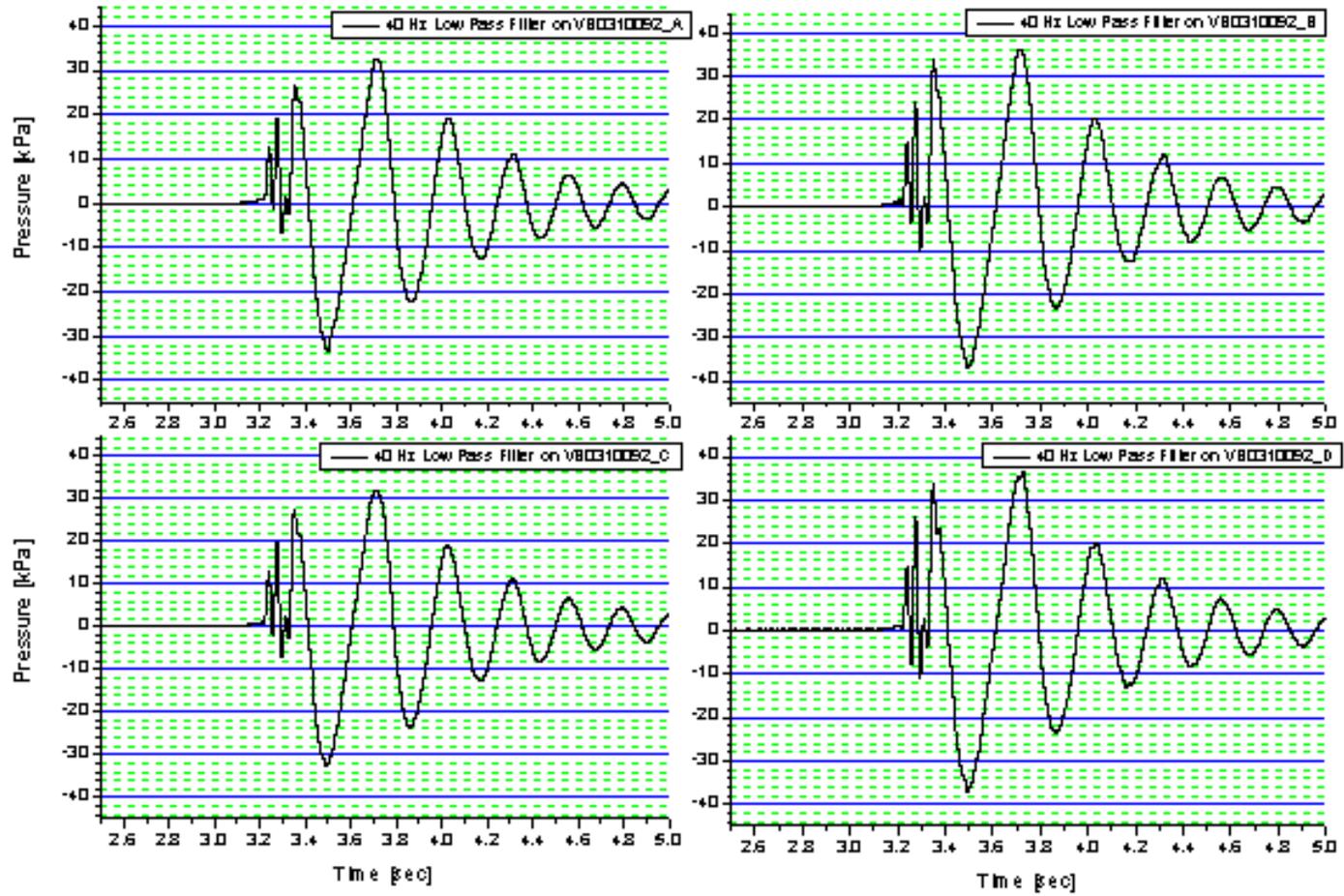


Fig. 2-9 벽면 등압 측정치 (실험 4, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)

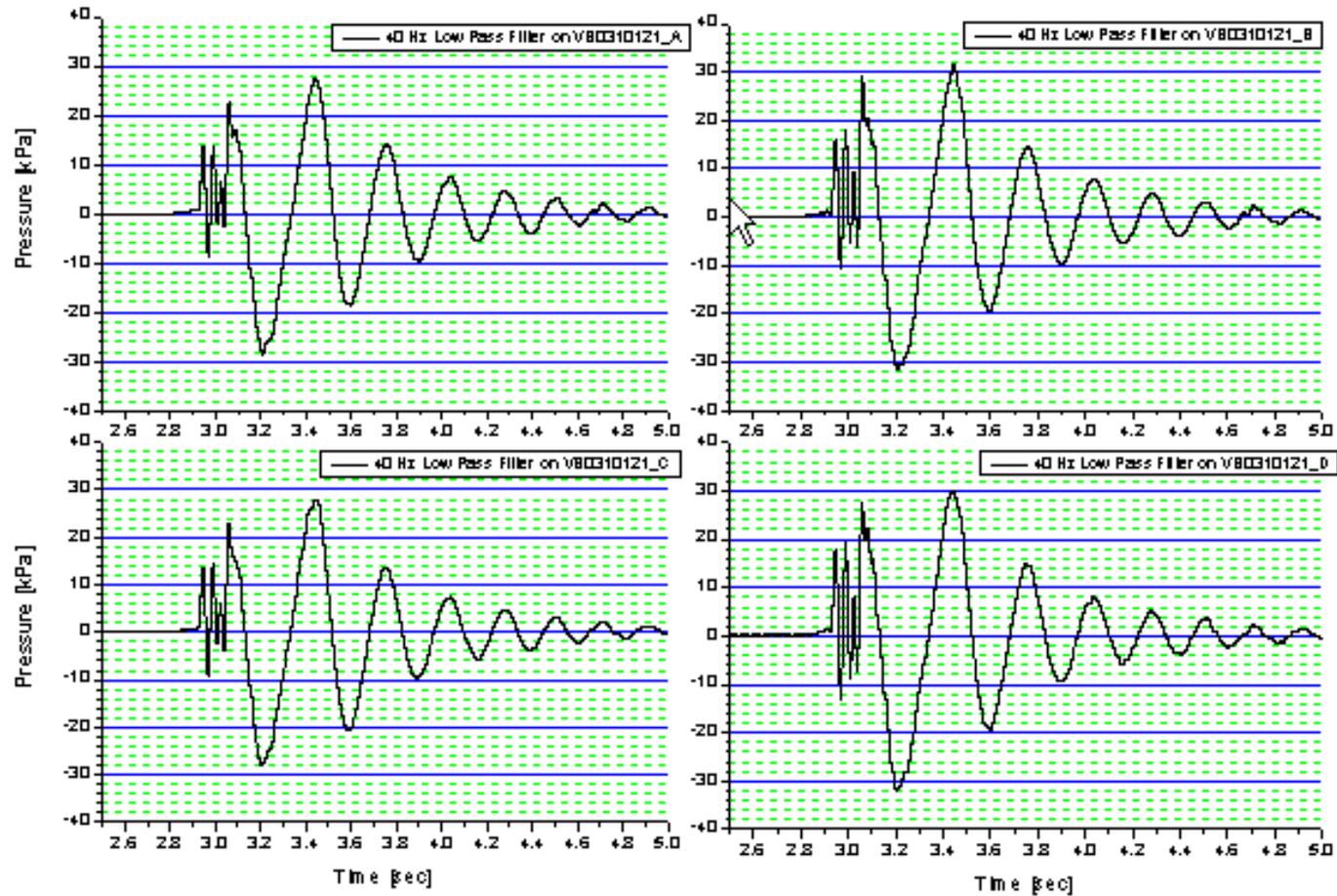


Fig. 2-10 벽면 동압 측정치 (실험 5, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)

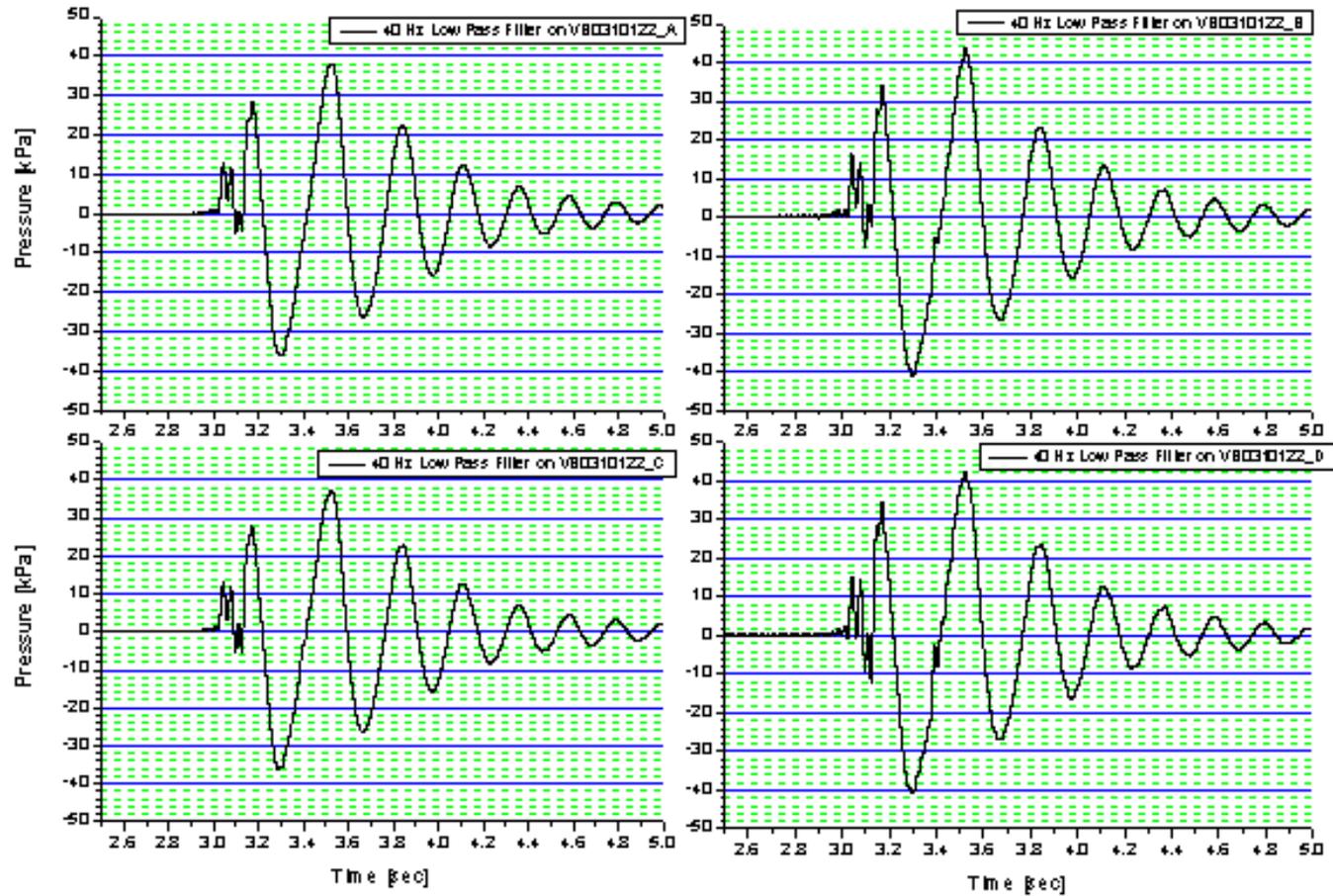


Fig. 2-11 벽면 동압 데이터 (실험 6, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)

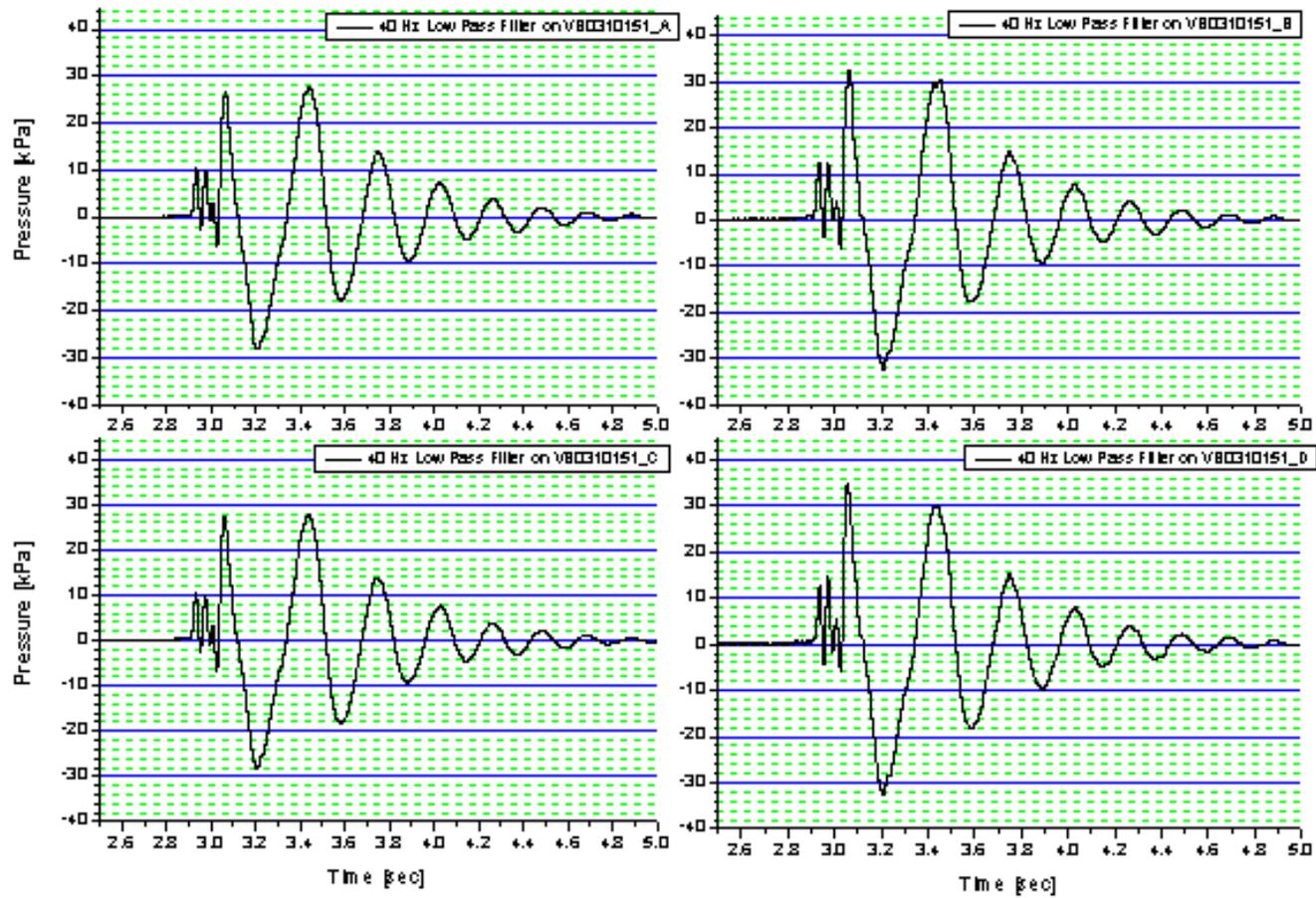


Fig. 2-12 벽면 동압 측정치 (실험 7, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)

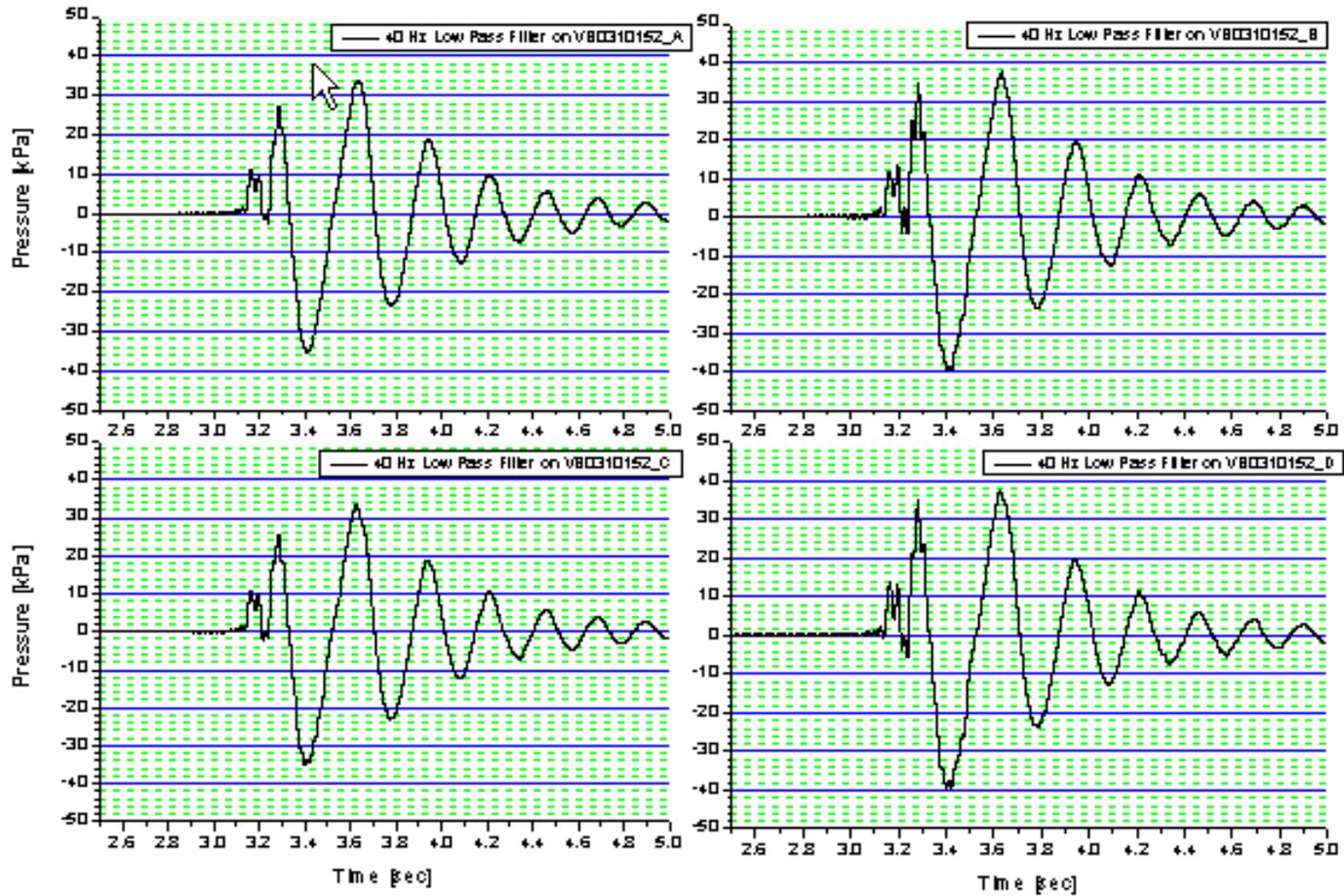


Fig. 2-13 벽면 동압 측정치 (실험 8, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)

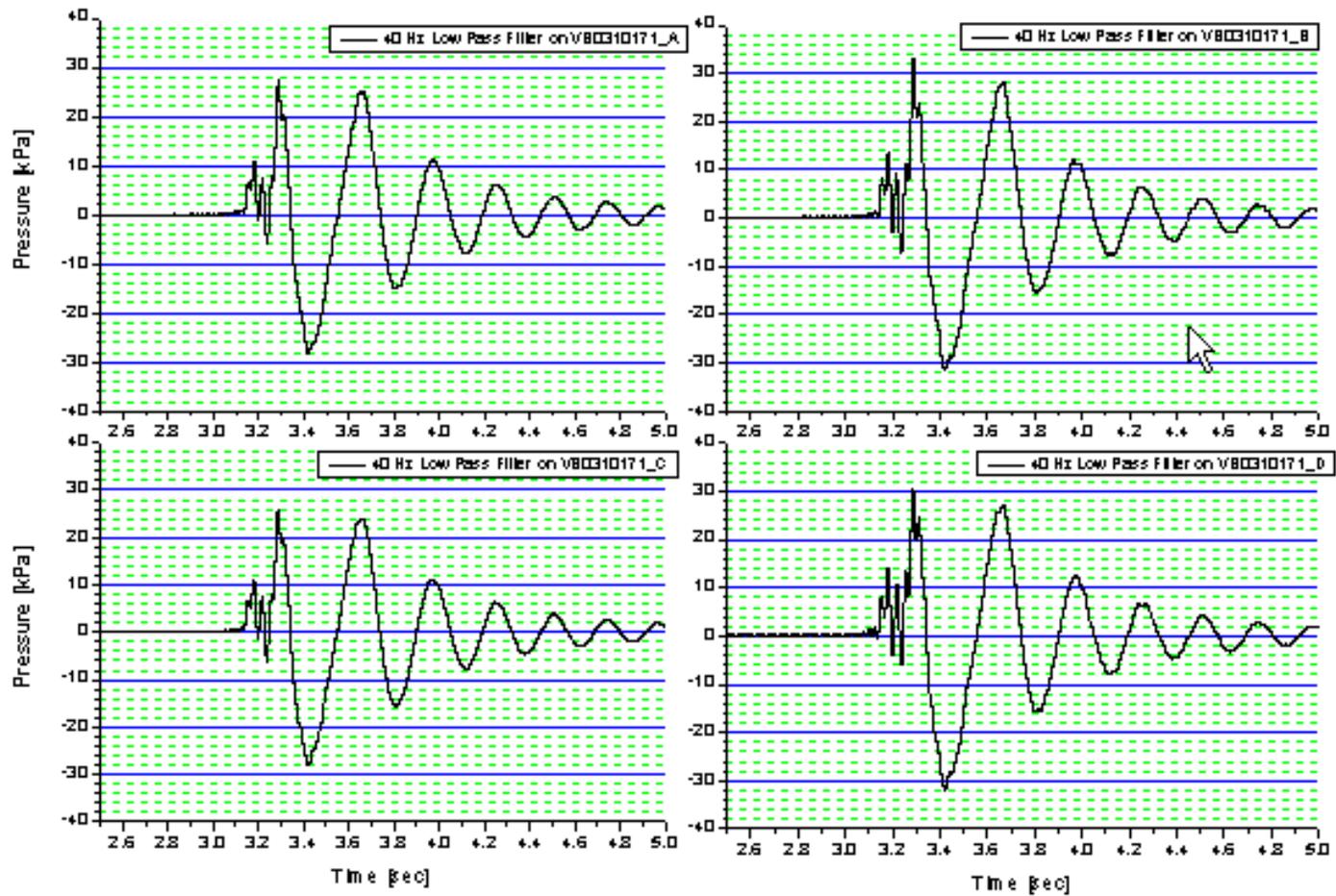


Fig. 2-14 벽면 동압 측정치 (실험 9, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)

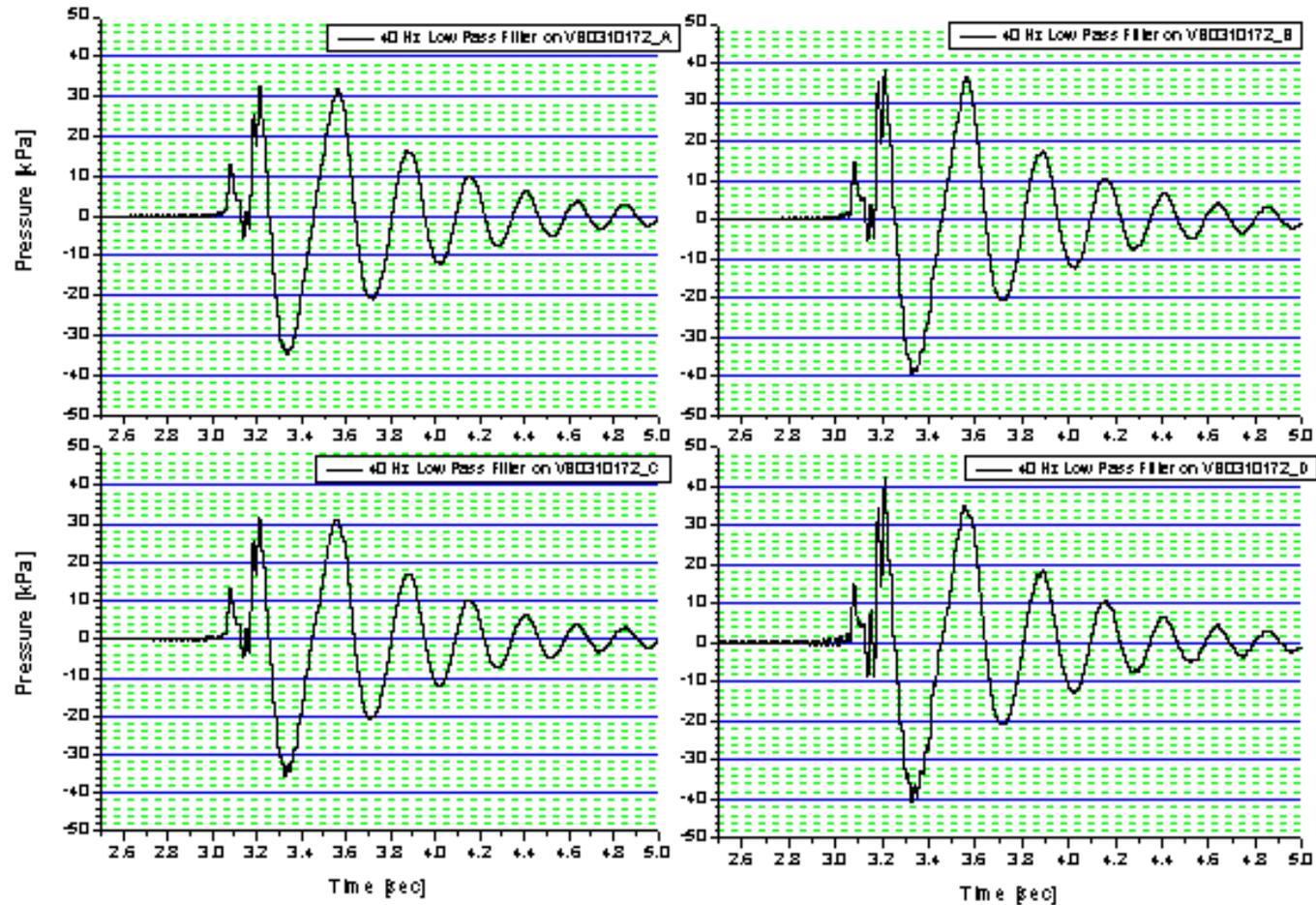


Fig. 2-15 벽면 동압 측정치 (실험 10, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)

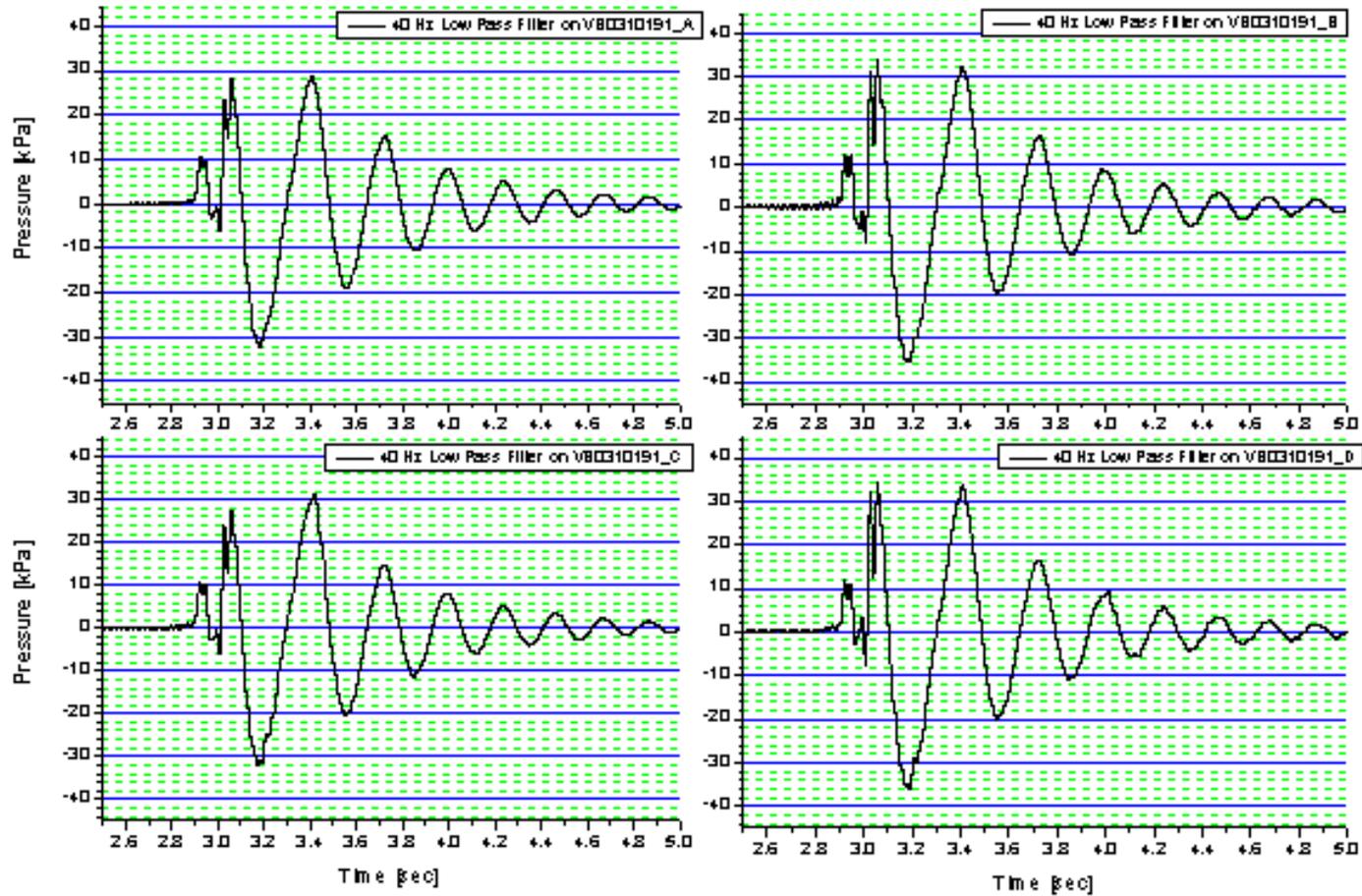


Fig. 2-16 벽면 동압 측정치 (실험 11, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)

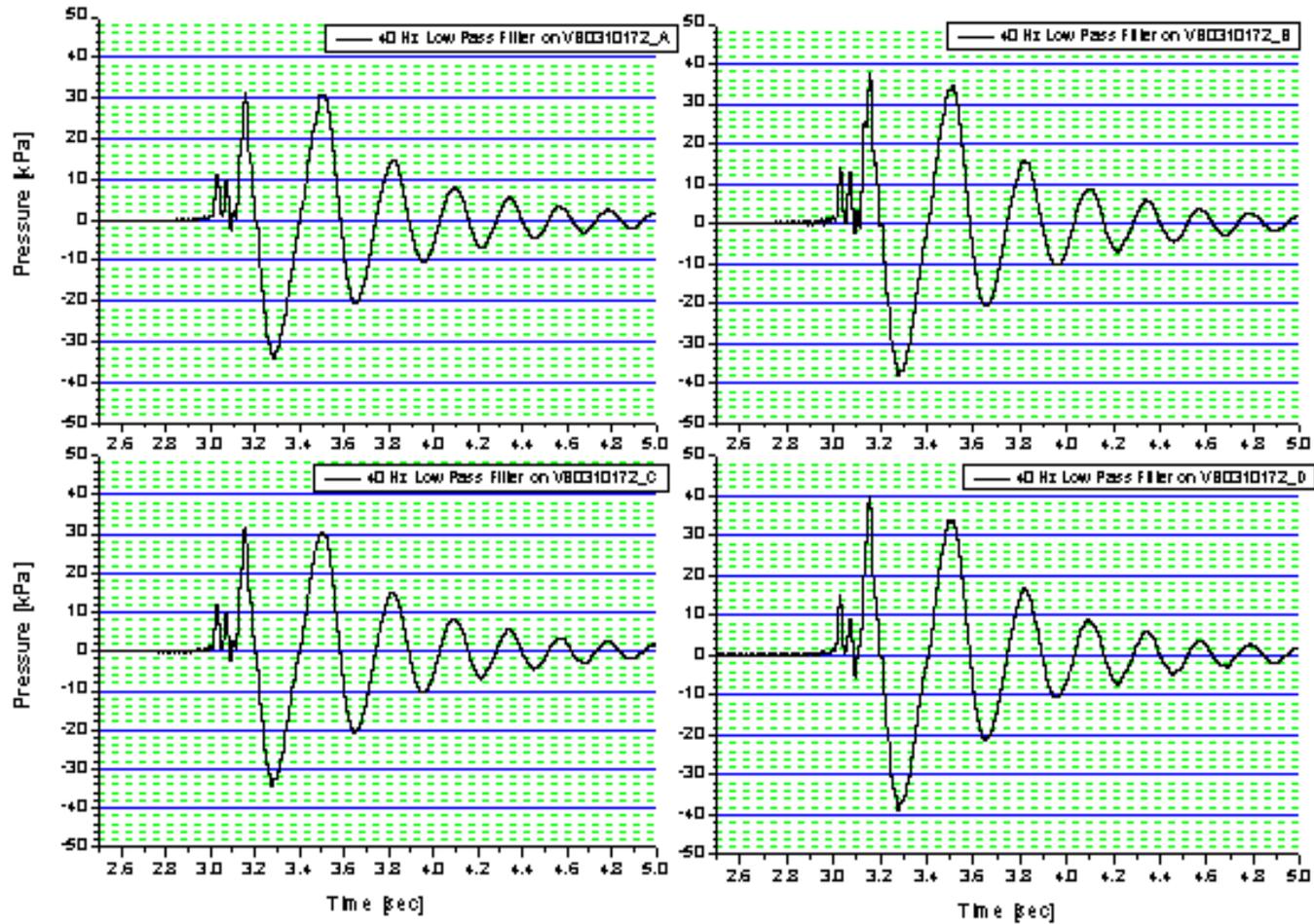


Fig. 2-17 벽면 동압 측정치 (실험 12, 왼쪽 위 그림부터 시계방향으로 DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)

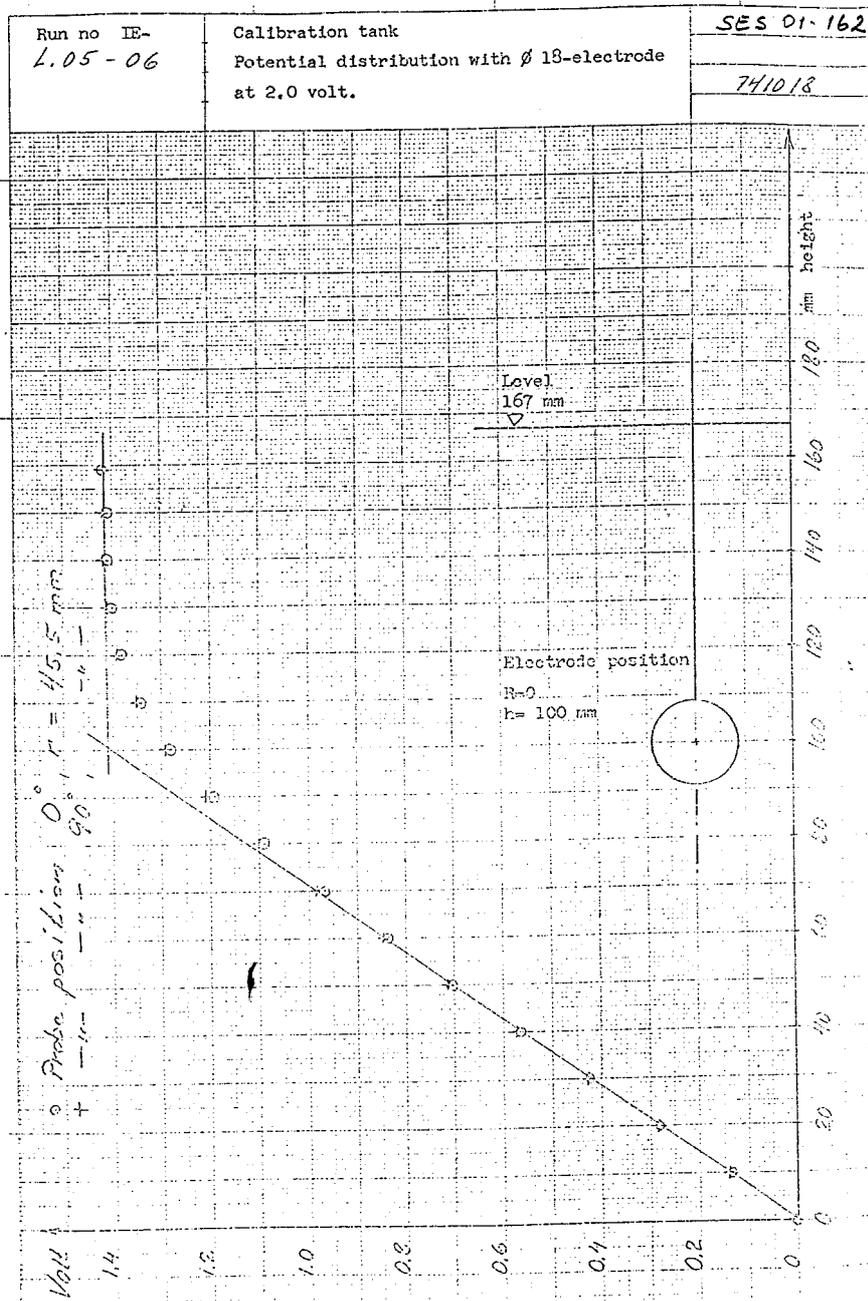


Fig. 2-18 Electrode Analogy Test (Electrode 100.0 mm above the Tank Bottom)

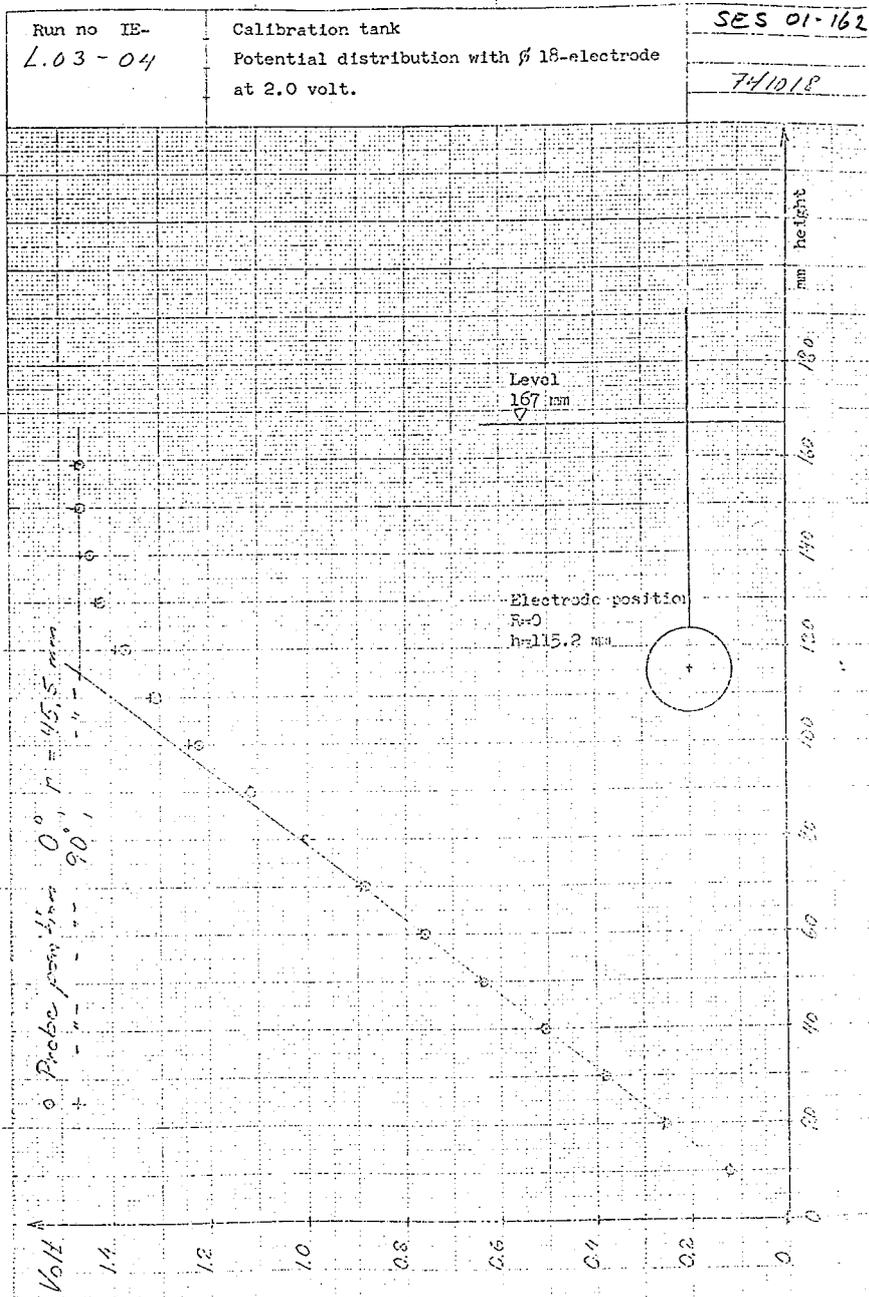


Fig. 2-19 Electrode Analogy Test (Electrode 115.2 mm above the Tank Bottom)

Run no  
IE-P10

Calibration tank  
Measurement of the potential distribution  
near the tank wall.  
The cloud electrode/at 2.0 volt

RVE 92-056  
Figure 2.4

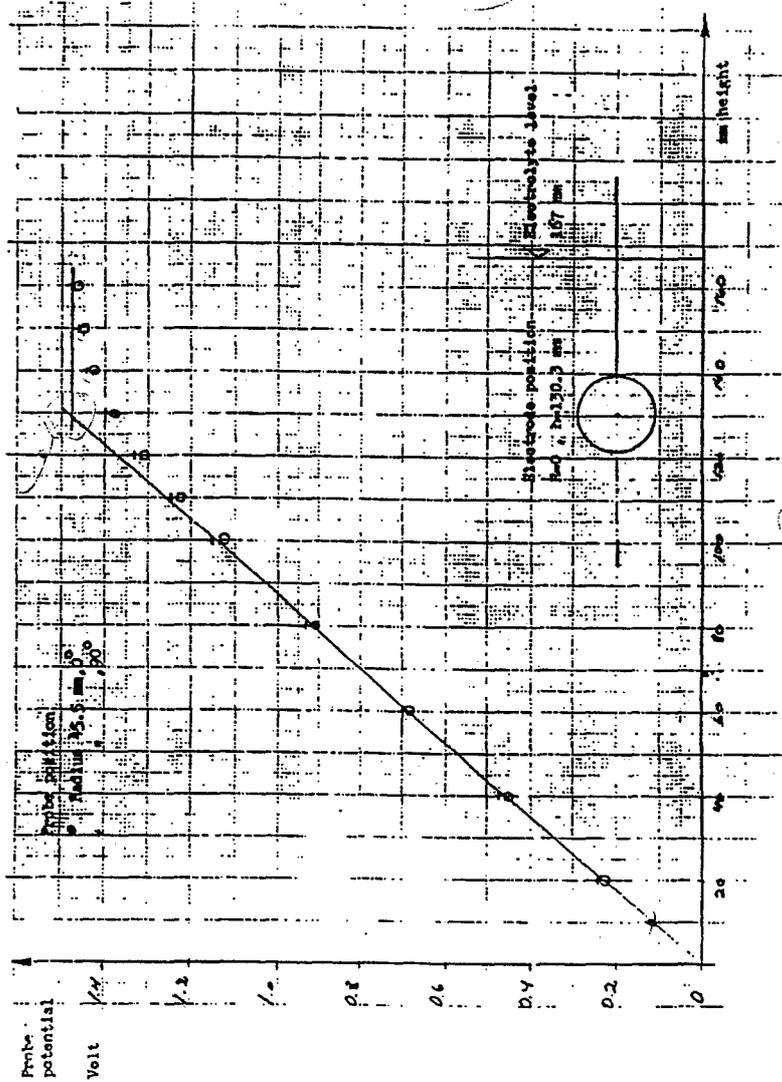


Fig. 2-20 Electrode Analogy Test (Electrode 130.3 mm above the Tank Bottom)

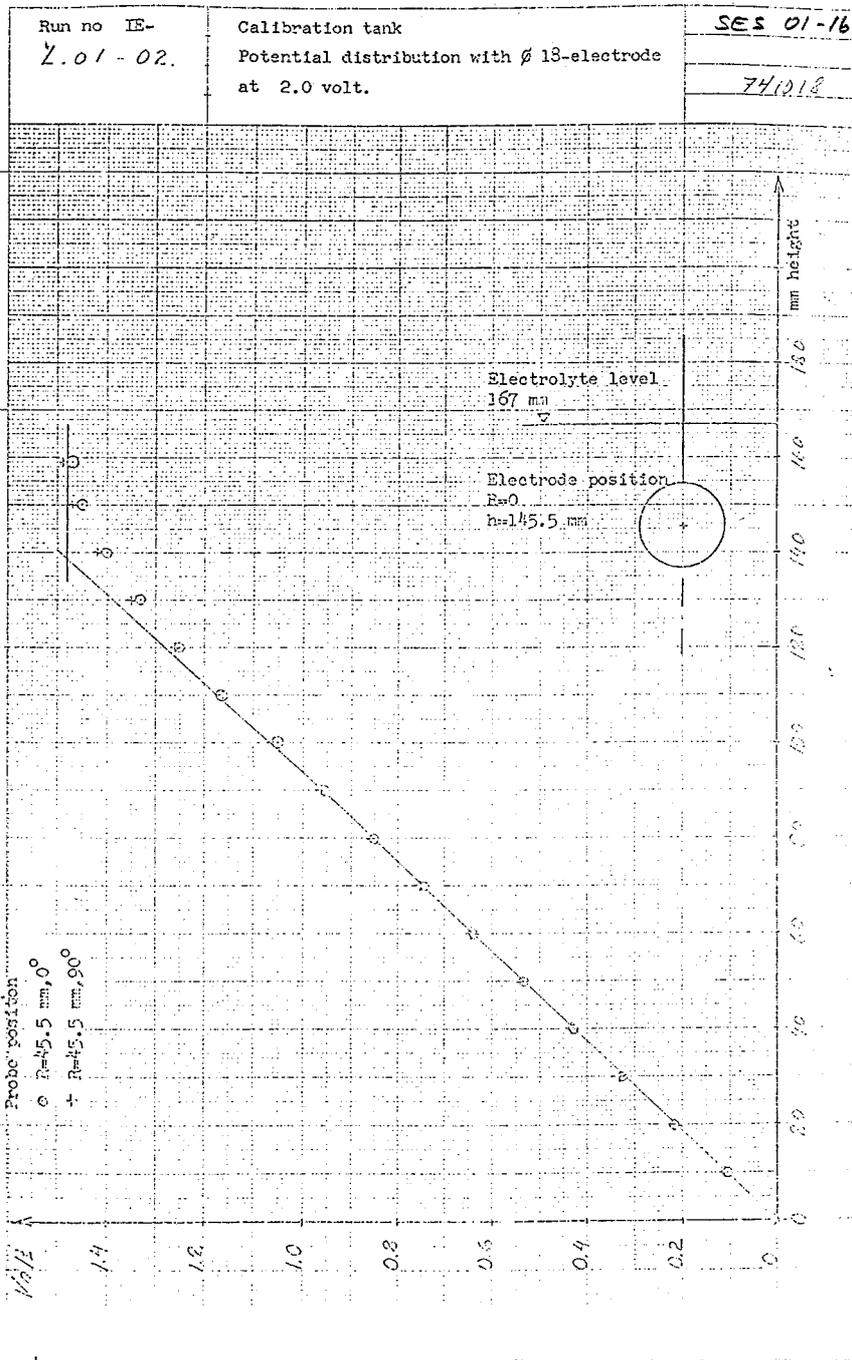


Fig. 2-21 Electrode Analogy Test (Electrode 145.4 mm above the Tank Bottom)

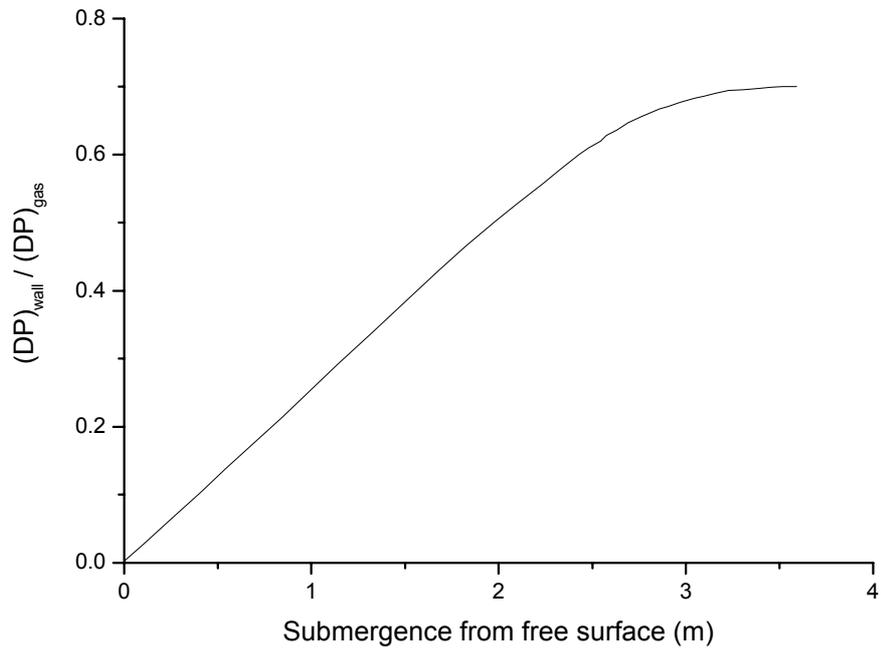


Fig. 2-22 잠김 깊이에 따른 벽면 및 기포 동압 관계

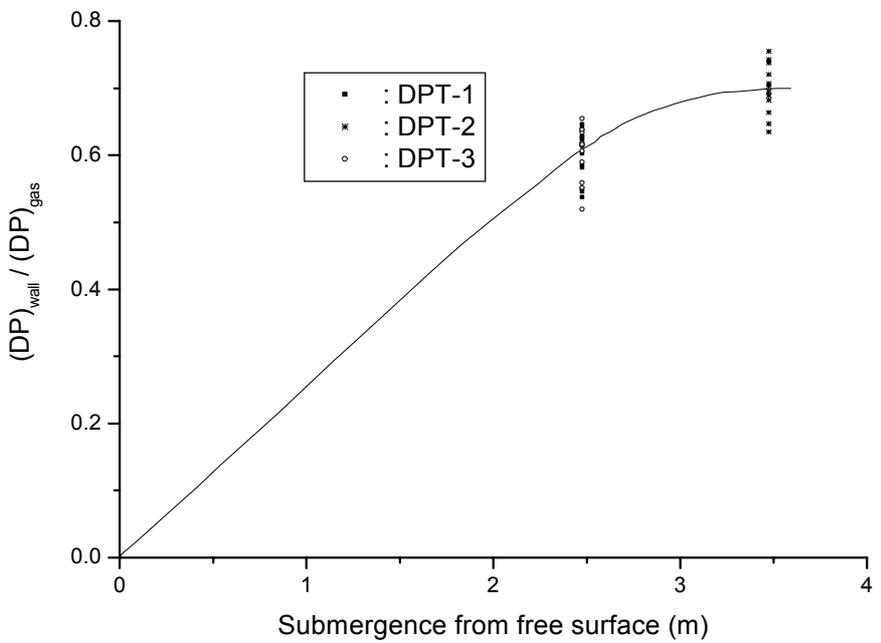
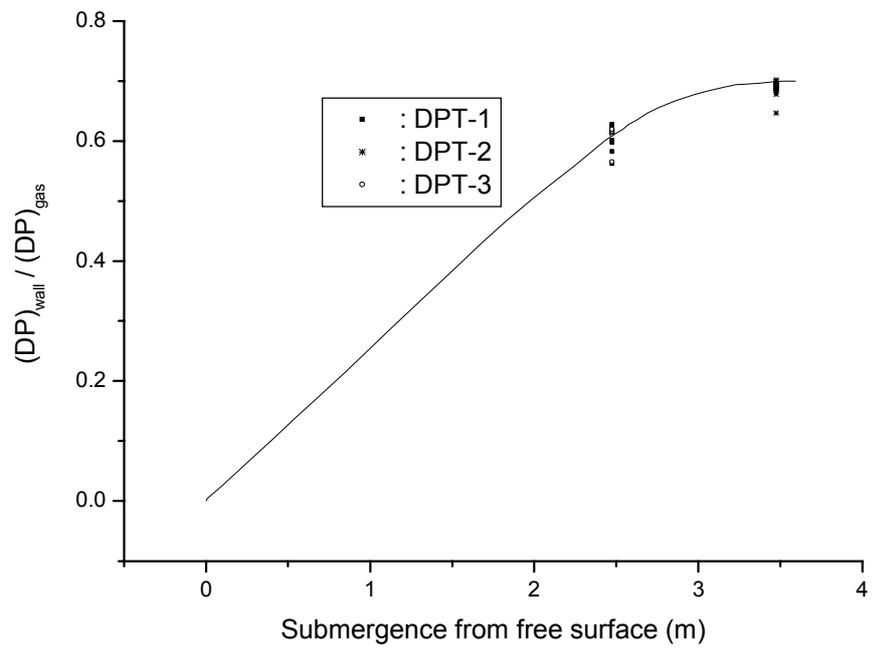


Fig. 2-23 Submergence vs. Positive Wall Pressure Ratio



## 제 3 장 APR-1400 압력하중함수 개발

### 제 1 절 실험별 벽면압력 분석

Fig. 2-6 ~ Fig. 2-17에 나타나 있는 각각의 실험에 대해 4개의 벽면동압 측정 센서(DPT-1, DPT-2, DPT-3, DPT-4)에서 측정된 동압의 시간이력을 절대값이 최대인 압력과 대표 주파수로 정규화(normalization)를 한 후 이를 비교하였다. Fig. 3-1 및 Fig. 3-2는 실험 1과 실험 3에 대해 4개의 동압 센서 측정 자료를 비교한 것이다. 그림에서 보여지는 바와 같이 동일한 실험에서 4개의 센서에서 측정된 정규화된 동압은 서로 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 나머지 실험에 대해서도 비교한 결과 4개의 센서에서 측정된 정규화된 동압은 서로 잘 일치함을 보였다.

각각의 실험에 대해 대표적인 벽면 동압의 시간이력을 구하였다. 이를 위해 먼저 4개의 센서에서 측정된 값을 모두 모아(하나의 센서에서 측정된 데이터 개수는 약 55000개 정도이므로 4개의 센서에서 측정된 데이터 개수는 약 220000개 정도임) 하나의 그래프로 그린 후, 이의 평균을 취하는 방법을 채택하였다. 데이터 처리를 위해 전문 소프트웨어인 ORIGIN version 6.1의 adjacent averaging smoothing 방법을 사용하였다. 이 방법은 수많은 데이터 중에서 이웃하고 있는 데이터를 평균하여 대표적인 값을 찾아가는 것으로서 본 데이터 처리시 개수를 50개로 지정하였기 때문에 이웃하고 있는 50개 데이터 평균값을 가지고 벽면 동압의 시간이력 그래프를 구하였다. Fig. 3-3 및 Fig. 3-4는 실험 1에 대해 4개의 센서에서 측정된 값을 모두 모아 그린 그래프와 이를 smoothing하여 그린 대표적인 벽면 동압의 시간이력 그래프를 각각 나타낸 것이다. 나머지 실험 2에서 실험 12까지에 대한 그래프는 Fig. 3-5 ~ Fig. 3-26에 나타내었다. 각각의 실험에서 구한 대표적인 벽면 동압의 시간이력 그래프는 서로 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

## 제 2 절 센서별 벽면압력 분석

동일한 벽면동압측정 센서에서 12회 실험 전과정동안 측정된 벽면 동압의 시간이력을 (Fig. 2-6 ~ Fig. 2-17 참조) 절대값이 최대인 압력과 대표 주파수로 정규화(normalization)를 한 후 비교하였다. Fig. 3-27 및 Fig. 3-28는 12회 전체 실험에 대해 동압센서 DPT-3 및 DPT-4에서 측정된 자료를 비교한 것이다. 그림에서 보여지는 바와 같이 동일한 동압센서에서 12회 전체 실험동안 측정된 정규화된 벽면 동압의 시간이력은 비교적 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 다만 시간이 흐를수록 덜 일치하는 것을 보여주는데 이 영역은 방출된 공기기포가 잘게 부서져서 수면으로 상승하는 시간 영역으로서, 실험에 따라 기포가 부서지는 형태가 조금씩 다른 경향을 보여주는 이유라고 판단된다. 그렇지만 이 시간 영역은 AE가 IRWST 벽면과 침수 구조물의 응력해석을 수행하는데 있어 그다지 중요하게 고려하는 영역이 아니므로 무시한다.

각각의 벽면 동압센서에 대해 12회 전체 실험에서 측정된 대표적인 벽면 동압의 시간이력을 구하였다. 이를 위해 동일한 센서로 측정된 12개의 실험값을 모두 모아(하나의 센서에서 측정된 데이터 개수는 약 55000개 정도이므로 12회의 실험에서 측정된 데이터 개수는 약 660000개 정도임) 하나의 그래프로 그린 후, 이의 평균을 취하는 방법을 채택하였다. 이를 위해 제 1절에서 기술한 바와 같이 ORIGIN version 6.1의 adjacent averaging smoothing 방법을 데이터 처리 개수를 50개로 지정하여 사용하였다. Fig. 3-29 및 Fig. 3-30은 DPT-1에 대해 12회 전체 실험에서 측정된 값을 모두 모아 그린 그래프와 이를 smoothing하여 그린 대표적인 벽면 동압의 시간이력 그래프이다. 나머지 센서에 대한 그래프는 Fig. 3-31 ~ Fig. 3-36에 나타내었다.

각각의 압력센서에서 구한 대표적인 벽면 동압의 시간이력이 어느 정도 일치하는지 알아보기 위해 이를 Fig. 37과 같이 하나의 그래프로 나타내었으며, 이 그래프에서 각각의 압력센서에서 구한 정규화한 벽면 동압의 시간이력은 서로 잘 일치함을 알 수 있다. 따라서 어느 하나의 압력센서를 가지고 기포의 압력하중합수를 생산하여도 무방함을 알 수 있다.

### 제 3 절 APR-1400 압력하중함수

Unit cell 실험결과 산정된 기포 최대 압력을 가지고 APR-1400의 기포 최대 압력을 산정하기 위해, ABB-Atom이 ABB-CE SYSTEM 80+ 증기분사기 개발을 위해 사용하였던 방법론을 적용하였다. 기포 최대 압력에 영향을 주는 인자는 방출 배관의 최대 증기유속, 공기방출시 방출배관의 최대 압력, 증기분사기 잠김 깊이, 기포 부피, 기포 위치, 수조 온도, 방출배관의 초기 조건, 방출밸브의 연속 작동성 및 방출밸브 개방 시간 등이다[4]. 방출배관의 초기 조건과 관련하여 본 unit cell 실험장치는 실험 초기 배관 내부의 증기량을 조절할 수 있는 설비가 구비되어 있지 않아 초기 증기량에 따른 기포 압력 변화를 알아볼 수 없었다. ABB-Atom이 실시하였던 실험은 초기 증기량을 조절할 수 있는 설비가 구비되었기 때문에 방출배관의 초기 조건의 영향을 알아보기 위해 ABB-Atom의 실험결과를 살펴보았다. 초기 증기량의 변화는 방출배관의 초기 온도 및 압력 변화를 초래하기 때문에 참고문헌 [2]의 run 155 ~ 175 데이터에서 방출배관 온도와 기포 최대 압력간의 상관관계를 알아보았다. Fig. 3-38 는 이를 나타낸 것으로 누설에 의해 배관 내에 존재하는 증기량과 기포 최대 압력은 상관관계가 없는 것을 알 수 있다. 따라서 unit cell 실험에서 방출배관의 초기 조건은 기포 최대 압력에 별다른 영향을 주지 않는 것으로 판단하였다. 방출밸브의 연속 작동성과 관련하여, 증기방출밸브가 열려 증기가 방출된 후 닫혔다가 다시 열리는 경우에 기포 최대 압력은 일단 밸브가 열렸다 닫히면 곧 진공밸브 (vacuum valve)가 열려 배관 내로 상승했던 물을 아래로 밀어내며 배관 내로 새로운 비응축성 가스를 채우지만 그 양이 안전밸브가 열리기 이전에 존재했던 양에 비해 작다. 따라서, 증기방출밸브가 닫혔다가 다시 열리는 경우의 기포 최대 압력이 최초로 밸브가 열리는 경우에 비해 작기 때문에 방출밸브의 연속 작동성은 고려하지 않았다. 방출밸브 개방 시간은 기포 최대 압력에 미치는 영향이 매우 크다. APR-1400에서 POSRV 개방시간은 수동개방인 경우 0.7 초, 자동개방인 경우 1.7 초로 되어 있다. 방출밸브 개방 시간이 짧을수록 기포 최대 압력이 커지는 바, unit cell 실험에서 방출밸브 개방 시간을 APR-1400의 수동 개방인 0.7 초와 같게 하였다. 그 외 인자의 경우 APR-1400 설계자료와 unit cell 실험결과를 비교하여 해당 보정계수를 Table 3-1에 수록하였다. 이 중에서 방출배관의 최대 증기유속 인자는 보정계수 산정에 고려하지 않았는데, 그 이유는 공기방출시 방출배관의 최대 압력이 APR-1400 기포 최대 압력 산정에 더

중요한 방출배관 내부의 수력학적 인자이기 때문이다[7]. 공기방출시 방출배관 최대압력은 실험값이 APR-1400에 비해 조금 크지만 이 인자에 대한 보정계수는 보수적인 측면에서 1.0으로 산정하였다. 기포 부피에 대해서는 방출배관 내부의 공기량이 unit cell 실험조건과 APR-1400 설계자료가 동일하므로 이에 대한 보정계수는 1.0으로 산정하였다. 수조 온도는 APR-1400의 경우 10 ~ 48.9 °C의 범위를 갖는데 비해 실험은 20 °C에서만 실시하였다. 그렇지만 참고문헌 [4]에 의하면 수조 온도가 10 ~ 50 °C인 경우 수조 온도는 기포 압력에 영향을 주지 않는 것으로 되어 있으므로 이에 대한 보정계수는 1.0으로 산정하였다. 나머지 인자에 대해서는 APR-1400 값과 실험값이 동일하므로 보정계수는 1.0으로 산정하였다. 결과적으로 APR-1400값과 실험값의 종합 보정계수가 1.0이므로 APR-1400 공기기포 최대 압력(진폭)은 실험값과 동일한 65 kPa로 산정하였다.

APR-1400의 대표 주파수는 앞에서 기술한 바와 같이 공간에서 압력파가 전달되는 속도가 매우 빠르기 때문에 unit cell 실험에서 구한 기포 대표 주파수 평균값인 3.23 Hz로 산정하였다.

APR-1400의 기포 압력과 주파수에 대해 정규화시켜 구한 압력하중함수는 Fig. 3-36에 도시한 것을 사용한다. 이 그림은 앞에서 기술하였듯이 DPT-4에서 측정된 12회의 전체 실험에서 측정된 벽면 동압 자료를 평균하여 구한 것이다.

APR-1400 기포의 실제 압력 거동을 Fig. 3-39에 나타내었다. 이 그래프에 나타난 기포의 실제 압력거동은 APR-1400 정규화한 압력하중함수인 Fig. 3-36에 최대 기포 압력인 65 kPa과 대표 주파수인 3.23 Hz를 고려하여 구한 것이다. 기포 반경 변화는 다음과 같은 이상기체 상태 방정식을 사용하여 구하였다.

$$PV = mRT \quad (3-1)$$

여기에서  $P$  는 기포의 압력으로 Fig. 3-39에 나타난 기포 압력에 기포 주위의 정압 (여기에서 기포 중심이 수심 2.5m에 위치한다고 가정하여 정압은 125 kPa을 사용)을 더한 값이다.  $V$  는 방출된 기포 부피로 기포 반경을  $R$  이라고 할 때  $V = \frac{3}{4}\pi R^3$  로 표시된다.  $R$  은 공기 상수로서  $287 \frac{Nm}{kg \text{ } ^\circ C}$  이다.

Fig. 3-40은 방출되는 기포 온도가 수조 물 온도와 같은 20 °C로 일정하게 유지된다고 가정하고 기포 반경 변화를 나타낸 것이다. 배관 내의 공기가 과냉

각 수조로 방출되어 진동하는 현상을 Fluent version 4.52로 계산한 결과에 의하면 기포가 수조로 방출된 후 300 ~ 400 msec. 가 경과하면 기포 내부의 온도는 주위 물 온도와 같아졌다. 이는 기포 외부와 내부에서 모두 격렬한 난류 현상이 발생되어 순간적으로 기포에서 주위 물로 열전달이 일어난 결과로 판단되며, 방출되는 기포 온도를 수조 물 온도와 같은 20 °C로 일정하게 한 가정이 타당함을 입증한다. 이러한 Fluent 해석 결과는 추후 발행 예정인 KAERI 기술 보고서에 상세하게 기술될 예정이다. 아울러 기포 주위에서 격렬한 난류 현상이 일어나 순간적인 열전달이 일어나는 증거는 본 보고서 제 4장에서 다루어진 Rayleigh-Plesset 방정식을 사용한 이론적인 해석에서 찾아볼 수 있다. 즉, unit cell 실험 결과를 tuning하는 과정에서 물의 kinematic viscosity를 1.0 m<sup>2</sup>/s를 사용하였는데 20 °C, 0.1 MPa에서 물의 kinematic viscosity는 약 1.0 x 10<sup>-6</sup> m<sup>2</sup>/s로 계산상에서 이의 10<sup>6</sup> 배의 값을 사용하여야 실험에서 측정된 압력 감쇄를 제대로 모사함을 알 수 있다. 이는 실제로 기포 주위에서 매우 격렬한 난류 현상이 일어나 kinematic viscosity가 커지고 이에 따라 물의 열확산계수 (thermal diffusivity)도 증가하여 기포 주위에서 매우 신속한 열전달이 발생함을 의미한다. Fig. 3-40에서 알 수 있듯이 기포는 방출된 곳의 정압을 기준으로 계산된 기포 반경인 0.6227m를 기준으로 팽창 압축을 반복하다 이 반경으로 되돌아간다. 이는 수식 상에서 나타난 결과이며 실제로는 시간이 경과하면 기포는 수면으로 떠올라서 사라진다. 계산과정중 초기 시간 0.0952 초까지는 공기가 계속 방출되어 기포가 계산된 대표 반경 0.6227m까지 도달하는 시간으로 판단하고 이 과정에서 기포의 반경은 방출되는 공기량에 비례한다고 가정하여 계산을 수행하였다. 즉, 0.0952초까지는 Fig. 3-39에 나타난 기포 압력 거동 그래프를 사용하지 않았다.

Fig. 3-41은 방출되는 기포가 단열과정을 겪는다고 가정했을 때 기포 반경 변화를 등온과정에서의 결과와 비교한 것이다. 계산에서 공기의 비열비는 1.4로 하였다. 계산 결과, 기포 반경의 변화 정도가 등온과정에 비해 그리 크지 않은 것으로 나타났다. 이는 기포 표면의 속도 및 가속도가 작다는 것을 의미하므로 AE의 IRWST 및 침수 구조물 응력 해석에 덜 보수적인 효과를 미칠 것으로 판단된다. 따라서 AE의 IRWST 및 침수 구조물 응력 해석을 위한 입력자료로서 보수적인 Fig. 3-40의 그래프를 제공하였다.

Table 3-1 APR-1400 기포 최대 압력을 구하기 위한 보정계수

인자	APR-1400	실험 (12회 평균)	보정계수
방출배관의 최대 증기유속 (kg/m <sup>2</sup> s)	1580	N/A	N/A
공기방출시 방출배관 최대압력 (MPa)	0.9	0.98	1.0
증기분사기 잠김깊이 (m)	2.7	2.7	1.0
수조 벽에서 기포까지의 거리 (m)	1.5	1.5	1.0
공기량 (lbm)	3.3	3.31	1.0
수조 수온 (°C)	10 - 48.9	20	1.0

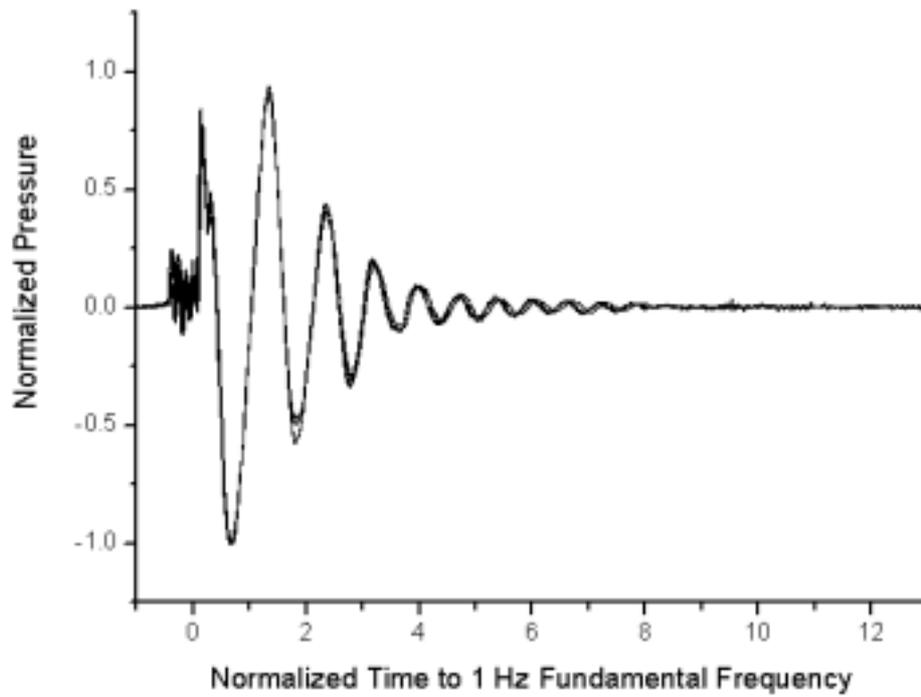


Fig. 3-1 정규화된 벽면동압(실험 1 : 센서별)

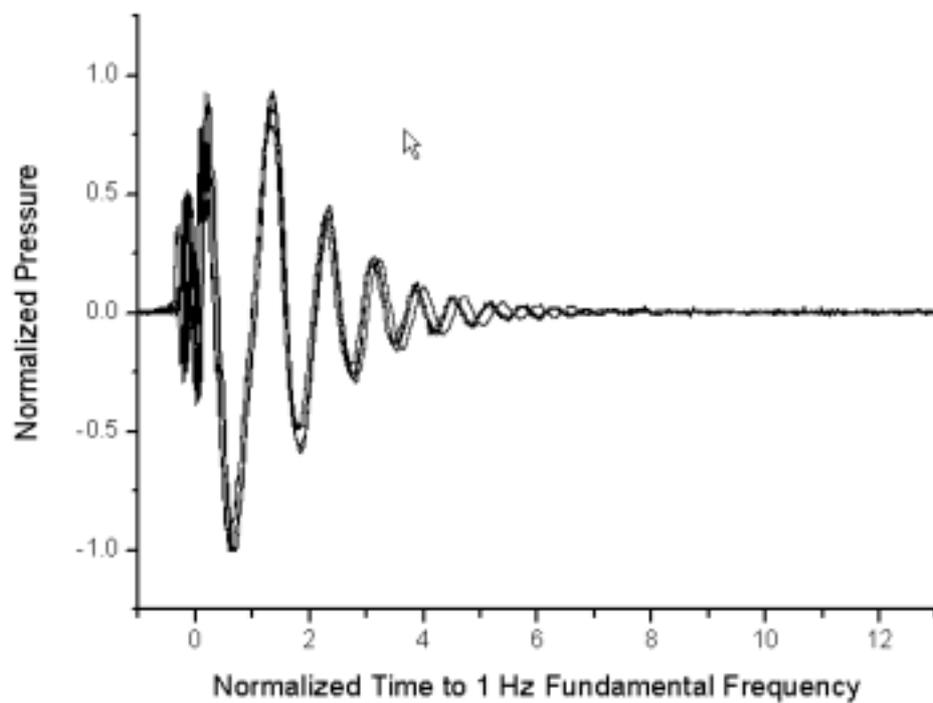


Fig. 3-2 정규화된 벽면동압(실험 3 : 센서별)

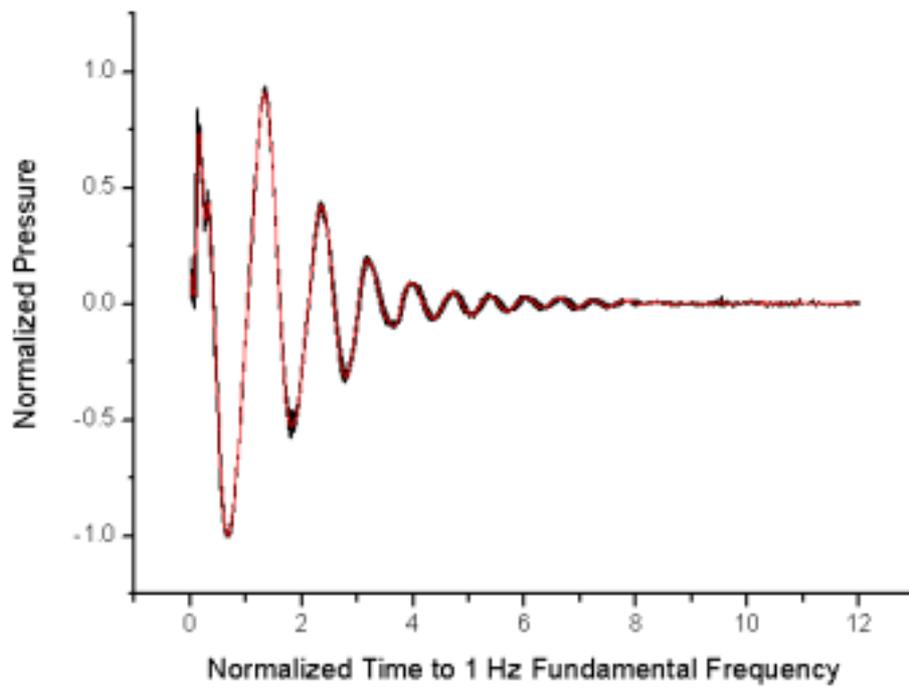


Fig. 3-3 정규화된 벽면동압(실험 1 : 모든 데이터)

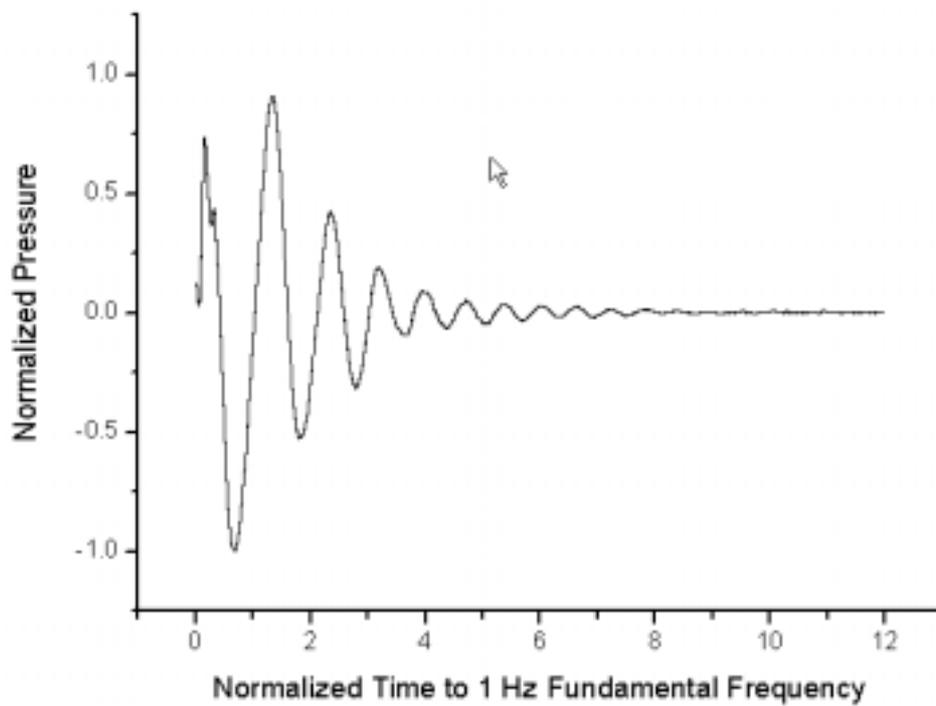


Fig. 3-4 정규화된 벽면동압(실험 1 : 대표값)

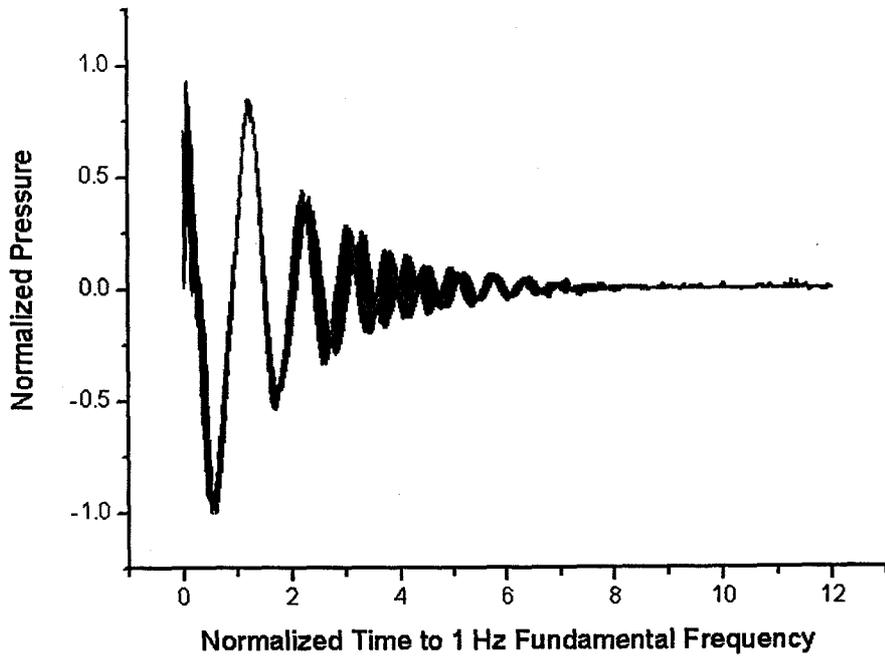


Fig. 3-5 정규화된 벽면동압(실험 2 : 모든 데이터)

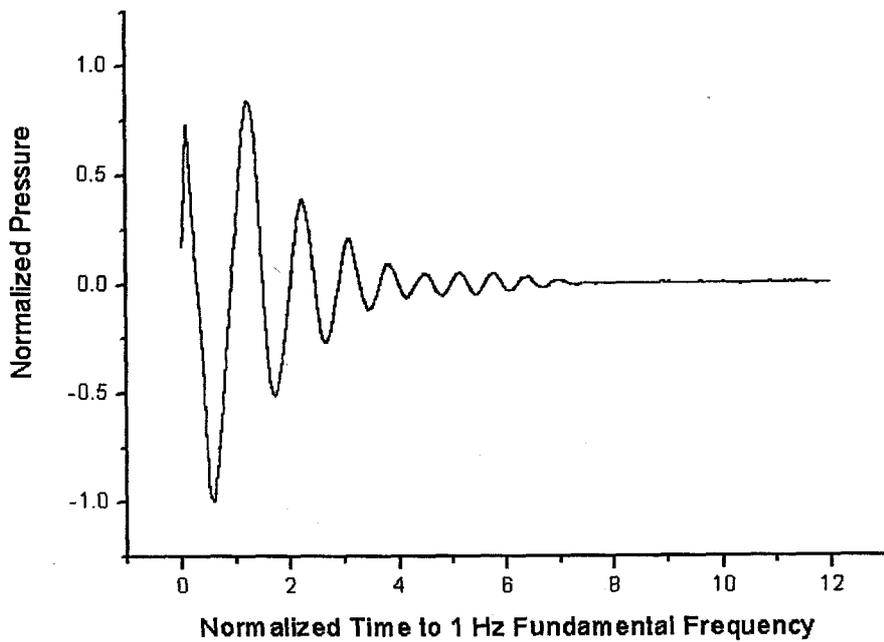


Fig. 3-6 정규화된 벽면동압(실험 2 : 대표값)

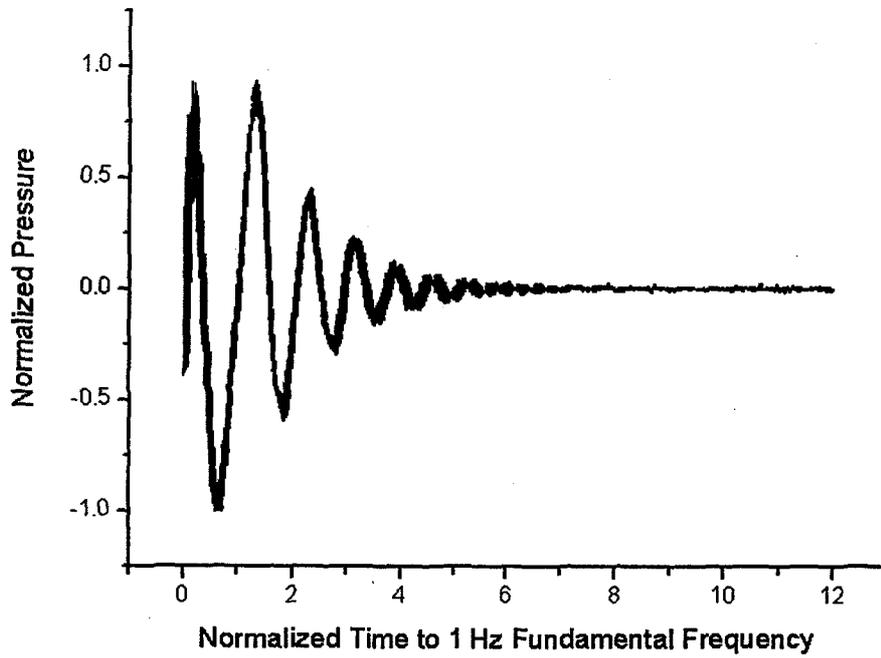


Fig. 3-7 정규화된 벽면동압(실험 3 : 모든 데이터)

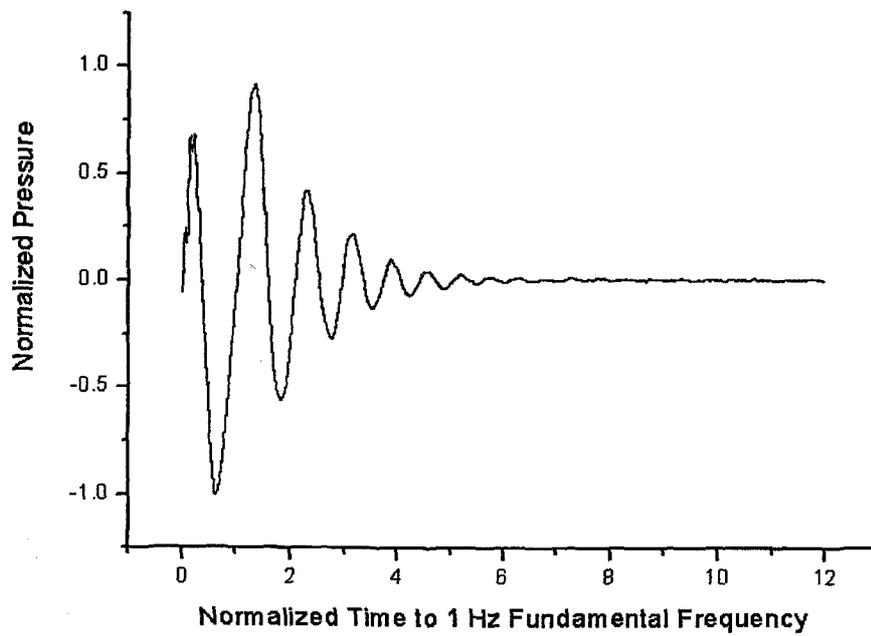


Fig. 3-8 정규화된 벽면동압(실험 3 : 대표값)

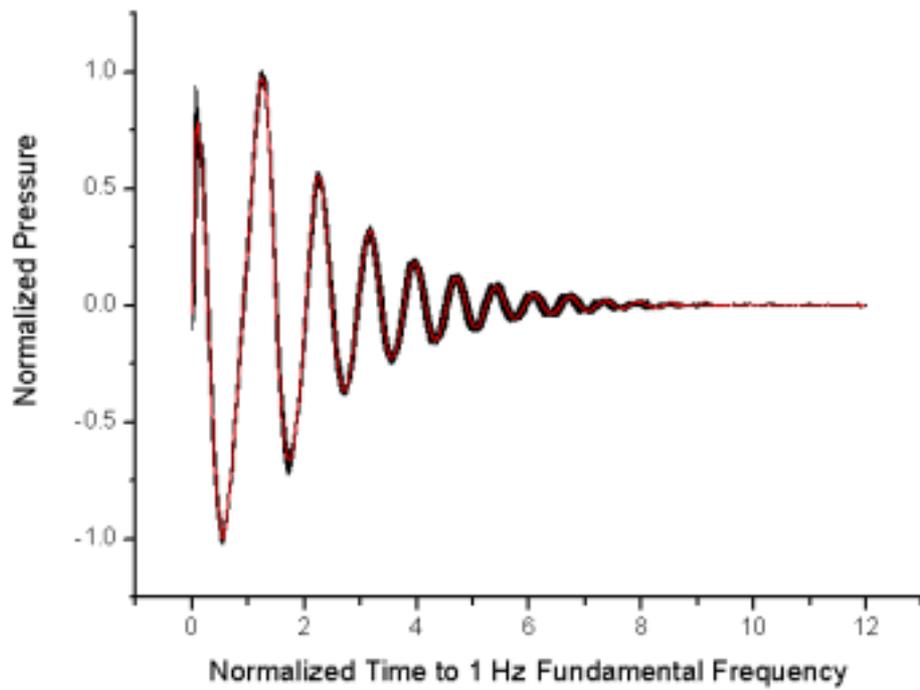


Fig. 3-9 정규화된 벽면동압(실험 4 : 모든 데이터)

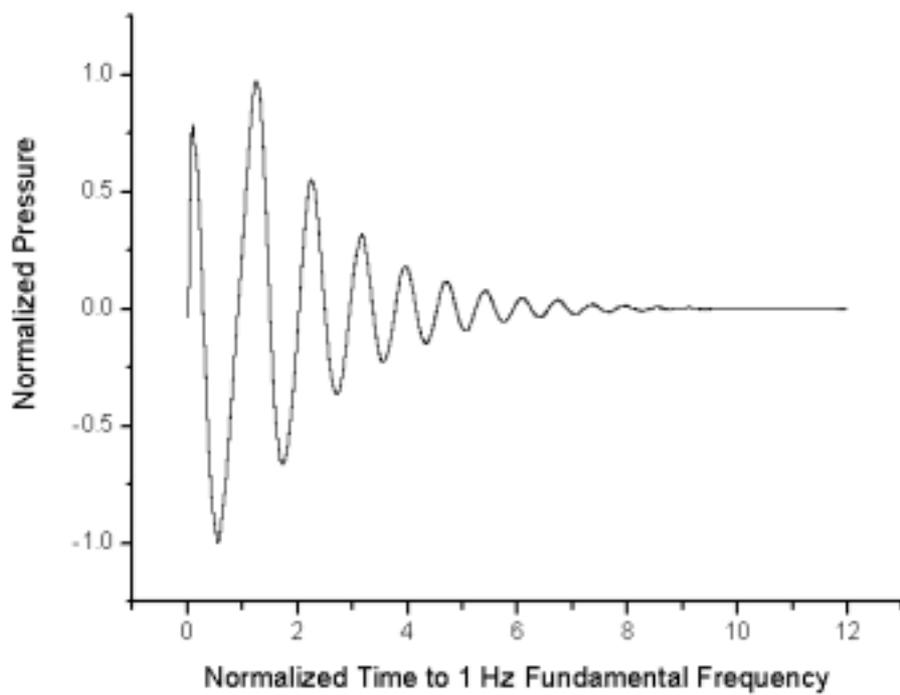


Fig. 3-10 정규화된 벽면동압(실험 4 : 대표값)

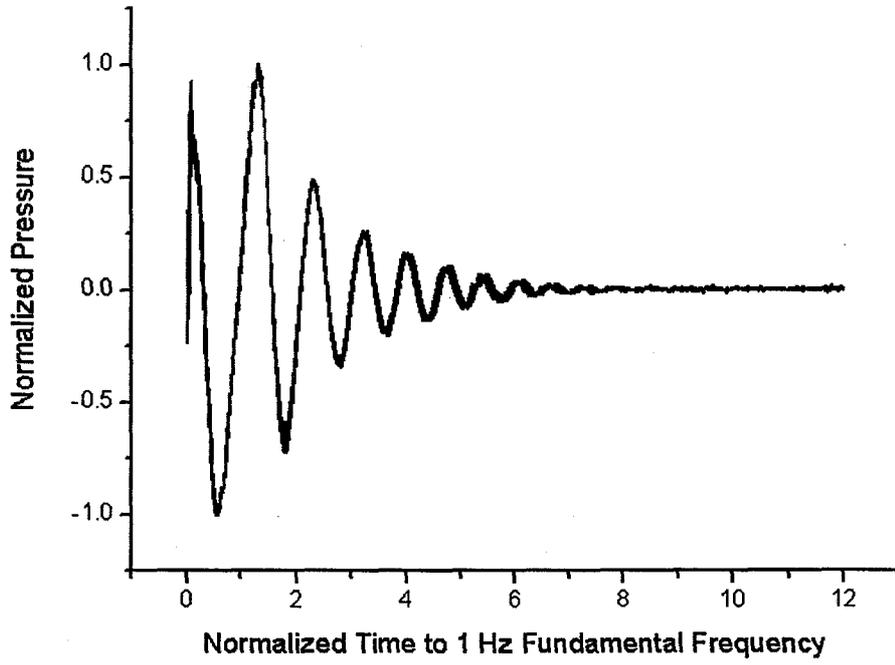


Fig. 3-11 정규화된 벽면동압(실험 5 : 모든 데이터)

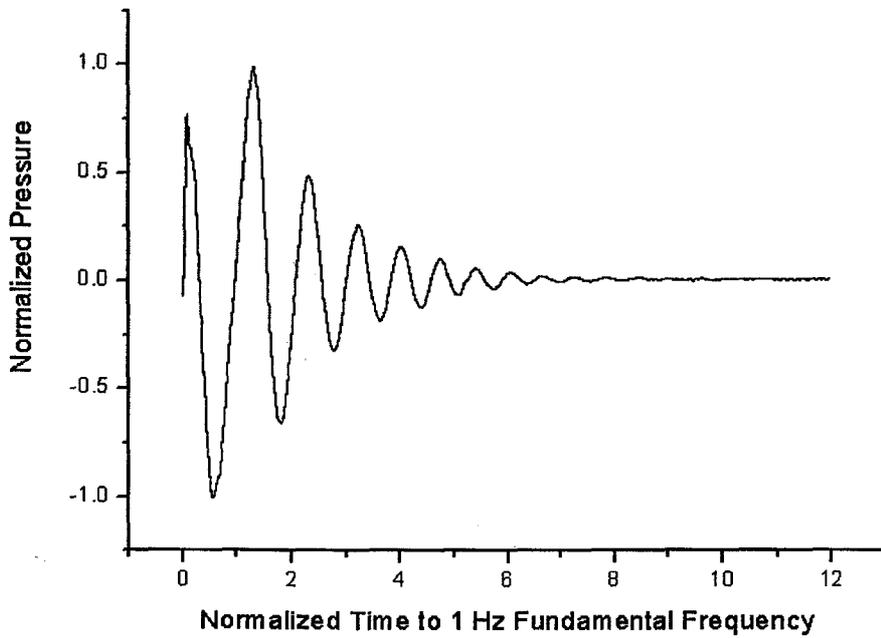


Fig. 3-12 정규화된 벽면동압(실험 5 : 대표값)

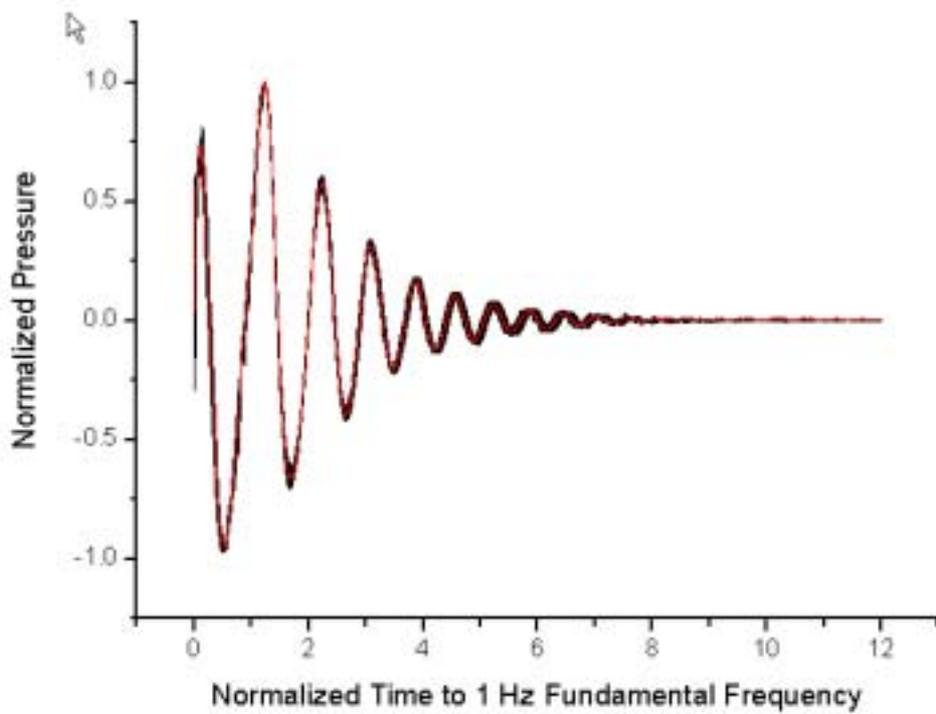


Fig. 3-13 정규화된 벽면동압(실험 6 : 모든 데이터)

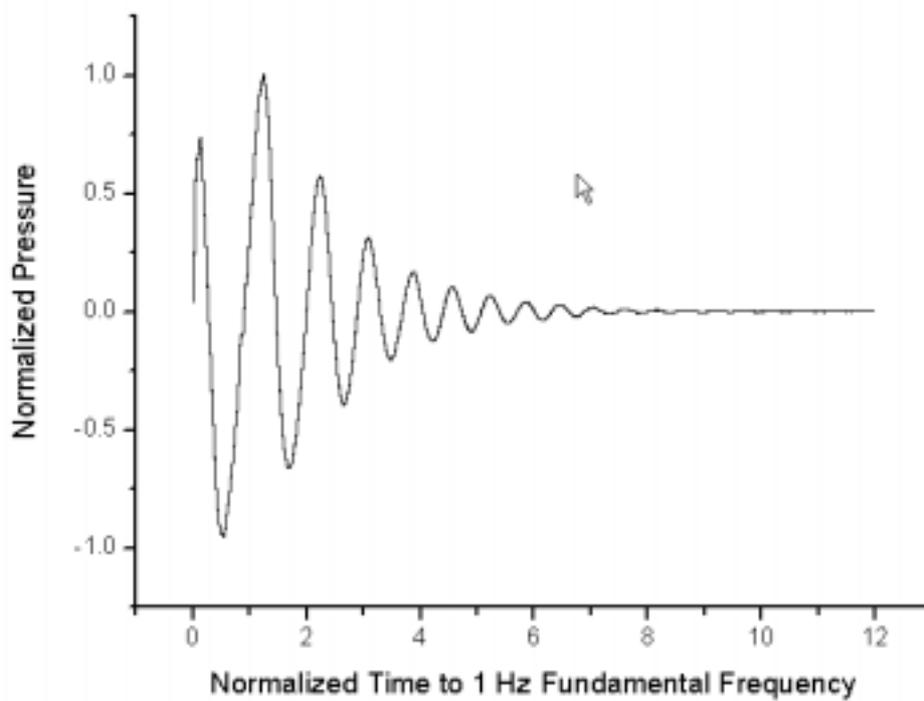


Fig. 3-14 정규화된 벽면동압(실험 6 : 대표값)

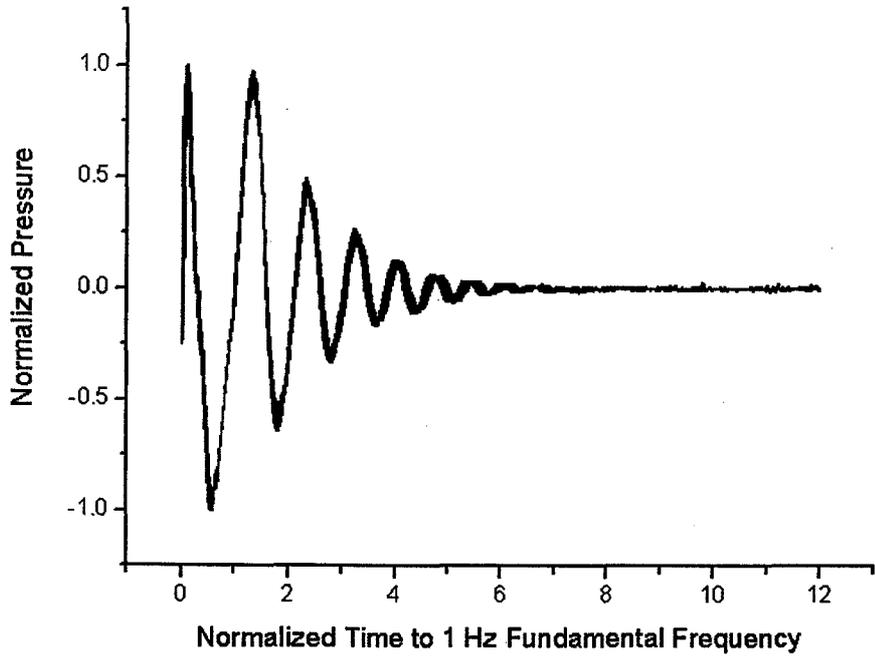


Fig. 3-15 정규화된 벽면동압(실험 7 : 모든 데이터)

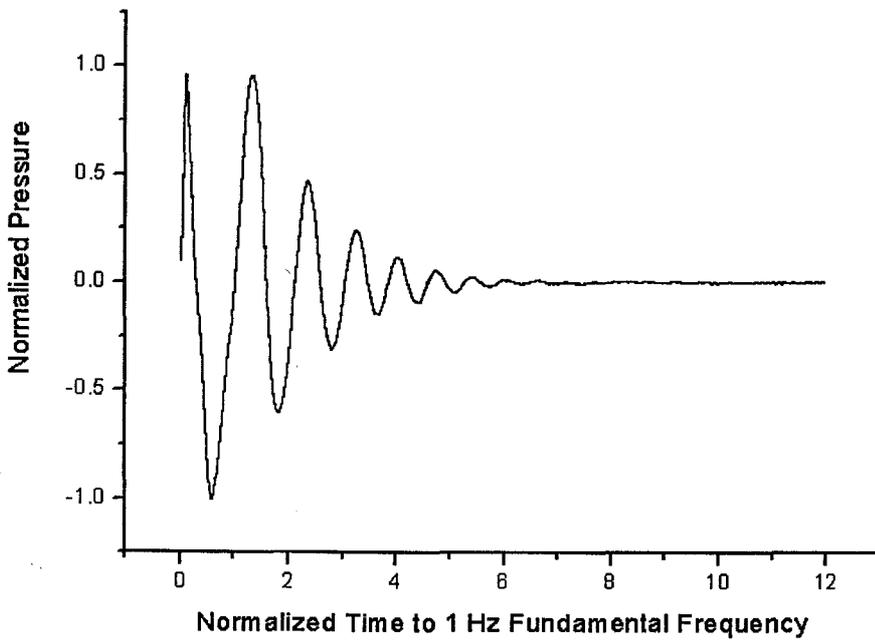


Fig. 3-16 정규화된 벽면동압(실험 7 : 대표값)

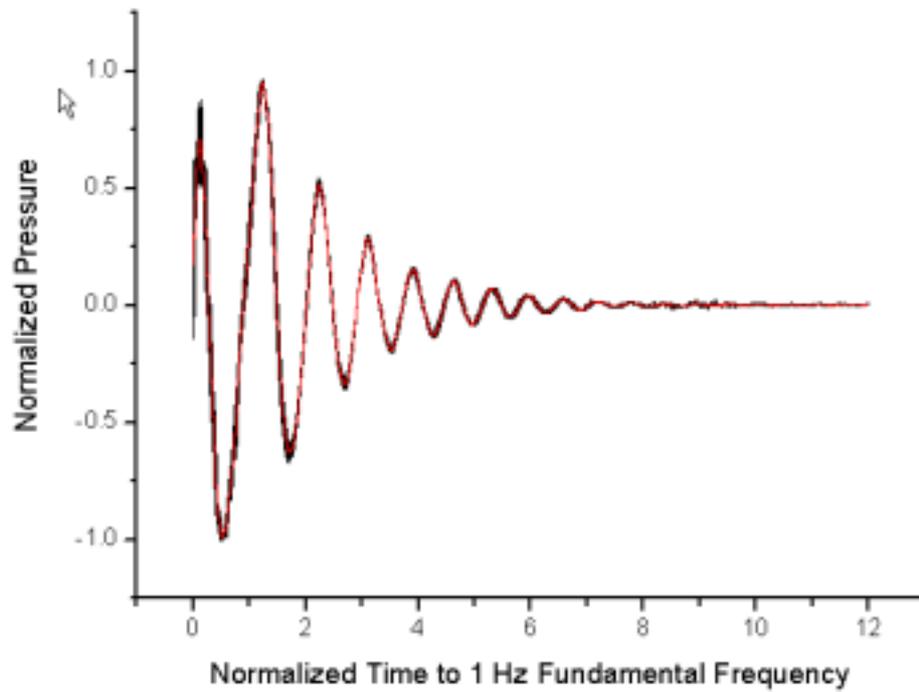


Fig. 3-17 정규화된 벽면동압(실험 8 : 모든 데이터)

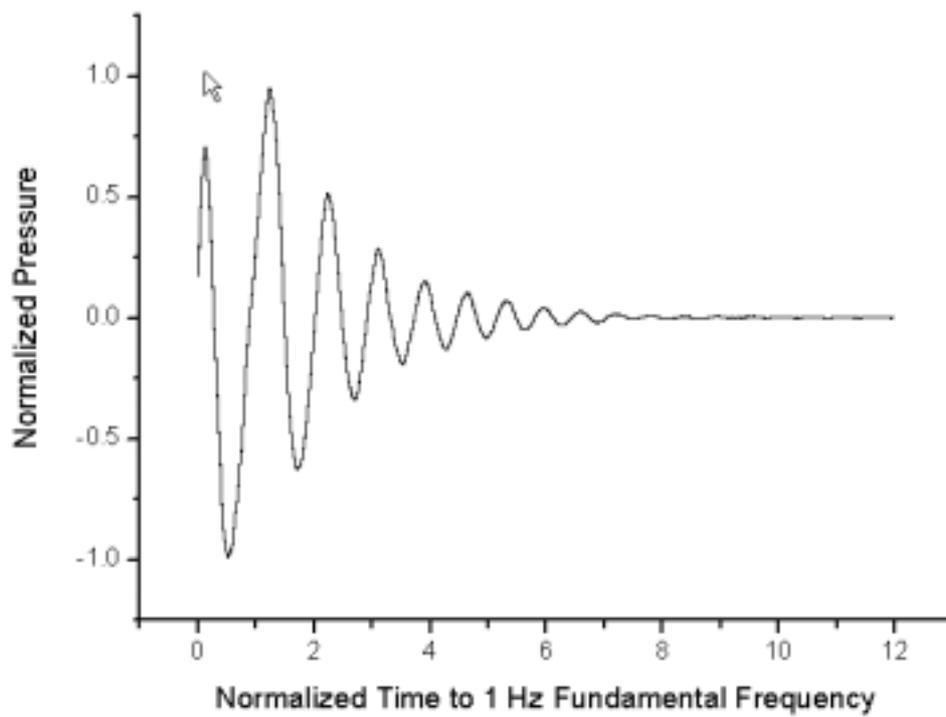


Fig. 3-18 정규화된 벽면동압(실험 8 : 대표값)

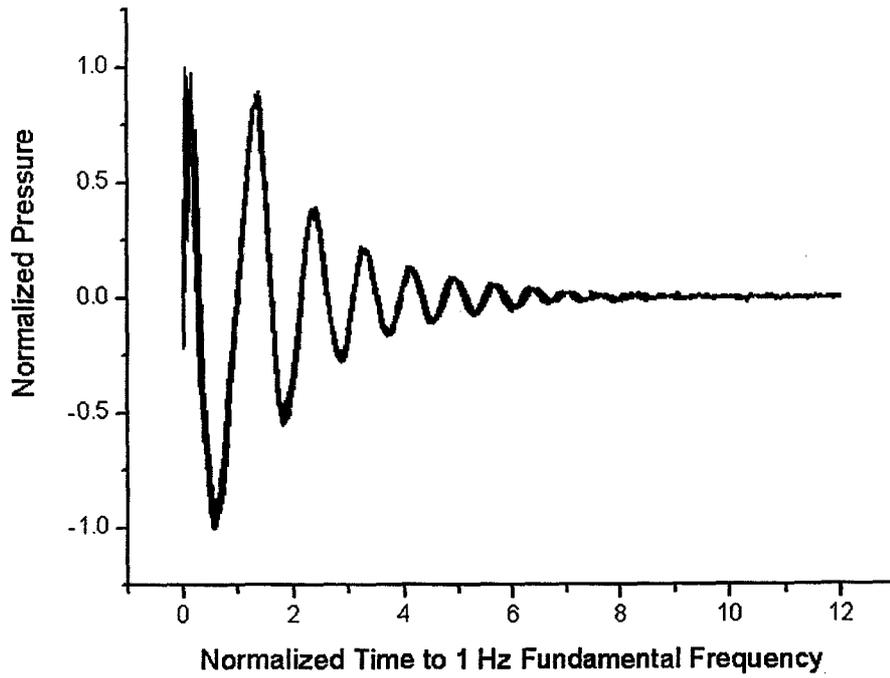


Fig. 3-19 정규화된 벽면동압(실험 9 : 모든 데이터)

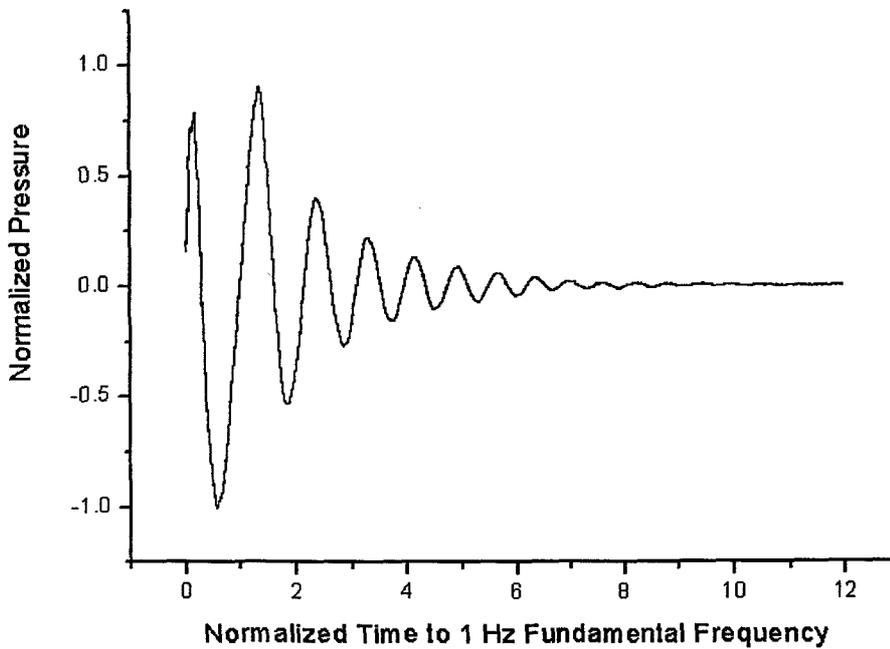


Fig. 3-20 정규화된 벽면동압(실험 9 : 대표값)

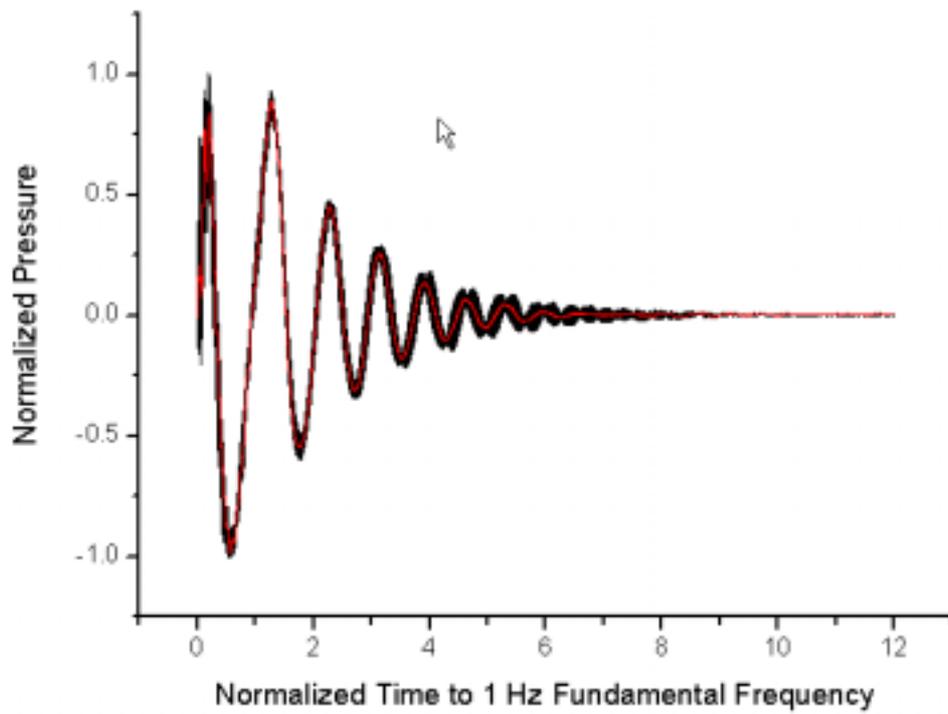


Fig. 3-21 정규화된 벽면동압(실험 10 : 모든 데이터)

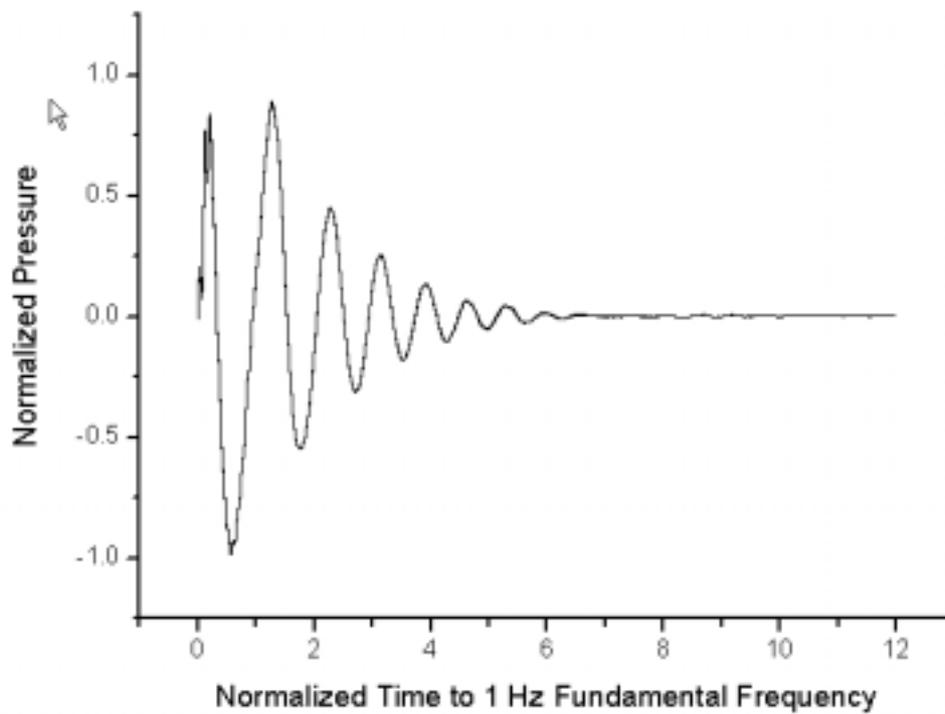


Fig. 3-22 정규화된 벽면동압(실험 10 : 대표값)

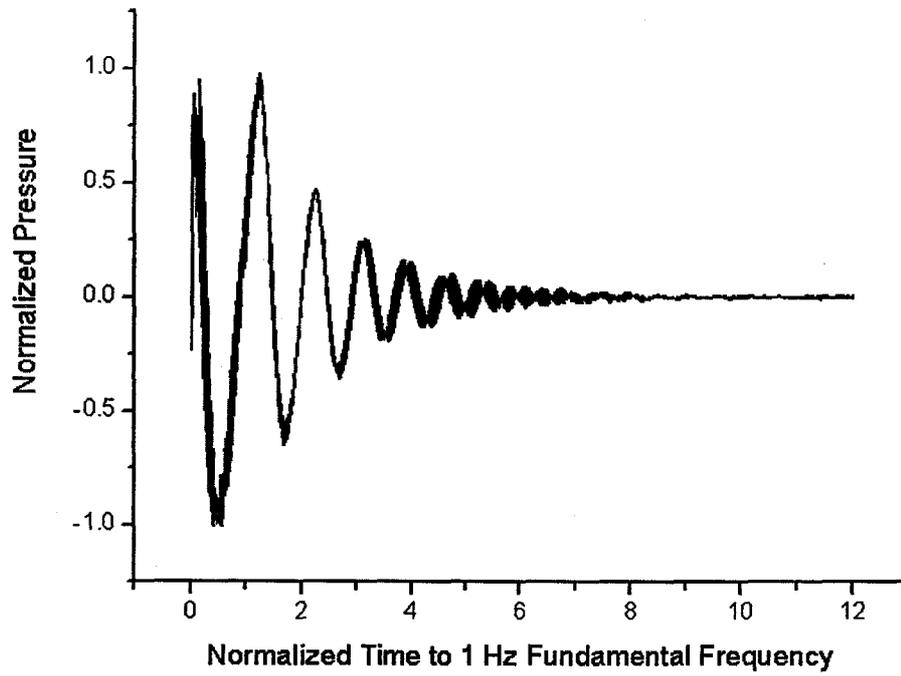


Fig. 3-23 정규화된 벽면동압(실험 11 : 모든 데이터)

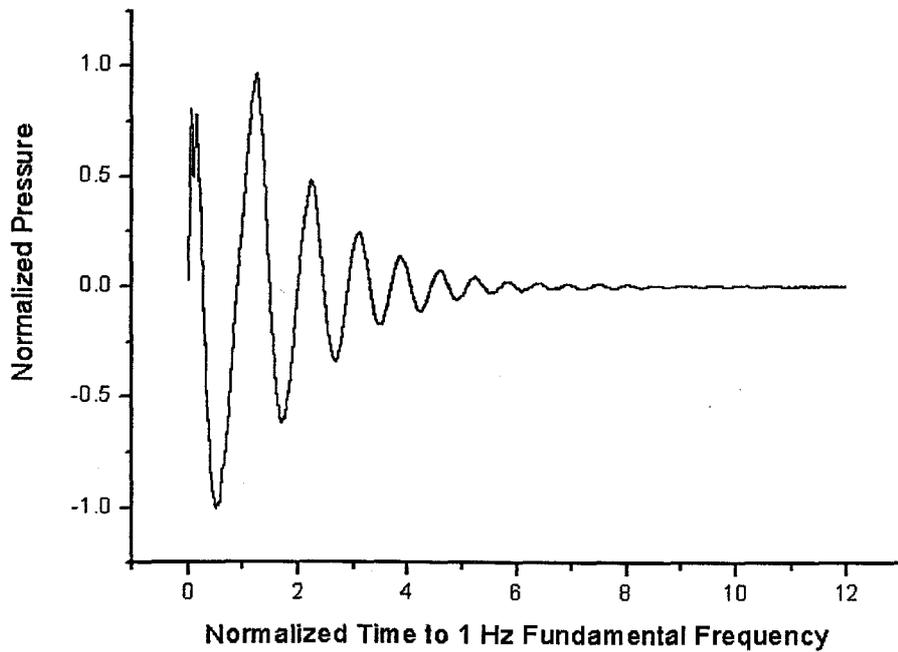


Fig. 3-24 정규화된 벽면동압(실험 11 : 대표값)

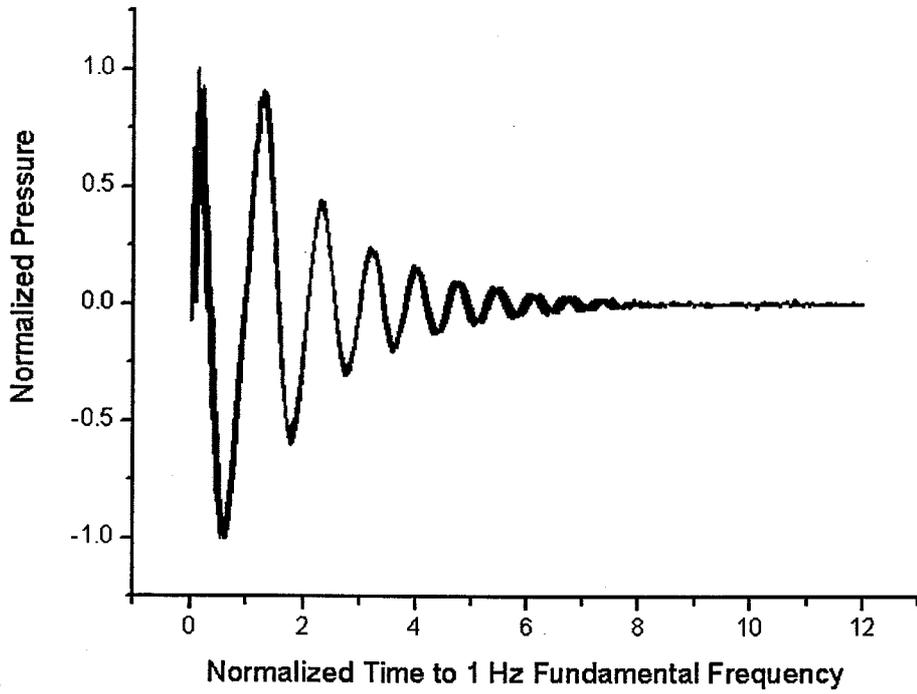


Fig. 3-25 정규화된 벽면동압(실험 12 : 모든 데이터)

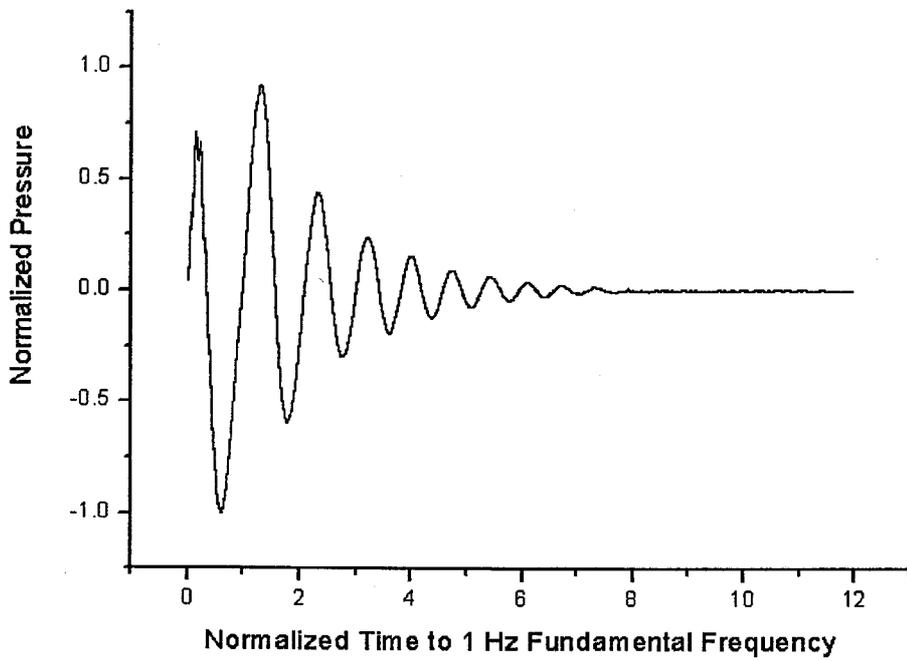


Fig. 3-26 정규화된 벽면동압(실험 12 : 대표값)

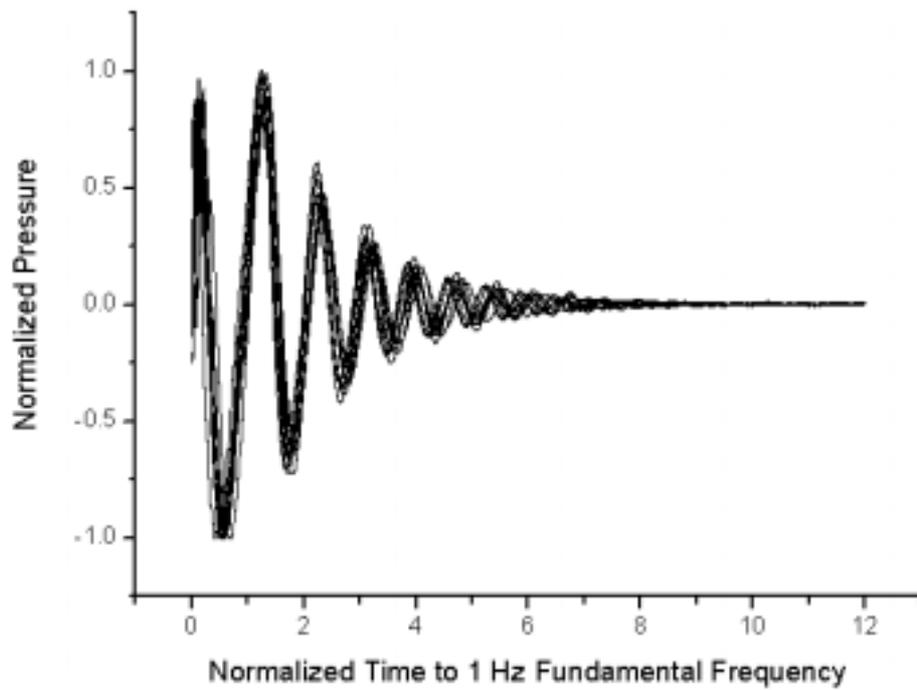


Fig. 3-27 정규화된 벽면동압(DPT-3 : 실험별)

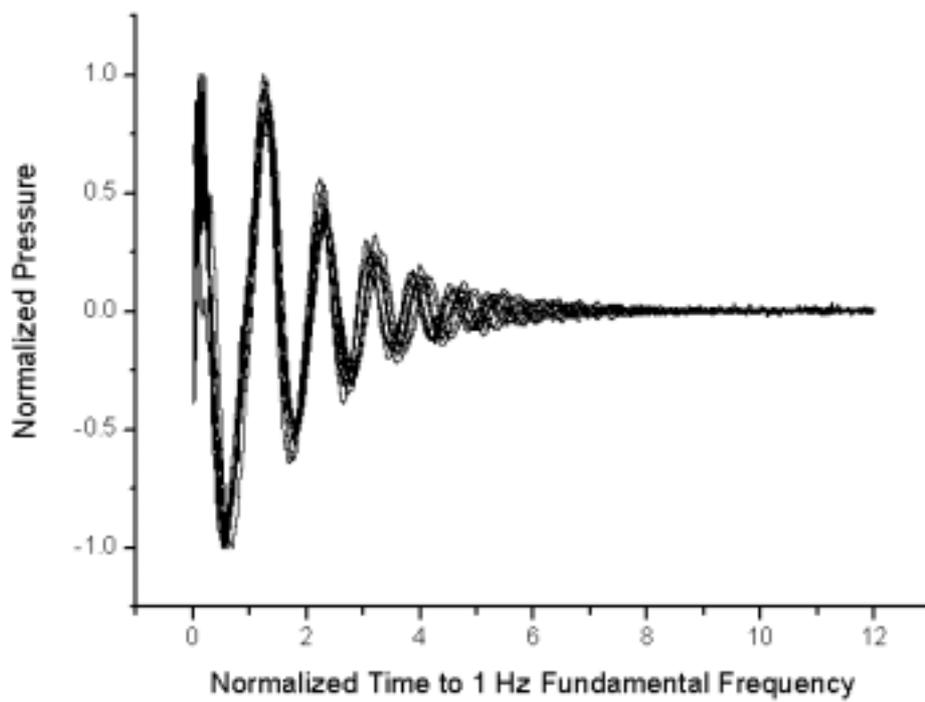


Fig. 3-28 정규화된 벽면동압(DPT-4 : 실험별)

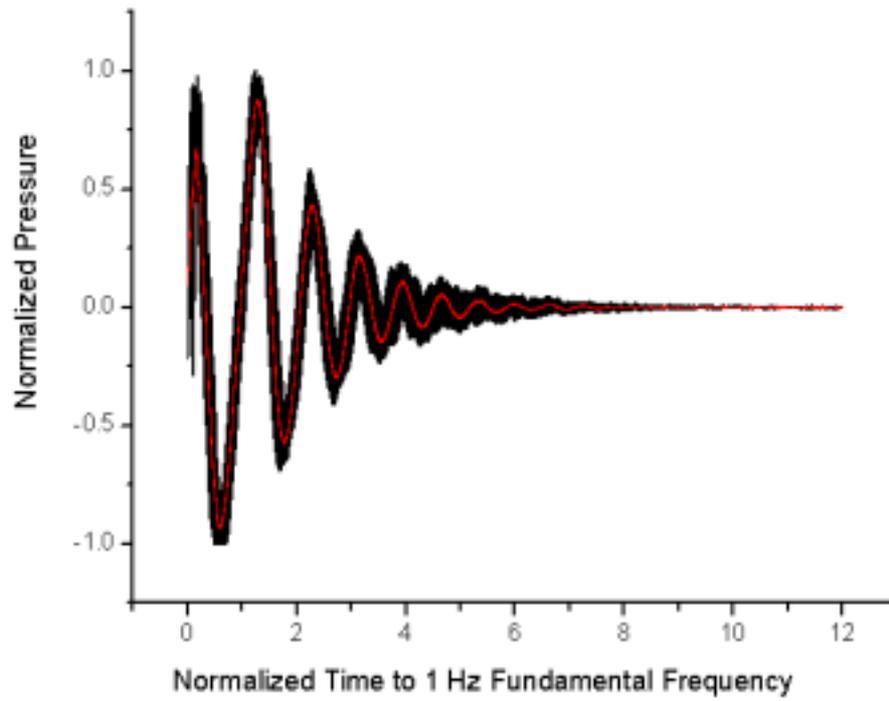


Fig. 3-29 정규화된 벽면동압(DPT-1 : 모든 데이터)

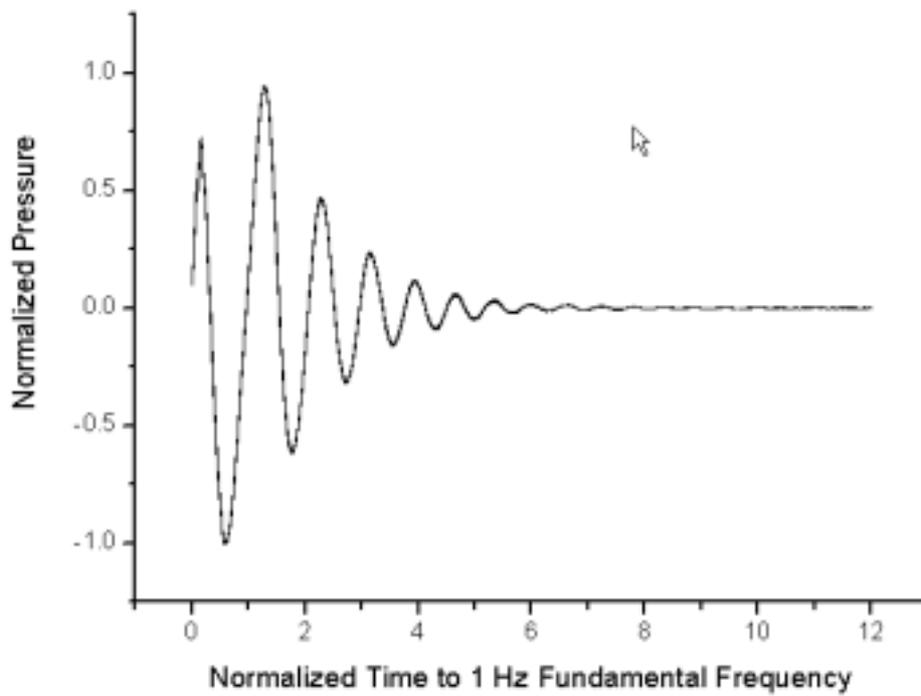


Fig. 3-30 정규화된 벽면동압(DPT-1 : 대표값)

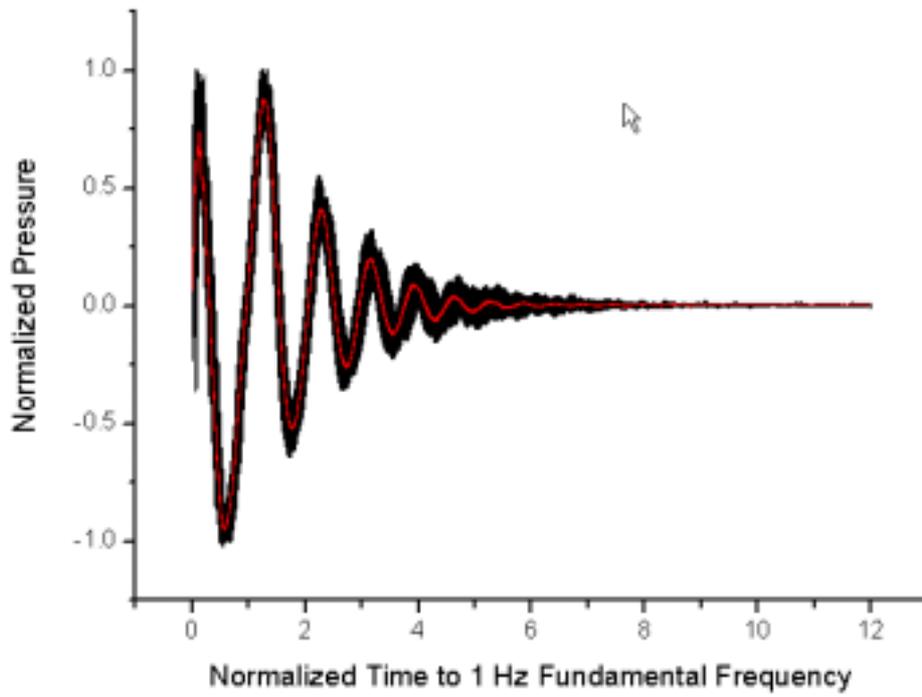


Fig. 3-31 정규화된 벽면동압(DPT-2 : 모든 데이터)

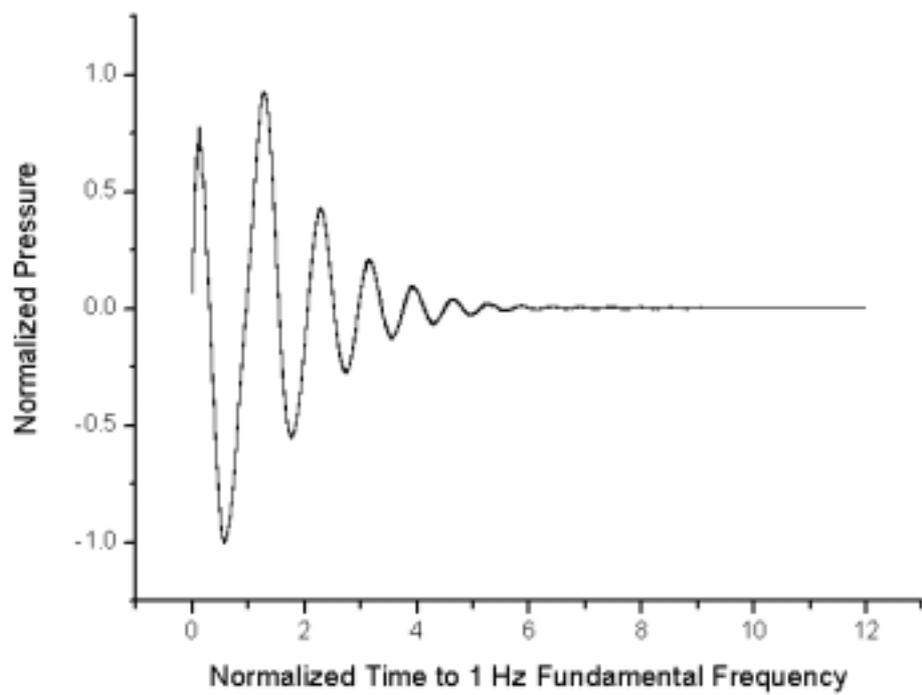


Fig. 3-32 정규화된 벽면동압(DPT-2 : 대표값)

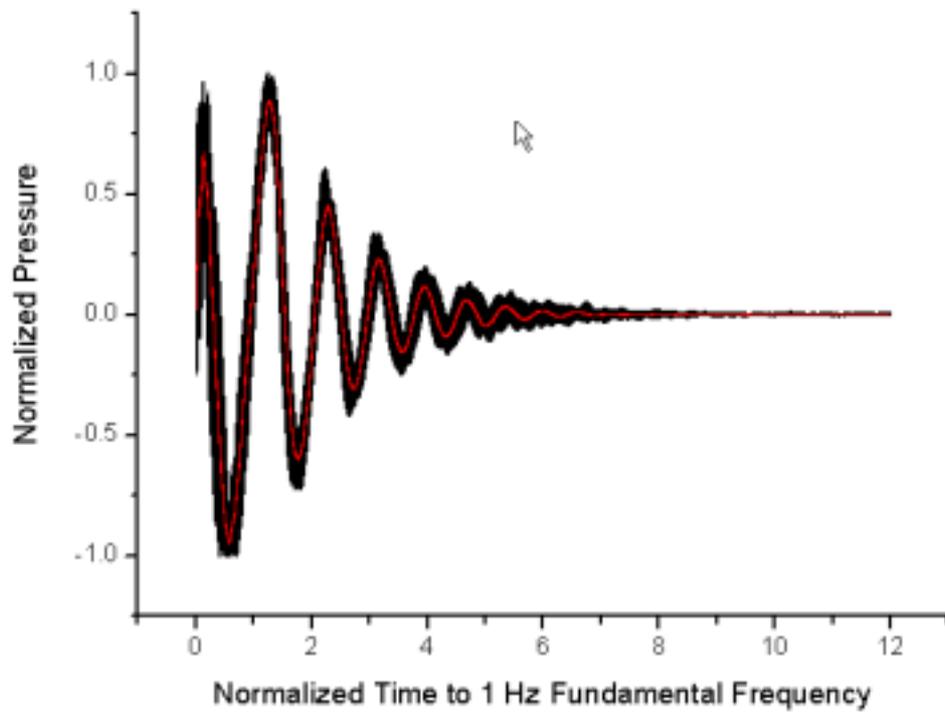


Fig. 3-33 정규화된 벽면동압(DPT-3 : 모든 데이터)

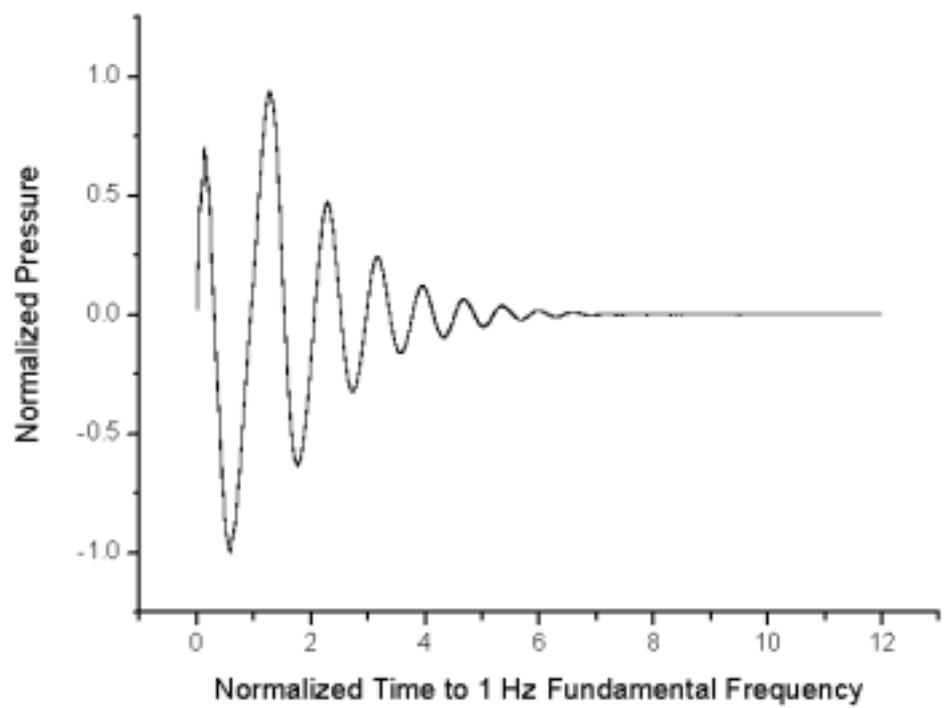


Fig. 3-34 정규화된 벽면동압(DPT-3 : 대표값)

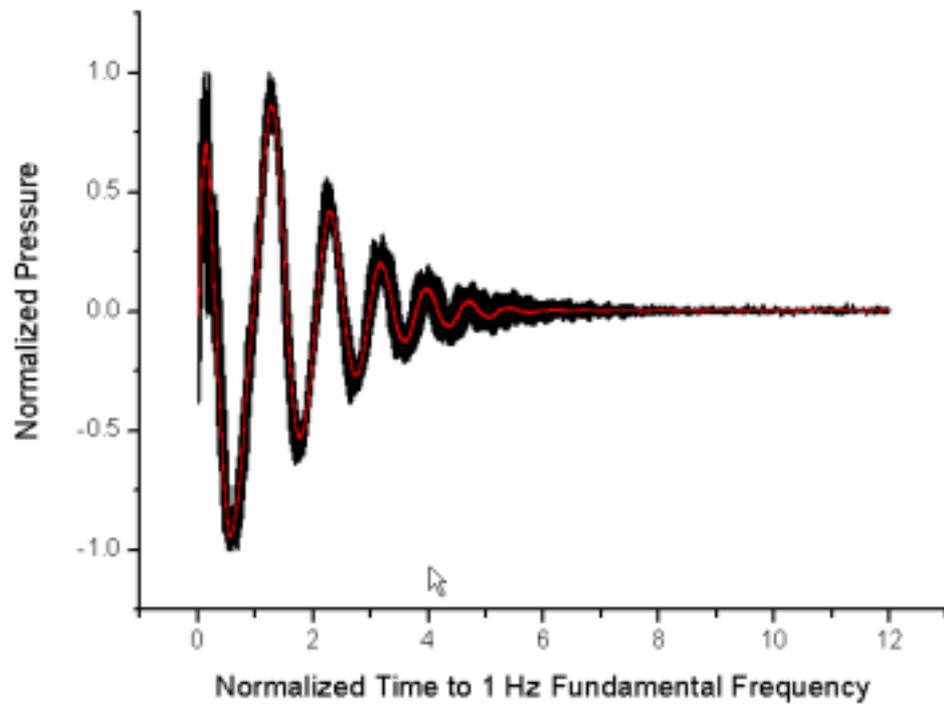


Fig. 3-35 정규화된 벽면동압(DPT-4 : 모든 데이터)

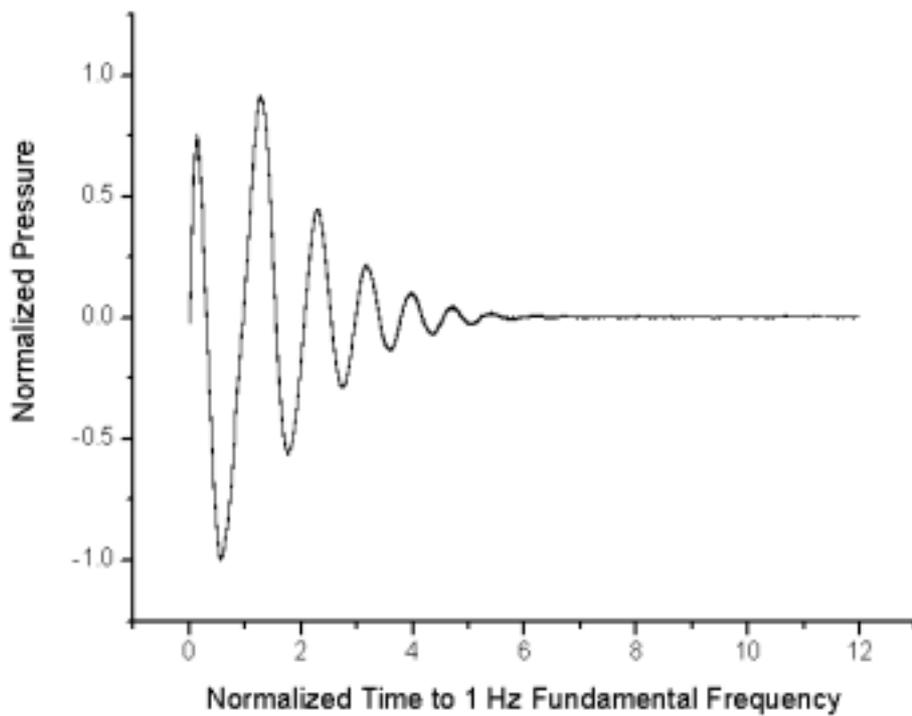


Fig. 3-36 정규화된 벽면동압(DPT-4 : 대표값)

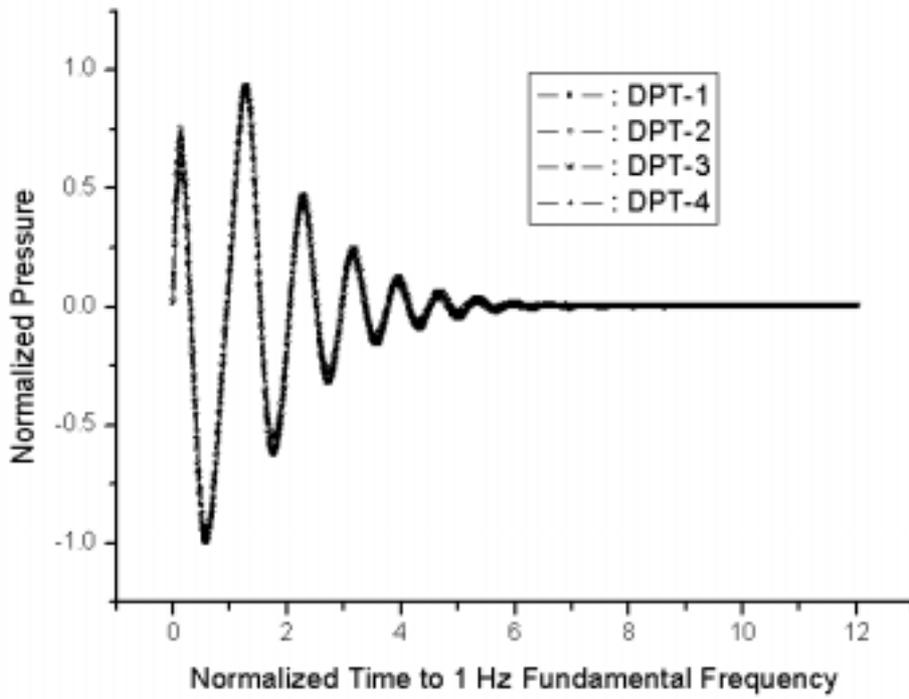


Fig. 3-37 정규화된 벽면동압 비교

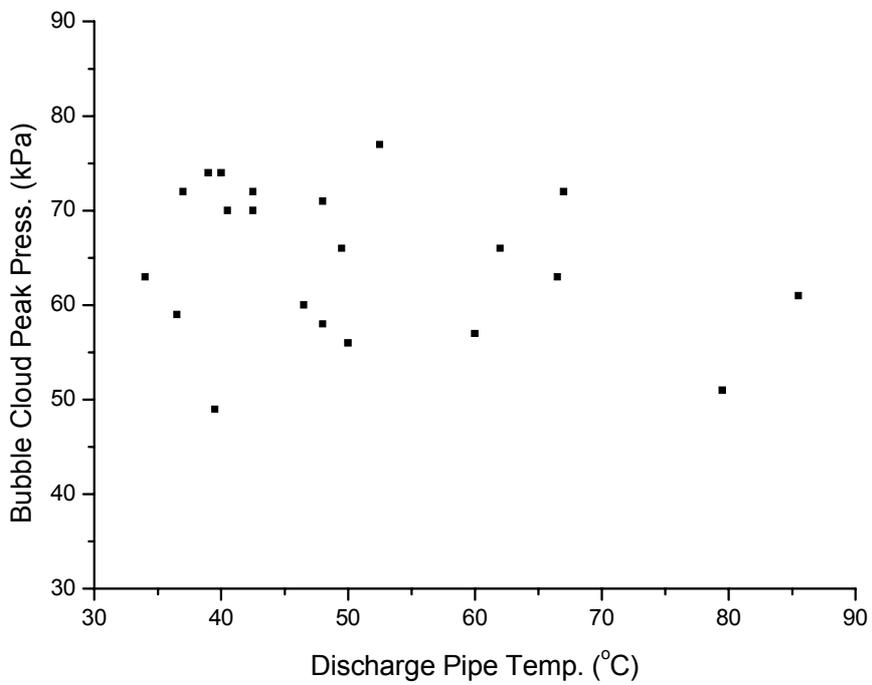


Fig. 3-38 방출배관 온도와 압력관계 (Studsvik test)

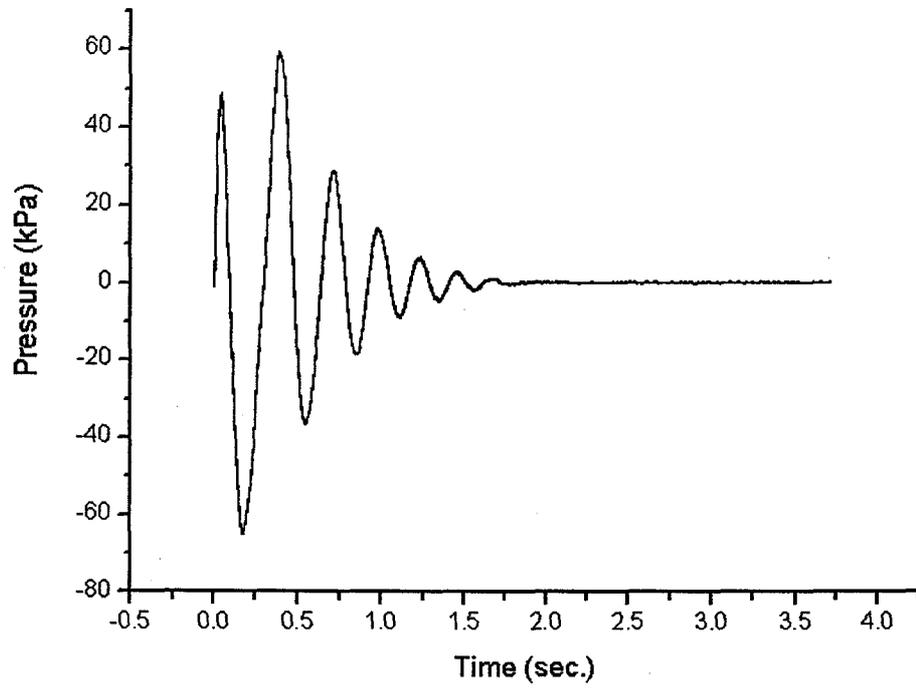


Fig. 3-39 APR-1400 기포 압력 거동

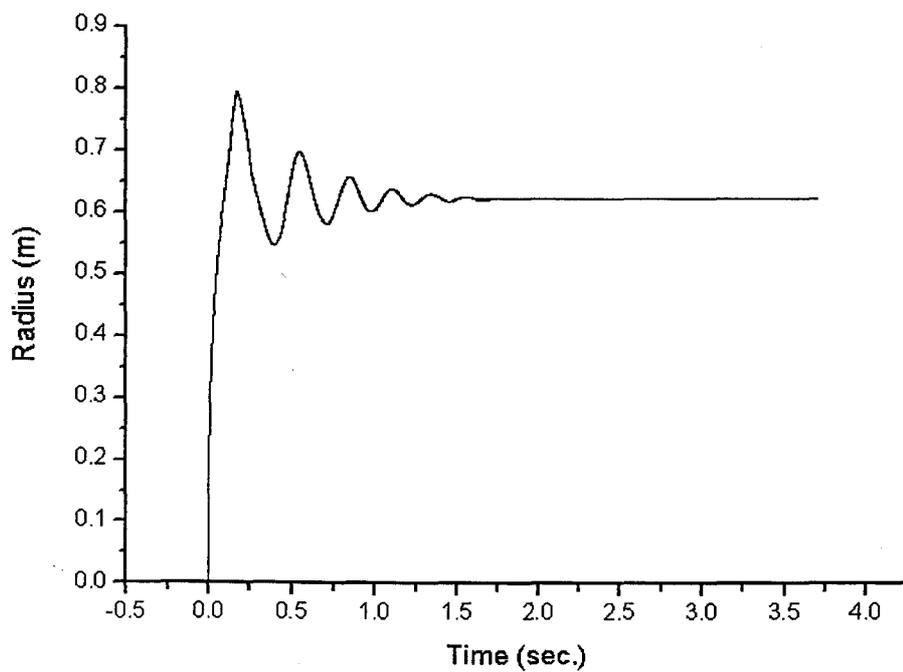


Fig. 3-40 APR-1400 기포 반경 변화 (등온과정)

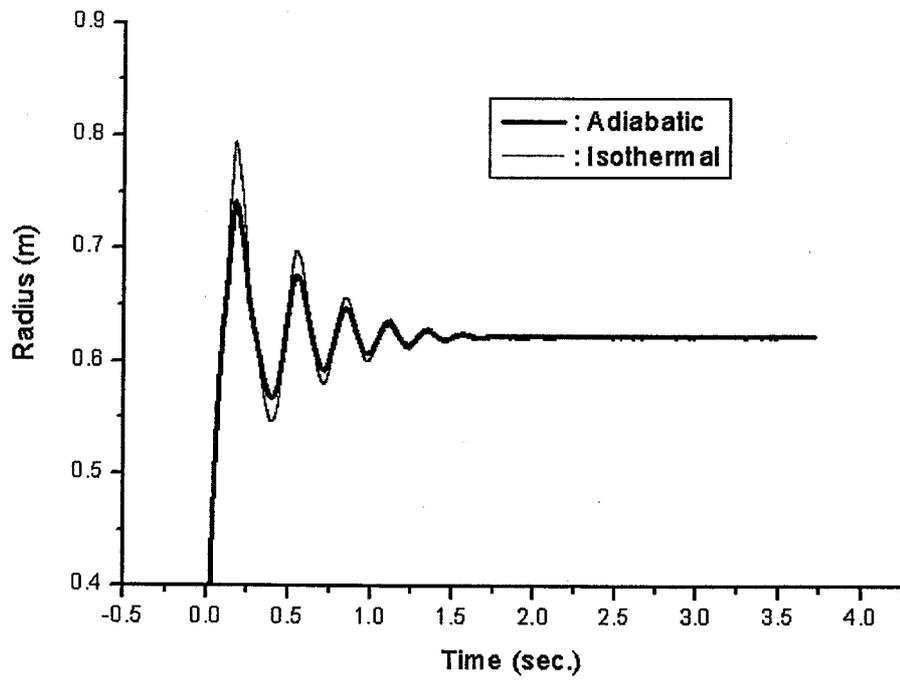


Fig. 3-41 APR-1400 기포 반경 변화 비교

## 제 4 장 벽면이 압력하중함수에 미치는 영향

### 제 1 절 다중 기포 해석 방법

고압의 공기가 수조내로 주입되면 대체적으로 구형(spherical shape)에 가까운 형상의 기포군(bubble cluster)을 형성하며 부력에 의하여 수면으로 상승한 후 소멸된다. 고압의 기체가 수조내로 주입되어 형성되는 대형기포 또는 기포군의 거동은 구형의 단일기포로 단순화한 Rayleigh 방정식 또는 여기에 유체의 점성 및 표면장력효과가 추가된 Rayleigh-Plesset 방정식을 사용한 근사적인 해석이 가능하다.

$$R \frac{d^2 R}{dt^2} + \frac{3}{2} \left( \frac{dR}{dt} \right)^2 + \frac{4\nu_L}{R} \frac{dR}{dt} + \frac{2S}{\rho_L R} = \frac{P_b(t) - P_\infty}{\rho_L} \quad (4-1)$$

식(4-1)에서 S는 기포의 표면장력이고  $\rho_L$  은 액체의 밀도로 비압축성 유체로 가정하였으며  $\nu_L$  은 kinematic viscosity로서 수조내 전영역에서 항상 일정한 값으로 가정하였다.  $P_\infty$ 는 평형상태에서의 압력으로 기포 내부의 압력과 온도가 기포주위의 액체와 평형 상태, 즉  $R=R_\infty$ ,  $P=P_\infty$ ,  $T=T_\infty$ 에 도달하였을 때를 나타낸다. 만일 기포의 압력과 온도가 평형상태로부터 이탈하게 되면 기포는 식(4-1)에서 보여진 방정식에 따라 압축과 팽창을 반복한다. 기포의 압축과 팽창에 의한 기포진동은 유체의 점성 및 표면장력에 의해 진동이 감쇄하게 된다. 기포의 크기가 매우 작은 경우 ( $R < 0.01\text{m}$ )에는 유체의 점성과 표면장력의 영향이 크나 본 연구에서 취급하는 크기의 기포의 경우에는 두 가지 영향을 모두 무시할 만하다. 그러나 이는 무한 공간에서의 경우이고 수조와 같은 유한 공간에서의 진동의 경우에는 본 실험에서 얻은 그래프에서 알 수 있는 바와 같이 매우 큰 감쇄를 보이고 있어 유체의 점성계수 영향이 매우 큼을 알 수 있다. 이러한 큰 감쇄의 주 원인은 진동하는 기포 주위의 물이 Rayleigh-Plesset 방정식에서 가정한 바와 같이 반경방향으로만 움직이는 것이 아니라 매우 불규칙한 유선을 형성하고 이에 따라 난류에 의한 점성계수의 증가일 것으로 판단된다. Fig. 4-1과 같이 여러 개의 기포가 공간에 존재할 때 기포간의 상호작용에 의해 서로 영향을 미치며 이 때  $i$  번째 기포의 거동은 식 (4-1)을 다음과 같이 수정하여 표시할 수 있다[8].

$$\begin{aligned} & \left(1 + R_i \sum_{j \neq i}^N \frac{1}{r_{ij}}\right) R_i \frac{d^2 R_i}{dt^2} + \left(\frac{3}{2} + 2R_i \sum_{j \neq i}^N \frac{1}{r_{ij}}\right) \left(\frac{dR_i}{dt}\right)^2 \\ & + \frac{4\nu_L}{R_i} \frac{dR_i}{dt} + \frac{2S}{\rho_L R_i} = \frac{P_b(t) - P_\infty}{\rho_L} \end{aligned} \quad (4-2)$$

벽면으로 막혀있는 공간에서 기포 거동에 대한 해석은 mirror image를 사용하여 식 (4-2)로 해석할 수 있다. 수조 내부에 있는 기포의 image는 벽면에 대해서는 source로서 작용하며 자유표면에 대해서는 sink로 작용한다. Fig. 4-2은 기포의 image를 나타낸다. 기포를 둘러싸고 있는 다이아몬드 형태의 표면에 존재하는 image들을 layer라고 한다. 예비계산 결과 layer를 20개 정도 취하면

$\sum_{j \neq i}^N \frac{1}{r_{ij}}$  이 수렴하였다.

## 제 2 절 벽면 영향 분석

APR-1400의 IRWST는 격납용기 하부에 환형 모양으로 위치해 있고 상부에는 콘크리트 구조물로 덮여 있으며, 덮개에는 4개의 공기방출밸브가 있다. 환형 공간에서의 증기분사기 위치와 정지냉각계통과의 연결위치를 알 수 있는 IRWST 평면도는 Fig. 4-3에 있으며, 증기분사기의 잠김깊이와 수조수의 높이를 알 수 있는 정면도는 Fig. 4-4에 나타나 있다. IRWST 수조수의 초기 높이는 약 3.6m 이고 증기분사기는 수면에서 2.7m이며 내벽에서 1.5m 외벽에서 4.15m 정도 떨어진 곳에 위치하고 있다. 반면 unit cell 실험에서 수위는 약 3.6m이고 증기분사기는 직경 3m인 수조 중앙에 위치하고 있으며 잠김깊이는 2.7m이다. 즉, 수위와 증기분사기 잠김깊이는 APR-1400과 동일하지만 수조 중앙에 위치하고 있기 때문에 APR-1400과 비교하면 외벽면으로부터 좀더 가까운 곳에 위치하고 있다고 할 수 있다. 이와 같이 벽면으로부터 떨어진 증기분사기 위치가 서로 다르기 때문에 제 1절에 기술된 바와 같이 Rayleigh 방정식에 mirror image를 사용하는 다중 기포 분석 방법을 통하여 벽면이 기포 거동에 미치는 영향을 알아보았다. Fig. 4-5은 벽면의 mirror image를 이용한 해석적 방법으로 unit cell 실험을 바탕으로 구한 APR-1400 기포 압력 거동을 tuning 한 것이다. 해석에 사용된 기포 반경은 APR-1400과 같이 0.6227m로 하였고 증기분사기는 unit cell 실험에서와 같이 내외 벽면에서 각각 1.5m 떨어진 곳에 위치하였다.

증기분사기의 잠김깊이는 기포 중심이 증기분사기 끝에서 0.2m 위에 있는 것으로 가정하여 2.5m로 하였다. 주요 tuning 인자로서 kinematic viscosity를  $1.0 \text{ m}^2/\text{s}$ , 기포 표면 속도를  $2.0 \text{ m/s}$ 를 사용하였다. 해석적으로 tuning한 결과  $\Delta P_{positive}$ 는 71.43 kPa이었고 주파수는 3.40 이었다. Fig. 4-6은 증기분사기 위치만 실제 APR-1400 IRWST 위치로 변경시켜 해석한 결과와 Fig. 4-5의 해석결과를 비교한 것이다. 주요 tuning 인자인 kinematic viscosity와 기포 표면 속도를 각각  $1.0 \text{ m}^2/\text{s}$ 와  $2.0 \text{ m/s}$ 로 동일한 값을 사용하였다. 증기분사기 위치를 실제 APR-1400 IRWST 위치로 했을 경우  $\Delta P_{positive}$ 는 44.62 kPa로 약 38% 감소하였고 주파수는 4.46으로 약 31% 증가하였다. 이와 같은 결과는 unit cell 실험과 같은 크기의 수조로 증기분사기 기포 거동 실험을 하여 이를 토대로 APR-1400 기포 거동을 예측하는 경우 unit cell 실험의 벽면효과에 의해 압력은 실제보다 더 크게 예측하고 주파수는 더 작게 예측함을 알 수 있다.

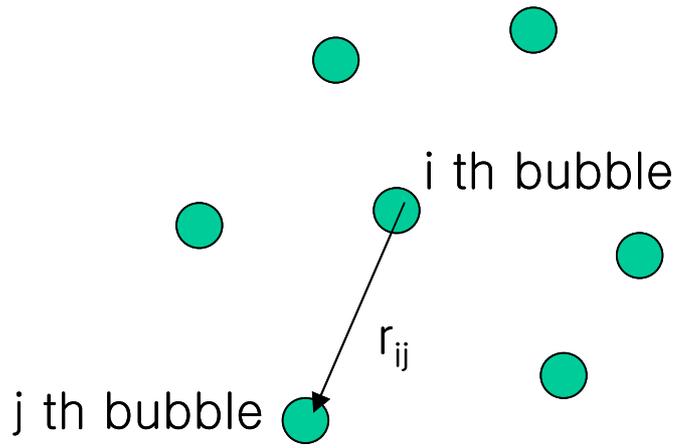


Fig. 4-1 Multi-bubble System

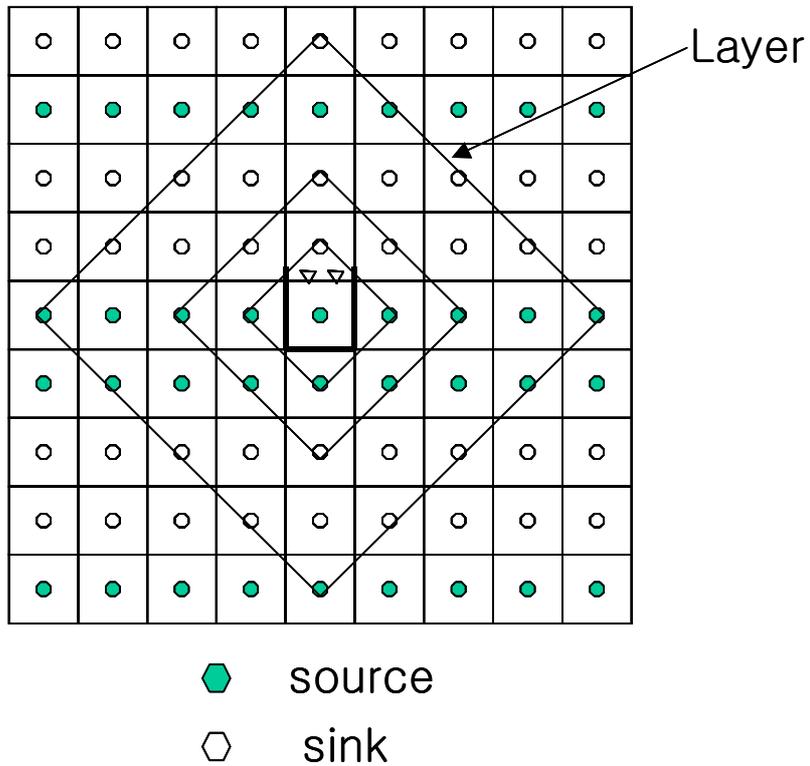


Fig. 4-2 Mirror Image of a Bubble



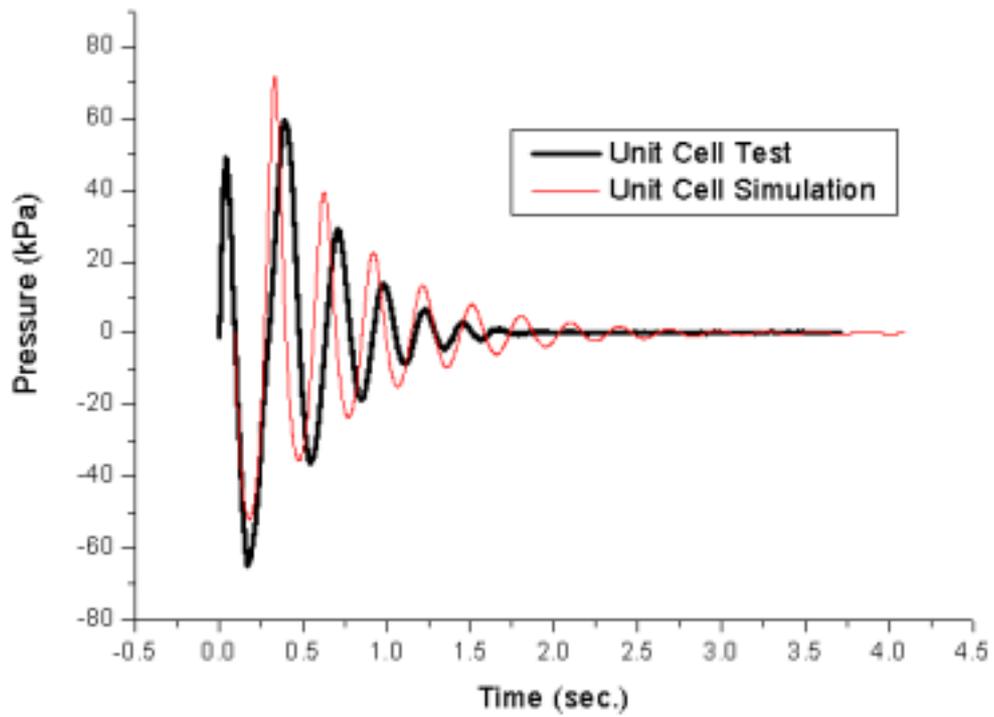


Fig. 4-5 Unit Cell Test Tuning 결과

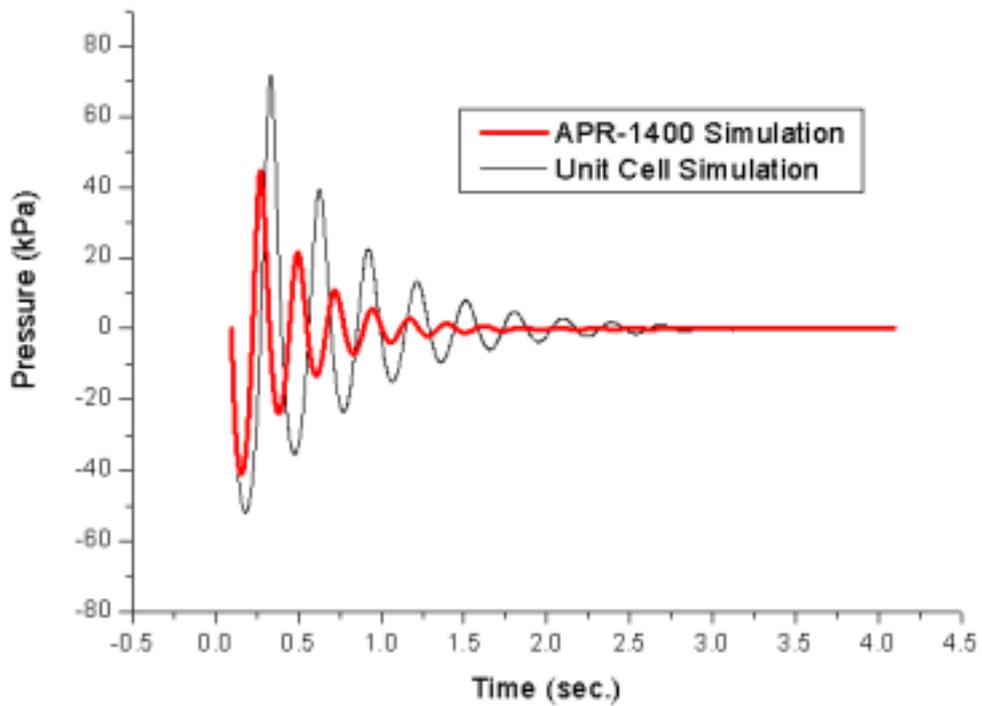


Fig. 4-6 해석결과 비교 (APR-1400 vs. Unit Cell Test)

## 제 5 장 결 론

안전성을 향상시키기 위해 도입된 APR-1400 안전감압배기계통이 사고시 작동하여 증기가 방출될 때, 계통 배관 내에 존재하고 있던 물과 공기가 증기 분사기를 통해 격납건물내 핵연료재장전수 수조로 차례로 방출되며 이중 고압으로 방출된 공기방울이 저주파로 진동하면서 이 진동으로 인한 동적 하중이 구조물에 심각한 영향을 준다. KAERI에서는 APR-1400 안전감압배기계통에 증기 분사기를 설치했을 때 발생하는 최대 하중의 원인인 공기방울 진동의 영향을 알아보기 위해 APR-1400 실규모 증기분사기를 장착한 unit cell 실험을 수행하였으며, 실험으로 구한 벽면 압력 자료를 ABB-Atom이 BWR 증기분사기를 개발하였을 때 사용한 방법을 적용하여 분석하여 APR-1400 설계에 사용되는 기포의 압력하중함수와 기포반경변화를 구하였다. 기포의 최대 압력(진폭)은 65 kPa이었고 대표 주파수는 3.23 Hz였다. 또한, APR-1400 격납건물내 핵연료재장전수 수조의 실제 크기가 unit cell 실험에 사용된 수조보다 크므로 Rayleigh-Plesset 방정식에 mirror image의 영향을 추가한 다중 기포 해석 방법을 적용하여 수조 내에서 기포의 위치가 압력하중함수에 미치는 효과를 분석하였다. 분석결과 unit cell 실험과 같은 크기의 수조로 증기분사기 기포 거동 실험을 하여 이를 토대로 APR-1400 기포 거동을 예측하는 경우 unit cell 실험의 벽면효과에 의해 압력은 실제보다 더 크게 예측하고 주파수는 더 작게 예측함을 알 수 있었다.

## 제 6 장 참 고 문 헌

- [1] Cho, S. et al., "Air Clearing Test to Generate the Forcing Function of APR-1400 Reactor", KAERI/TR-1931/2001(Restricted), Oct. 2001
- [2] Nilsson L., "Experimental investigation of steam vent clearing phenomena at system relief into a condensation pool of water", AE-RL-1630, 1975
- [3] Suppression Pool Temperature Limits for BWR Containments, NUREG-0783, USNRC
- [4] 김환열 등, "차세대원자로 증기분사기 개발 방법론", KAERI/TR-1337, Jun., 1999
- [5] 고희진, "차세대원전 Sparger 공기방출량 관련자료 송부", NES/RD-20010007M, Oct. 20, 2001
- [6] 김환열, "APR-1400 forcing function 개발을 위한 Westinghouse Atom 기술자문 귀국보고서", Sept., 2001
- [7] J. Fredell, "W-Atom Consulting for KAERI forcing function generation based on sparger tests", W-Atom Consulting Report, SES 01-162, rev 0, Sept., 2001
- [8] M. Utamura, "An Analysis of Multiple Bubble Behaviors in a BWR Suppression Pool", 2nd Int. Topical Meeting on Nuclear Thermal Hydraulics, Santa Barbara, CA, USA, Jan. 1983
- [9] 박춘경 등, "Unit Cell Sparger Test Using the B&C Test Facility", B&C-QLR-001, Jul., 2001
- [10] 라인식, "KNGR IRWST T/H LOADS ANALYSIS REPORT", KOPEC, N-001-END461-201 Rev. A, Oct. 30, 2000
- [11] 배운영, "증기분사기 (sparger) 방출 공기의 거동", KAERI/TR-1534/2000, Mar., 2000
- [12] Bae, Y. Y., Kim, H. Y., Chang, M. H., and Park, J. K., "A Study of the Air Discharge and Subsequent Oscillation with Heat Transfer", ASME 2000 Fluids Engineering Division Summer Meeting, FEDSM 2000, Boston, MA, June 11-15, 2000
- [13] 황영동 등, "수조내의 기포거동 분석", KAERI/TR-1158/98, Oct., 1998

- [14] C. B. Martin, "Task 1-2 : Application Procedure to Apply ABB-Atom Data to Sparger Bubble Pressure", ABB-CE Consulting Report, ABB-A002-001, May 11, 1998
- [15] 김환열, "차세대원자로 Sparger 압력함수 개발관련 해외출장보고서", 한국원자력연구소, Sept., 1998
- [16] C.E. Brennen, "Cavitation and Bubble Dynamics", Oxford University Press, 1995
- [17] G.L. Chahine and R. Duraiswami, "Dynamical Interactions in a Multi-Bubble Cloud", J. Fluid Engineering, Trans. ASME, Vol. 114, 1992
- [18] J. Fredell, System 80+: Steam Relief System, Estimation of IRWST Loads for STS DBE, RVE 92-056, ABB Atom, June 15, 1992
- [19] F.J. Moody, "Introduction to Unsteady Thermofluid Mechanics", John Wiley & Sons, 1990
- [20] F.J. Moody, "Dynamics and Thermal Behavior of Hot Gas Bubbles Discharged into Water", Nuclear Engineering and Design, Vol. 95, 1986
- [21] J. Fredell and T. Henriksson, Forsmark 1 - System 314, Safety/Relief Valve Discharge Tests - Final Report, KVB 81-179, ABB-Atom, May 4, 1981

## 부 록 1 압력하중함수 개발관련 ABB-Atom 자문 내용

### 1. Explain briefly the ABB Atom tests for the development of I type sparger regarding developmental history.

Atom presented OH slide material on the development history, starting with the Würgassen incident in 1971 (Germany), where during steady state operation the inadvertent opening of one safety relief valve (SRV) caused rather severe damage to the containment, a large suppression pool leak. This incident convinced the industry of the necessity to develop means to mitigate the condensation oscillation effects in blowdown situations.

Atom has conducted a large amount of blowdown experiments, at various test facilities in Sweden, in laboratory tests both at reduced scale and in full scale, and in several full scale tests at Swedish and Finnish reactor sites, see attached list.

KAERI: What is the merit of a sparger instead of a straight pipe?

Atom: The strong steam burst creates powerful condensation oscillation (CO) phenomena. With the sparger one has in principle eliminated CO, and the pressure oscillation amplitude during air clearing in the pool has been reduced strongly.

KAERI: Atom performed a large number (about 300) laboratory tests and a rather smaller amount of full scale tests. With the experience gained by Atom, is it necessary for KAERI to perform full scale tests, or is it sufficient to rely on the KAREI lab.tests?

This question will be treated in a later session with a review of the KAERI test facility.

Atom used electric analogy tests to solve the Laplace equation since it was clearly verified from theoretical studies that the observed pressure field is analogous to an electric potential field.

KAERI: KAERI have tried to measure the pressure at the source, i.e.

the gas cloud outside the pipe outlet, but with poor success. Has Atom tried to do the same?

Atom: Atom has not measured the pressure at the source, only at the bottom and around the containment walls and inside the pipe. The source pressure was calculated from the wall pressure, using also the electric analogy tests. Submergence depth was an important parameter. Calculating the source term is considered to be a rather straightforward matter.

**2. Explain briefly the ABB-Atom tests for the development of I type sparger regarding test category and purpose.**

The purpose was to reduce the magnitude of the forcing function. This item is covered in the previous section.

**3. Explain briefly the ABB-Atom tests for the development of I type sparger regarding operating experience of sparger in the real plant.**

There is now a wealth of experience of SRV actuations with the Atom sparger design. There have been more than 200 - 300 years of plant operation and there are 2 - 3 SRV actuations per plant and year. The experience gained is thus from 500 - 1000 actuations so far. The experience is very satisfactory with no adverse effects on the spargers or from the spargers.

There is in principle one sparger design in all of the eleven BWR plants built by Atom. The only existing difference is a smaller pipe diameter in the older plants (125 mm) than in the later plants (150 mm). The hole size is the same in both, but the number of holes differs.

**4. ABB-Atom generated the System 80+ forcing function based on ABB-Atom tests with using correction factors. Initially, what brought you to consider the development of PWR sparger based on BWR tests. Note that generally the operation conditions of the PWR are different from those of BWRs.**

It is true that the operational pressure will be quite different. But in the sparger the conditions will be in principle the same if the correct number of spargers are chosen. The outflow from the sparger is choked and there will be same steam mass flow density. With four spargers per

blowdown train in the Atom BWR the mass flow density is 1200 -1700 kg/m<sup>2</sup>s, and with six spargers per train in 80+ the mass flow density is 1580 kg/m<sup>2</sup>s. The Studsvik tests were performed with a mass flow density of 1300 and 1700 kg/m<sup>2</sup>s. This gives in principle the same conditions in the sparger inlet line and also in the sparger.

There is more air mass due to longer piping in System 80+, which must be taken into consideration.

**5. Explain ABB-Atom methodology in the generation of System 80+ forcing function regarding how to draw out the parameters affecting bubble cloud pressure.**

The conditions in the Studsvik tests and 80+ are not the same. This necessitates correction factors to be employed. Atom presented the slide SRV discharge tests at Studsvik, see attachment, the major content of which is the Parameter Investigation . This is mainly the same as in the report RVE 92-056, section 2.4. A list is given there with seven key parameters. The list is considered to be quite complete.

There must be a sufficiently large water volume around the spargers, or rather, a water surface area, named EWSA. The distance between spargers should not be less than 1 m, and the distance between spargers and the walls should not be less than 0,6 m, but departures from this can easily be accommodated by compensating closeness with larger submergence depth, as is the case in Forsmark.

**6. Explain ABB-Atom methodology in the generation of System 80+ forcing function regarding how to determine the correction factor and its reasoning.**

The correction factors are derived from a combination of the electric analogy tests and the steam blowdown tests. The Studsvik tests cover the range of steam mass flow density from 1300 kg/m<sup>2</sup>s to 1700 kg/m<sup>2</sup>s.

Mass flow density is a function of pipe diameter squared and the condensation effect is a function of pipe diameter. Therefore, in a pipe the condensation effect will increase with smaller diameter.

In the KAERI test facility the steam discharge pipe has a much smaller

diameter (2 ") than the sparger pipe (6 "). The mass flow densities are roughly 500 kg/m<sup>2</sup>s in the sparger and 4500 kg/m<sup>2</sup>s in the discharge pipe. This can pose a problem with using a relevant mass flow density for the KAERI correction factor. This problem will be addressed in a later session.

**7. Explain ABB-Atom methodology in the generation of System 80+ forcing function regarding how to generate the normalized forcing function.**

The curve in KAERIs documentation is a typical curve, taken directly from the experimental measurements. Data were taken from the test series 155 - 175. There were 6 transducers per test along the vessel bottom and walls, i.e. there are about 120 curves for the forcing function. There is principally the same normalized curve in each of the 120 samples, but with different absolute values.

The test conditions were not identical in each test. The same spargers were used, and the same mass flow density, but the conditions in the pipe were varied due to changes in initial conditions. The test set-up allowed a change in the steam/air content to be made. In this way simulations of various leakage rates through the valves were made possible. From Fig. 2.8 in RVE 92-056 it can be seen that there is not a very strong dependency on temperature and steam content.

**8. Explain briefly the Figs. 2.6 and 2.7 in RVE 92-056**

Reference is made to section 2.3.2 in RVE 92-056.

In the process of utilizing the analogy between the pressure field and the electric potential field concepts a set of curves over relative potential (relative pressure) as functions of submergence depth in the pool are produced. Among this set of curves the curve that best fits the measured pressure values at different locations in the pool is chosen to correspond to the correct location of the center of the gas cloud.

The radius of the bubble cloud is taken from the amount of gas present in the pipe before blowdown. The relevant parameters are gas mass, temperature and pressure (atmospheric, hydrostatic and bubble pressure; the bubble pressure is being guessed initially, 3 bar, say). This gives the

bubble reference volume (reference diameter), for positive pressure amplitude.

9. **In the Studsvik test, the radius of bubble cloud is estimated to be 0.297 m based on the compressed volume 0.11 m<sup>3</sup>. The pipe volume of the Studsvik test facility is 0.496 m<sup>3</sup>. What is the basis of the compressed volume of 0.11 m<sup>3</sup>**

Reference is made to section 3.3.1 in RVE 92-056.

The initial bubble pressure is given a rather large value of 3 bar. This is just a reference value, corresponding to a set of specific initial conditions (roughly 50 % gas and 50 % steam).

10. **In the Studsvik test, the radius of bubble cloud is estimated to be 0,297 m based on the compressed volume 0,11 m<sup>3</sup>. The pipe volume of the Studsvik test facility is 0,496 m<sup>3</sup>. What about using the air mass ratio instead of the bubble cloud radius ratio**

Reference is made to Appendix 2, page 6, in RVE 92-056.

The correction factor for IRWST can be determined either from the air mass ratio or the bubble cloud radius ratio, with reference to the cubic relation between volume and radius. The correction factor can be adjusted accordingly, when the final air mass is known.

11. **In the Studsvik test, the radius of bubble cloud is estimated to be 0,297 m based on the compressed volume 0,11 m<sup>3</sup>. The pipe volume of the Studsvik test facility is 0,496 m<sup>3</sup>. What is the reason of larger bubble cloud pressure in case of larger air bubble radius**

Reference is made to section 2.4.4, second sub-section, in RVE 92-056.

The normalized bubble pressure is chosen as the maximum positive pressure, corresponding to the smallest bubble cloud. A larger air mass in the pipe is thus compensated by increased bubble pressure assuming the same driving pressure in both cases. That is, the correction factor is shifted from the reference radius to the bubble pressure.

12. **What is the effect of steam in the pipe on the bubble cloud pressure and frequency.**

Regarding the frequency, see section 2.4.6 in RVE 92-056.

An increased steam content implies a smaller mean bubble radius, and from the relation  $f_0 \cdot R_0 = 3,26$ , a smaller radius gives a larger frequency. Normally, the fundamental frequency range is between 5 and 8 Hz, depending on the amount of steam content.

The employed relation is applicable for an infinite volume of water. The tank and pool obviously have limited dimensions, but the EWSA must be sufficient.

The influence on bubble cloud pressure is more complex. Some indication can be found in Fig. 2.8 in RVE 92-056. As stated in 1.3.3 above, the effect of temperature and steam content is not very strong.

13. **The KAERI test facility does not include the electrode analogy test. Instead we tried to measure the bubble cloud pressure directly. But, it seems that the test results were not nice enough to be used. How can we calculate the bubble cloud pressure with the wall pressure?**

The results from the Atom electric field analogy tests and the procedure to use them for the analysis of bubble cloud pressure can be applied also to the KAERI pressure field tests. Appropriate scaling factors must be applied. The difference in tank width between Studsvik and KAERI is very small, a factor of 1.06. The distance from the sparger end to the bottom of the tank is almost exactly the same in the two test facilities (in the reference case in Fig. 2.6). The water level in Studsvik was 5.5 m, in KAERI it is 3,5 m. The x-axis in Fig. 2.6 will thus go from 0 to 3.5.

The intersection between the two solid lines in Fig. 2.4 is at a position of 130.3 mm, which, with a scaling factor of 33, corresponds to a depth in the pressure tank of 4.3 m. The curve in Fig. 2.6 is valid for this value. The corresponding depth in KAERI is  $3.5 - 1.1 = 2.4$  m. At this depth the KAERI curve attains the same value as the curve in Fig. 2.6, 0.74 (1.47/2.0V in Fig. 2.4), possibly with a slight conservative reduction to 0.73 to account for minor scaling effects (33/1.06). Note that these values refer to a specific reference bubble volume of  $0.11 \text{ m}^3$ , see section 2.3.2 in RVE 92-056.

The experimental conditions do vary between the two test facilities, but this is of no consequence, really, since Atom did a large number of tests where the initial conditions were also allowed to vary greatly. The most important aspect is the driving pressure in the experiments, and this is not much different in the two cases, as shown in the KAERI test results. The experiments can be seen as being performed with a black box for the gas cloud configuration at the sparger outlet. The amount of gas in the bubble (the black box), for instance, 50 % more in KAERI than in Studsvik, is irrelevant, since the analysis is based on measured values on the tank walls and bottom.

The curve in Fig. 2.6 corresponds to a test where the sparger end is at a submerged depth of 4.5 m (there is a wrong value in the first sub-section in section 2.3.2 in RVE 92-056), and where the bubble cloud center is at 0.2 m above this end, i.e. at 4.3 m. Other curves were recorded where the center of the bubble is 0.7 m above the sparger end. The 0.2 m curve is the curve that gives the best correlation between relative voltage and relative pressure

The relation between voltage and pressure is:

$$p/p_{\text{gas cloud}} = U/U_{\text{max, ref. electrode}}$$

$p$  is the measured value

$U$  is the measured voltage

$U_{\text{max, ref. electrode}}$  is a fix reference voltage (2.0 V in Fig. 2.4)

$p_{\text{gas cloud}}$  is the bubble pressure, which can thus be calculated from the three parameters. The calculational procedure is described in the first sub-section of section 2.3.2 in RVE 92-056. The reason to use this methodology is to demonstrate that the two fields are analogous.

In the KAERI tests there are five different pressure transducers along the walls. These give five values of  $p_{\text{gas cloud}}$ , which should be averaged to give a mean value.

KAERI: Can the  $p_{\text{gas cloud}}$  be calculated theoretically?

Atom: Yes, it requires the solution of Laplace's equation.

- 14. It seems that the load reduction ring is a unique feature which is found in the ABB-Atom sparger. Explain the design concept of it.**

With the ring the two discharge clouds, from the upper and lower outlets, will coalesce into one at the sparger bottom. The configuration is a result of an extensive testing program which demonstrated that the dynamic loads are reduced substantially with the ring. Without the ring there will be two clouds which will produce a different type of oscillations and higher loads.

KAERI: Friction factors for the two outflow areas?

Atom: Atom's POOLBLOWER calculations would have to be consulted.

- 15. What is the exact meaning of normalized time to 1 Hz fundamental frequency in the forcing function.**

This has no real meaning other than to produce a curve which has an oscillation period of 1 s. Compare Fig. 3.2 where the period is denoted as  $1/f_0$ . The fundamental design frequency range is between 4 and 20 Hz, but normally the frequency range was between 5 and 8 Hz, see 1.6.1 above.

- 16. In the generation of the correction factors for System 80+, it seems that every parameter affecting the bubble cloud pressure is of equal importance. Did you consider any weighting factor for each parameter?**

Reference is made to sections 2.4 and 2.5.

There is no weighting applied. The correction factor corresponds to a conversion of the constituents, which are affecting the factor, to the appropriate design configuration.

- 17. For the estimation of  $dP_{gas}$ , the measured wall pressures and the electrode analogy curve are used. Explain the following regarding the electrode analogy curve:**

**- Can we obtain the limiting value of 0.73 (or 0.74) based on a theoretical approach? Any reference or calculation?**

This is discussed in 1.7.1 above. A value quite close to 0.74 should be obtained with the KAERI test parameters, provided they are adequately scaled. Atom performed tests with four different electrode positions, corresponding to submergence depths of 3.3 m, 3,8 m, 4.3 m and 4.8 m.

These yielded limiting relative voltage (pressure) values of 0.71, 0.73, 0.74 and 0.74, respectively. The curves for 3.3, 3.8 and 4.8 m are attached to this report, Appendix 1 3, and the curve for 4.3 m is shown in Fig. 2.4 in RVE 92-056. To invoke conservatism in the determination of the reference pressure value, a smaller value should be used. Atom recommends KAERI to use a value around 0.7.

Utilizing potential field theory, it is a rather straightforward matter to calculate with a suitable computer code the relative voltage (pressure) on the tank walls, or, conversely, the source pressure from the wall pressures. Atom performed these calculations during the test procedures, but this analysis was not documented.

**18. For the estimation of  $dP_{gas}$  , the measured wall pressures and the electrode analogy curve are used. Explain the following regarding the electrode analogy curve:**

- **How can we generate the  $dP/ dP_{gas}$  curve for the KAERI test ? It is difficult to estimate the curve near the center of bubble cloud (about 2.4 m below water surface), since we do not have the ABB-Atom electrode test curve with the submergency of 2.4 m.**

The curve from Fig. 2.4 in RVE 92-056 is transferred directly to Fig. 2.6 with the same shape and relative position to the straight lines. After creating the straight lines from the KAERI parameters, see 1.7.1 above, the relative deviation to the corresponding pressure curve should be made the same.

**19. For the estimation of  $dP_{gas}$  , the measured wall pressures and the electrode analogy curve are used. Explain the following regarding the electrode analogy curve:**

- **Is the pressure distribution curve applied to both the tank side walls and bottom wall ?**

Yes. Due to the large distance from the bubble center to the bottom of

the tank, greater than 3 times the bubble radius in Fig. 2.6, the pressure is practically the same along the whole bottom, about 0.74. The most important measured pressure values are those on the tank walls, since they exhibit the largest differences. The reference pressure value is calculated for PT8. For the other measuring points, the pressure is calculated relative to PT8 in order to determine the deviation from the electric analogy value, and thus, as stated previously, to establish the validity of the analogy approach.

20. **For the estimation of  $dP_{\text{gas}}$ , the measured wall pressures and the electrode analogy curve are used. Explain the following regarding the electrode analogy curve:**

- **Looking at the pressure distribution curve, it seems that the tank wall pressure depends on just submergency. Do you think that the pressure depends on the actual distance from the source rather than the submergency ?**

From potential field theory, there is an  $1/r$  dependency only close to the source. Further away the pressure values (equi-potential values) are the same along lines orthogonal to the field lines.

21. **ABB-Atom recommends that the center of bubble cloud is located 0.2 0.7 m above sparger bottom based on experience. Can we have a conservative result (i.e. larger  $dP_{\text{gas}}$ ) if we use the value of 0.2 m in the estimation of  $dP_{\text{gas}}$  for APR 1400 ?**

The deviation between the results from 0.2 m tests and 0.7 m tests is approximately 1 % for the gas cloud pressure. The value 0.2 m should rather be considered as a best-estimate value.

22. **ABB-Atom determined  $dP_{\text{gas}}$  based on 21 tests changing the initial conditions in the pipe. But the KAERI test facility can not change the initial conditions in the pipe and we perform with air only. Evaluate the KAERI test in the conservative view point. How many repeated test runs are necessary ?**

In comparison with the Atom tests, the KAERI tests correspond to a sub-set of the Atom tests which was performed without taking account of steam valve leakage or temperature changes. A KAERI correction

factor for the consideration of these effects thus seems appropriate. However, with reference to Fig. 2.8 and Appendix 1 in RVE 92-056 this factor should not be very large. It is the Atom opinion that a factor of 1.4 - 1.5 should be adequate for the maximum gas cloud pressure.

It is also the Atom opinion that a set of about 10 tests of the KAERI category should form a sound basis for statistical treatment.

### **23. Comment on the KAERI test facility**

The drawings of the KAERI test facility were examined in detail. The implications of differences in geometry and physical conditions between the KAERI and the Atom tests were discussed.

The number of pressure sensors both in the pipe and the tank should be adequate. As in the Atom tests, some locations in the tank should give practically identical pressure values. Atom did not use all of the pair-wise equivalent sensors in the evaluation.

The location of the sensors is also satisfactory. Ideally, one or two additional pressure sensors at higher levels in the tank, between PT 1 and the water level, would improve the conditions further. This would facilitate a better correlation with the electric analogy curve in Fig. 2.6 in the straight line portion of the curve. With the existing KAERI locations, the measured points will be more concentrated towards the high pressure values, the non-linear part of the curve.

It is the Atom opinion that the number of sensors in the pipe is also sufficient.

There are rather more thermocouples in total than in the Atom tests. This is of course very valuable for the KAERI plans to analyse the temperature distribution in the pool with the 3D code FLUENT.

There is a very long opening time for the valve V202 in the KAERI tests compared to the Studsvik tests and System 80+. This gives a significant reduction of the sparger inlet pressure during the air clearing phase at KAERI and therefore lower pressure amplitudes of the pressure oscillations in the tank.

The air chamber in the test arrangement, together with its compressor, has the purpose to simulate an increased initial amount of gas. There is some concern over the implications of this arrangement as opposed to the Atom tests, where the relative steam and air content could be controlled. The initial air chamber pressure of 40 bar implies a very large equivalent pipe length in the prototype APR 1400. It stems from a very conservative choice of maximum calculated sparger flow.

It is the opinion of Atom that the specifics of the air chamber do not have much significance for the relevance of an application of the Atom electric analogy methodology to the KAERI tests. If the pressure trends during air clearing are similar to the Atom tests, then the air chamber is not crucial to the validity of the test program. The most important factor is to have a sufficient pressure at the sparger inlet. The KAERI maximum value of about 11 bar does not apply to the air clearing phase, according to the test results. There is a significantly lower pressure value that is applied during the air clearing phase (roughly 5 bar, from the test results). This low test value during the KAERI tests is due to the extremely long valve opening time in these tests.

KAERI should apply a correction factor to the maximum bubble pressure due to the lower sparger inlet pressure (cf. section 2.5 in RVE 92-056, where a factor of 1.0 (no correction) is suggested for System 80+ in this respect, since the inlet pressure is the same as in the Atom tests.)

The pressure oscillation frequency should be lower at KAERI because of the larger air mass, but this should be off-set by a smaller submergence depth and lower sparger inlet pressure in those tests. This is verified in the available graphs from KAERI, which show about the same frequency as the Atom tests.

KAERI: Influence of pipe length? Pressure wave reflections at valves, etc.?

Atom: In Atom BWRs the pipe length is roughly the same as in the experiments. In APR 1400 the pipe length is much larger. Pressure reflections will occur, but the effect will be small because, normally, the

reflections occur in a very short time period. Furthermore, the KAERI (and APR 1400) valves have markedly slower opening times, which will produce lower pressure amplitudes, because the sparger inlet pressure will be lower. And, of course, this will also result in smaller shock and reflection waves in the pipe.

KAERI: Refer to Appendix 1, page 1, in RVE 92-056: Do the 21 discharge tests in Calculation 1 include cases with increased pool temperature?

Atom: No. The elevated pool temperatures apply to tests 177 182. Higher pool temperatures gave rise to higher gas cloud pressures, see Fig. 2.8. This is the basis for the design criterion for the temperature influence on the pressure loads in the tank, Fig. 2.9.

24. **The AE (Architect Engineer) requests that KAERI provide not only bubble pressure transient data but also bubble radius and velocity transient data. The bubble pressure transient data can be obtained through KAERI tests. Did ABB-Atom have any experience of providing the bubble radius and velocity transient data ?**

Atom has no explicit experience of providing velocity transient data. However, the effect of bubble oscillation on the water velocity is quite insignificant. The water velocity is very small, and albeit it has some influence on the frequency, it has no influence on the loadings on structural components in the pool. The effect is disregarded in the structural analysis of Atom BWR containments and reactor pressure vessels.

From Newtons law on acceleration, applied to the water mass, the maximum vertical surface velocity can be estimated. The value is quite small, of the order of 0.5 m/s, according to the tests in the Studsvik experiments with spargers. This gives rise to a dynamic pressure of about 0.1 kPa. This value is more than ten times smaller than the pressure loads from the dimensioning maximum pressure gradients on the most important components in a suppression pool (e.g. piping with a diameter larger than 50 mm). The dynamic pressure is of course larger in the vicinity of a gas cloud, but it is still negligible compared to the pressure loads from the dimensioning maximum pressure gradients,

because they also obtain higher values near a gas cloud.

The maximum vertical water displacement during one oscillation is of the order of 30 mm in the above tests.

The bubble velocity can be estimated from the relation between bubble surface area and water level area. From the continuity equation,

$$\text{velocity}(t)_{\text{water surface}} \cdot \text{areatank} = \text{velocity}(t)_{\text{bubble}} \cdot \text{area}(t)_{\text{bubble}}$$

The bubble radius can be obtained from the electrode analogue studies.

- 25. In the generation of System 80+ correction factors, ABB-Atom distinguished the maximum steam mass flow density and the maximum pressure in the pipe, although the two parameters are coupled. Explain the reason. In APR-1400, is the same procedure applied ?**

The two parameters are coupled, but the most important parameter by far is the pressure. If the configurations in the test and the plant are the same, the parameters can be used exclusively. If there is a substantial difference, both parameters must be taken into account, but the driving pressure is the most important factor.

In the Atom tests, an exchange of steam valve, with no other change in parameters, enabled measurements to be made at two different steam mass flow rates with a difference of about 30 %. The measured driving pressures confirmed a pressure difference of the same amount, see Summary in the report AE-RL-1630.

As stated in section 1.14.1 above, the specifics of the air chamber in the tests, and thus the mass flow, are not crucial to the validity of the test program. The Atom recommendation to KAERI, as indicated in section 2.4.1 in RVE 92-056, is to disregard the mass flow density in the generation of correction factors, because of the large pipe length difference between test and prototype plant, and to only use the pressure parameter. This is the meaning of the omitted value, - , in the table on page 19 in RVE 92-056. The driving pressure value to be chosen from the tests is an average between the PT5 and PT6 values.

KAERI: Why did Atom separate the two parameters?

Atom: To make the most use of the test facility. It was shown during the experiments that the maximum pressure in the pool decreases with the same factor as steam mass flow density, if nothing else is changed (section 2.4.1 in RVE 92-056). This was not clear before the tests.

KAERI: In view of a possibly quite large correction factor between the KAERI test facility and prototype plant APR 1400, is the extrapolation procedure for the generation of correction factors still valid?

Atom: The procedure for the generation of correction factors is valid, provided care is taken to match the appropriate parameter values to each other, see section 2.14.1 above.

The appropriate driving pressure value is the maximum pressure during the air clearing period. In the KAERI tests this occurs in the range 3.2 - 3.4 s. The maximum pressure is then 5 - 6 bar, from the available graphs. Generally, the maximum pressure will occur when the valve is fully open. Here, the valve open area will still be quite small at the time of air clearing, because the valve has a rather long opening time. It is thus very important to compare the maximum air clearing pressure value with the relevant corresponding value for the prototype plant. This value is most probably not the specified value of about 15 bar, but some lower value. Due to the long opening time, the maximum pressure value occurs at a time later than during the air clearing period. The KAERI maximum driving pressure value of about 11 bar should thus (most probably) be compared to the prototype value of about 15 bar, and the KAERI value of about 5 bar should correspond to some value lower than 15 bar. Conceivably, since the valves used in the two cases are of the same kind, the air clearing pressure in the prototype is of the order of about 7 - 8 bar. This must be verified by the Architect Engineer in order to obtain a more proper value. The valve opening time should be the same for the test and the prototype APR 1400.

26. **In KAERI test facility, the steam mass flow density is changed with the pipe locations, since the pipe diameters are different. In the generation of the correction factor for the maximum steam flow**

**density, which one (2 inch or 6 inch) should we choose ?**

See Q2 above: Disregard mass flow density in the generation of correction factors, and use the appropriately matched gas driving pressures.

- 27. The pressure transient curve obtained in the test has a lot of fluctuations. The forcing function generated by ABB-Atom is rather neat. How could we get rid of the fluctuations to get a neat curve ?**

In order to examine the frequency content in the pressure measurement signals, a Fourier transform analysis was performed for the experiments in Forsmark 1. Oscillations with a frequency of 40 Hz and higher give small amplitudes and were disregarded. A return to the time domain yielded curves that were considerably smoothed. This is common practice. It is essential for the stress analysis work to reduce the amount of pressure curves.

The high frequency fluctuations are most certainly not due to gas cloud oscillations, but due to transducer vibrations and tank wall movements.

The KAERI curves tend to exhibit a more harmonic character than the Atom curves. This is probably due to lower pressure amplitudes. There is a correlation between amplitude and harmonicity. The Atom curves show a less harmonic character and larger pressure amplitudes. Normally, a stronger harmonic character implies a more conservative situation, especially for frequencies with a stronger coupling to structural resonances.

As regards the number of cycles to be applied in the analysis, Atom usually used ten cycles, the last three or so of which give an insignificant contribution in the stress analysis. The same should apply to KAERI and APR 1400.

- 28. ABB-Atom generated a normalized forcing function based on about 120 pressure transient curves. Explain how can all the curves be fitted to one normalized curve. Did you use any skills in the generation of a curve with many pressure curves ?**

It was found that, after normalization, all curves turned out to have a very similar appearance. The deviation among the 120 curves (in the

tests 154 to 174 in Studsvik) was normally only a few percent. This has been confirmed also in real plant testing at Forsmark, where Fourier analyses as well as response spectra analyses were performed.

Due to this very consistent behaviour, it is appropriate to choose one of the measured curves as a representative of all the others. Atom disregarded the measuring points with the largest content of disturbances (transducers at the bottom of the tank), and, observing that several of the wall transducers showed practically the same signals, chose the curve for PT8, which had slightly higher amplitudes and a minimum of disturbances. The curve chosen was from test number 186, since the pressure amplitude in this test was higher and corresponded best to the pressure amplitude in System 80+. A factor in the selection was the degree of harmonicity, which, as stated above, should be large, and which was determined as the ratio between the maximum negative amplitude and the maximum positive amplitude, for the fundamental oscillation of PT8 from test number 186.

A change in initial gas conditions produces a change in fundamental frequency. In the Atom tests, with a large variety of initial conditions, the fundamental frequency range was from 4.8 Hz to 7.5 Hz. The figure 3.3 in RVE 92-056 was designed to accommodate all frequencies occurring in the blowdown situations. From the Forsmark plant tests, as well as the Studsvik and the laboratory tests, it was confirmed that the normalized pressure amplitude for frequencies between 4 and 10 Hz is covered by the value 1.0, and that the amplitude decreases at higher frequencies. Reference is made to section 2.4.6 in RVE 92-056.

- 29. Looking at the KAERI pressure transient curve, it seems that the frequency is different according to time. As time goes, the frequency becomes higher. How can we estimate the frequency of the forcing function ? The initial part of the curve looks also different from ABB-Atom curve.**

This phenomenon can also be seen in the Atom curves. As in KAERI, the frequency from the first few peaks is about 5 Hz, and from the last peaks about 7 Hz.

The fundamental frequency is determined from the first two positive

maximum amplitudes. The design minimum value of 4Hz on page 19 in RVE 92-056 is the minimum value defined in Fig. 3.3, which is based on the full range of Atom tests, as stated above. Figure 3.3 can be applied also to System 80+.

The difference in the initial part of the curves is most probably due to the large content of gas in the KAERI case. Differences in this part of the curves were also observed in the Atom tests, and are attributed to differences in initial steam content in these tests. This part of the curve represents quite high frequency values, in the range of 40 - 60 Hz, and has no significance in the structural stress analysis.

**30. What is your opinion on performing a full scale test in KAERI ?**

The need for full scale tests depends to a substantial part on the views of the Korean Regulatory Authority. Atom can refer to the situation with System 80+ in the US. The NRC has had no problem accepting the applicability of the Atom sparger pressure analysis methodology without CE having to perform their own tests. The situation here, where KAERI has access to the Atom full scale test data and the Atom methodology, and in addition perform their own tests, must be quite favourable.

서 지 정 보 양 식

<b>수행기관보고서번호</b>	위탁기관보고서번호	표준보고서번호	INIS 주제코드
KAERI/TR-1969/2001			
<b>제목/부제</b>	APR-1400 압력하중함수 개발		
<b>연구책임자 및 부서명 (TR, AR인 경우 주저 자)</b>	김환열 (동력로기술개발팀)		
<b>연구자 및 부서명</b>	배운영 (동력로기술개발팀)		
<b>출판지</b>	대전	발행기관	한국원자력연구소
		발행년	2001
<b>페이지</b>	90 pg	도표	있음(√), 없음( )
		크기	21 cm x 30 cm
<b>참고사항</b>	차세대원자로개발		
<b>비밀여부</b>	공개( √ ), 대외비( ), __ 급비밀	보고서종류	기술보고서
<b>연구위탁기관</b>		계약 번호	
<b>초록 (15-20줄내외)</b>	<p>차세대원자로(APR-1400)에는 안전성을 향상시키기 위해 격납건물내 핵연료재장전수 수조와 안전방출밸브(POSRV) 및 증기분사기(sparger)를 포함한 안전감압배기계통(SDVS)이 구비되어 있다. 사고시 안전방출밸브가 열려 증기가 방출될 때, 안전감압배기계통 배관 내에 존재하고 있던 물과 공기가 증기분사기를 통해 격납건물내 핵연료재장전수 수조로 차례로 방출되며 이중 고압으로 방출된 공기방울이 저주파로 진동하면서 이 진동으로 인한 동적 하중이 구조물에 심각한 영향을 준다는 것이 많은 실험과 해석을 통하여 알려져 있다. 본 보고서에는 APR-1400 원형 sparger를 장착한 unit cell 규모의 실험을 통해 얻어진 벽면 동압 자료를 바탕으로, APR-1400 설계에 사용되는 기포의 압력하중함수와 기포반경변화를 구하여 수록하였다. 기포 최대 압력에 영향을 주는 여러 열수력학적 변수에 대한 수치를 unit cell 실험조건과 APR-1400 설계자료를 비교하여 도출하였고, 이를 근거로 APR-1400 기포 최대 압력을 산정하였다. 또한, Rayleigh-Plesset 방정식에 mirror image를 이용한 다중 기포 해석 방법을 적용한 해석적 방법으로 unit cell 실험의 벽면이 압력하중함수에 미치는 효과를 분석하였다. 본 보고서에 수록된 설계자료는 AE가 APR-1400 IRWST 벽면 및 침수 구조물의 응력해석을 하는데 사용된다.</p>		
<b>주제명키워드 (10단어내외)</b>	APR-1400, 증기분사기, 안전감압배기계통, 핵연료재장전수 수조, 압력하중함수, 기포, Rayleigh 방정식, mirror image		

BIBLIOGRAPHIC INFORMATION SHEET					
Performing Org. Report No.		Sponsoring Org. Report No.		Standard Report No.	INIS Subject Code
KAERI/TR-1969/2001					
T i t l e / Subtitle		Development of a Pressure Forcing Function for APR-1400			
Project Manager and Department		Hwan Yeol Kim (Power Reactor Technology Development Team)			
Researcher and Department		Yoon Yeong Bae (Power Reactor Technology Development Team)			
Publication Place	Taejon	Publisher	KAERI	Publication Date	2001
Page	90 pg	Ill. & Tab.	Yes(✓), No ( )	Size	21 cm x 30 cm
Note	Korean Next Generation Reactor Development				
Classified	Open( ✓ ), Restricted( ), ___ Class Document		Report Type	Technical Report	
Sponsoring Org.				Contract No.	
Abstract (15-20 Lines)		<p>The Korea Next Generation Reactor(APR-1400) provides an IRWST(In-containment Refueling Water Storage Tank) and SDVS(Safety Depressurization and Vent System) including POSRVs(Pilot Operated Safety Relief Valve) and spargers in order to enhance its safety. In case an accident of opening the POSRV occurs, the steam with high pressure and temperature is discharged through the spargers attached at the end of the pipings of the SDVS. Before the steam is discharged, water and air existing inside the piping are discharged consequently. Experimentally and analytically, it is well known that the discharged air with low frequency oscillation produces dynamic loads which cause severe impacts on the IRWST structures. This report contains a pressure forcing function of bubble cloud and a bubble radius time history for APR-1400, based on the wall dynamic pressures measured in the unit cell test with a APR-1400 sparger. The thermal hydraulic parameters affecting the maximum bubble cloud pressure were compared between the unit cell test conditions and the APR-1400 design data and the maximum bubble cloud pressure of APR-1400 was calculated. The wall effects of the unit cell test on the pressure forcing function were analyzed using a Rayleigh-Plesset equation with a mirror image method of multiple bubbles. The design data in this report are used for a load analysis of IRWST wall and submerged structures by the AE.</p>			
Subject Keywords (About 10 words)		APR-1400, Sparger, Safety Depressurization and Vent System, In-containment Refueling Water Storage Tank, Pressure Forcing Function, Bubble Cloud, Rayleigh Equation, Mirror Image			