

機器配管系支持部及び結合部の耐震性評価に関する 研究報告書（第4報流送系の振動実験）

著者	小川 信行，箕輪 親宏，御子柴 正，千葉 敏郎，小林 博栄，相田 重一
雑誌名	防災科学技術研究所 研究資料
号	154
ページ	1-90
発行年	1992-03
URL	http://doi.org/10.24732/nied.00001768

550. 348 : 624 : 624. 042. 7 : 699. 84

機器配管系支持部及び結合部の耐震性評価に関する研究

報 告 書

(第4報 流送系の振動実験)

小川信行*・箕輪親宏*・御子柴 正*

防災科学技術研究所

千葉敏郎**・小林博栄**・相田重一**

石川島播磨重工業株式会社

Research on Seismic Qualification of A Nuclear Piping and Equipment Interacted System (Report-4, A Vibration Test and Analysis of Active Flowing System)

By

Nobuyuki Ogawa · Chikahiro Minowa · Tadashi Mikoshiba

*National Research Institute for Earth Science and Disaster Prevention, Japan
and*

Toshio Chiba · Hiroe Kobayashi · Shigekazu Aida

Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd.

Abstract

In recent years the authors conducted some experiments on seismic response of piping systems with liquid coupling. The test systems of the former experiments did not include any active component such as a pump or a valve, and then, they only considered rested water and nvarying boundary conditions of the internal liquid.

However, liquid response in a pipe is strongly affected by changing the boundary condition, and further, practical conditions, such as water flowing, more or less affect the liquid seismic response. Among such conditions three points, valve operation, flowing velocity and system pressure, are mainly considered. To estimate the effects on seismic response resulting from these factors is important for verification and improvement of the seismic design method in use.

The authors conducted a vibration test of a liquid-filled piping system including active components by using a large shaking table. In this test, each point above described was

*防災総合研究部 **原子力事業部技術開発部

independently examined to understand clearly each unique effect. Thus, three types of tests, that is, 1) test of the boundary condition effect, 2) test of the flowing velocity effect and 3) test of the system pressure effect, have been conducted.

The main results from these tests are summarized as follows:

1) Valves openings or closing effects liquid resonance characteristics and cause a remarkable change in the seismic response of a system under sinusoidal and earthquake excitation. This shows the effect of pipe-liquid dynamic coupling, and is explained by two analytical methods. One is a simple analogy model of two degree of freedom, and the other is an exact coupling response analysis method proposed in the authors' previous paper.

2) The flowing test system generally shows a lower level of response near resonance than that of the water-resting system. The different response value between a flowing and a resting system is caused by two factors: flowing velocity and valve opening ratio. Some measured data, which clearly show an effect of steady state flowing velocity, have been compared with the analytical result using a simple straight pipe model. As a result, the flowing velocity effect on seismic response reduction, which is theoretically explained by the non-linear liquid friction effect, has been recognized.

3) The steady state pressure level in the test system is also an important factor for seismic response estimation. Its effect is much different from those of the other factors formerly described, that is, strong non-linear behaviours. In a low pressure condition, the non-linear response of liquid easily occurs and causes an illegal seismic response of the piping structure, which can not be predicted by the linear analysis method. In a high pressure condition, the same behaviour occurs at a high level of excitation at which liquid responds over system pressure, namely, it reaches a negative pressure. The main effects of such a behaviour are hydraulic and structural shock, like hammering at a local position, and the damping of vibration through energy dissipation. Response analysis with these effects is to be studied in the future.

As a summary of the experiments, coupling of pipe and internal liquid in various practical conditions is considered as one of the important factors to achieve more exact prediction of the seismic response of a piping system.

Key Words : Seismic Response, Piping System, Vibration Coupled with Fluid Motion, Vibration Test

キーワード : 地震応答, 配管系, 流体連成, 振動実験

要 旨

前報までに述べた方法により, 立体配管系の流体連成を伴う地震応答を解析できることを示したが, 解析の対象とした配管系は, 通常の振動実験などで多く用いられる加圧密閉かつ単一境界条件の液体配管系であった。しかし, 現実の配管系では流体の諸条件によってその地震応答, 従って配管の地震応答に与える影響も異なってくると考えられる。特に, 実際の配管系において重要な3つの流体関連条件, すなわち, 機能上の要請等から生ずるバルブ操

作，運転条件に伴う流速条件及びシステム特性から定まる定常内圧が，配管系の応答及び配管反力を経て機器配管系全体の地震応答に与える影響を評価しておく必要がある。

このため本報告ではポンプ，バルブを含む流送配管系モデルの振動実験結果を中心にこれらの点を考察し，併せて代表的な実験結果を用いて既報の解析手法を検証する。

目 次

1	はじめに	4
2	実験モデルの概要	5
2.1	構成と各部概要	5
2.2	実験方法	6
2.3	試験体の特性	7
2.3.1	構造系の振動特性	7
2.3.2	流体系の振動特性	9
3	流体境界条件と連成応答挙動	9
3.1	正弦波加振による連成応答挙動についての実験結果	10
3.1.1	バルブ条件1での連成応答挙動	10
3.1.2	バルブ条件2での連成応答挙動	11
3.1.3	バルブ条件3での連成応答挙動	12
3.2	2質点モデルによる連成応答挙動の説明	13
3.2.1	2質点モデルとその応答関係式	13
3.2.2	実験結果への適用	14
3.3	地震波加振による連成応答挙動に関する実験結果	15
3.4	地震波加振による連成応答挙動の時刻歴応答解析	16
4	流送条件が地震応答に与える影響	17
4.1	配管系における流速	18
4.2	直管モデルによる考察	19
4.3	実験結果と考察	22
5	負圧の発生と配管の応答	23
6	結語	24
	謝 辞	25
	参考文献	26
	図・写真	27

1 はじめに

原子力施設、各種プラント、ライフライン等の多くの配管系はポンプ、タンク等の機器と組み合わされて各種液体の輸送、循環に用いられている。これらの配管系には、長い直管部を有するもの、大口径で液体の質量が大きな部分を占めるものがあり、強震時には配管内の液体が振動エネルギーの少なからぬ部分を担うことになる。

地震の振動を受けたときの液体が、機器に強制された振動だけでなく、独自の振動挙動を示すことは、タンク内液体のスロッシングなどの例でよく知られている(柴田編著1986)。配管内液体の場合、主に軸方向の振動により、配管壁から速度変動を受け局所的な圧力変動が発生するが(日本水道協会1979)、この変動が地震により配管系各所で発生し、さらに伝播、重畳し配管系全体としての圧力変動をもたらし得る。

このような配管系内の圧力変動は、それ自身が配管系への起振力になるという効果にとどまらず、配管構造系との動的連成、強震入力による配管内負圧の発生など、流体の応答挙動に起因する各種の影響を配管の地震応答に与えることが予想される(小川1985, Obradovic 1986, Hara1988)。

配管系内の液体は、現在の耐震設計での取扱いの基礎である慣性質量としての効果に加えて、このような圧力波の伝播による効果を持つと考えることができる。配管系のうち、重要度が高く、また液体の占める重量あるいは延長が大きいものについては、既往の耐震解析に加えて、このような配管内液体の動的挙動を評価する必要性が生ずるものと考えられる。

このため、既報(小川ら1986, 1988, 1989他)では加圧密閉かつ静止条件での流体と配管の連成地震応答を解析する手法を提案し、振動実験結果との比較によりその妥当性を検証した。しかし、現実の配管系では流体の諸条件によってその地震応答、従って配管の地震応答に与える影響も異なってくることが予想される。

実際の配管系において、流体の条件として重要なものの一つは、機能上の要請等からバルブ操作などが行われ、液柱の長さ、境界条件が必ずしも常に一定ではないことである。また、配管系内の流体は、静止状態の場合もあるが、一般には流送状態が多いため、その影響を評価しておく必要がある。さらに、配管の応答への影響として重要な点は、負圧発生による流体の非線形応答とその影響であるが、これに関連する主な条件は配管系の定常内圧の値である。これらの条件が地震応答に及ぼす影響については、現象についての定性的な予想はたてられるものの、明確に確認された事例はない。また定量的な解析法、特に非線形挙動を考慮した解析手法の確立は今後の課題であり、現段階では線形範囲での解析手法の評価確認とともに、現象面での主要な挙動を把握することが重要と思われる。

このため本報告ではポンプ、バルブを含む流送配管系モデルの振動実験結果を中心にこれ

らの点を考察する。また流体条件による地震応答の差異を示す代表例を用いて既報の解析手法を検証する。なお、本報告に関連した既往の研究については既報（小川ら，1989，箕輪ら1990）に概要を述べている。また，本文中ではDMモデル（Dead Massモデル，流体質量モデル），PWモデル（Pressure Waveモデル，流体波動モデル）およびP波（Pressure Wave，配管内圧力波）の略語を用いることがある。

記 号

A	: 流路断面積
a	: 配管内圧力波の伝播速度
C	: 減衰力係数
D	: 配管の内径
F	: 流体摩擦力
f	: ダルシーワイスバッハの管摩擦係数，振動数
j	: $=\sqrt{-1}$
K	: バネ定数
L	: 配管長
M	: 配管質量
p	: 地震による配管内変動圧力
R	: 流体摩擦による線形化抵抗係数
t	: 時間
u	: 入力地震動変位または加振入力変位
v	: 地震動による配管内流体の変動速度（配管に対する相対速度）
y	: 相対変位応答
ζ	: 減衰比
ρ	: 配管内流体の密度
ω	: 角振動数

2 実験モデルの概要

2.1 構成と各部概要

試験体主要部は配管系，流送用ポンプ1台，境界条件設定用バルブ3個から成る。また，給水用タンクは構造的には振動実験の対象外とするため振動台の外に設置し，配管系との接続には2本のフレキシブル配管を用いた。試験体の全体レイアウトを図1に，振動台上の設置状況を写真1に示した。構成各部の概要は表1の通りである。

以上のうち，構造系ではポンプ～バルブC間の配管の応答が主な対象である。バルブA～ポンプ間は剛性の高い配管となっている。

表1 実験モデルの構成

Table 1 Details of the test system

配管	口径 150A SGP 5 mm ^t 全長 約46m (給水および戻りのホース, 弁類を含む) 支持 架構式アンカー, ロッドレストレイント
ポンプ	形式 片吸込渦巻ポンプ 出力 45kWH 吐出量 0 m ³ /min at 55m (head) 5.5m ³ /min at 27.5m
弁	ポンプ給水側 (A) ポンプ吐出側 (B) タンク戻り配管 (C)
貯水 タンク	振動台外, 自由液面, エアによる加圧 可撓配管 貯水タンク給水側(5.5m)および戻り側(2.4m)
その他	空気抜き弁 注排水および加圧孔

2.2 実験方法

本実験では, 前述の目的に沿って, 現実の配管系において流体の動的挙動に影響を与えると考えられる主要な3つの条件の影響を明らかにするために

- 1) 液柱長さと境界条件の影響
- 2) 流送 (ポンプ運転) 条件が地震応答に与える影響
- 3) 定常内圧の影響

に関する3つの加振実験を行った。

液柱長さと境界条件に関する実験では, 図1に示すように片端はタンクであるが, 他端については中間バルブの開閉により変更するものとした。バルブすべてが開の場合は, タンクからタンクにいたる通常の流送系となるが, 中間にあるポンプ前後のバルブが閉鎖されて液柱が分割されるとともにその長さが変わる場合を想定した。このため3つの流体条件 (バルブ条件) を設定し, 正弦波および地震波加振による連成応答挙動を検討する。

流送条件の影響に関する実験では, ポンプ運転時 (流送状態) の応答と静止状態での応答を比較した。流速については1~4 m/sの範囲で設定できるものとしたが, 流速はバルブ開度を変えることにより設定した。従って, 流速が異なると液柱の境界条件も多少異なってくる。このため, 各流速条件でポンプ運転時と停止時の応答を計測, 比較した。なお, 流速はタンク出口ノズル付近の配管に超音波流量形を設置して計測した。

定常内圧の影響に関する実験は, 流体の圧力応答の負圧限界に関わるものであるが, 本実

験では、試験体の条件を考え0～400kPaの範囲で設定できるものとし、これによる応答の差異を計測した。

以上の目的に沿って表2のような実験条件の組み合わせを設定した。また、図2に流体境界条件を設定するための3つのバルブ条件を模式的に示した。計測センサーの配置は図1に試験体構造と併せて示した。なお、タンクはほぼ90%程度満水状態とし、上部に空気層を設け、エアーコンプレッサーによりこの空気層の圧力を設定し、系の内圧を設定した。従ってタンク内の液体は加振を受けないが自由液面の状態にある。

2.3 試験体の特性

2.3.1 配管の振動特性

空水条件での固有振動数の計算値および実測値を表3に示した。計算に用いたモデルは、後出の図46に示す通りである。また、実験から求めた空水時の減衰値を表に示した。減衰比はほぼ1～2%である。図3は計算による振動モードである。1次モードは加振方向、2次モードは加振直角方向の振動が卓越する。図4は実験（100Galスイープ加振）から求めた各

表2 実験ケースおよび実験条件

Table 2 Main fluid conditions for each test

実 験 条 件						
配管内流体（水）		境界条件（バルブ条件）			ポンプ	タンク 容量 10ton 90% 注水
水 量	圧力 kPa	A （給水）	B （吐出）	C （戻り）		
水無し	0	開	開	開	Off	空水
100%満 水	0	バルブ条件 1（図 2 参照）			Off	開放 ・自由液面 ・非圧
	0	バルブ条件 2（ 〃 ）				
	0	バルブ条件 3（ 〃 ）				
100%満 水	100	バルブ条件 1（図 2 参照）			Off	密閉加圧 ・自由液面 ・上部空気加圧
	～	バルブ条件 2（ 〃 ）				
	400	バルブ条件 3（ 〃 ）				
100%満 水	0 ～400	開	部分開	部分開	On, 流速 0-4m/s	同上

次数の共振曲線である。この応答データから配管の振動モードを求めたものが図5である。計算モードとほぼ合致していることがわかる。しかし、4次と5次については計算と実験のモードが入れ替わっている。解析モデルは、一部実測値を除き一般的な剛性および質量評価法を適用しているが、部分的な剛性評価に若干の差異があったものと思われる。

次に、表4は満水条件での固有振動数の計算値および実測値である。この計算では、流体をDMモデル(流体を単純質量に置き換えるモデル)としている。比較のための実測値は、流体と配管の連成が小さいと思われたケース(バルブ条件3)のデータから求めた。他のバルブ条件では、後述のように流体と構造系の連成が強いため、共振振動数はDMモデルから得られるものとはかなり異なった結果になっている。実測応答曲線(1～4次)は図6の通りである。図7および図8は満水時の配管振動モードを計算および実測で示したものであるが、両者は比較的良好に一致している。

表3 空水条件での振動特性

Table 3 Structural vibration characteristics of an empty condition

	Natural Frequency (Hz)		Damping Ratio (Measured by Half Power Method)
	Prediction	Measured	
1	7.94	7.9	0.018
2	16.32	16.7	0.009
3	19.71	20.3	0.006
4	20.38	20.9	0.008
5	23.46	21.7	0.008
6	24.37	23.6	0.019

表4 満水条件での振動特性

Table 4 Structural vibration characteristics a liquid-filled condition

	Natural Frequency (Hz)		Damping Ratio (Measured by Half Power Method)
	Prediction	Measured	
1	6.34	6.3	0.02
2	13.2	12.7	0.015
3	15.8	15.6	0.013
4	16.1	16.2	0.009

注) 実測値は液柱との連成が小さいケース(弁ABC開, 内圧400kPa)による

2.3.2 液柱の振動特性

3つのバルブ条件での液柱の1次固有振動数は表5のようである。なお、バルブを閉鎖した場合、配管内の液柱は2つもしくは3つの部分に分かれるが、表5に示した値はタンクのリターンノズルにつながる液柱（最も長い液柱）の1次固有振動数である。条件1はポンプを含まない液柱、条件2はポンプを含む液柱、条件3は容器から容器に至る最も長い液柱となる場合である。表には、圧力波速度を1000m/sに仮定し、実験前に予測した値と、圧力波速度を後出の応答解析などに基づいて推定しなおした場合の液柱1次固有振動数の値を示した。

図9はバルブ条件3で内圧400kPaの場合に、配管曲がり部へのマンパワー衝撃による圧力変動の伝播を記録したものである。図中の計測点はポンプを含まない範囲となっているが、このばあい1150m/s程度の伝播速度となっている。一方、表5の実験後の推定値では、ポンプを含む液柱（バルブ条件2および3）の場合に圧力波速度の適値がかなり低い値となっている。本実験で用いたようなターボポンプについては、等価長の配管にモデル化して液柱固有振動数を求める考え方がある（佐野1983、日本機械学会1985）。その一つの方法（佐野1983）を本ポンプに適用すると等価配管長として約1.8m程度となる。この等価長による液柱固有振動数の変化はわずかであり、表5の実験後の推定値はこの等価長だけでは説明できない。このためポンプ部の残留エアなどの影響で平均圧力波速度が低下したことが表5の結果をもたらした要因ではないかと考えられる。

3 流体境界条件と連成応答挙動

本節では、3つのバルブ条件設定が配管の地震応答にもたらす差異を、正弦波加振および地震波加振の場合について検討する。

表5 各バルブ条件における液柱固有振動数（実験前および実験後推定値）

Table 5 Liquid column resonance frequency in each valve condition

(predicted values * before test and corrected values after test)

No.	Valve (C : open)		Liquid Length L	Frequency (Hz)	
	A	B		* : case of $a = 1000\text{m/s}$	
1	close	close	35.4m	8.3 ($a = 1180\text{m/s}$)	7.1*
2	close	open	41.0m	5.7 ($a = 940\text{m/s}$)	6.1*
3	open	open	46.5m	10.1 ($a = 940\text{m/s}$)	10.8*

注) 圧力波速度 a は実測値，解析シミュレーションの適合性などから推定した。

液柱両端の流体境界条件のうち、片端は前述のようにタンクに接続されている。他端は3つのバルブの開閉条件により表2の3つのタイプを設定した。また、ここでは系の内圧400kPaの場合を考察する。実験は、条件1での加振 → 条件変更(バルブ操作) → 条件2の加振のような手順で行い、設定条件以外の構造的あるいは流体的条件(圧力波速度など)の変化ができるだけ生じないように行った。

以下では、配管構造系の1次モードの応答を中心に、連成挙動を考える。この場合の圧力応答の計測点としては応答が明瞭に現れる弁閉鎖部(バルブ条件1でP-4, バルブ条件2でP-1)を選び、また全バルブ開の条件では(この条件では液柱の挙動が中央部で現れるので)A8Xと同位置のP-8を選んだ。

3.1 正弦波加振による連成応答挙動についての実験結果

正弦波加振による実験結果をもとに、配管1次モード近傍での連成応答挙動を検討してみる。前述の固有振動数計算結果にあるように、配管内液体をDead Massとした場合の固有振動数は1次が6.3Hzであり、この近傍には他の固有値は生じない(配管2次モードは12.6Hz)。しかし、実験では以下のようにこの振動数付近で2つの共振ピークが測定された。

3.1.1 バルブ条件1での連成応答挙動

まずバルブ条件1での圧力応答の共振曲線は図10の通りである(加振は正弦波スイープ)。バルブ閉鎖端で最大の応答が生じており、このバルブ条件での圧力振動モードと対応している。図から液柱圧力の共振振動数を求めると5.9Hzに主要ピーク、また8.8Hzに第2のピークが見られる。

図10には配管1次モード付近での加速度応答倍率も示している。この場合も同様の振動数にピークを生じている。ピークの次に振幅の変動とがみられるのは、スイープ速度が十分緩やかでないために生じているビートである。この時の5.9Hzピークでの加速度応答波形を見たものが、図11である。また、圧力応答の分布を波形で示すと図12のようになる。これから加速度応答は配管1次モード、また液柱応答も圧力振動の1次モード形を示していることがわかる。図13は圧力応答倍率の分布を示したものである。

以上の応答と、前出の配管および液柱の固有振動数を比較すると、図10にみられる応答特性は、配管構造系と液柱系の振動特性が比較的近いために連成を生じた結果と考えられる。すなわち、1次モード付近の応答を、配管系と液柱系の2つの系の連成振動のアナロジーで近似的に考えればこれらの挙動を理解することができると思われる。従って、バルブ条件1の場合の連成はつぎの模式図で表すことができる。

（バルブ条件1）

$$\begin{array}{l} \text{構造系} \quad 1 \text{ 次} \quad 6.3\text{Hz} \\ \text{液柱} \quad \quad \quad 8.3\text{Hz} \end{array} \Rightarrow \begin{array}{l} \text{連成共振} \quad 1 \text{ 次} \quad 5.9\text{Hz} \\ \quad \quad \quad \quad \quad 2 \text{ 次} \quad 8.8\text{Hz} \end{array}$$

なお、このアナロジーでは配管系を単純に空水構造系と考えるのは妥当ではない。すなわち、液柱のバネー質量系は軸方向の波動応答で考えるので、配管系のバネー質量系には水の質量をたわみ振動などに対して考慮したようなモデル（後述）を想定する必要がある。

図14には連成1次共振点5.9Hzでの配管加速度および圧力の分布を示した。加速度については通常のモード表示法を用いたが、変位ではなく加速度値そのものを用いている。圧力については同時刻の圧力振幅を符号も考慮して配管に作用する流体力ベクトルに変換して示した。配管1次モードの卓越部（軸方向振動部）で配管に作用する流体力の向きは逆になっており、配管の振動に追随してはいない。すなわち、液柱全体の応答挙動から各部の流体圧力応答が生じていることが示されている。図15も同様に連成2次共振点8.8Hzの場合である。1次モード卓越部で配管振動と流体力の位相関係が図14と逆になっていることがわかる。

3.1.2 バルブ条件2での連成応答挙動

バルブ条件2でも同様にバルブ閉鎖端で液柱の最大の応答が生ずる。スイープ加振による応答曲線は図16の通りである。液柱圧力および配管の共振振動数は5.4Hzであり、7.3Hzに第2のピークがある。図17は主要ピークでの配管の加速度応答、図18は同様に圧力の応答波形である。この図から圧力波がポンプ部（停止状態）を減衰あるいは歪を生じることなく通過（P-2aとP-2b）していることがわかる。また、ピーク振動数での圧力応答倍率の分布をみたものが図19である。圧力応答の分布はこの境界条件での液柱1次固有振動数モードとほぼ対応していることがわかる。

従って、この場合もバルブ条件1と同様に、（より近接した振動数で）連成応答を生じ、共振振動数の移動を生じていることがわかる。すなわち、バルブ条件2では次のような形で連成を生じている。

（バルブ条件2）

$$\begin{array}{l} \text{構造系} \quad 1 \text{ 次} \quad 6.3\text{Hz} \\ \text{液柱} \quad \quad \quad 5.7\text{Hz} \end{array} \Rightarrow \begin{array}{l} \text{連成共振} \quad 1 \text{ 次} \quad 5.4\text{Hz} \\ \quad \quad \quad \quad \quad 2 \text{ 次} \quad 7.3\text{Hz} \end{array}$$

なお、これらの間にある反共振点も同様に2つの系の連成により生じているものと思われる。図20,21はこの場合の連成1次および2次の共振点における加速度－圧力の分布モードを示したものである。振動数の違いはあるが基本的には、バルブ条件1の場合と同様の挙動を示し

ている。

3.1.3 バルブ条件3での連成応答挙動

バルブ条件3では液柱のモードとしては中央部で最大の圧力応答が生ずる。しかし、両端がタンクに接続されており、バルブ条件1,2のように閉端（バルブ）からの液柱励振効果がなない。このため、圧力応答値はかなり低くなることが考えられる。図22はスイープ加振による応答曲線であり、圧力応答はかなり低くなっている。配管構造系と異なる振動数での圧力のピークは約10.1Hzに生じている。主要なピークは6.3Hzであり、これはDMモデルで算出した場合の配管系の1次固有振動に一致する。従ってこの場合の連成挙動は

(バルブ条件3)

$$\left[\begin{array}{ll} \text{構造系} & 1 \text{ 次 } 6.3\text{Hz} \\ \text{液柱} & 10.1\text{Hz} \end{array} \right] \Longrightarrow \text{連成挙動は小さい}$$

とすることができる。この場合の、連成挙動が小さいのは、配管系と液柱の固有振動数が離れている（配管側からみた液柱バネが剛領域にある）だけでなく、励振効果が小さいため、液柱の応答自体が小さいためと思われる。しかし、配管の応答倍率は他の条件に比し、やや大きくなっている。配管の加速度応答および圧力応答の波形を図23, 24に示す。また、図22の圧力応答にみられる6.3, 10.1, 12.6Hzの各ピークでの応答倍率の分布は図25のようである。この場合、6.3, 12.6Hzの各ピークは液柱の固有振動数と離れており、（液体がDead Massとして挙動するような）配管振動モード（1次および2次）による強制振動として生じているものである。すなわちこれらの振動数での圧力応答は液柱固有のものではなく、Dead Mass効果と等価な（液体に作用する慣性力に対応した）圧力変動といえる。このような場合の圧力応答分布は、配管振動が大きい位置で大きな値を示すと考えられる。

この点を検討するために共振点6.3Hzについて前と同様の加速度－圧力分布モードを描いたものが図26である。1次モード卓越部の軸方向振動を見ると、この部分の直管の両端に作用する流体力が同方向（圧力値としては逆位相）であることがわかる。これは両端閉の直管の圧力モードに類似したものである。

ちなみにこの共振点での圧力応答波形図24をみると、P-1からP-9aまでは同位相、P-8からP-13まではそれと逆位相になっている。図25の応答倍率の分布は絶対値での分布を示しているが、符号を考えるとP-9bとP-10の間で応答0の位置があり、それ以後は負側の応答倍率を示していることになる。この理由は以下のように考えられる。すなわち、他のバルブ条件と違いこの場合、液柱系の端末付近でバルブ開のため、液柱系への励振はもっぱら配管1次振動が卓越する中間部付近で行われること、またこの励振は配管1次振動のモー

ドから明らかなように、P-8とP-10で逆位相になる励振であり、これによる圧力応答が両側へそれぞれの位相を保って、しかし振幅の減衰をともなって伝播しているものと考えられる。

図27 (10.1Hz) の場合は応答レベルは低いが液柱の固有振動数と思われ、両端開のモードに近い分布をしている。また、図28の場合は流体力が2次モード卓越部で同方向には現れていないが、片側で0に近い応答になっており、液柱系全体の応答として生じたモードではなく、配管2次モードに付随して生じている圧力応答であると考えられる。

3.2 2質点モデルによる連成応答挙動の説明

3.2.1 2質点モデルとその応答関係式

以上述べた配管と液柱の連成は、配管1次モードと液柱1次モードが近接しているために生じているものであり、この点に着目すると配管および液柱系を一質点系に単純化し、その結合として連成応答挙動が生じているものと解釈することができる。以下ではこのような解釈が妥当であることを示すため、モデル計算と実験結果の共振曲線を比較してみる。

図29のような2質点系を考え、 $M_1-K_1-C_1$ 系が配管、 $M_2-K_2-C_2$ 系が液柱に相当するものとする。系の運動方程式はよく知られているように

$$M_1 \ddot{y}_1 + (C_1 + C_2) \dot{y}_1 + (K_1 + K_2) y_1 - C_2 \dot{y}_2 - K_2 y_2 = -M_1 \ddot{u} \quad (3-1)$$

$$M_2 \ddot{y}_2 + C_2 \dot{y}_2 + K_2 y_2 - C_2 \dot{y}_1 - K_2 y_1 = -M_2 \ddot{u} \quad (3-2)$$

となる。常用の方法によりこれを変形する。すなわち配管1次固有振動数および減衰比に相当する量として

$$\omega_1^2 = \frac{K_1}{M_1} \quad \zeta_1 = \frac{C_1}{2\omega_1 M_1} \quad (\omega_1 = 2\pi f_1) \quad (3-3)$$

液柱1次固有振動数相当および減衰比に相当する量として

$$\omega_2^2 = \frac{K_2}{M_2} \quad \zeta_2 = \frac{C_2}{2\omega_2 M_2} \quad (\omega_2 = 2\pi f_2) \quad (3-4)$$

さらに

$$\mu = \frac{M_2}{M_1} \quad (3-5)$$

とし、振動数 ω の定常正弦波応答を考え

$$u = Ue^{j\omega t}, y_1 = Y_1e^{j\omega t}, y_2 = Y_2e^{j\omega t} \quad (3-6)$$

とすると、各質点の加速度応答倍率（振幅比および位相差を与える複素数）を求める式は

$$[(\omega_1^2 + \mu\omega_2^2 - \omega^2) + j\{2(\zeta_1\omega_1 + \mu\zeta_2\omega_2)\omega\}](Y_1/U) - \{\mu\omega_2^2 + j(2\mu\zeta_2\omega_2\omega)\}(Y_2/U) = \omega^2 \quad (3-7)$$

$$-\{\omega^2 + j(2\zeta_2\omega_2\omega)\}(Y_1/U) + \{\omega_2^2 - \omega^2 + j(2\zeta_2\omega_2\omega)\}(Y_2/U) = \omega^2 \quad (3-8)$$

となる。この式から応答倍率 Y_1/U , Y_2/U の解が直ちに求められるが、煩雑なのでここでは省略し、次項で数値計算結果を示す。

3.2.2 実験結果への適用

実験では、質点1の Y_1/U に相当する配管の加速度応答は求められるが、質点2（液柱系）については圧力応答が測定されている。液柱の変動圧力、変形量および等価的なバネ定数の間には、単純に考えると

$$K_2\Delta x = A\Delta p \quad (3-9)$$

の関係がある。実験では Δp が得られるが、 Δx は不明である。一方モデルでは、 $\Delta x = y_1 - y_2$ を算出できる。従って以下では、実験で測定される Δp （圧力応答測定値）と上記モデルから算出される $(K_2/A)(y_1 - y_2)$ を比較する。なお、加速度の測定値は配管1次モードの振動が卓越する位置、圧力応答は波動応答が卓越する点（バルブ条件1, 2ではバルブ閉鎖端、バルブ条件3では加速度と同じ位置）でのデータを用いる。

モデルの圧力相当量は式(3-3)～(3-5)の関係を用いると

$$\frac{K_2}{A}(y_1 - y_2) = \frac{16M_1\mu\pi f_2^2}{D^2}(y_1 - y_2) \quad (3-10)$$

となる。ここに D は配管の内径である。

以上のモデルの応答を算出するパラメータを取りまとめて表6に示したが、 ω_1 , ζ_1 は前記実測値に近い値、また ω_2 はバルブ開閉条件により変わるが、前述の液柱固有振動数をそのまま用いることができる。 ζ_2 は実測値はないが、仮定値として小さな値 $\zeta_2 = 0.01$ を用いた。上に述べた配管および液柱の実験値に相当する応答を算出するためには、他に質量比 μ および液柱圧力と対応させるための変換値 K_2/A の値が必要である。これについても試行計算にもとづき表6に示した値を用いた。

なお、構造系のパラメータでは、液体の質量をDead Massとして計算にいれ、液柱に対応

表6 連成応答のアナロジーに用いる2自由度質点系モデルの定数

Table 6 Constants of two-degree-of-freedom model used in simple analogical simulation

Valve Condi- tion No.	Elementary System 1 (Pipe Motion)		Elementary System 2 (Liquid Wave Motion)		Constant for spring force of unit area K_2/A^* (adjusted)	Mass Ratio M_2/M_1 (adjusted)
	Natural Frequency	Damping Ratio	Natural Frequency	Damping Ratio		
1	6.3Hz	0.20	8.3Hz	0.01	212kPa/cm	0.1
2	〃	〃	5.7	〃	100	0.1
3	〃	〃	10.1	〃	100	0.03

* A は配管の流路断面積，また K_2/A の値は表の M_2/M_1 の値と $M_1=1.5$ から算出した．

する質点モデルは液柱の波動応答にのみ対応するものとして考えた．この理由は以下の通りである．

すなわち，液柱の応答を，液柱全体が両端の境界条件に支配される波動応答と特定のモード（今の場合1次）の配管振動によって強制される局所的な振動（いまのモデルではこれが液柱の波動応答の励振源になる）に分けて考えると，後者のいわゆるDead Massに相当する部分は配管構造系に含めて考える必要がある．従って既報（小川1988）で示した解析の考え方，すなわち，液柱全体の挙動を1次元波動で扱い，配管構造系との連成も必要なすべての点で考慮する手法とは違った簡単な取扱いを行うことになる．この点は図29のような形状の簡易モデルを用いるために生じている事情である．従って，図29のモデルでは，液柱を表す質点系は液柱系が波動応答により示す共振特性を表現しているが，液柱系が振動数に関わらず有するDead Massとしての効果は入っていない．（既報の解析手法では，液柱のこれらの効果をまとめて考慮する計算になっている）．

図30～35は以上の定数を用いて各バルブ条件での液柱の固有振動数を用いて2質点モデルの応答を算出し，実験応答曲線と比較したものである．連成挙動が2質点モデルで定性的に説明できることがわかる．

3.3 地震波加振による連成応答挙動に関する実験結果

入力として用いた模擬地震波の卓越振動数は7.3～8 Hzであったため，バルブ条件2で大きな応答を示し，他の条件での応答との差異が顕著に現れた．図36は各条件での振動台加速度

の波形およびその応答スペクトルである。

図37～45は3つのバルブ条件での地震波加振による加速度および圧力の応答を波形、パワースペクトルおよび加速度－圧力分布モードで比較したものである。バルブ条件による応答の差異は、3倍程度に達している。最も大きい応答を示したバルブ条件2の場合、連成により配管および圧力の共振振動数7.3Hzを生じ、これが地震波の卓越振動により共振的応答を生じている。従って、地震波に含まれる卓越振動成分が異なれば、上記3条件での応答の差異も異なったものになることが考えられる。

3.4 地震波加振による連成応答挙動の時刻歴応答解析

解析モデルを図46に示す。ここでは、前項のバルブ条件による地震波応答の差異が時刻歴応答解析によって説明できることを示す。解析法は既報（小川1988）に述べたものであり、非線形流体摩擦を考慮した特性曲線法と構造系のモーダルアナリシスを組み合わせ、境界節点における連成を陰解法による収束計算により考慮するものである。ここでは配管長が短いこと、流速をゼロと設定しているので流体摩擦を省略する。

モデルのパラメータとしては、配管の設計定数の他に、支持架構、ポンプ接合部の剛性等について実測値を用いた。フレキシブル管については、不必要な低次モードを生じないように適当に拘束条件を付加した。液柱の圧力波速度は、実験波形との適合性を検討した結果、 $a = 1180\text{m/s}$ （バルブ条件1）および $a = 940\text{m/s}$ （バルブ条件2, 3）とした。

以上の手法による計算波形を各バルブ条件で実験と比較したものが図47～49である。計算結果と実験はほぼ対応すること、バルブの開閉による応答の差異を再現できることがわかる。計算上、問題となった点は上記のように圧力波速度である。鋼管部のみでの、打撃加振による実測は約1150m/sであったが、この値はバルブ条件1（最長の液柱がポンプを含まない）の場合の適合値とほぼ照合している。

一方、バルブ条件2, 3の場合（液柱がポンプを含む場合）は前の応答曲線図からみてもかなり低い圧力波速度であることが考えられ、地震波による応答の検討でも上記のような低い値が適合値となった。なお、バルブ条件1と2ではフレキシブル管の液柱長さ（最長液柱に占める部分）は同一である。従ってポンプを含む場合と含まない場合で液柱のパラメータ（圧力波速度または液柱等価長さ）にかなりの差異を生じているものと思われる。液柱固有振動を低下させる要因は、液柱長さおよび圧力波速度であるが、本実験の場合はポンプの等価配管効果の他に、ポンプ内の微量の残留空気による圧力波速度の低下が原因として考えられる。

本モデルを用いてDMモデルとした場合の応答を算出し、バルブ条件3の実験波形と比較したものが図50である。連成の小さいバルブ条件3の場合はDMモデルによる評価がほぼ妥当な結果を与えることがわかる。なお、DMモデルでは液体を質量に置き換えるので圧力応答は算

表7 解析モデルの固有値および応答計算に用いたモーダル減衰比

Table 7 Eigen frequency and damping value analytical model for time history response

次数	解析モデルの固有振動数		計算に用いた減衰比
	DMモデルの場合 (流体質量モデル)	連成応答計算用モデル* (Semi-lumped mass model)	同左
1	6.34Hz	7.63	0.025
2	13.16	15.79	0.02
3	15.78	16.06	0.005
4	16.05	18.35	0.005
5	18.35	20.78	0.005
6	19.71	21.15	0.005
7	23.74	23.75	0.005
8	25.40	25.49	0.005
9	27.55	28.83	0.005
10	29.49	30.52	0.005
11	29.90	30.75	0.005
12	30.96	33.08	0.005
13	32.14	33.29	0.005
14	39.41	40.30	0.005
15	40.26	40.78	0.005

*連成応答計算用のモデル化の方法については既報（小川1988など）による

出されない。

4 流送条件が地震応答に与える影響

実際の配管系では流体の状態はプラントなどの運転条件等により時々刻々変動している。前節の実験，解析で設定しているような静止状態にあることも少なくないが，一般にはある流速で循環している。本節ではこのような流送が流体および配管系の地震応答に与える影響について，基本式による考察および実験結果による評価について述べる。特に既報(小川1988など)に述べた時刻歴解析法がこのような流送状態の配管系に対して適用できるかどうかという点に着目する。定常流速が配管内の圧力脈動の共振振幅に及ぼす影響については葉山ほか(1979)の研究がある。そのポイントは流体摩擦の非線形性であり，本報告でもこの考え方を簡易的な形で地震応答問題に適用する。なお，流送条件の影響は必ずしも流速のみでなく，流送に関連したバルブ条件の変化，ポンプ運転自体の影響が考えられ，本報告ではこれらに

についても実験結果の一部を記載した。

4.1 配管系における流速

流速は、配管系の機能、経済効率などを勘案して定められているが、水道、一般プラントなどの常用流速は以下のような値とされている（日本機械学会1980、幡野ほか1982）。

上水道送水管路	0.5～1	m/s
配水本管	1	～2.5m/s
工場内用水管路	1	～3 m/s
水力発電所導水管	2	～5 m/s
火力発電所配管（蒸気管および空気管以外）		
給水配管	2.5～5	m/s
その他	0.5～3	m/s
液化ガス配管	3	～5 m/s

また、原子力配管（BWRの液体配管の場合）においては、主なものとして以下のようになっている。

主給水系	6	～ 7m/s	(D = 300～500cm)
再循環系	1.5～11	m/s	(D = 300～600cm)
高压注入系	2	～ 8m/s	(D = 250～600cm)
低压注入系	1.5～	8m/s	(D = 250～600cm)
余熱除去系	2	～ 8m/s	(D = 300～600cm)

以上をふまえ、配管内流体と配管の地震応答に関与する4つの速度量のオーダーを概括すると以下のようなものである。

圧力波伝播速度	1000	m/s
定常流速	0～10	m/s
地震による配管応答速度	0～	1m/s
地震による変動流速	0～	1m/s

埋設管のように、直接地震動による変形を受ける大規模配管系では、この他に地表面地震動の伝播速度（100～1000m/s）が流体応答に影響する重要なパラメータの一つになるが、ここではこの点には立ち入らない。

流送を伴う振動実験では、流速10m/s程度までの再現が望ましいが、後述の直管モデルの考察にあるように流速4 m/s程度でも静止時との差異が明瞭に現れるので

本実験での流速, 0 ～ 4 m/s

とした。

4.2 直管モデルによる考察

流送の影響を評価するための基本的なモデルとして既報（小川1985）の直管モデルと類似のモデルを用いる。この場合，流送を伴う配管系の状態量としては，流体の圧力，流速，配管の変位があるが，これらについて定常流送時の成分および地震時の変動成分が考えられ，その和として各時刻の絶対量が以下のように与えられる。（以下，添字0は定常流送時の状態量，添字1は全状態量，添字無しは地震による変動量を表す，また以下の式で流体速度は配管に対する相対速度を考えている。）

$$p_1(x) = p(x) + p_0(x) \quad (4-1)$$

$$v_1(x) = v(x) + v_0(x) \quad (4-2)$$

$$y_1 = y + y_0 \quad (4-3)$$

（以下， $p(x)$ ， $v(x)$ 等の (x) を省略して示す）

図51は流送のみによる状態量および地震のみによる変動量を直管モデルの場合について模式的に示したものである。以下では，流速の影響は直管部だけで生ずるものと考え，配管への流入，流出は地震による変動量に対する境界条件（閉端または開端）とは独立に存在するものとする。従って，流入管，流出管における（地震による）変動圧力，変動流速の関係式は考慮しない。このようなモデルは物理的にはありえないが，直管部における流速の影響を近似的に評価する場合は，単純かつ適当なモデルと思われる。

このとき，定常流と地震入力と同時に存在しているときの状態量（全体として非定常応答量）に対して，非線形摩擦項を含む以下の式が成り立つ。

$$M\ddot{y}_1 + C\dot{y}_1 + Ky_1 = -M\ddot{u} + A\{p_1(L) - p_1(0)\} + F_1 \quad (4-4)$$

$$\frac{\partial v_1}{\partial t} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p_1}{\partial x} - \frac{f}{2D} v_1 |v_1| - \ddot{y}_1 - \ddot{u} \quad (4-5)$$

$$\frac{\partial p_1}{\partial t} = -\rho a^2 \frac{\partial v_1}{\partial x} \quad (4-6)$$

$$F_1 = \frac{1}{8} \pi D \rho f \int_0^L v_1 |v_1| dx \quad (4-7)$$

上式で流体速度は配管に対する相対速度を考えている。

地震入力がない状態では， $p_1 = p_0$ ， $v_1 = v_0$ となり，脈動流等のない完全な定常流送状態を考えると $\partial p_0 / \partial t = \partial v_0 / \partial t = 0$ であるから，上式(4-5)，(4-6)は次の定常状態関係式に帰する。

$$0 = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p_0}{\partial x} - \frac{f}{2D} v_0 |v_0| \quad (4-8)$$

$$0 = -\rho a^2 \frac{\partial v_0}{\partial x} \quad (4-9)$$

また、このときの配管の応答は直管部の流体摩擦による静変位のみであり、 $y_1 = y_0$ 、 $\dot{y}_1 = \dot{y}_0 = 0$ となる。また、定常流による流体摩擦の合力は

$$F_0 = \frac{1}{8} \pi D \rho f \int_0^L v_0 |v_0| dx \quad (4-10)$$

となり、これらを用いて配管の定常状態での変形式として

$$K y_0 = A \{p_0(L) - p_0(0)\} + F_0 \quad (4-11)$$

が得られる。地震時の配管の応答を定める式(4-1)にこれらの定常状態での関係式を代入すると、地震による配管応答の変動量に対する式

$$M \ddot{y} + C \dot{y} + K y = -M \ddot{u} + A \{p(L) - p(0)\} + F \quad (4-12)$$

を得る。ここに

$$F = F_1 - F_0 = \frac{1}{8} \pi D \rho f \int_0^L \{v_1 |v_1| - v_0 |v_0|\} dx \quad (4-13)$$

一方、流体の定常状態関係式(4-8)、(4-9)を式(4-5)、(4-6)に用いると地震による流体応答の変動量に関する式

$$\frac{\partial v}{\partial t} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{f}{2D} \{v_1 |v_1| - v_0 |v_0|\} - \dot{y} - \ddot{u} \quad (4-14)$$

$$\frac{\partial p}{\partial t} = -\rho a^2 \frac{\partial v}{\partial x} \quad (4-15)$$

を得る。式(4-12)～(4-15)が地震による応答量を定める関係式である。これらの式で定常流速の影響は流体摩擦に関する項 $v_1 |v_1| - v_0 |v_0|$ にのみ現れている。流体摩擦の線形化を行うと

$$\begin{aligned} \frac{f}{2D} v_1 |v_1| &\rightarrow R v_1, \quad \frac{f}{2D} v_0 |v_0| \rightarrow R v_0 \\ \therefore \frac{f}{2D} v_1 |v_1| - \frac{f}{2D} v_0 |v_0| &= R(v_1 - v_0) = R v \end{aligned} \quad (4-16)$$

となり、定常流 v_0 に対する依存はなくなる。従って、定常流に対する依存性は流体摩擦の非線形性に起因するものといえる。

なお、地震による圧力分布の変動が、流速を変化させる場合(直管モデルの両端での流入、流出量が配管末端の圧力と流送ポンプあるいはタンクの圧力に依存する場合など)も考えら

れるが、この場合の定常流の影響は2次的なものであるのでここでは考えない。なお、葉山ほか(1979)は、圧力脈動の共振振幅の解析においてこの非線形項をフーリエ級数により厳密に取り扱っている。ここでは地震応答問題への適用という立場から、より簡略化した以下のような取扱いにとどめる。

すなわち、上記の流速依存項を線形化して直管モデルの応答への影響を近似的に評価すると、流速依存項は

$$G(v, v_0) = (v + v_0)|v + v_0| - v_0|v| \quad (4-17)$$

となるが、 $v_0 > 0$ 、 $|v_0| \gg |v|$ とすると以下の近似式に帰着できる。

$$G'(v, v_0) = 2vv_0 \quad (4-18)$$

この近似の適合性は次式から判断できる。すなわち、上2式の比をとると

$$\frac{G(v, v_0)}{G'(v, v_0)} = 1 + \text{sign}(v) \frac{1}{2} \left| \frac{v}{v_0} \right| \quad (4-19)$$

ここに $\text{sign}(v)$ は v の符号である。この式から静止に近い流速ではこの近似は使えないが、地震による応答 v のオーダーからみて $v_0 > 1\text{m/s}$ ではほぼ妥当であるといえる。線形近似式(4-18)を適用すると上記の応答計算式(4-12)～(4-15)は既報(小川1985)の基礎式とその解において流体摩擦による抵抗係数を

$$R = \frac{f}{2D}(2v_0) \quad (4-20)$$

とした場合に相当する。この係数による応答減衰効果が定常流速の効果を近似的に表しているといえる。流速と抵抗係数の関係を摩擦係数の常用値 $f = 0.03$ の場合について図52に示した。上式では抵抗係数は定常流速に比例する形になっているが、応答減衰効果は後に述べるように、比例的にはならない。これは、流体応答の基本解に現れる伝播定数 s において抵抗係数 R が比例項ではなく加算項の1部として現れているにすぎないためである。

なお、既報(小川ほか1989など)では静止流体での実験と解析は比較的よく一致したが、これは流速 $v_0 = 0$ であり、上記の式から $G(v, v_0) = v|v|$ となるが、 v 自体は小さい値なので解析において流体摩擦を省略しても実験値との差異をあまり生じなかったといえる。

流速が応答に与える影響は、以上の議論から線形化摩擦係数 R の効果と同様のものとなるが、流速値自体をパラメータとして直管モデルの共振応答倍率を算出すると図53のようである。ここで $a = 1190\text{m/s}$ 、 $f = 0.03$ とし、他のパラメータは既報(小川1985)と同様とした。この図から、低流速域で流速値に対する依存性がやや大きく、流速値が大きくなるとそれによる応答の変動はかなり小さくなっていくという傾向がうかがえる。

なお、図53で定常流速 v_0 が0あるいは小さい場合は、前述のように摩擦影響項の非線形部分を無視しているために応答値は本来より大きく算出されている。

4.3 実験結果と考察

実験では流速条件を1 m/s～4 m/sの各段階に設定して、ポンプ運転（流送）時の応答および停止時の応答を計測した。流速の設定は、バルブB、Cの開度を調整し行った（バルブAは常時開）。従って流速（バルブ開度）が異なると、液柱に対する境界条件も多少異なることになる。このため、各流速条件に対してポンプ停止時の応答を求め、運転時と比較した。

最初に正弦波スイープ加振による応答を検討する。図54～59は各モードに対する定常流送条件の影響を見るため、加速度応答および圧力応答を、流速4 m/sのバルブ設定条件での流送時（ポンプ運転時）および静止時（ポンプ停止時）で比較したものである。この結果から、全般的には流送により応答が低下することが確認できる（配管系の2次モード付近の応答A8 Yでは流送時の方がやや大きい）。しかし、その影響は応答が大きくなる共振点付近にほぼ限定されていることがわかる。一方、共振振動数は運転／停止により変わらず、基本的な応答特性に対して流送の明瞭な影響はないといえる。

応答曲線に小さい変動が重畳しているのは、脈動的な流速変動の影響と思われる（図60に示す流送時の圧力応答波形は、振幅が変動している）。

以上のうち、比較的応答レベルが高くなっている1次（6.2Hz）および8次（25.2Hz）モードの応答を考える。この応答倍率を流送時についてみたものが図61である。この図の応答の変動は、流速の他に、境界条件の変動も関与している。前述のように、流速の設定はバルブの開度変更で行っている（表8参照）。このため、同様の条件で、ポンプ停止時の応答倍率を見たものが図62である。この図は流速設定のバルブ開度のみの影響を示しているといえる。この図から、8次モード（A4X）ではバルブ開度の境界条件としての影響が小さいことがわかる。このため、流速の影響を見る計測点としてA4Xを用いる。このモードの応答を、静止時を1として流送時の応答倍率を算出し、前述の直管モデルの解析と比較したものが図63である。流速2～3 mでやや差があるが、理論上の議論と実験結果でほぼ同一の傾向が確認できる。

このような流送にともなう減衰は、計測点A4Xに近い圧力計測点P-4にも現れており（図59）、流体の応答と関連して生じているといえる。計測点A4Xでの（流送による）応答低減特性を、正弦波応答曲線から読みとった減衰比として示すと図64の通りである。

なお、1次モードの応答では、ポンプ運転時に、流速に関わらず応答の低下がみられるが、これは流速および境界条件の影響の他に、ポンプ運転自体の影響によるものと考えられる。

次に、流速4 m/sのバルブ条件で、ポンプ運転時と非運転時の地震波応答を比較したものが図65である。両者は波形、最大応答値ともにほぼ同様の挙動を示している。地震波に（今

表 8 バルブ開度による流速設定

Table 8 Adjusted valve opening ratios for the used flowing velocities

設定流速 (m/s)	バルブ開度 (バルブ回転開度, 32回転＝全開)		
	A	B	C
1	32	3	3
2	32	5.5	5.5
3	32	13	13
4	32	32	24

注) 流送を伴う実験ではタンク（従って系全体）の内圧は最大流速が得られる実測値（100kPa）に設定した。

の場合6.3Hzの)卓越成分が含まれていれば、前図に示された運転時の低減効果が現れるものと思われるが、一般的には地震波応答に対する流速の影響は小さいと判断できる。従って、応答の評価を安全側で行う観点に立てば、既報で提案したような定常流速を0とした地震応答解析法を適用してよいものと思われる。

5 負圧の発生と配管の応答

負圧は流体（液体）の典型的な非線形現象であり、破壊現象ともいえる。系の設定内圧が低い場合、振動による流体の圧力応答も比較的容易に負圧領域に入ることが以下の実験結果により確認された。

図66はバルブ条件1で設定内圧を0とした（タンク上部を開放）場合と400kPaの場合のスweep加振による圧力応答曲線の比較である。両者の差異は、設定内圧自体ではなく、流体の応答が負圧領域に入るかどうかによって決まっているものと思われる。内圧0の場合は、非線形挙動となるためにスweep速度の影響によるビート状の変動が顕著に現れている。図66のピーク振動数付近での応答波形の比較を図67に示す。設定内圧0の場合に圧力応答が負側の頭打ちを示していること、それにより非線形挙動を生じていることがわかる。図68、69は同様に加速度応答の場合の比較である。

図70は設定内圧を変えて地震波加振を行い、1次モードの配管加速度の最大値を比較したものである。設定内圧による差異は、この場合も負圧挙動と関連したものである。図71は同様に圧力応答の場合である。この地震波加振による応答の波形を、設定内圧0および400kPaの場合で比較したものが図72である。内圧0の場合に、圧力応答およびそれと卓越振動数の同じ配管1次モードの応答（A8X）の成長が抑制されていることがわかる。一方、配管の高

次の振動を代表する計測点 (A8Y, A4X) では逆に内圧 0 の場合に応答が大きくなっている。これは圧力応答の非線形挙動により生ずる高振動数成分が配管の高次モードを刺激する場合があることを示している。

流体が負圧領域に入り、応答を低下させるこのような効果は、構造系のアナロジーで考えると、応答が非線形 (塑性) 領域に入り、振動エネルギーの消散をもたらす効果と考えることができる。このような負圧の発生は、全体としての応答には低減効果として作用し得るが、局所的には既報 (小川ほか1989など) で述べたように、構造系に衝撃などの荷重をもたらすことが立体配管系の実験などで確認されている。従って、流体の応答が負圧を生ずるレベルに達するかどうかを解析によって判断し、その影響を評価することが重要である。

6 結語

本研究では、配管系内流体の応答に影響すると思われる主要な条件を考慮した振動実験を行った。配管内の流体条件はさまざまであるが、基本的なものとしてバルブ操作による境界条件の変動、ポンプ運転による流送、さらに定常内圧があげられる。実験ではこれら3つ条件を個別に設定することにより、地震応答への影響を調べた。

この結果、これら3つの条件はそれぞれ、独特の効果を配管系の地震応答に対して持つことが確認された。それらの要点は以下の通りである。

すなわち、バルブ操作による境界条件の変動は、流体系の固有振動数、固有モードを変えることにより、配管系と流体の連成挙動に顕著な影響を与えることが実験により示された。この結果はまた、連成応答解析法による解析結果とも照合し、その妥当性が示された。

また、連成応答の基本的挙動は、このような詳細解析だけでなく、2自由度質点モデルのアナロジーによって定性的に把握できることを示した。従って構造系、流体系それぞれの固有値が分かっている場合はこのような簡単なモデルで、連成挙動を推定できる場合がある。

第2に、流送による影響は、非線形流体摩擦の効果により応答の減衰をもたらすことが推定されるが、実験でも、流速以外の条件の影響が少ない計測点の解析を行った結果、この減衰効果が地震応答において実際に生じていることが確認された。定常流速のこのような影響は、本実験で確認したような共振に近い応答の他、長大な配管系では応答低下の要因になると思われるが、バルブ操作のように流体系の基本特性を変えるものではなく、通常の場合での地震応答には影響が小さいことが確認された。このことは、静止流体を想定した地震応答解析法を用いることができること、その結果は応答を高めに見積もる、いわゆる安全側の評価になることを示している。しかし、流速が大きい場合は、線形モデルでは等価的に大きい減衰を考え、また特性曲線法などによる解析では非線形流体摩擦と定常流速を組み込んだ応答解析を行う必要がある。

第3の定常内圧の影響は、以上2つと大きく異なっている。すなわち、定常内圧が高い場合は、流体は地震入力に対して線形領域の応答を示すが、内圧が低い場合あるいは内圧が高くても圧力応答の幅がそれを越える場合は、負圧領域に入り非線形挙動を示す。本実験では、正弦波による定常応答の他、地震応答においてもこのような現象が確認された。実験ではさらに、この現象に伴い配管系の応答自体も非線形挙動を示している。この流体の非線形挙動は、構造系の非線形挙動よりも低い入力レベルで容易に発生することが特徴である。その影響は機器配管系の全体的な応答の減衰として現れるとともに、局所的には付属機器等への衝撃荷重を生じ得るものである。

この現象を考慮した地震応答解析は今後の課題であるが、このような負圧の発生については、圧力応答の解析法などにより予測することができる。配管系に対する流体の地震応答が大きく、また流体の共振に近い応答が想定される場合は、このような予測を行い、配管系への影響を評価する必要があると考えられる。

以上のような配管内流体及び流送条件の影響は、配管系の地震応答の変動要因であるが、それはまた系に含まれる容器、ポンプ、弁等各種大型機器類の動特性の影響を受けるとともに、これら機器への配管反力として作用する。このような機器と配管及び配管と流体の相互連成を考慮した地震応答は既述の手法などによって算出できるが、現実の機器配管系を正確に取り扱う場合、計算に要する手間と時間はかなりのものとなる。このため、従来確立されている耐震解析法（電気技術基準調査委員会1987など）の延長上に位置づけられるような簡易的評価法が必要となる。このような手法については別途機会を見て報告する予定である。

謝辞

本研究全般について東京大学生産技術研究所教授柴田碧博士のご指導をいただいている。また東京理科大学教授原文雄博士には研究の計画に際して有益なご助言をいただいた。この場をかりて、深甚の謝意を表する次第である。

実験の実施に当たっては防災総合研究部の大八木規夫部長のご助言、並びに管理部施設課飯田晴男技官他多くの方々のご助力をいただいた。試験体の製作では石川島播磨重工業株式会社の関係各位のご協力をいただいた。

以上の方々に厚くお礼申し上げる次第である。

最後に、本研究は原子力安全研究年次計画（原子力委員会）にもとづき、国立機関原子力試験研究費（科学技術庁）を用いて実施しているものである。科学技術庁原子力局技術振興課はじめ関係各位の口頃のご指導、ご援助に対し深く感謝申し上げます。次第である。

参考文献

- 電気技術規準調査委員会(1987)：原子力発電所耐震設計技術指針，日本電気協会，896pp.
- F. Hara(1988)："Seismic Vibration Analysis of Fluid-Structure Interaction in LMFBR Pining Systems, J. of Pressure Vessel Technology, Vol. 110, ASME, pp177-181.
- 幡野佐一，成瀬勉編(1982)：配管便覧，化学工業社，1335pp.
- 葉山真治，竹田博，毛利泰裕(1979)：「管路内圧力脈動の共振振幅（第1報，共振振幅に及ぼす定常流成分の影響）」，日本機械学会論文集，Vol. 45, No. 392, pp186-194.
- 箕輪親宏・小川信行・千葉敏郎・小林博栄・相田重一（1990）：機器配管系支持部及び結合部の耐震性評価に関する研究報告書（第2報 付加ばね・質量系を有する円筒容器の振動実験），国立防災科学技術センター研究速報，第87号.
- 日本機械学会(1980)：技術資料「管路・ダクトの流体抵抗」，269pp.
- 日本機械学会(1985)：ポンプーその設備計画・運転・保守ー，丸善，259pp.
- 日本水道協会(1979)：水道施設耐震工法指針・解説，日本水道協会，320pp.
- D. Obradovic, S. Pejovic, and A. Gajic(1986)："Analysis of Earthquake Effects upon Hydraulic Structures", Proc. of 5th Int. Conf. on Pressure Surges, BHRA, pp35-41.
- 小川信行(1985, 1986, 1988)：「配管と液柱の連成地震応答に関する研究(第1-3報)」，日本機械学会論文集C編，Vol. 51-No. 468, Vol. 52-No. 477, Vol. 54-No. 497.
- 小川信行・箕輪親宏・千葉敏郎・小林博栄・相田重一(1989)：機器配管系支持部及び結合部の耐震性評価に関する研究報告書(第1報 配管系の流体連成振動実験)」，国立防災科学技術センター研究速報第84号.
- 小川信行・箕輪親宏・千葉敏郎・小林博栄・相田重一(1990)：機器配管系支持部及び結合部の耐震性評価に関する研究報告書(第3報 容器配管系の振動実験)」，国立防災科学技術センター研究速報第88号.
- 佐野勝志(1983)：「ターボ型ポンプ配管系の圧力脈動に関する研究（第1報，遠心ポンプ配管系の液柱の固有振動数に関する実験）」，日本機械学会論文集，Vol. 49, No. 440, pp828-836.
- 柴田碧編著(1986)：化学プラントの耐震設計，丸善，298pp.

(1991年12月24日原稿受理)

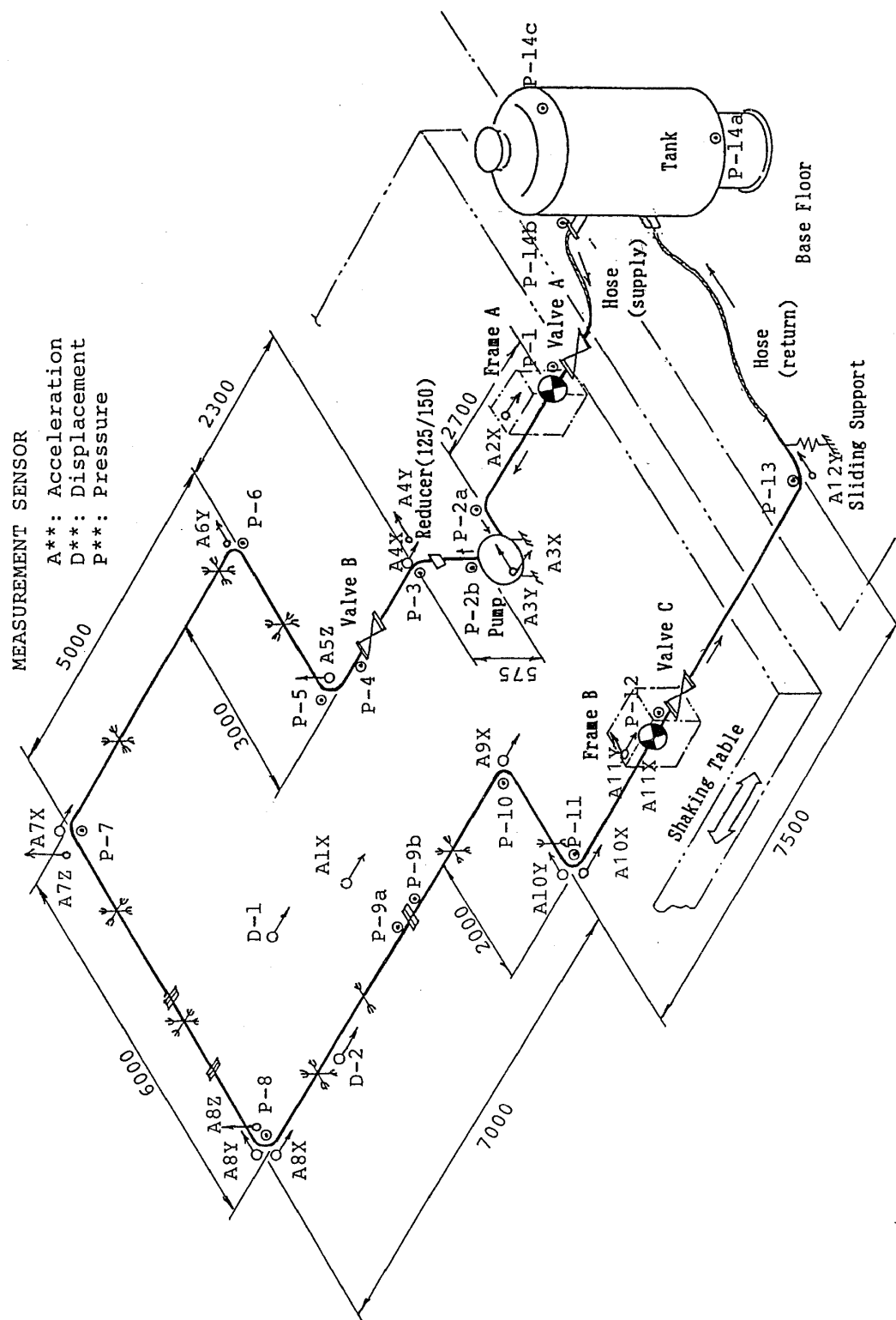


図1 試験体の構成概要

Fig. 1 An outline of the test piping system

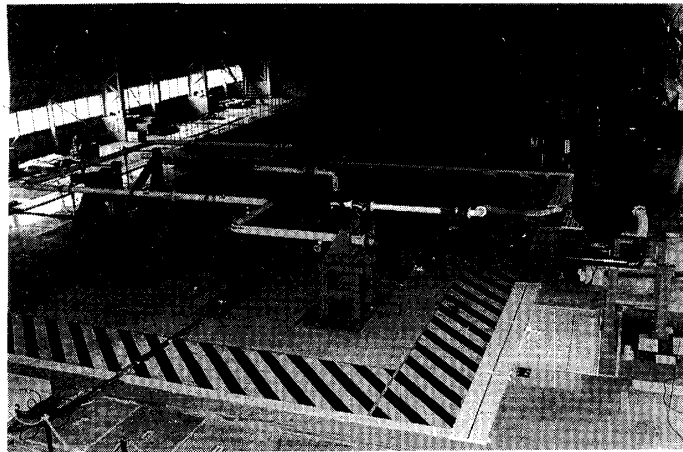


写真 1 試験体設置状況

Photo. 1 General view of test system on the shaking table

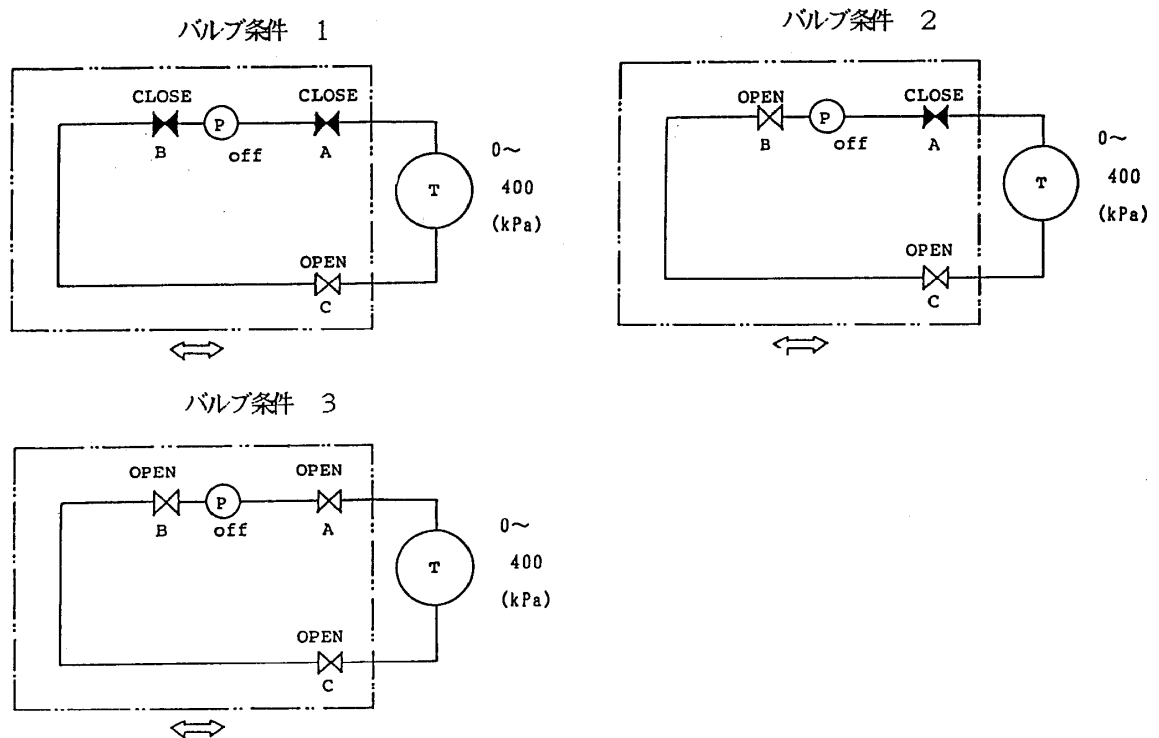


図 2 3つのバルブ条件（表 2）の模式図

Fig. 2 Schematic diagram of three types' of valve opening/closing conditions

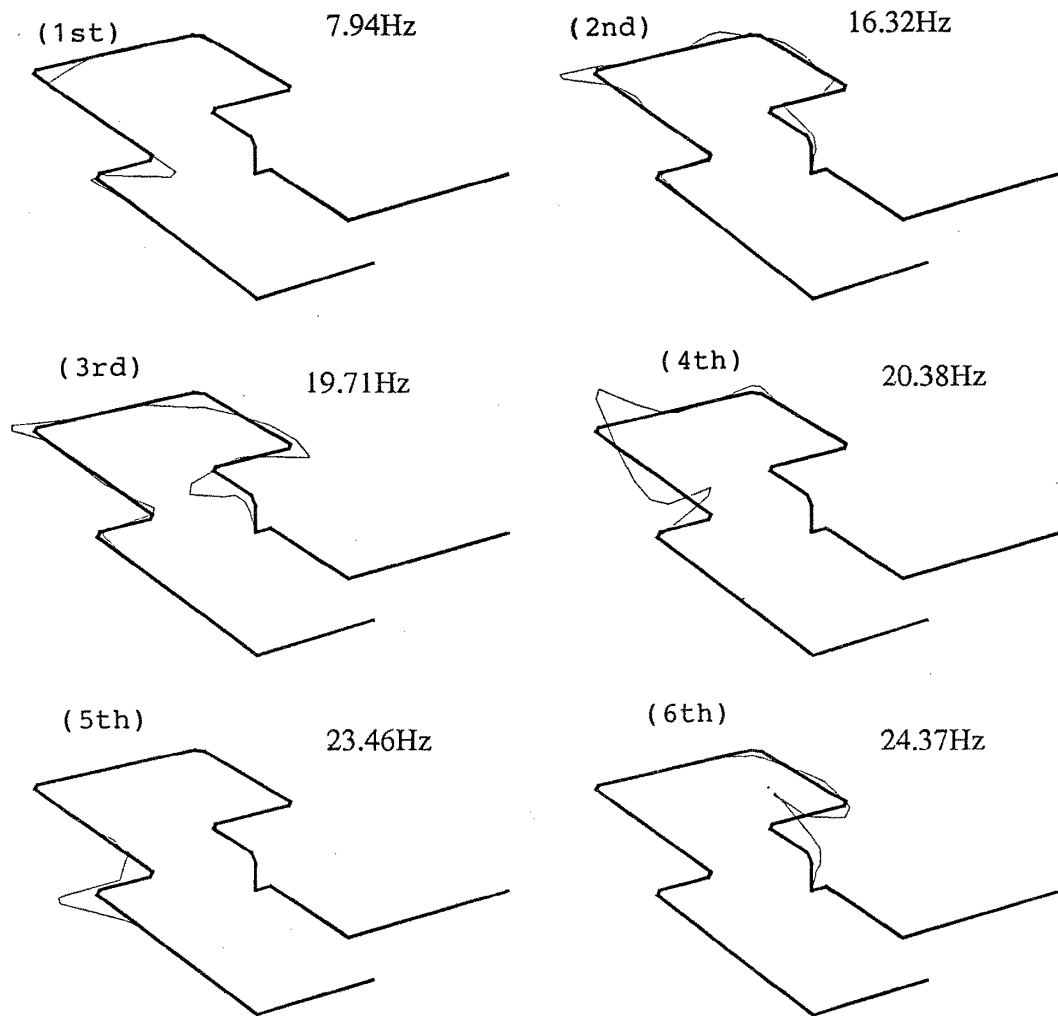


図3 空水時の振動モード（計算）

Fig. 3 Structural vibration mode by analysis in case of an empty condition

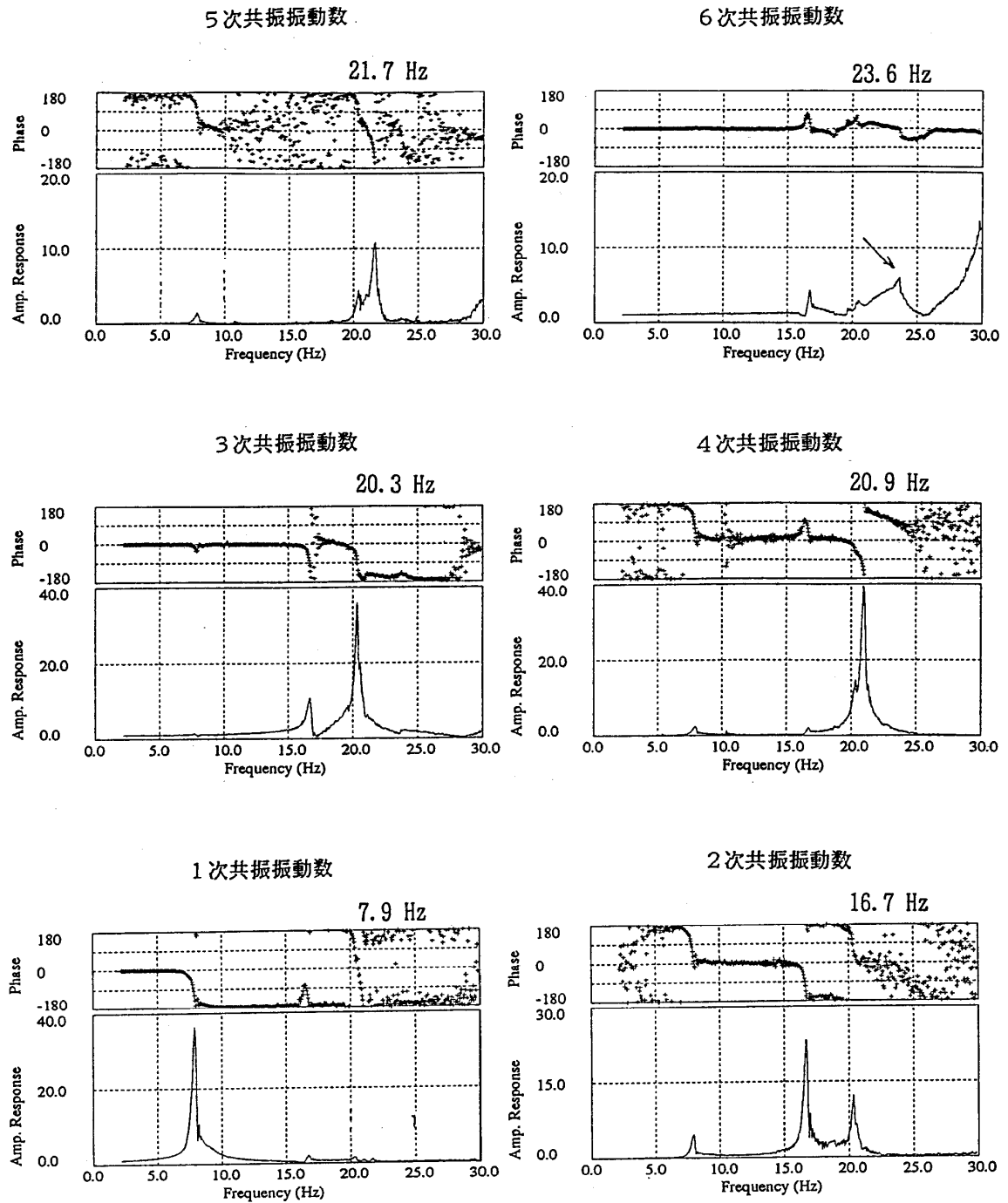


図4 空水時の主な振動数応答曲線 (100Galスイープ加振による)

Fig. 4 Measured response curves by sinusoidal excitation in case of an empty condition

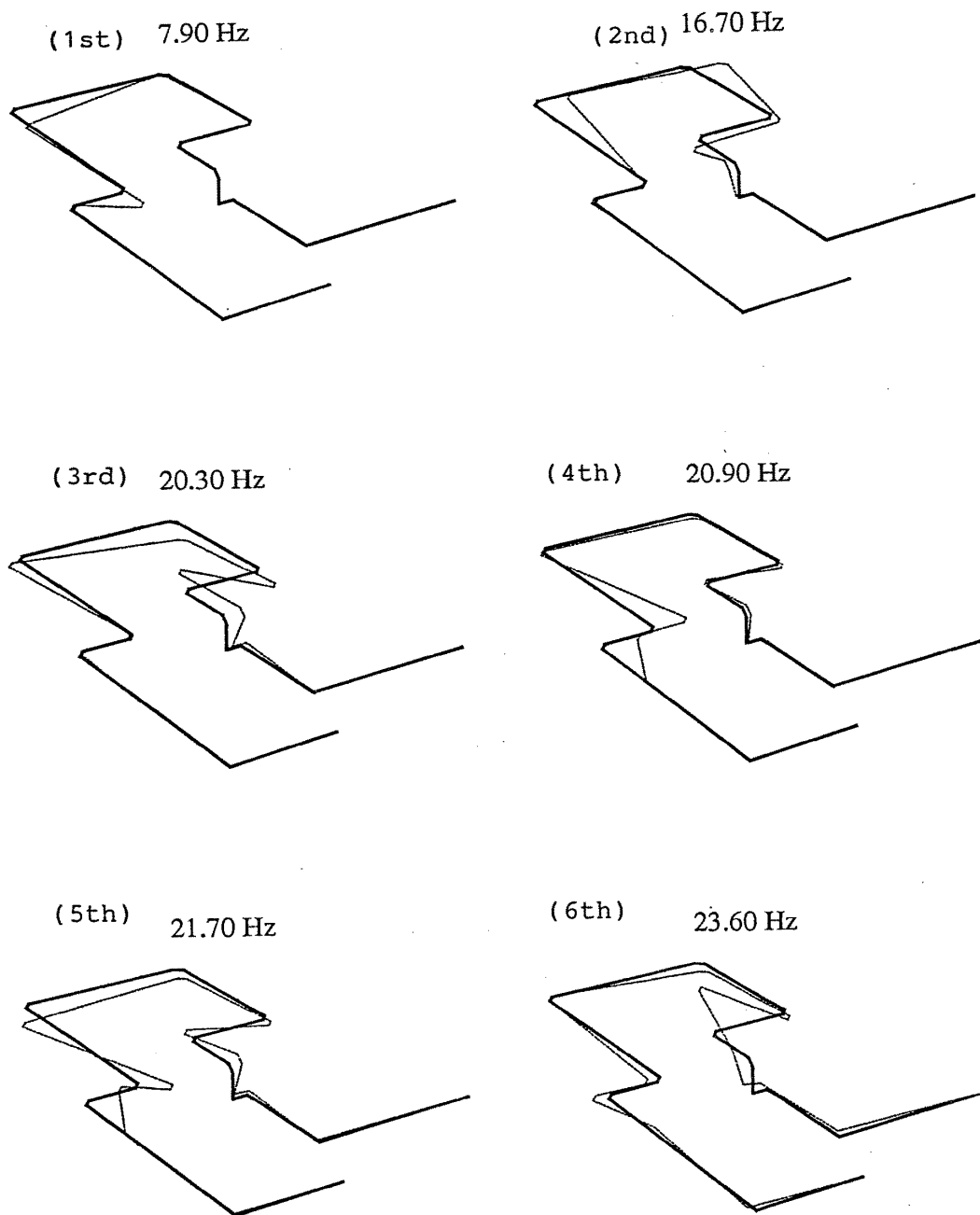


図5 空水時の振動モード（実測）

Fig. 5 Structural vibration mode by measurement in case of an empty condition

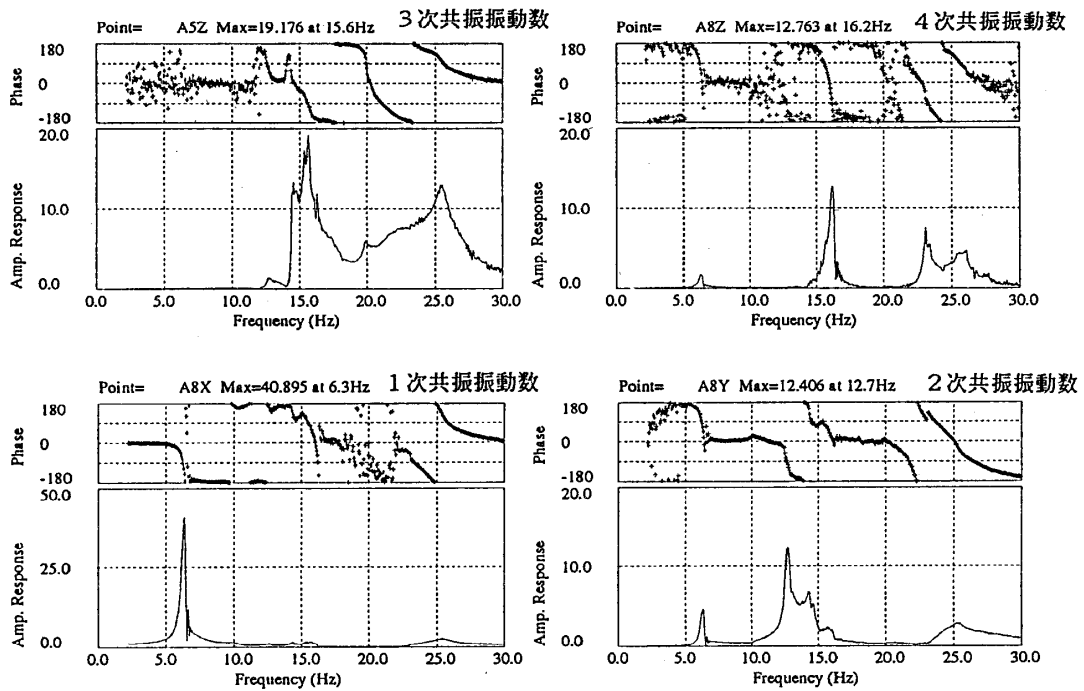


図6 満水時の主な振動数応答曲線 (100Galスイープ加振による)

注) バルブ条件3 (図1のバルブA,B,C開) での加振結果を用いた。

Fig. 6 Measured response curves by sinusoidal excitation in a liquid-filled condition

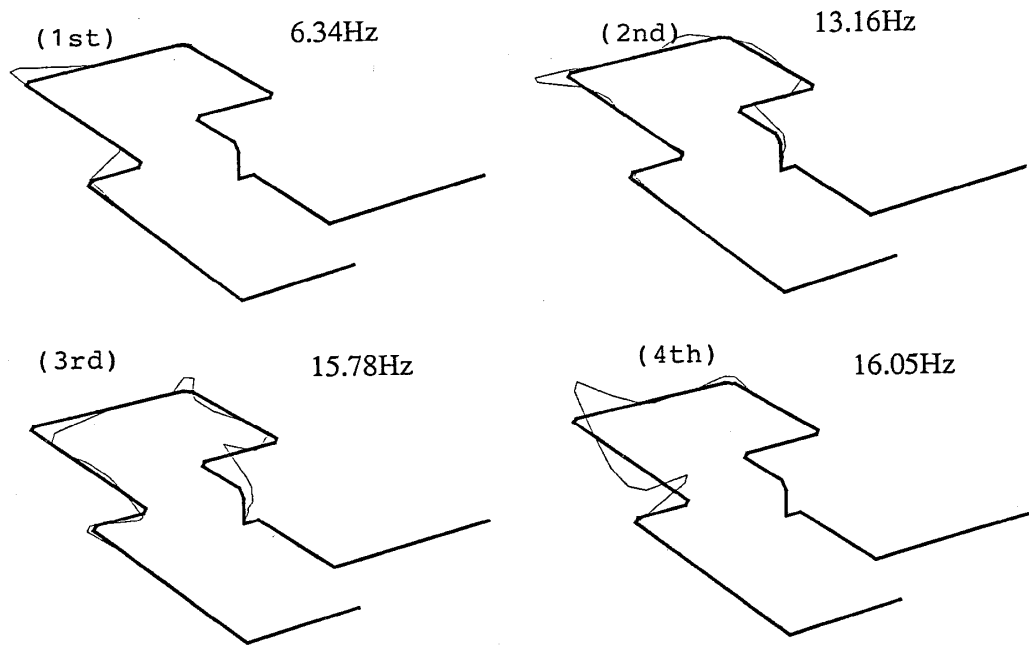


図7 満水時の振動モード (DMモデルによる計算)

Fig. 7 Structural vibration mode by analysis using a dead mass model of liquid in the case of a liquid-filled condition

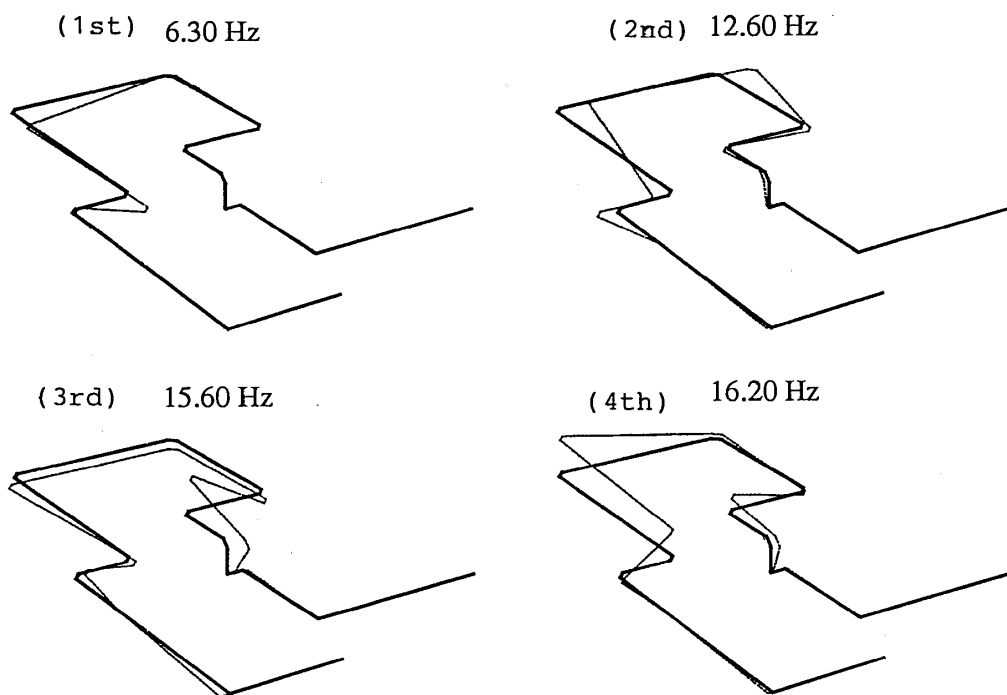


図8 満水時の振動モード（実測）

Fig. 8 Structural vibration mode by measurement in the case of a liquid-filled condition

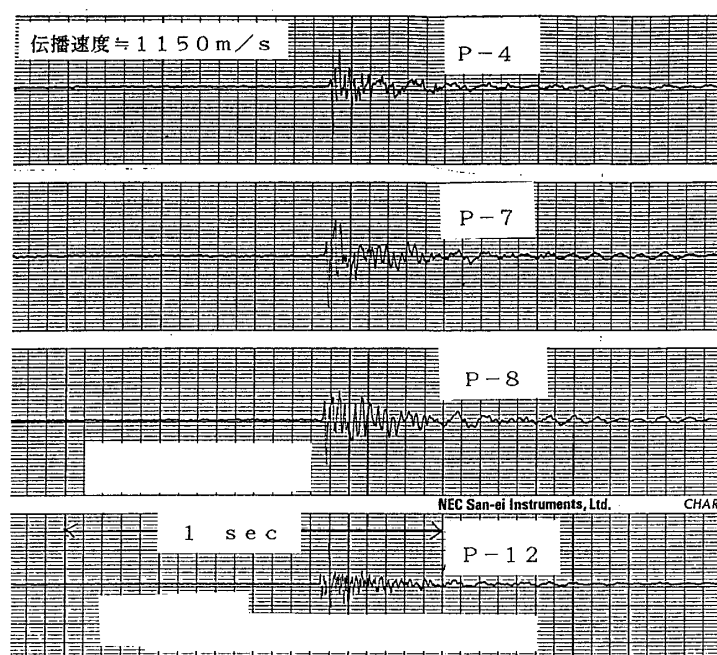


図9 P波伝播速度の測定例（内圧400kPaの場合） 励振は圧力計P-13付近での打撃による。

Fig. 9 Typical measurement of pressure wave propagation in a piping system excited by striking at the elbow position near the pressure gauge, P-13 (case of 400 kPa internal pressure)

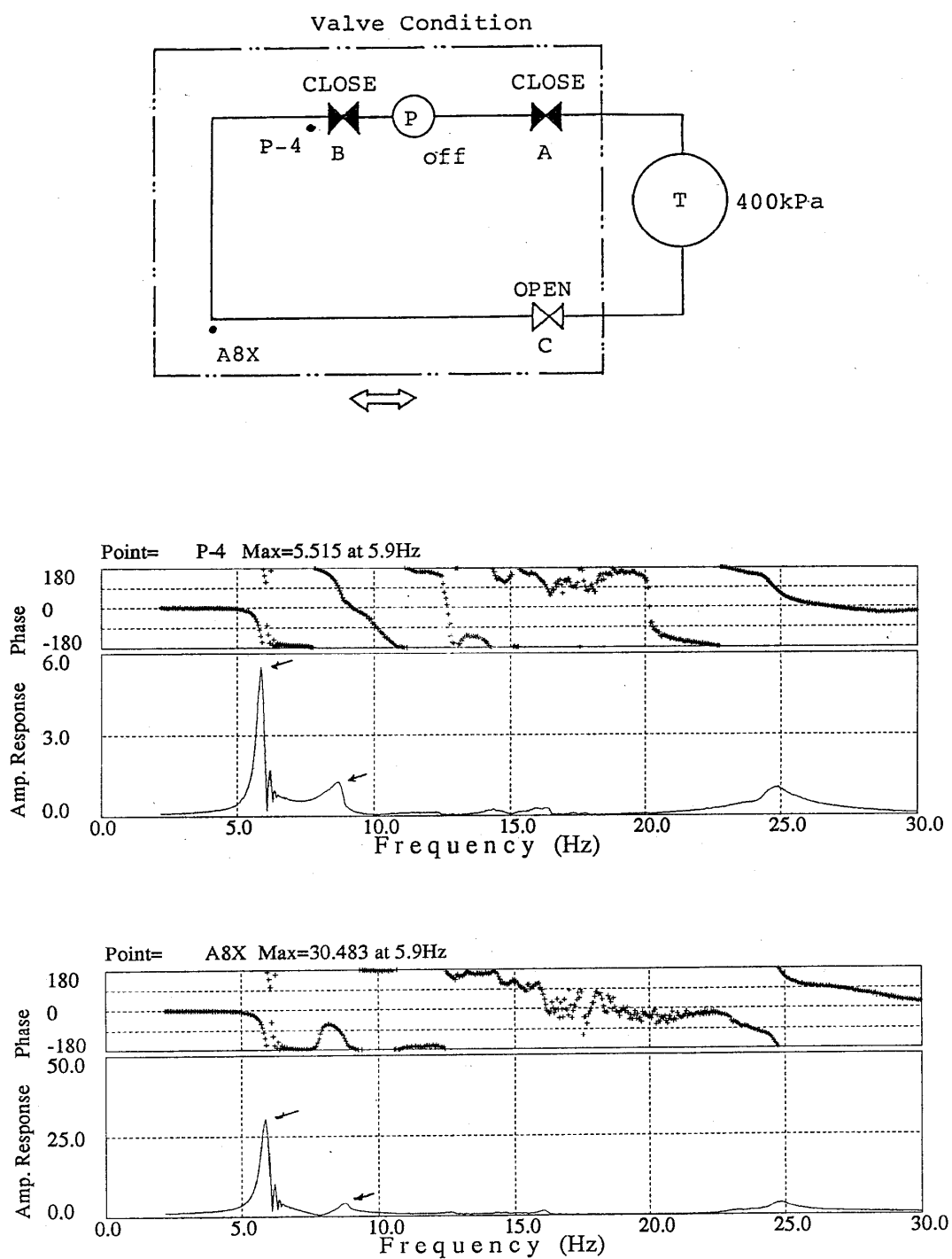


図10 配管 1 次振動と液柱の連成応答挙動 (バルブ条件 1 の場合)

配管構造系 1 次 6.3Hz と液柱固有振動数 8.3Hz の連成により 5.9Hz および 8.8Hz の共振を生じていると考えられる。

Fig. 10 Coupled response curve of 1st mode vibration of the pipe and liquid
(Case of valve condition No.1)

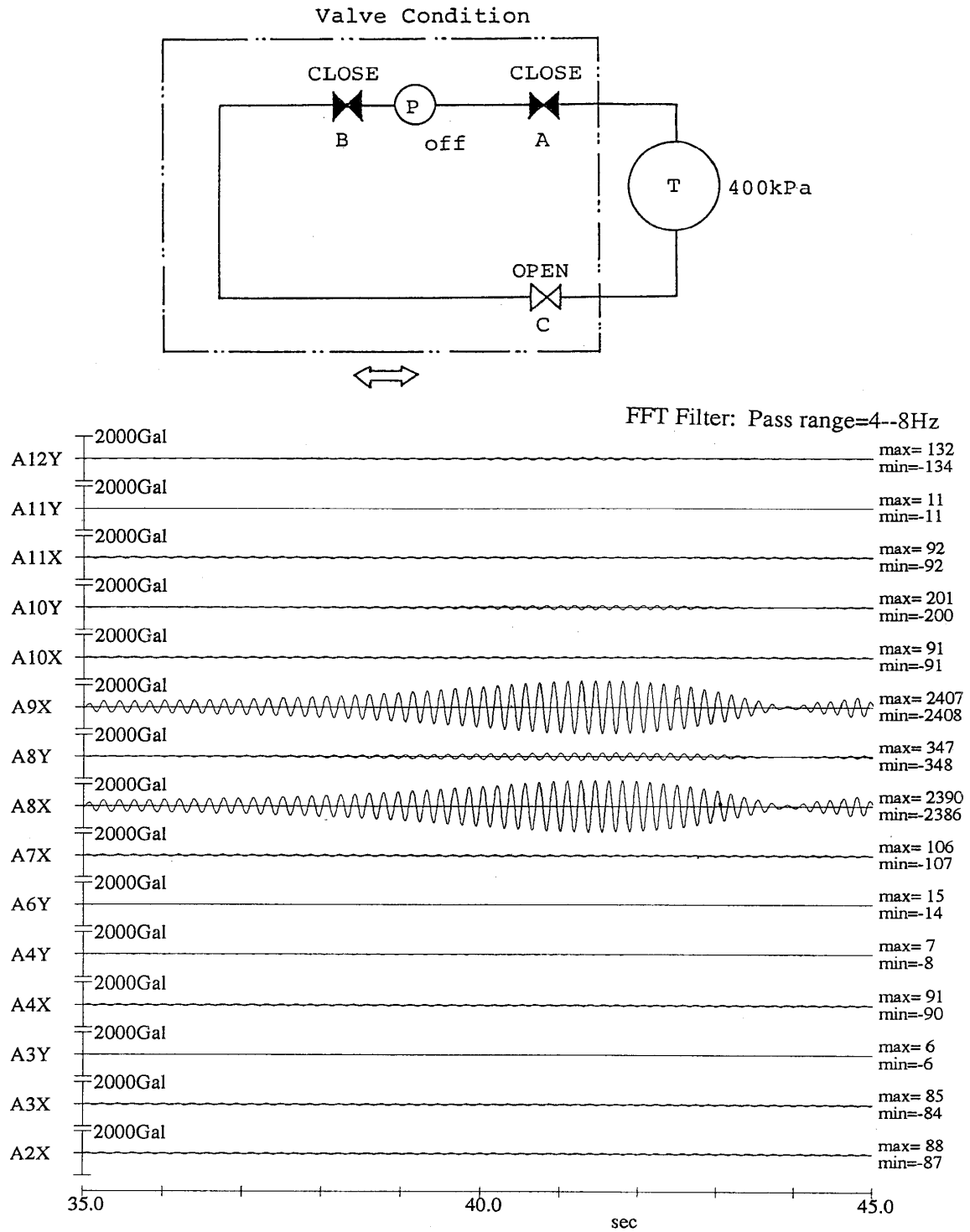


図11 5.9Hz共振付近での加速度応答波形（バルブ条件1）

Fig. 11 Acceleration response waves near 1st coupled resonance frequency, 5.9Hz
(Valve condition No. 1)

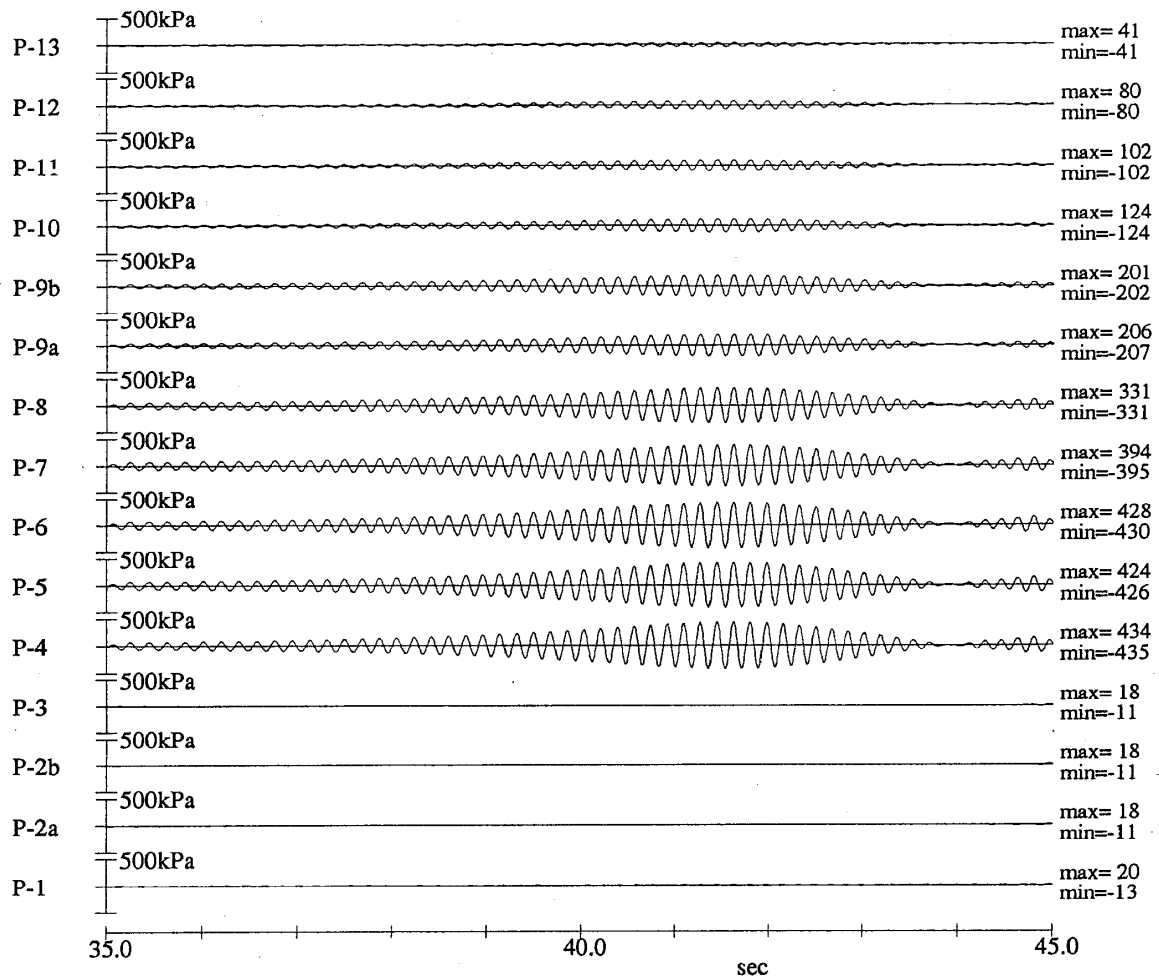


図12 5.9Hz共振付近での圧力応答波形（バルブ条件1）

Fig. 12 Pressure response waves near 1st coupled resonance frequency 5.9Hz
(Valve condition No. 1)

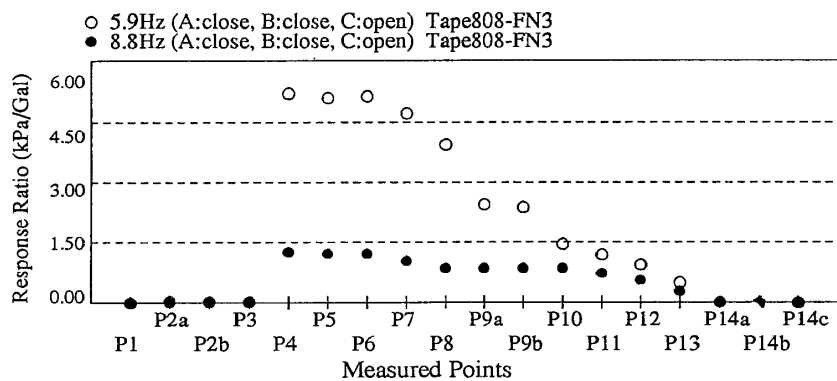


図13 連成応答共振点での圧力応答倍率の分布（バルブ条件1）

Fig. 13 Pressure response magnification factors at coupled resonances
(Valve condition No. 1)

加速度応答は最大応答位置での最大応答時刻における（位相を考慮した）振幅の分布、また圧力は同時刻での（曲がり点、閉端等での）圧力測定値を配管系に作用する（符号を考慮した）流体力に変換して示している。

 Pipe Figure
 Pipe Deformation Mode (Acceleration)
 Liquid Pressure Distribution (at same time)

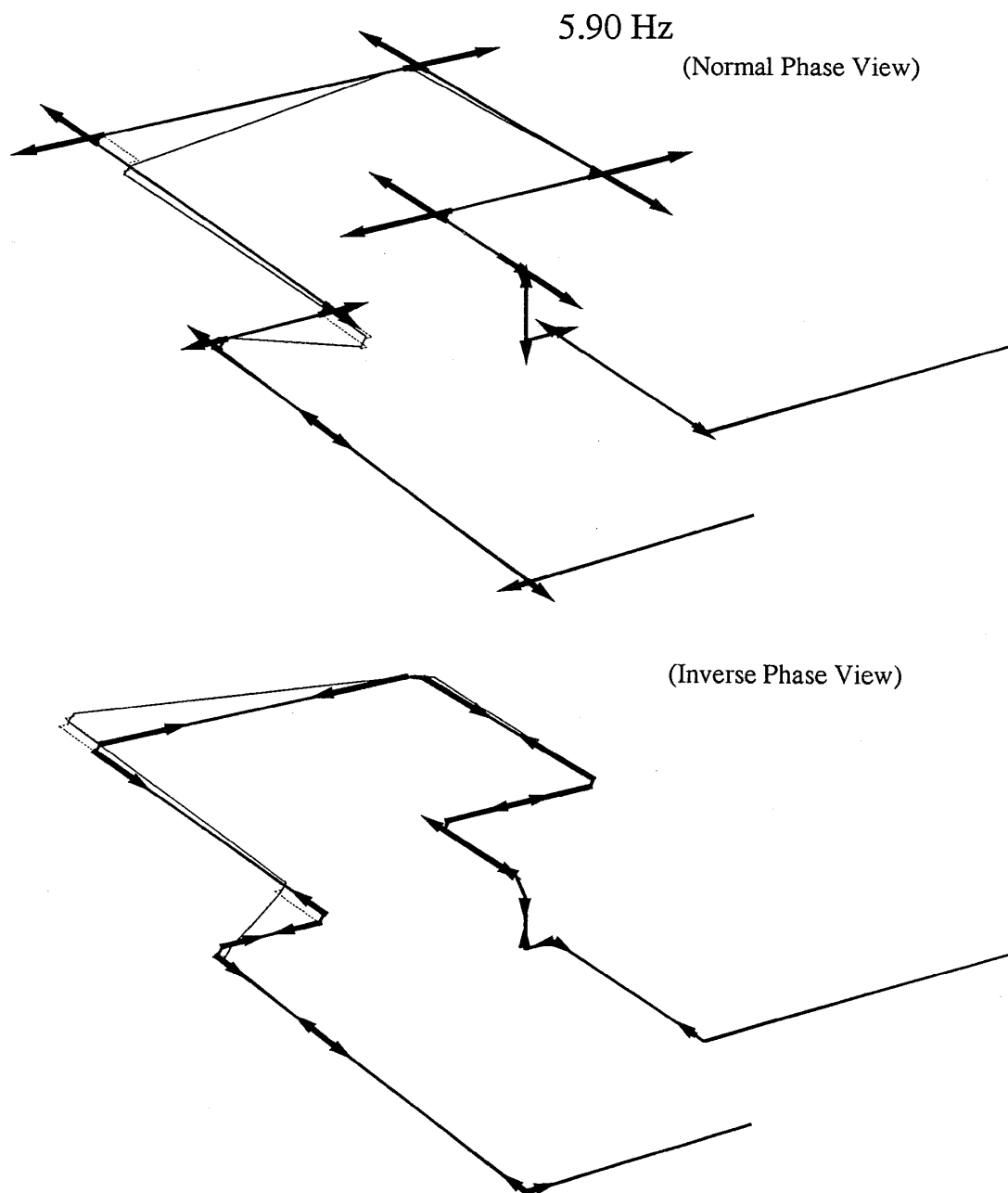


図14 共振点での加速度および圧力応答のモード（連成1次共振点5.9Hz）

Fig. 14 Distribution mode of acceleration and pressure response at 1st coupled resonance frequency, 5.9Hz

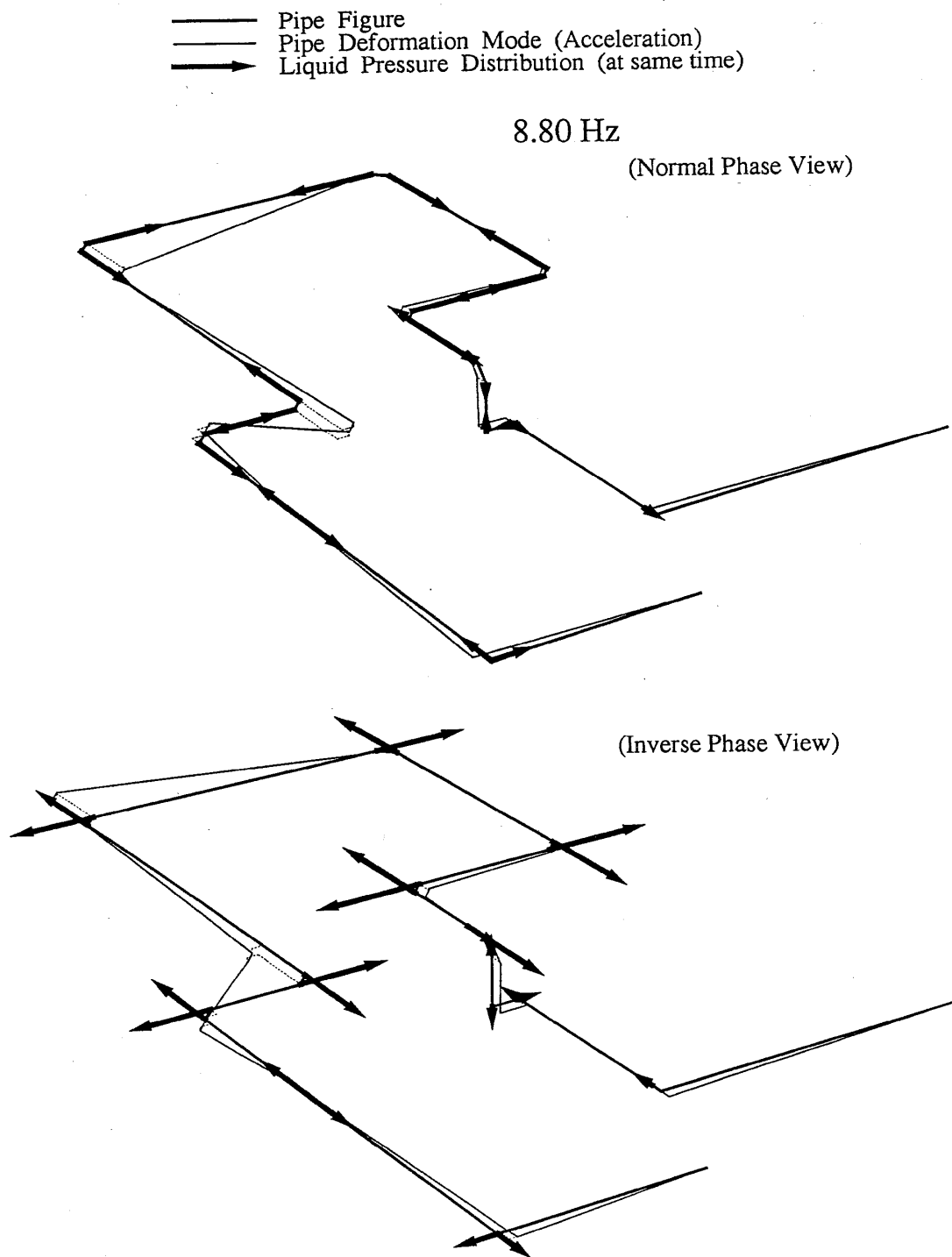


図15 共振点での加速度および圧力応答のモード（連成2次共振点8.8Hz）

表示の方法は図14と同様である．

Fig. 15 Distribution mode of acceleration and pressure response at 2nd coupled resonance frequency, 8.8Hz

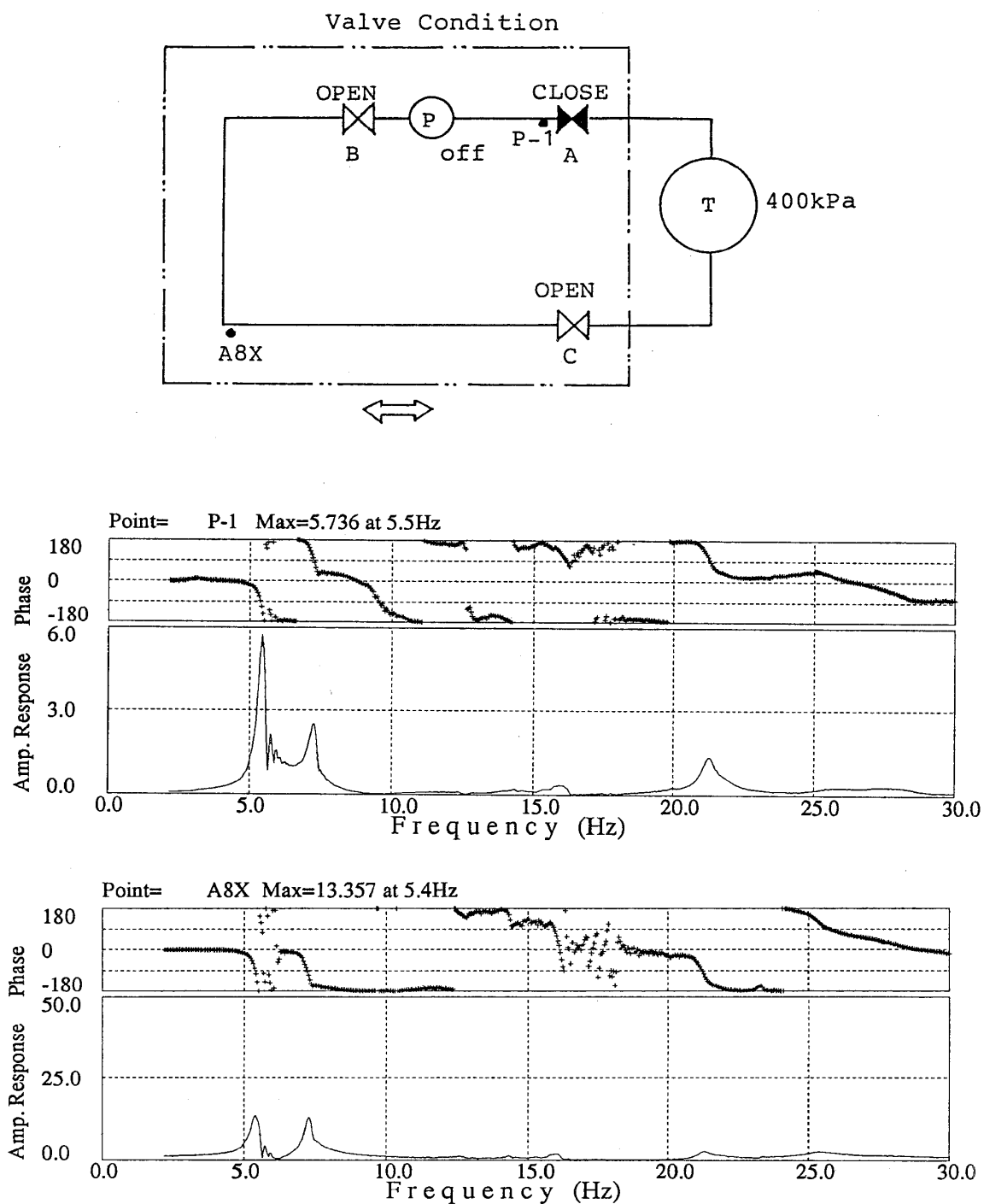


図16 配管1次振動と液柱の連成応答挙動（バルブ条件2の場合）

配管構造系1次6.3Hzと液柱固有振動数5.7Hzの連成により5.4Hzおよび7.3Hzの共振を生じていると考えられる。

Fig. 16 Coupled response curve of 1st mode vibration of pipe and liquid
(Case of valve condition No. 2)

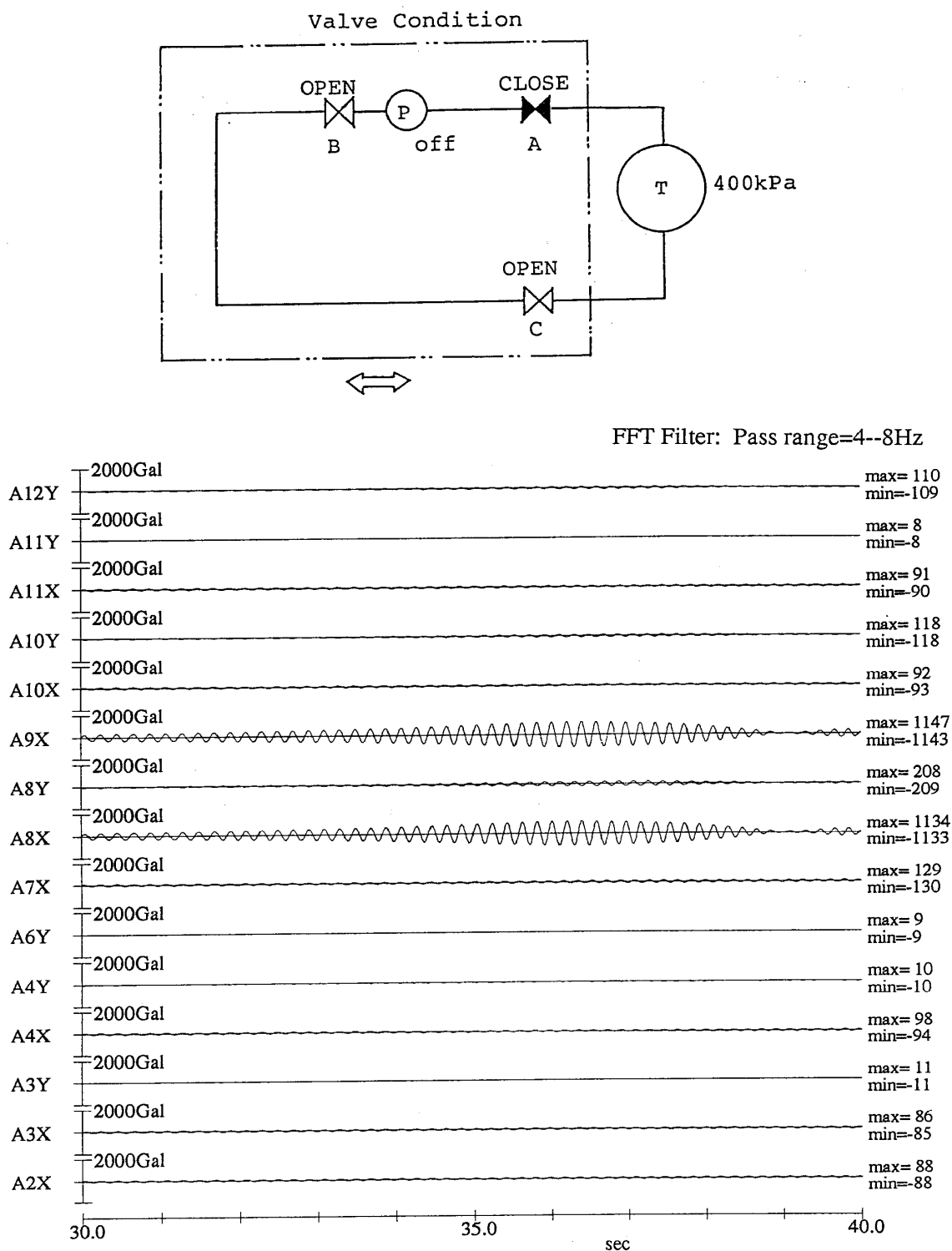


図17 5.4Hz共振付近での加速度応答波形 (バルブ条件 2)

Fig. 17 Acceleration response waves near 1st coupled resonance frequency, 5.4Hz
(Valve condition No. 2)

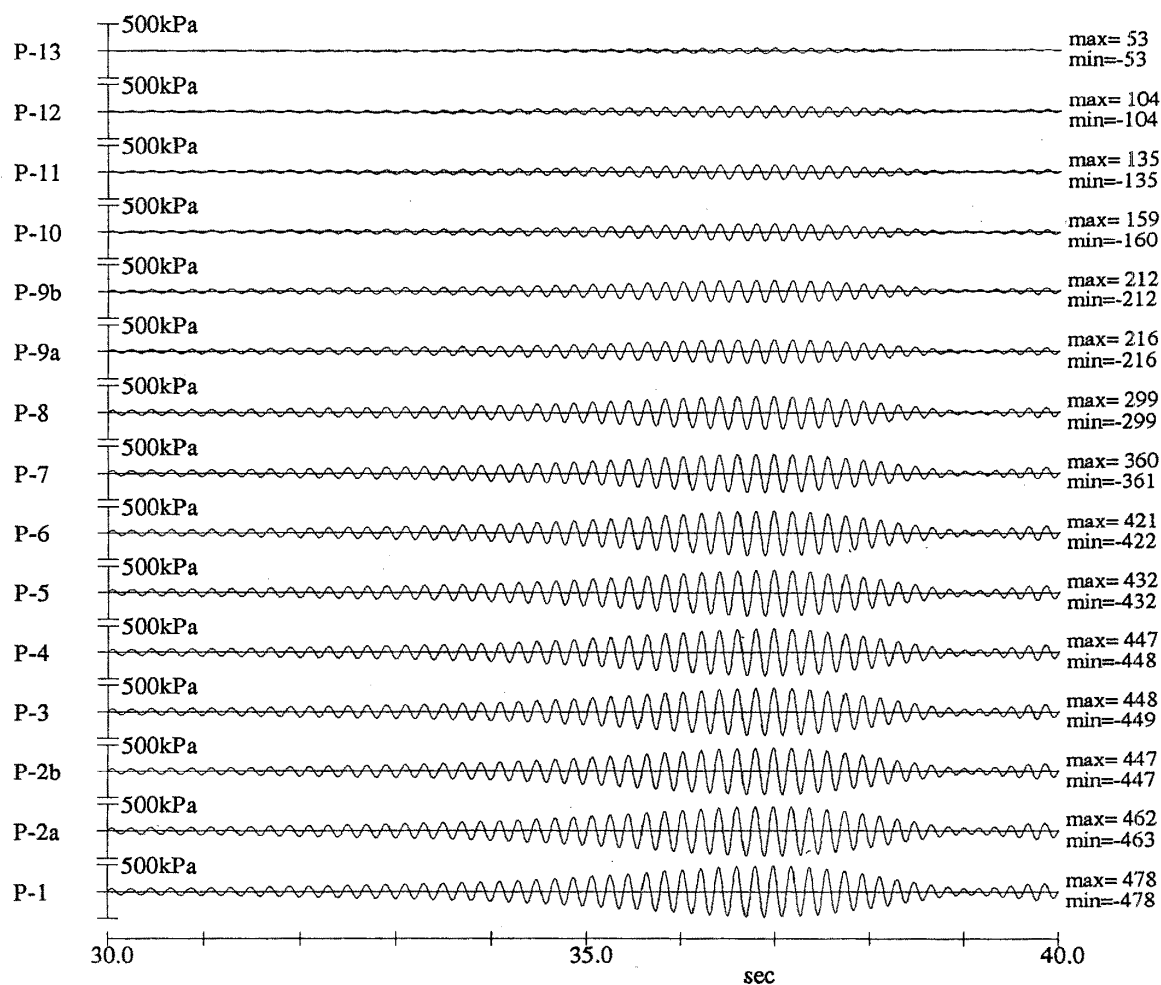


図18 5.4Hz共振付近での圧力応答波形（バルブ条件2）

Fig. 18 Pressure response waves near 1st coupled resonance frequency, 5.4Hz
(Valve condition No. 2)

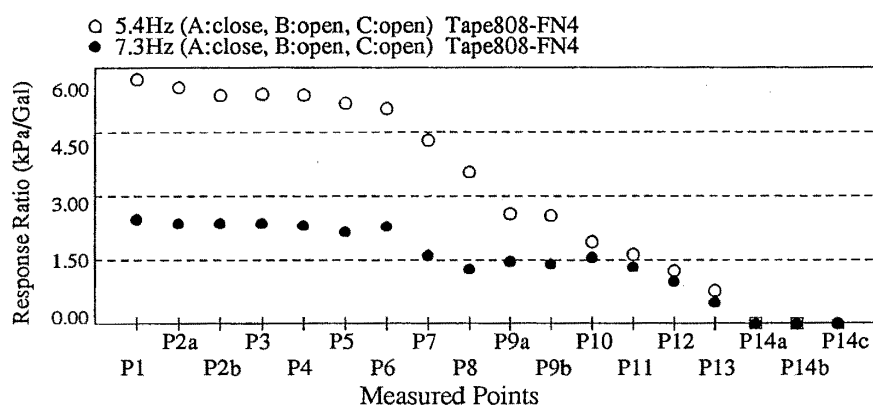


図19 連成応答共振点での圧力応答倍率の分布（バルブ条件2）

Fig. 19 Pressure response magnification factors at coupled resonances
(Valve condition No. 2)

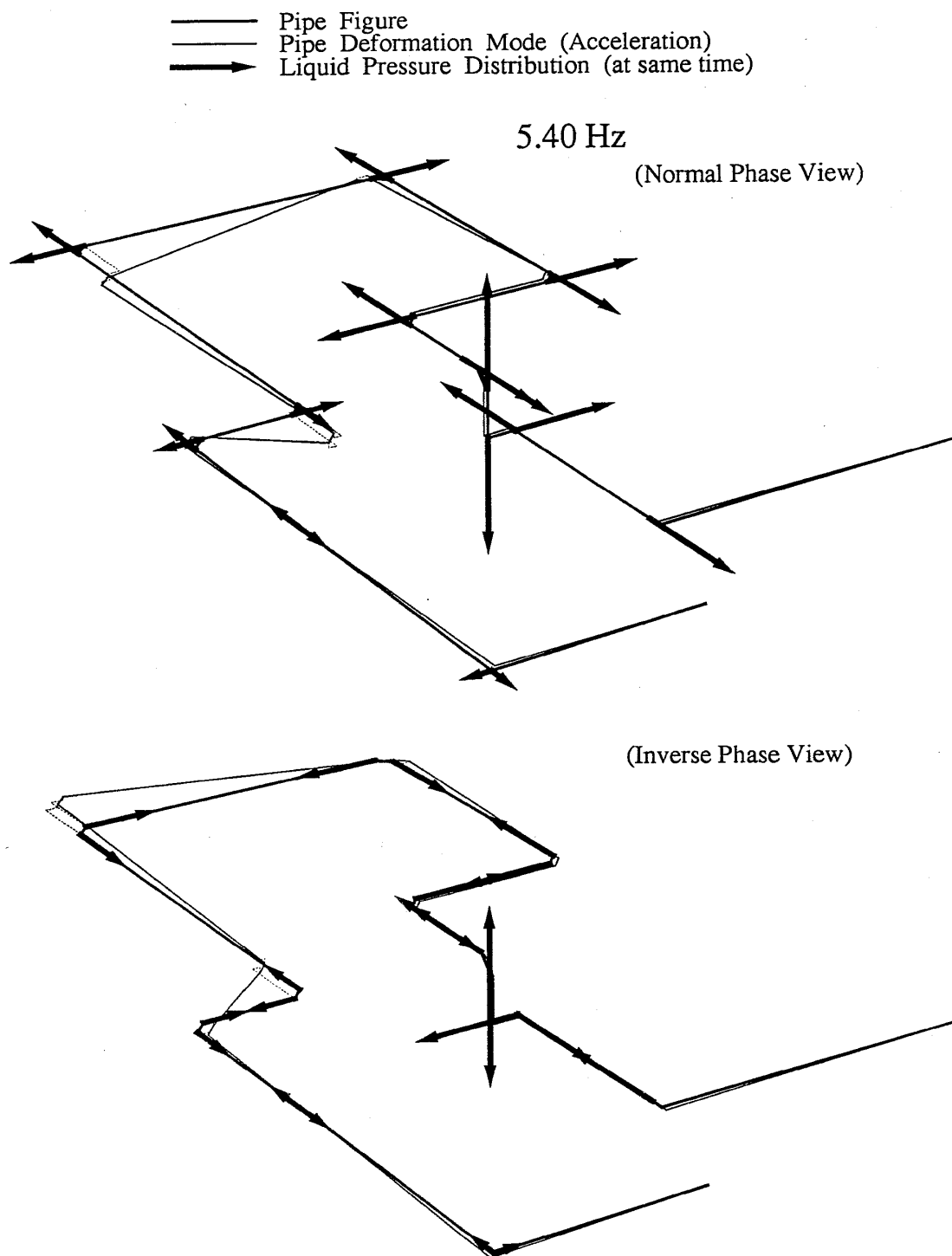


図20 共振点での加速度および圧力応答のモード（連成1次共振点5.4Hz）

表示の方法は図14と同様である。

Fig. 20 Distribution mode of acceleration and pressure response at 1st coupled resonance frequency, 5.4Hz

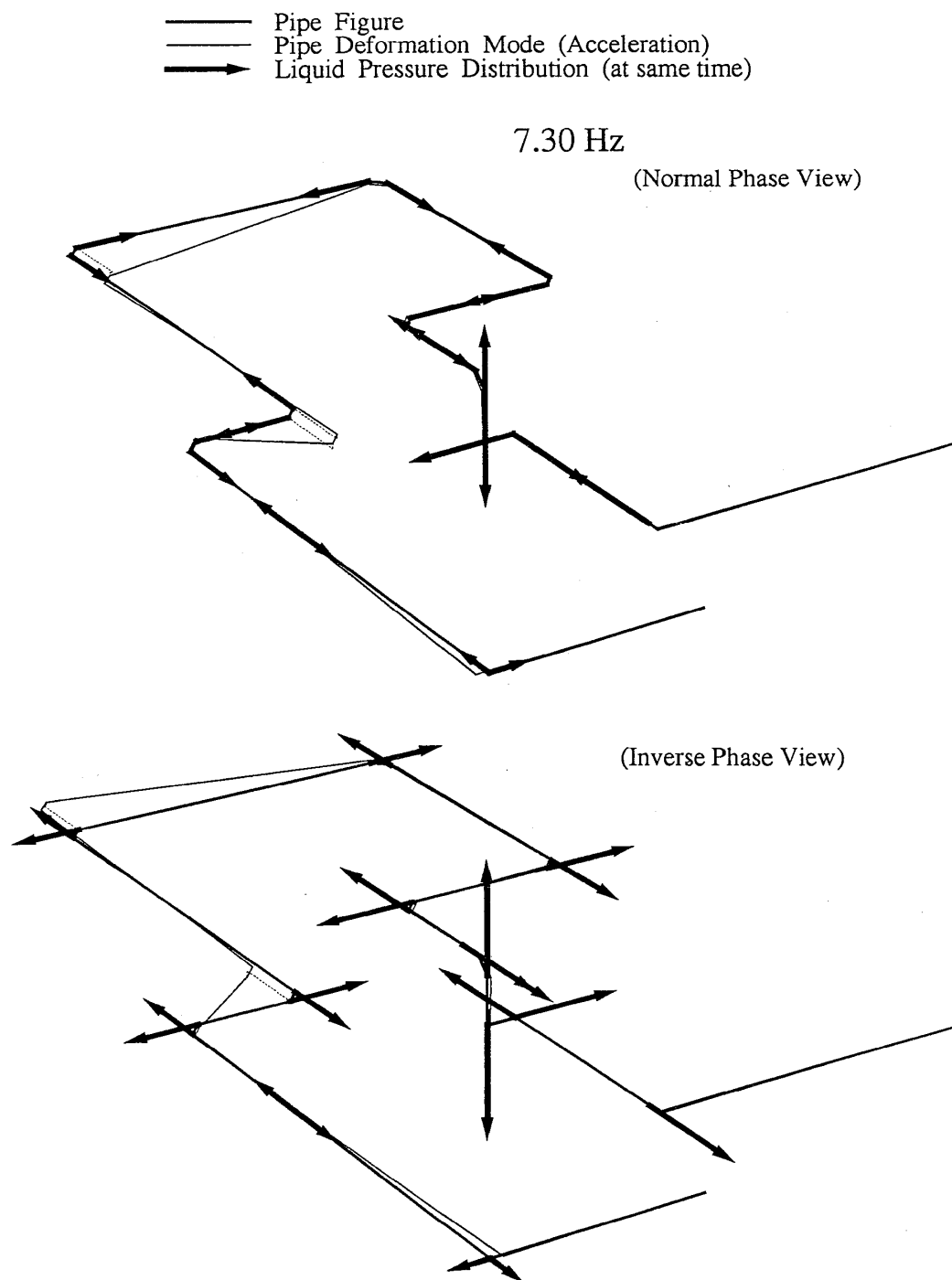


図21 共振点での加速度および圧力応答のモード（連成2次共振点7.3Hz）

表示の方法は図14と同様である。

Fig. 21 Distribution mode of acceleration and pressure response at 2nd coupled resonance frequency, 7.3Hz

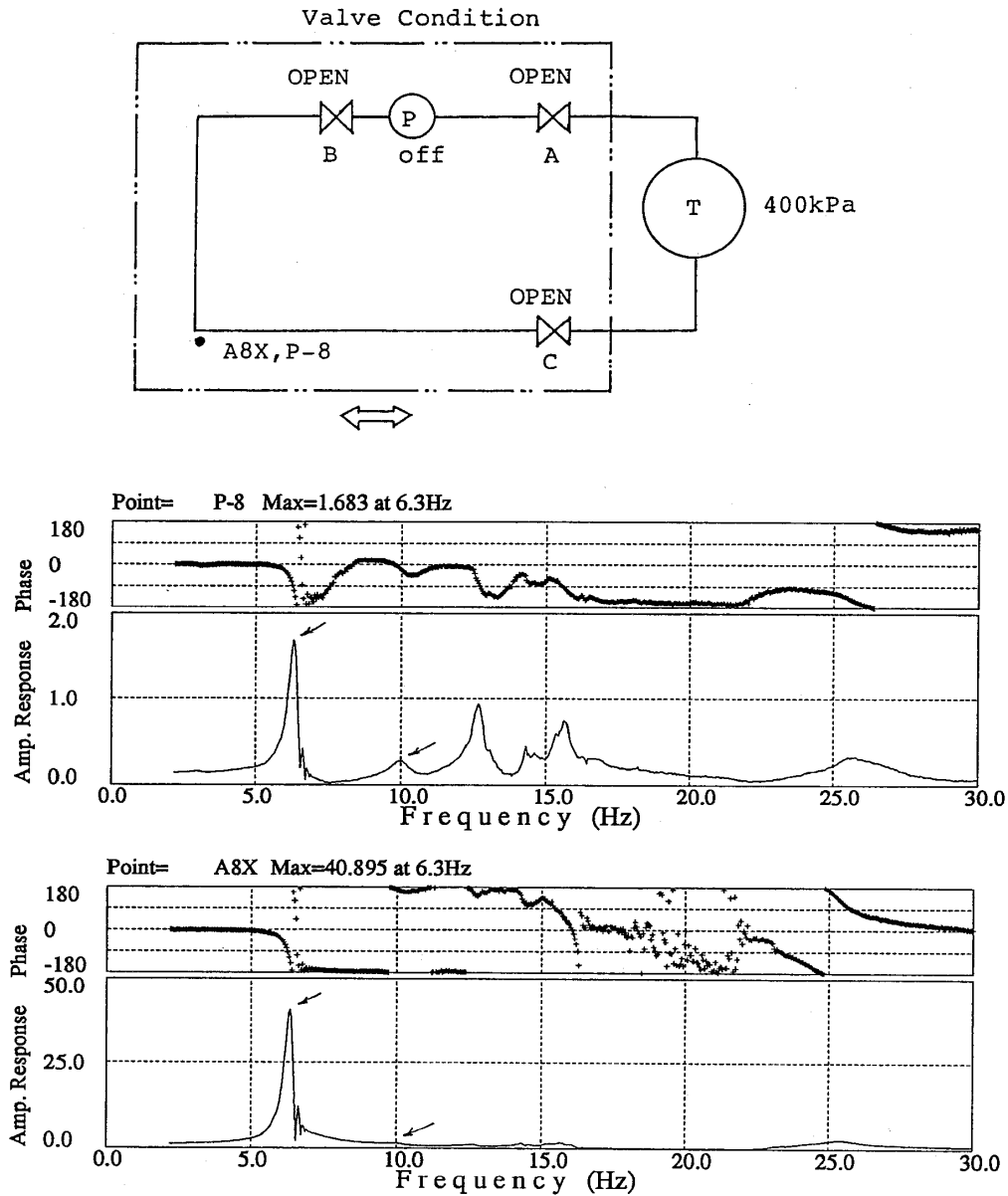


図22 配管 1 次振動と液柱の連成応答挙動 (バルブ条件 3 の場合)

配管構造系 1 次 6.3Hz および 2 次 12.6Hz と液柱固有振動数 10.1Hz が離れているため連成による振動数の変化は小さく、配管の固有振動では液体は Dead Mass、液柱の固有振動では配管系にわずかに強制振動としての影響が生じていると考えられる。

Fig. 22 Response curve of pipe acceleration and liquid pressure
(Case of valve condition No. 3)

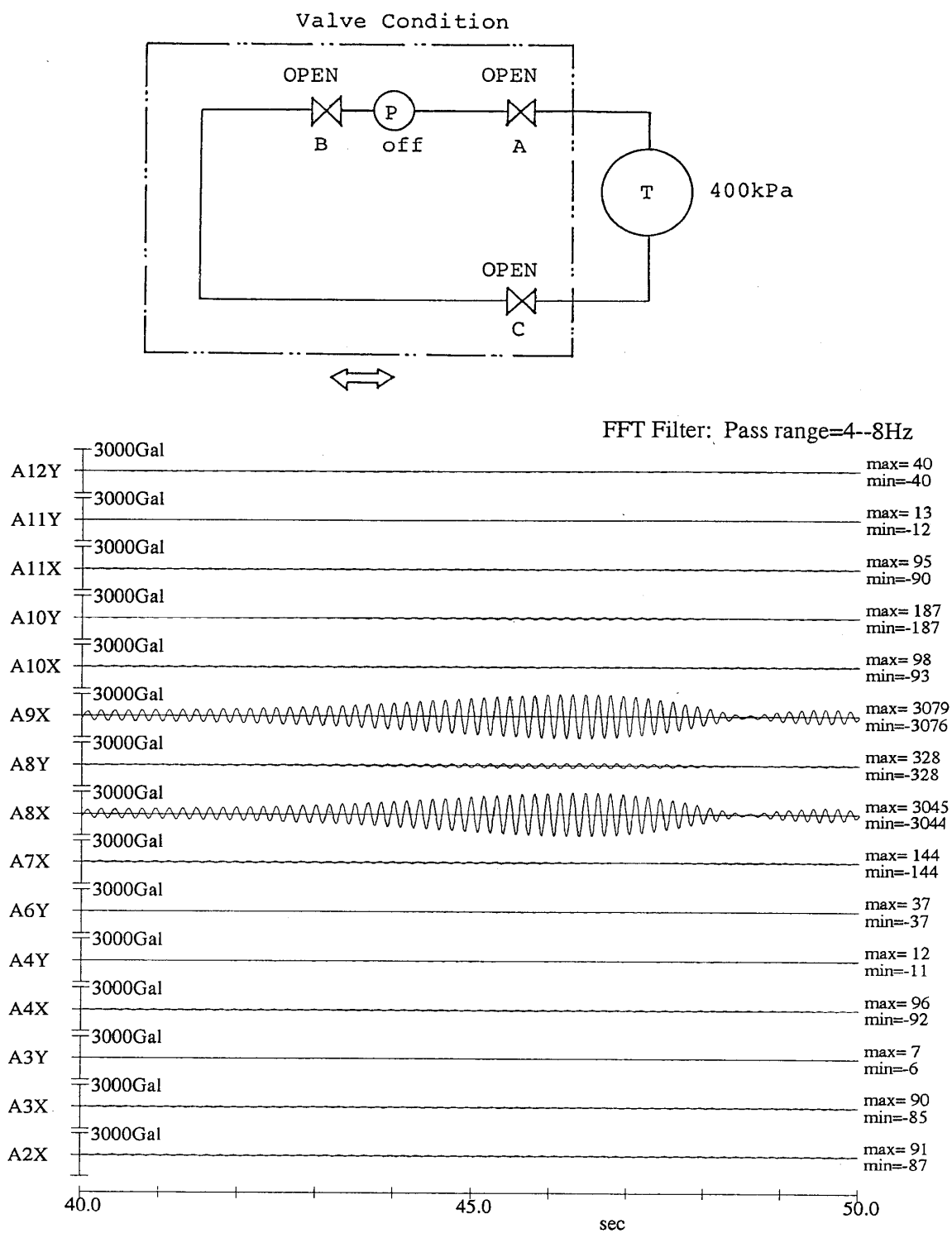


図23 6.3Hz共振付近での加速度応答波形（バルブ条件3）

Fig. 23 Acceleration response waves near 1st coupled resonance frequency, 6.3Hz
(Valve condition No. 3)

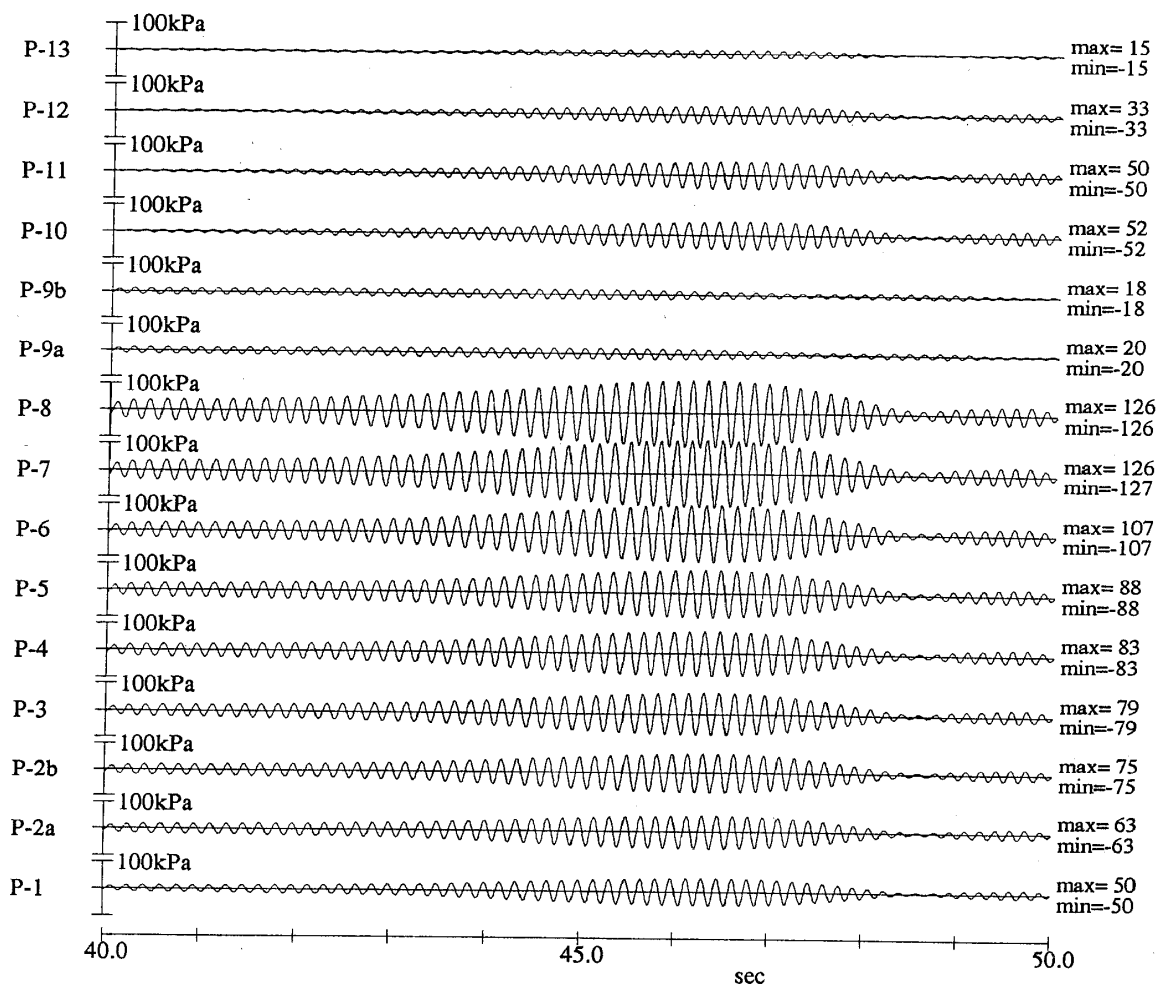


図24 6.3Hz共振付近での圧力応答波形 (バルブ条件3)

Fig. 24 Pressure response waves near 1st coupled resonance frequency, 6.3Hz
(Valve condition No. 3)

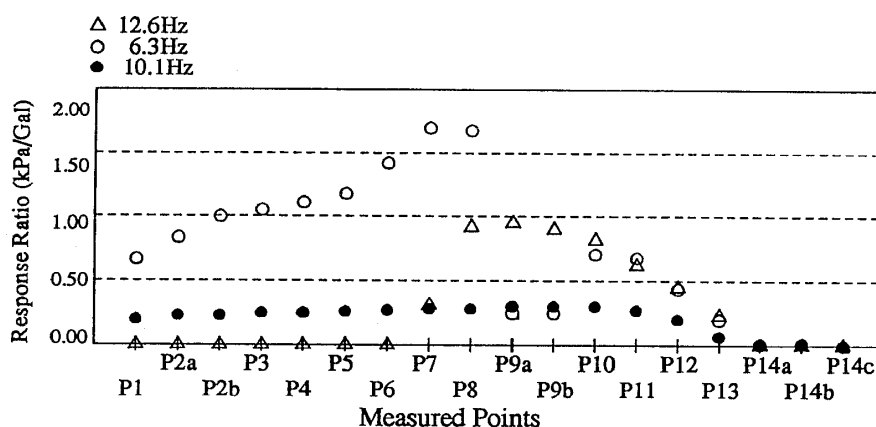


図25 共振点での圧力応答倍率の分布 (バルブ条件3)

Fig. 25 Pressure response magnification factors at coupled resonances
(Valve condition No. 3)

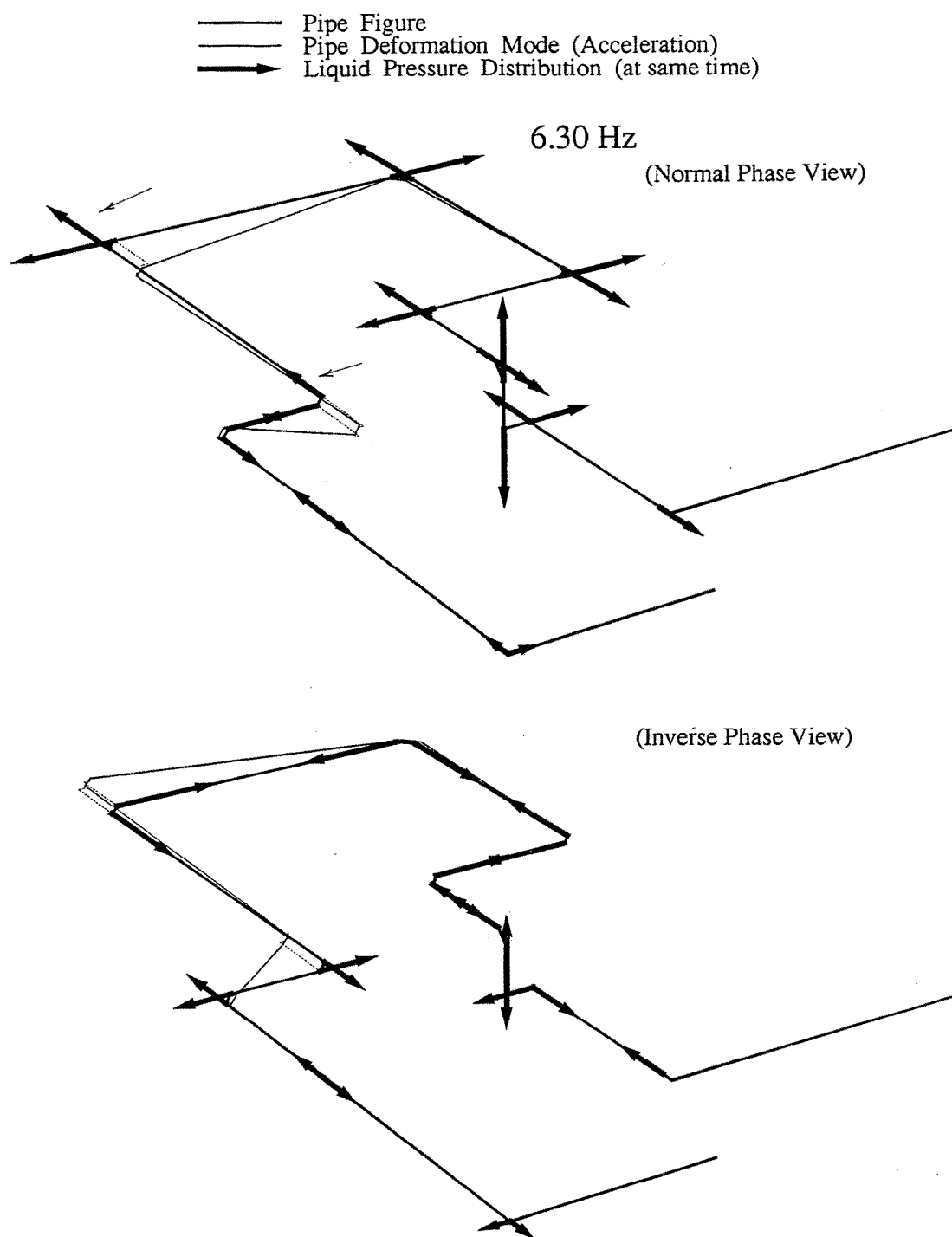


図26 共振点での加速度および圧力応答のモード（配管1次共振点6.3Hz）

配管振動の（軸方向）卓越部の両端での流体力がこの応答では同一方向（圧力値では反対位相）になっており，この場合の圧力応答が液柱系固有の応答ではなく，配管から強制されて生じている局所的な圧力変動であることがわかる。

Fig. 26 Distribution mode of acceleration and pressure response at 1st resonance frequency, 6.3 Hz (1st structural resonance with liquid mass)

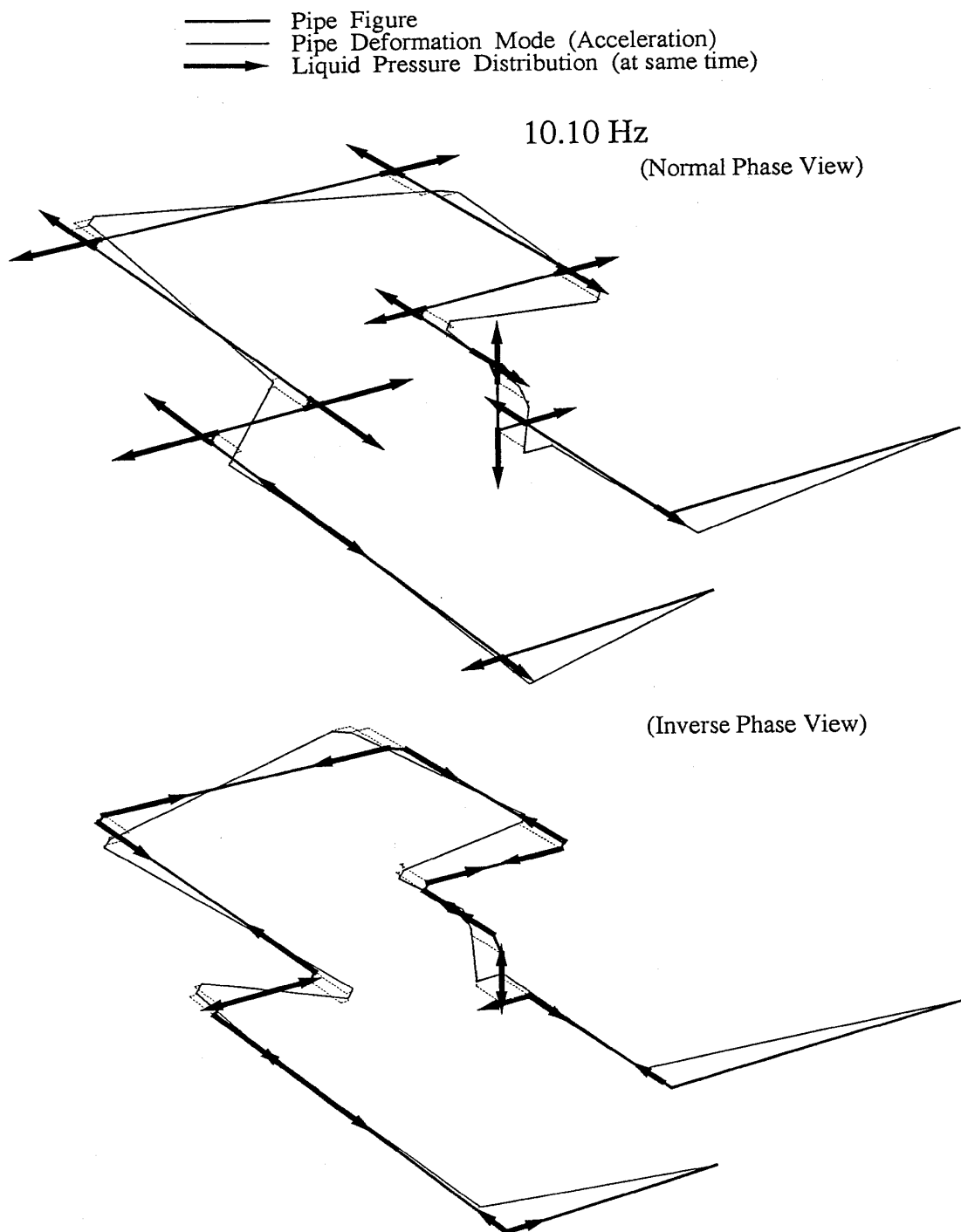


図27 共振点での加速度および圧力応答のモード（液柱共振点10.1 Hz）

この振動数で、配管の振動は1次と2次の間で振幅が小さいこと、また端末等からの液柱励振がないために応答レベルは低く、図25にも見られるように、振幅モードも明瞭には現れていない。

Fig. 27 Distribution mode of acceleration and pressure response at 2nd resonance frequency, 10.1 Hz (liquid resonance)

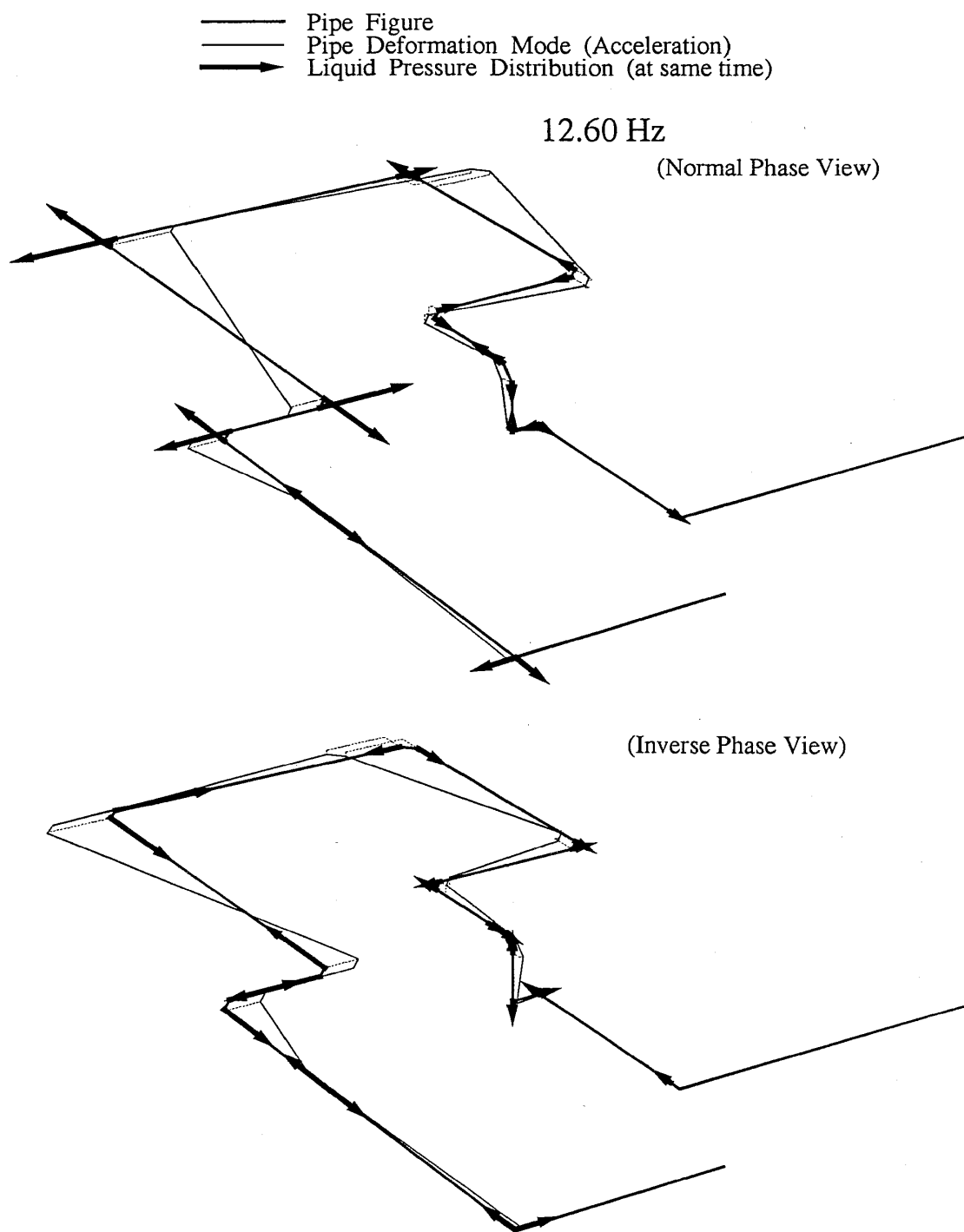
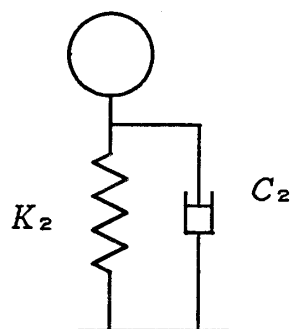


図28 共振点での加速度および圧力応答のモード（配管2次共振点12.6Hz）

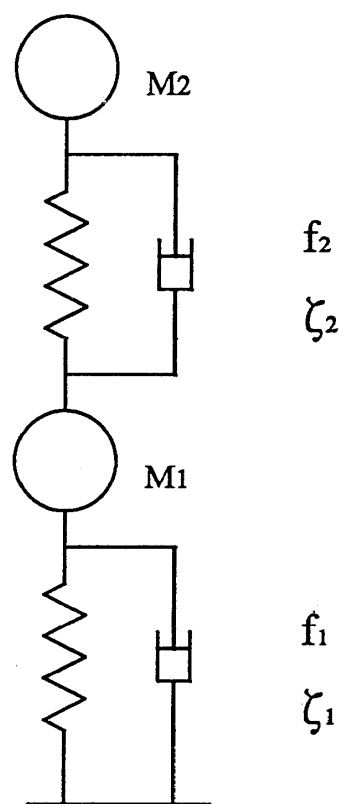
表示の方法は図14と同様である。

Fig. 28 Distribution mode of acceleration and pressure response at 1st resonance frequency, 12.6Hz (2nd structural resonance with liquid mass)

Simple Model of Liquid System



Simple Model of Coupled System



Simple Model of Structural System

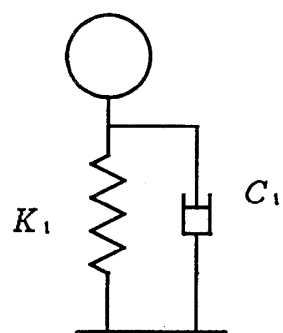


図29 連成応答のアナロジー的説明のための2自由度質点系モデル化

配管構造系の特性は固定，液柱の固有振動はバルブ条件に対応して設定する．

なお，配管構造系のモデルはDMモデルで考え，液柱系は波動応答に対応する部分のみを表現しているものとする．

Fig. 29 Two degree of freedom model for analogical explanation of a coupled response of the pipe structure and liquid

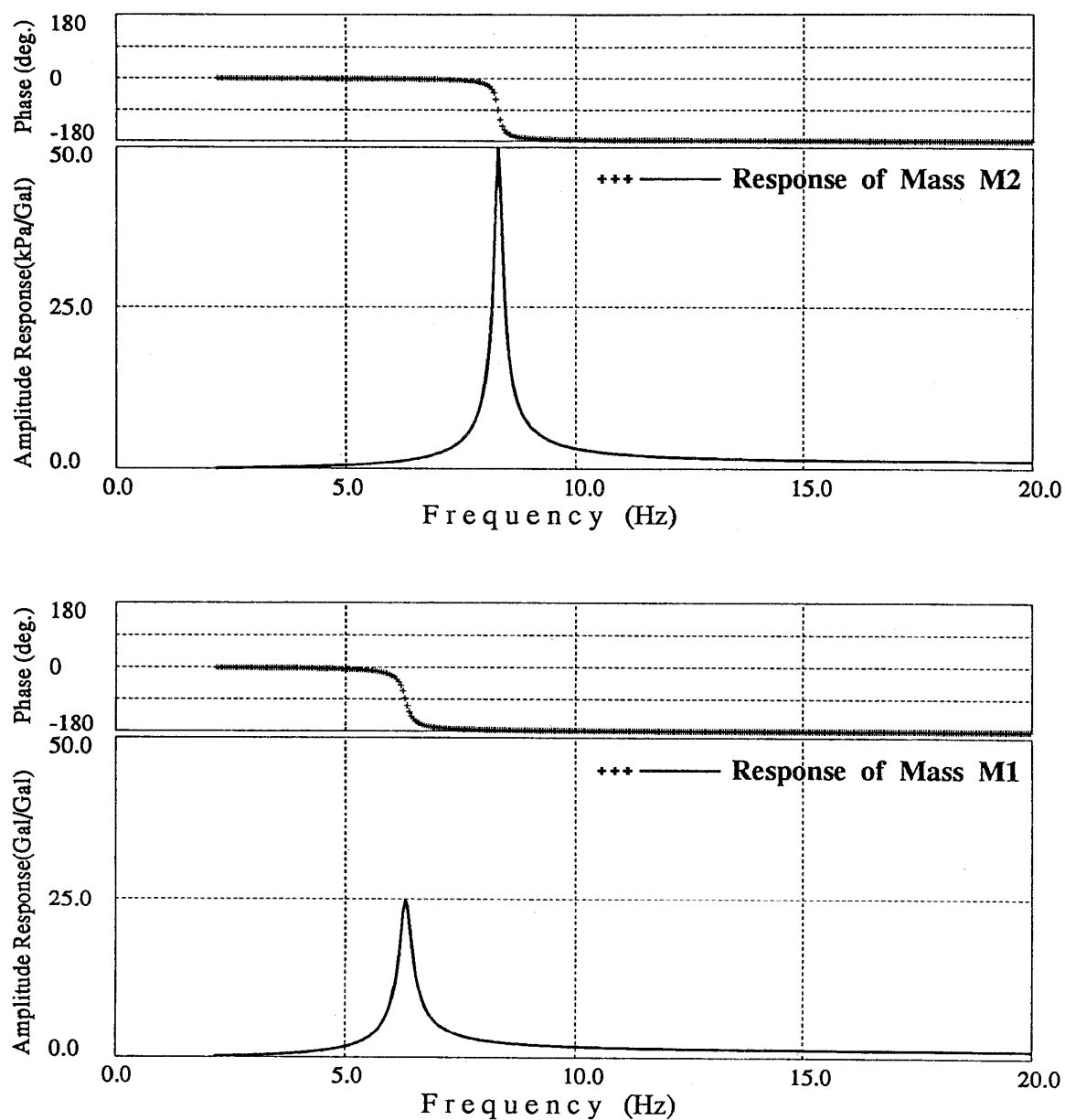


図30 連成応答を説明する2自由度系の各質点系の応答特性
(モデルのパラメータはバルブ条件1の連成応答の場合)

Fig. 30 Response characteristics of each component mass-spring system in the two degree of freedom model (for the case of valve condition No. 1)

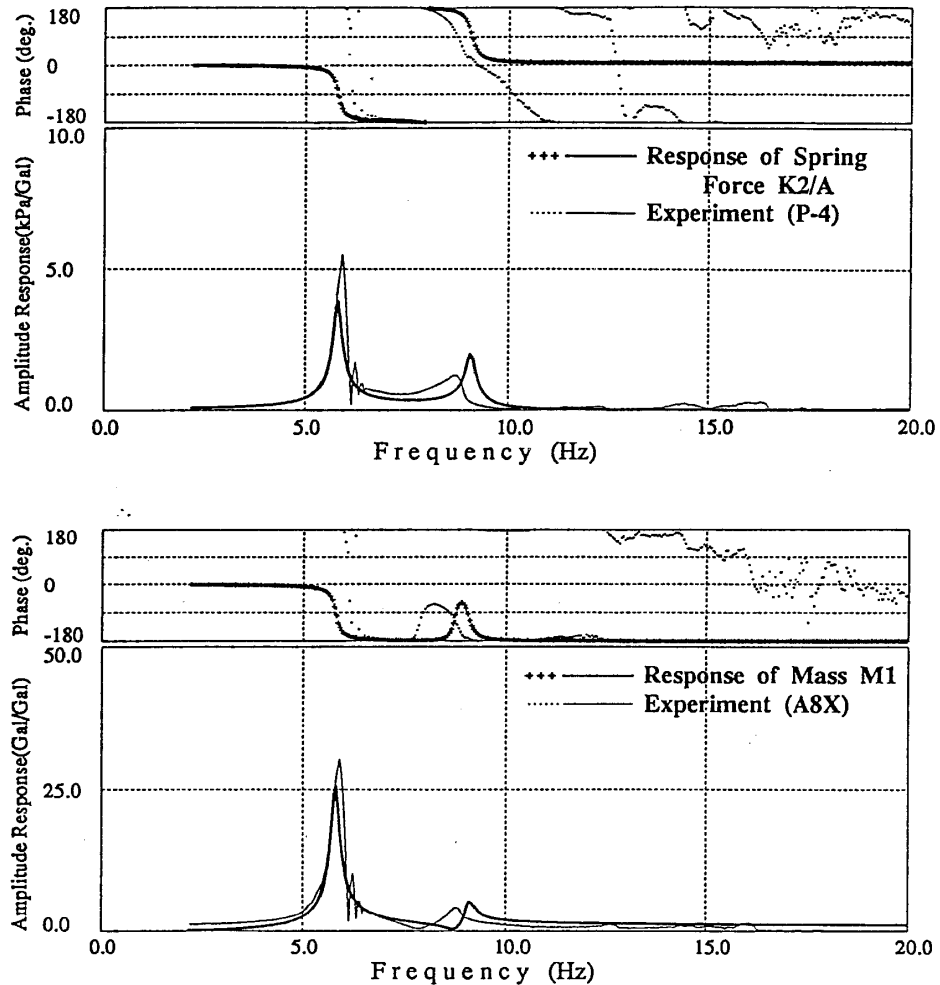
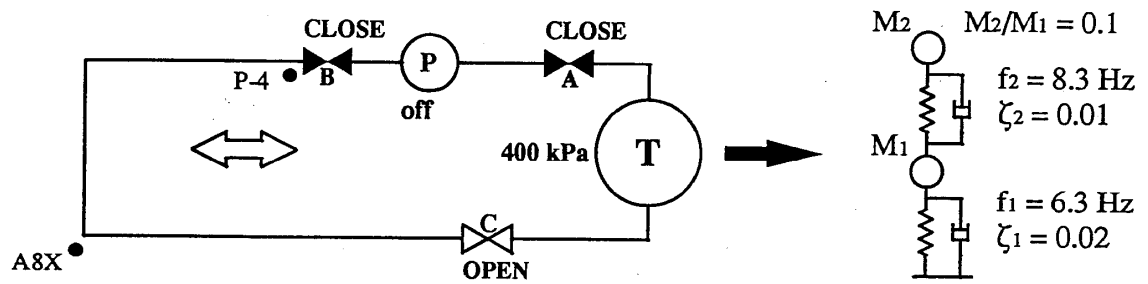


図31 2自由度質点系の応答特性と実験応答曲線との比較 (バルブ条件1の場合)

実験値は前出のスweep加振によるものと同じものである。圧力応答曲線は、モデルのバネ内力（圧力との対応を考えて配管流路面積で除した値）と比較している。

Fig. 31 Comparison of experiment and calulated responses by the two degree of freedom model (Valve condition No. 1)

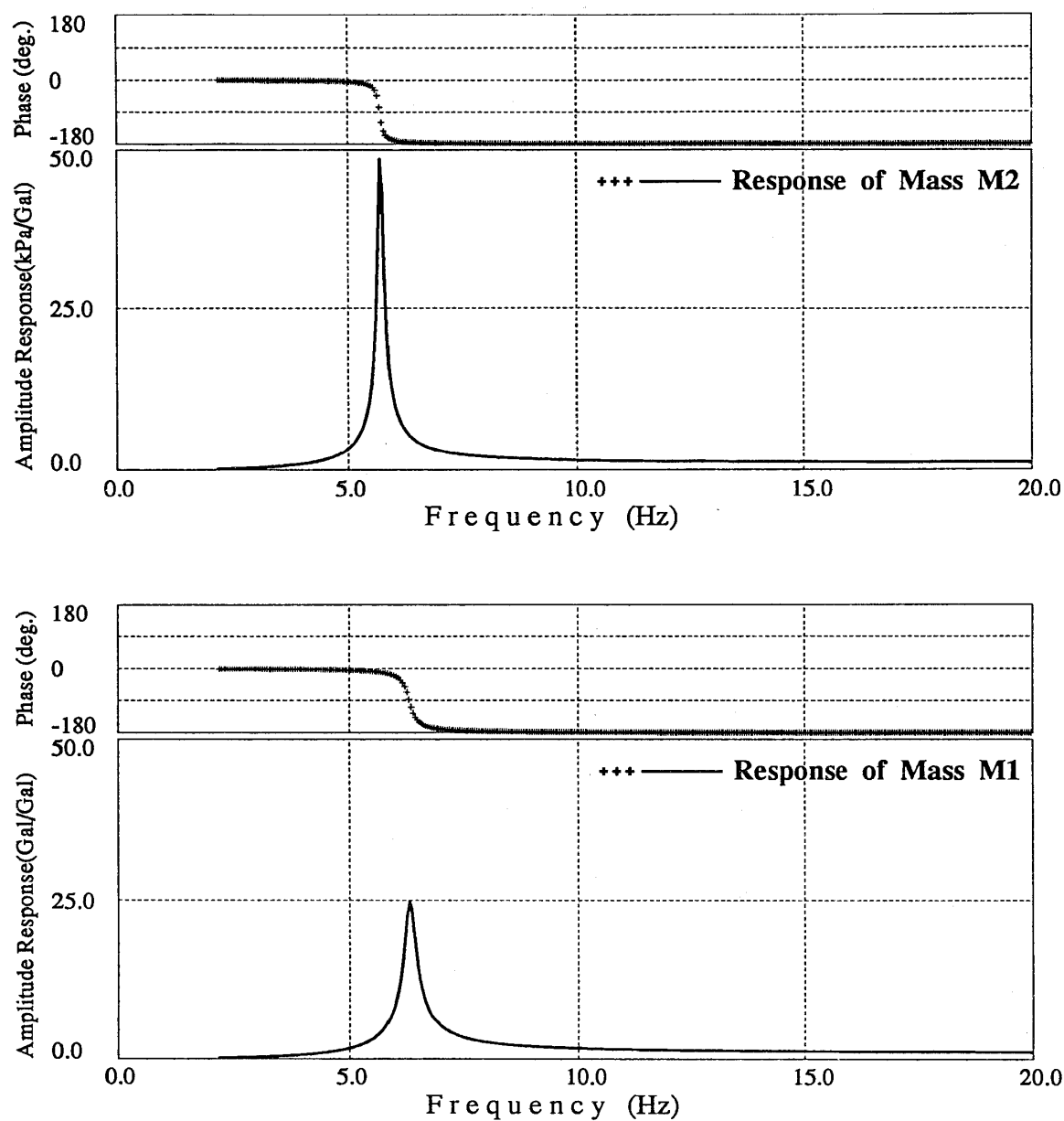


図32 連成応答を説明する2自由度系の各質点系の応答特性
(モデルのパラメータはバルブ条件2の連成応答の場合)

Fig. 32 Response characteristics of each component mass-spring system in the two degree of freedom model (for the case of valve condition No. 2)

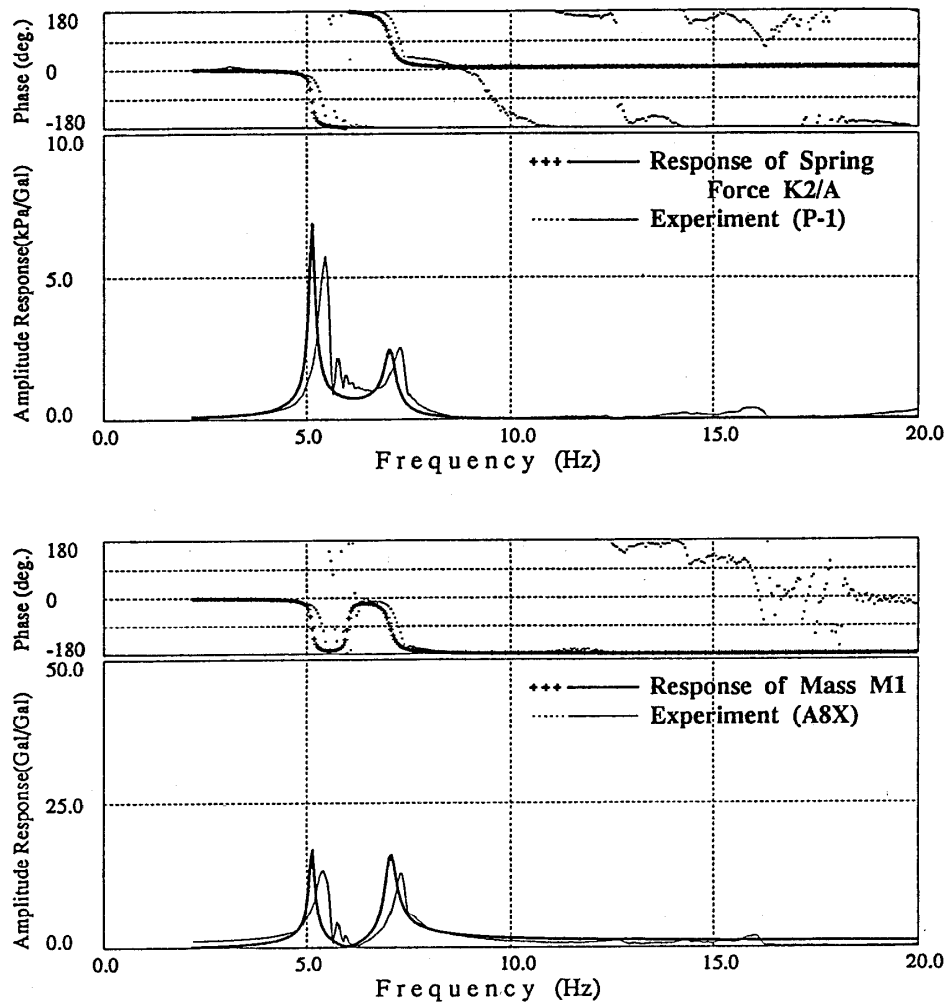
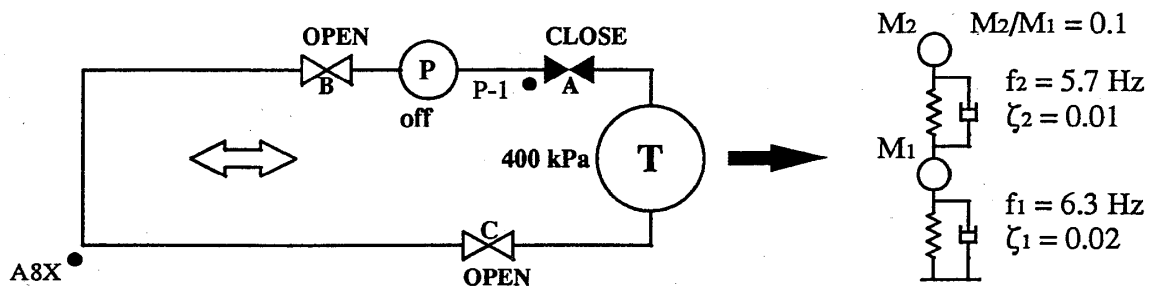


図33 2自由度質点系の応答特性と実験応答曲線との比較 (バルブ条件2の場合)

Fig. 33 Comparison of experiment and calculated responses by the two degree of freedom model (Valve condition No. 2)

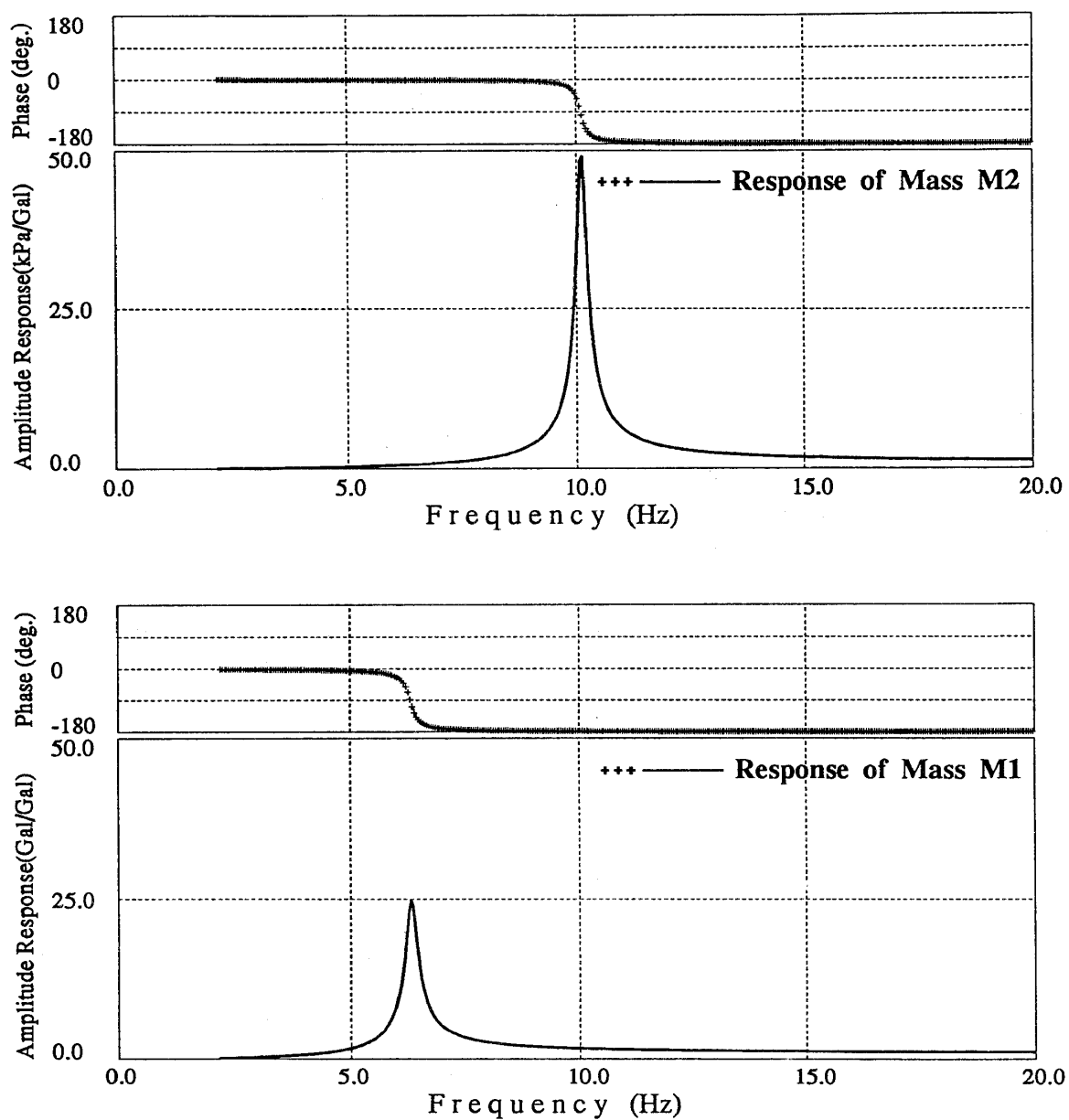


図34 連成応答を説明する2自由度系の各質点系の応答特性
(モデルのパラメータはバルブ条件3の連成応答の場合)

Fig. 34 Response characteristics of each component mass-spring system in the two degree of freedom model (for the case of valve condition No. 3)

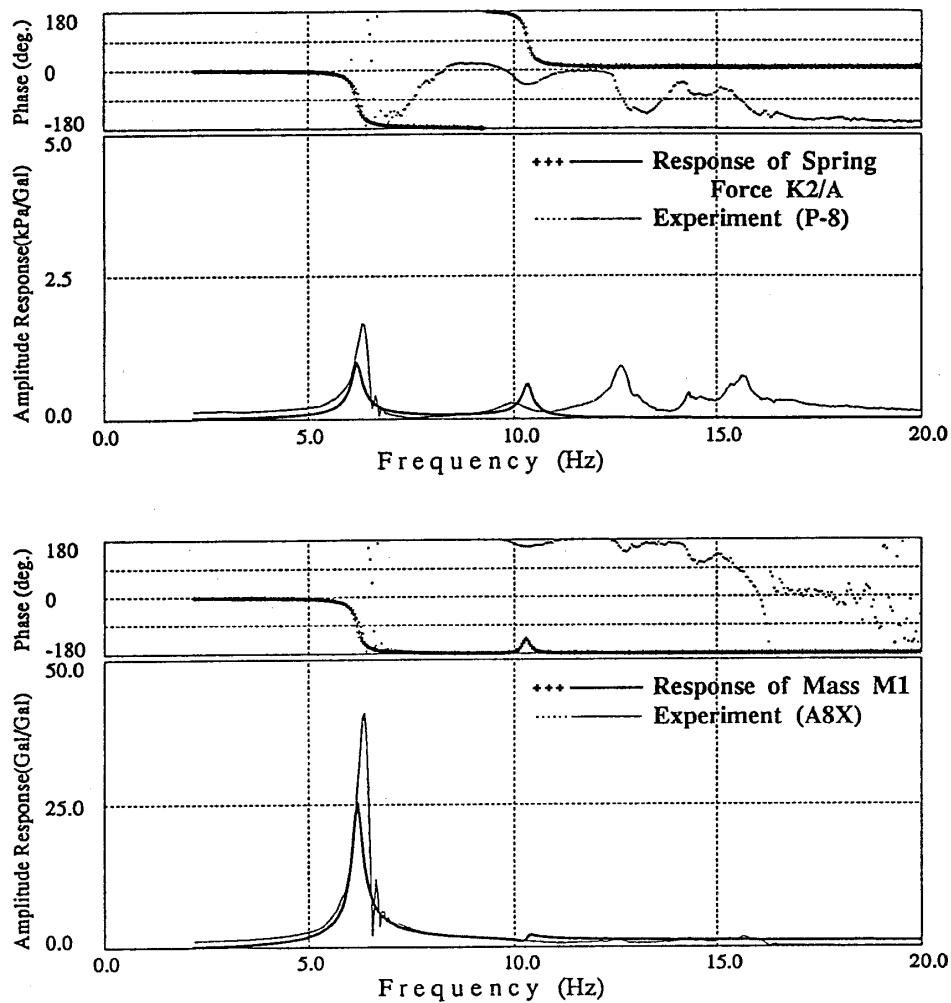
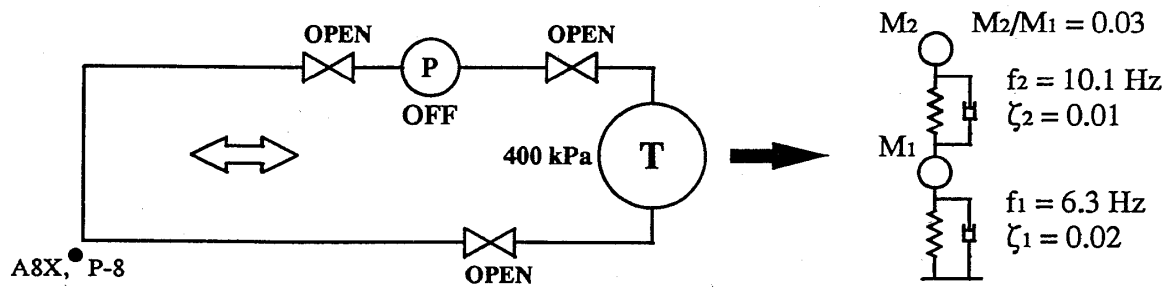


図35 2自由度質点系の応答特性と実験応答曲線との比較 (バルブ条件3の場合)

Fig. 35 Comparison of experiment and calculated responses by the two degree of freedom model (Valve condition No.3)

応答スペクトルは、加速度レベル100Galに対する値である。

実験を行った3つのバルブ条件での、配管への入力条件が同一であることを示している。なお、加速度レベルも後出図（解析と実験の比較）にあるように3条件の加振でほとんど一致している。

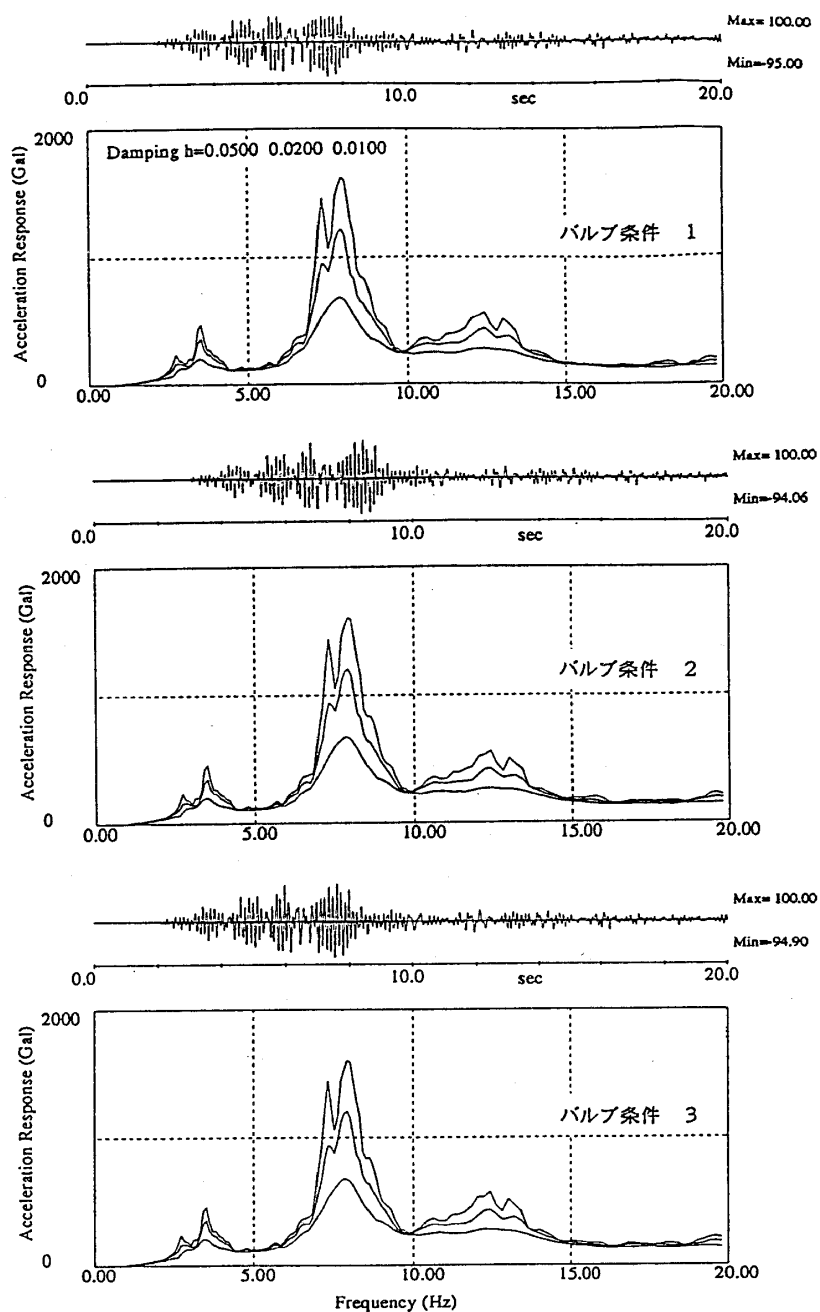


図36 地震波加振実験の配管への入力波（振動台加速度波形とその応答スペクトル）

Fig. 36 Acceleration waves and their response spectra of the shaking table excited by an artificial earthquake motion in each test case of the valve condition

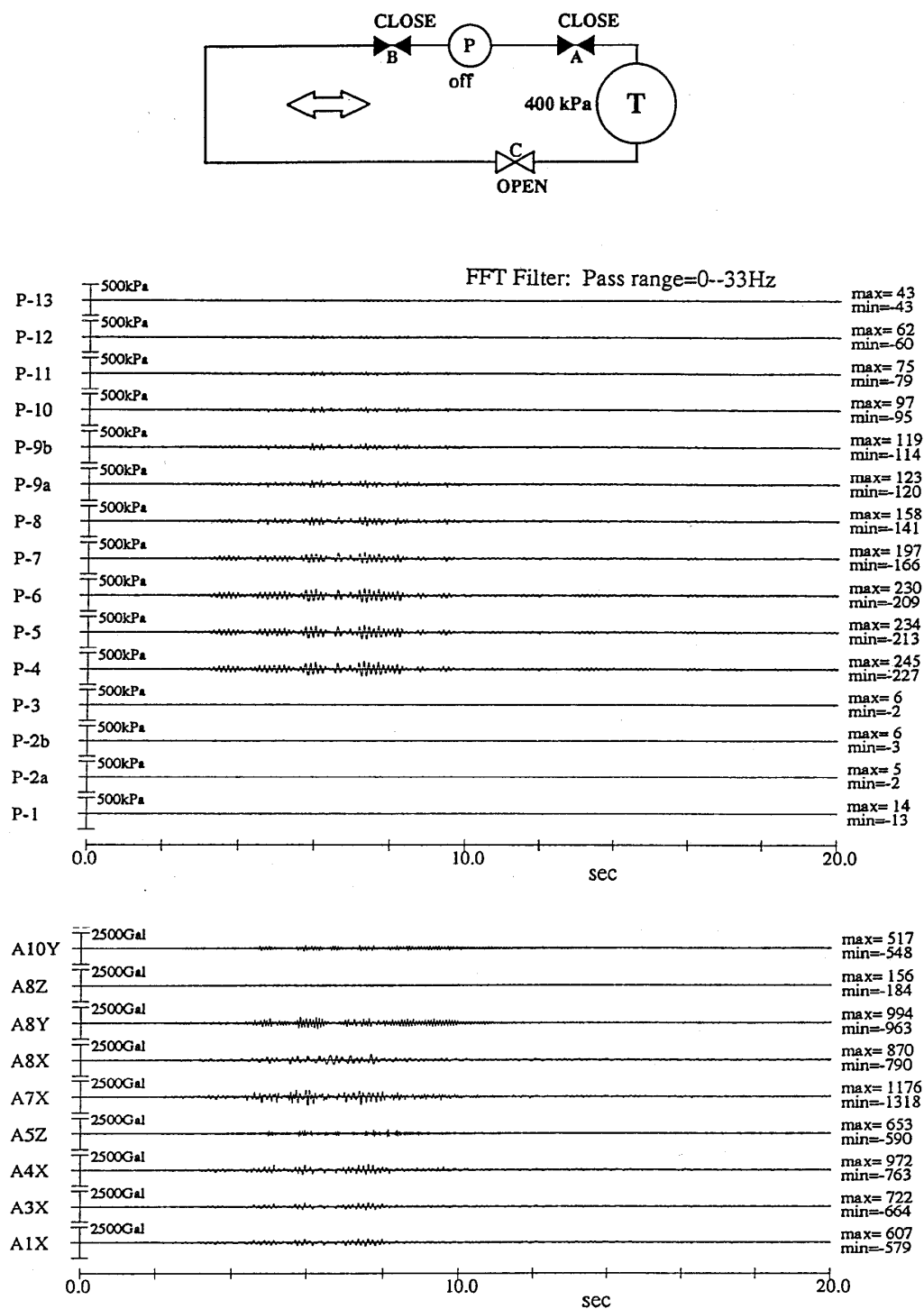


図37 地震波加振による配管加速度および圧力の応答波形の比較（バルブ条件1）

波形の振幅軸は、比較のため後出の図と同一のスケールで表示している。

Fig. 37 Pipe acceleration and pressure response waves by the earthquake wave excitation (case of valve condition No.1)

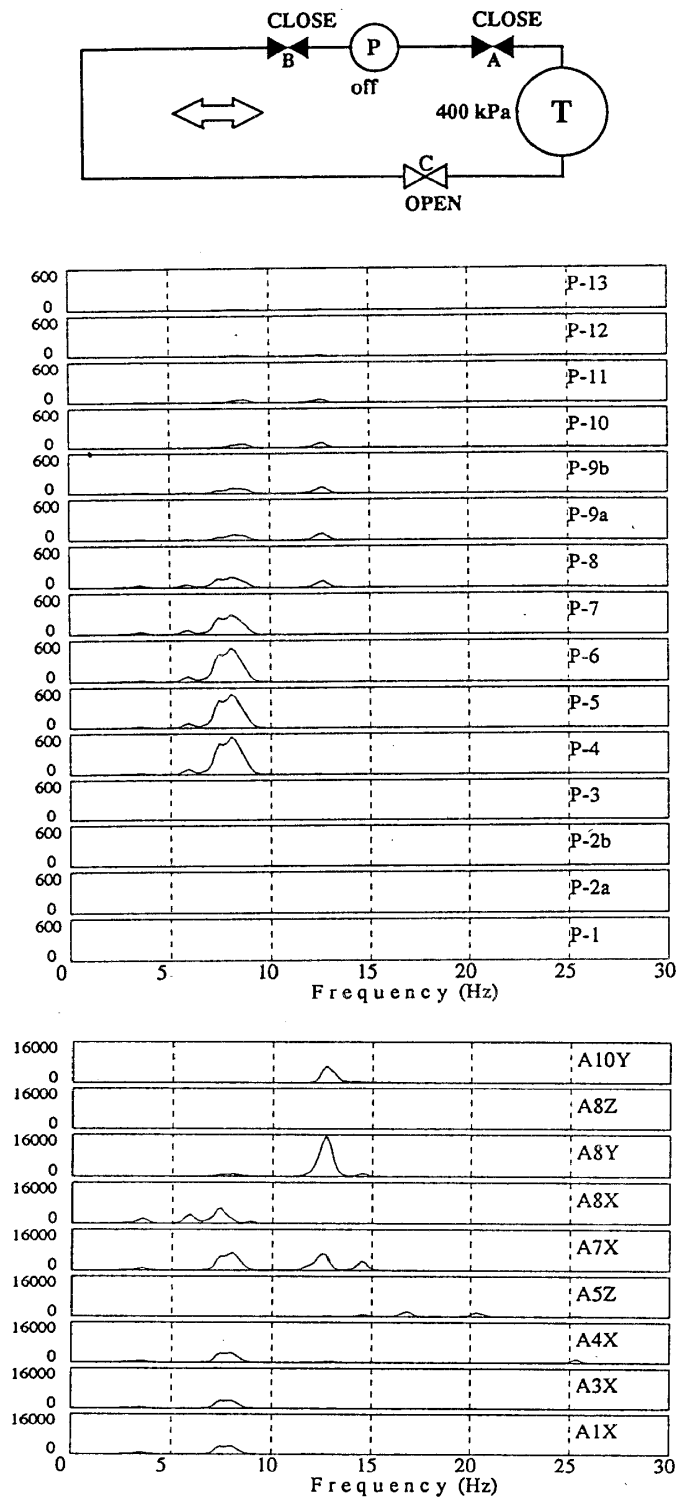


図38 前図（図37）の応答波形のパワースペクトルの比較

スペクトル軸は、加速度、圧力それぞれの最大値を示す計測点の最大スペクトル値で基準化して示している。

Fig. 38 Power spectra of response waves of Fig.37

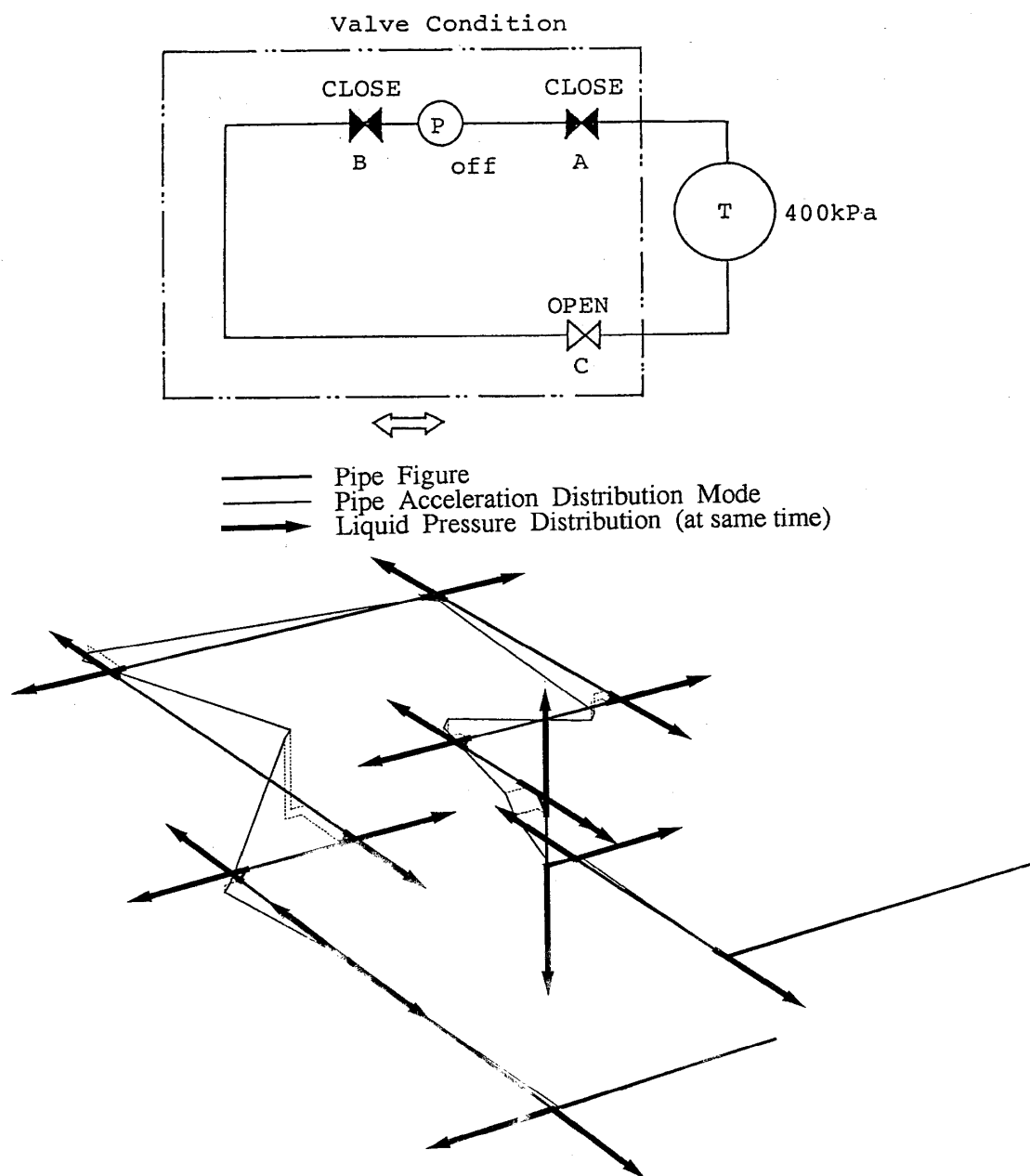


図39 地震波加振による加速度および圧力の分布（バルブ条件1）

配管1次モードの卓越点（計測点A8X）で最大の応答を示す時刻での各計測値の符号を含めた分布を示す。圧力は、正弦波加振の場合と同様に配管への流体力として表示している。

Fig. 39 Distributed acceleration and pressure responses at a time of maximum value of A8X by earthquake excitation (case of valve condition No.1)

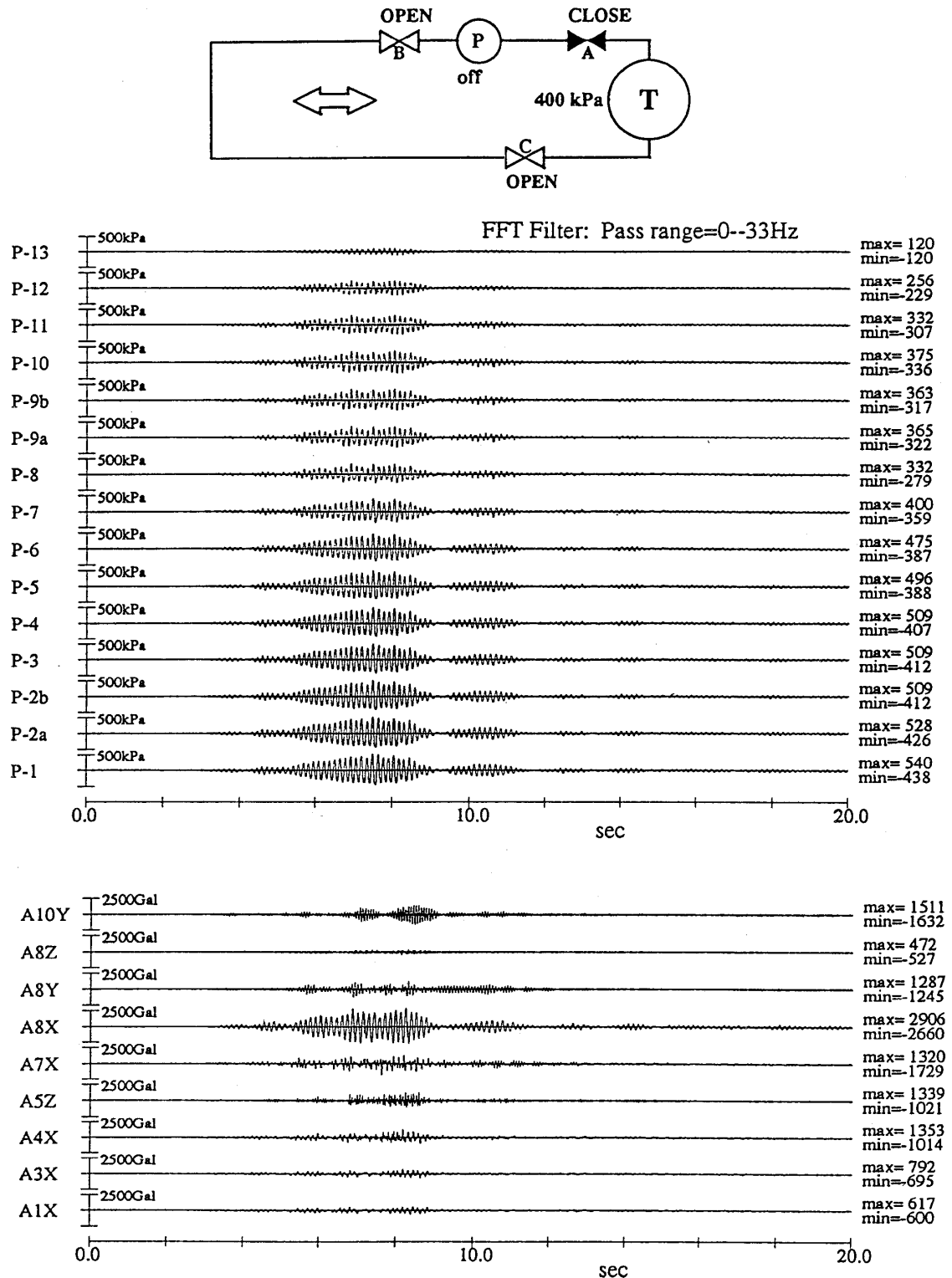


図40 地震波加振による配管加速度および圧力の応答波形の比較（バルブ条件2）
表示方法は図37と同様である。

Fig. 40 Pipe acceleration and pressure response waves by earthquake wave excitation (case of valve condition No.2)

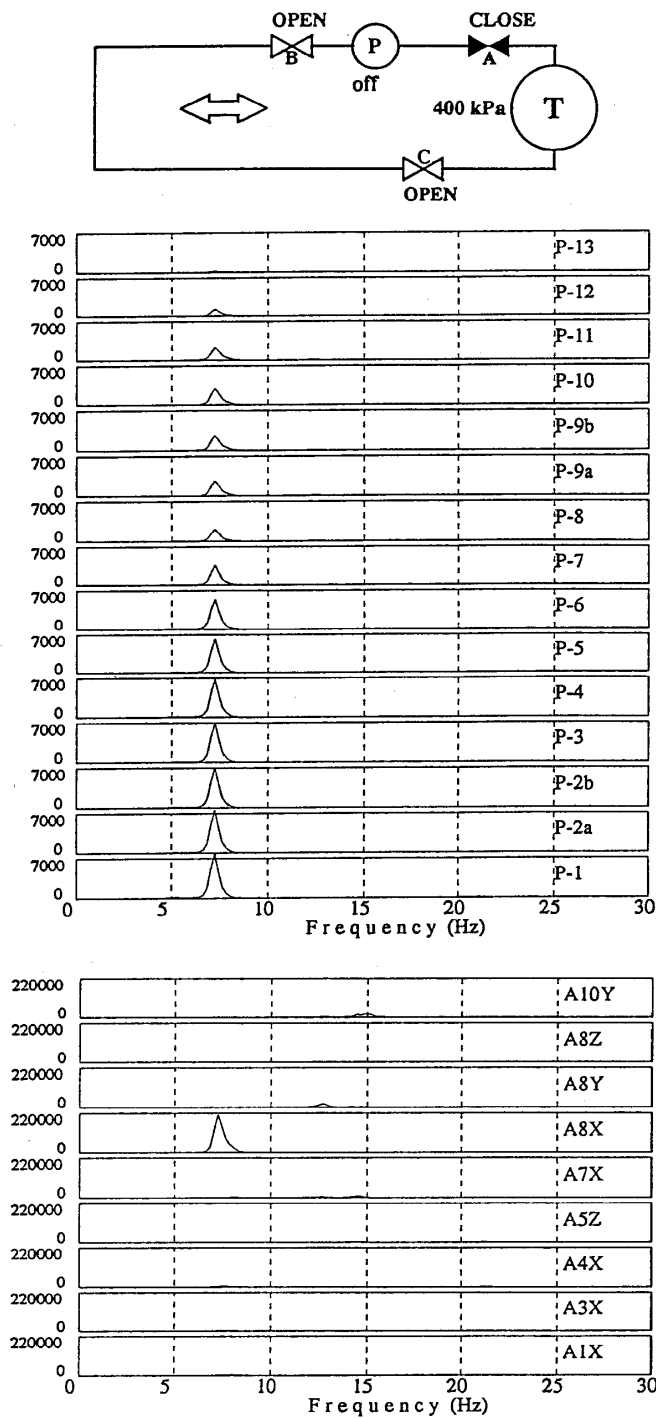


図41 前図（図40）の応答波形のパワースペクトルの比較

表示方法は図38と同様である。

入力波の卓越成分と系の連成2次の振動数(7.3Hz)が一致して、共振的な応答を示している。

Fig. 41 Power spectra of response waves of Fig.40

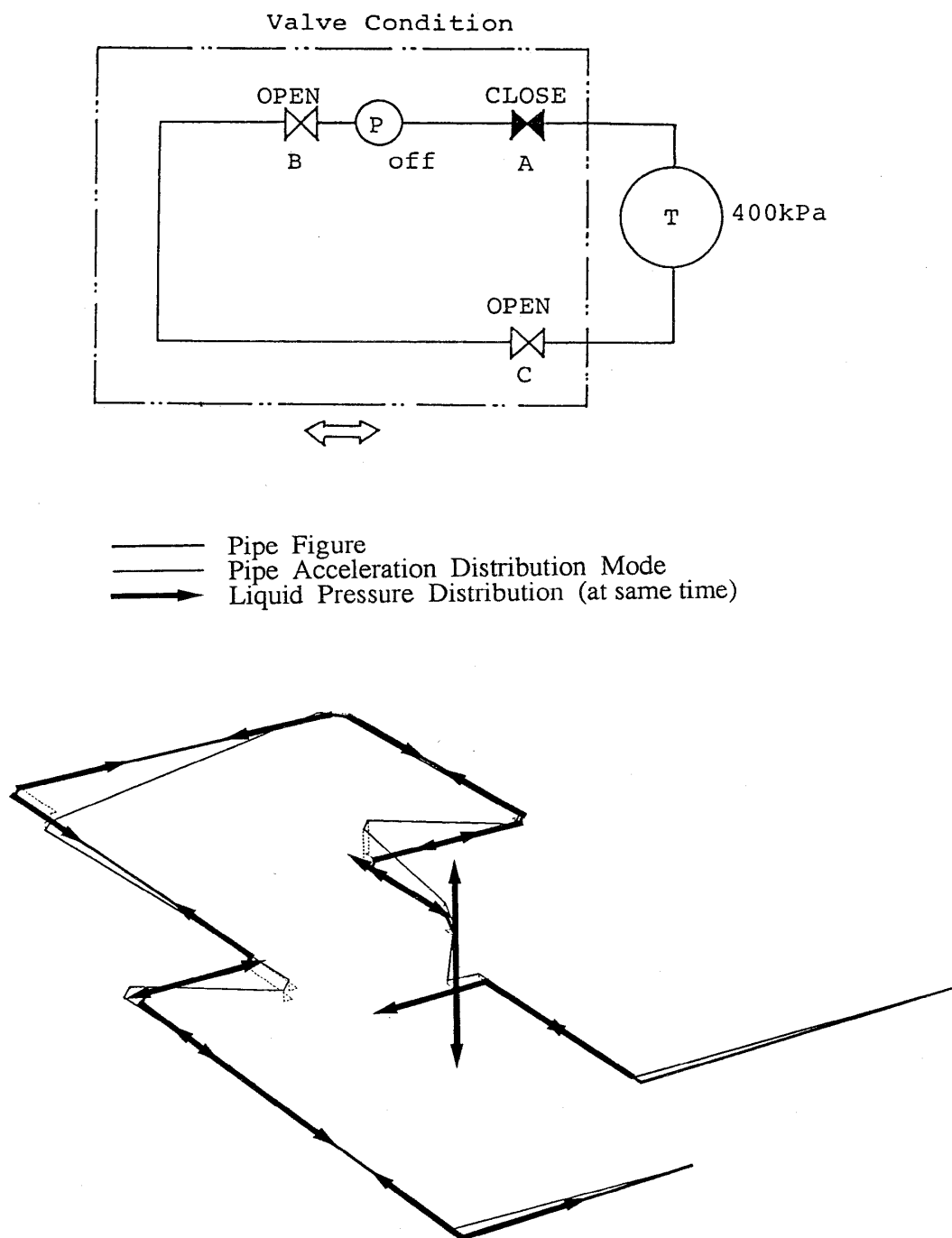


図42 地震波加振による加速度および圧力の分布（バルブ条件3）

表示方法は図39と同様である。

Fig. 42 Distributed acceleration and pressure responses at the time of the maximum value of A8X by earthquake excitation (case of valve condition No.3)

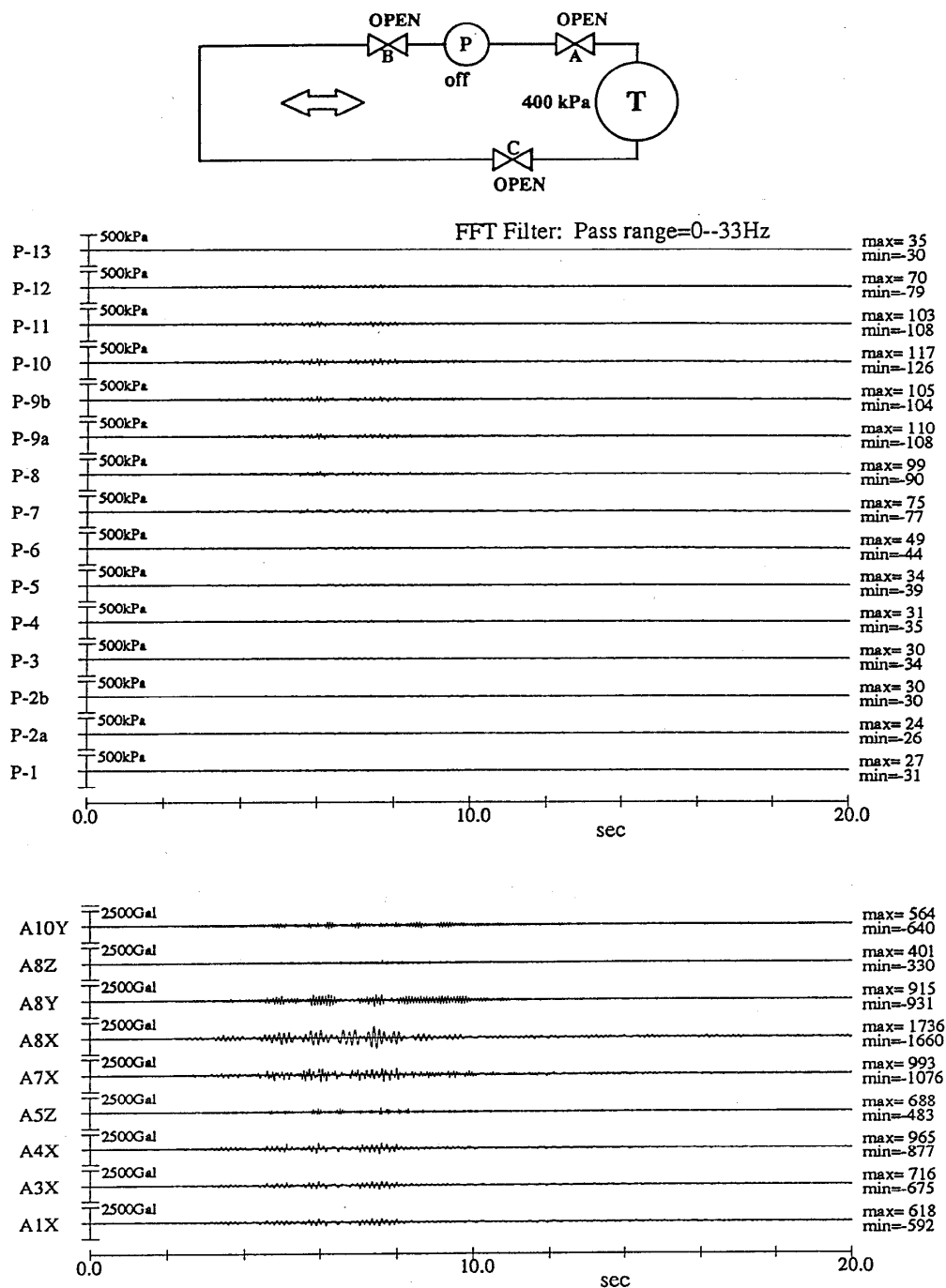


図43 地震波加振による配管加速度および圧力の応答波形の比較 (バルブ条件3)

表示方法は図37と同様である。

液柱の応答は、その固有振動数が入力波の卓越成分および配管の固有振動数と離れていること、また両端開放による励振効果の低下などにより非常に小さな応答となっている。

Fig. 43 Pipe acceleration and pressure response waves by earthquake wave excitation (case of valve condition No.3)

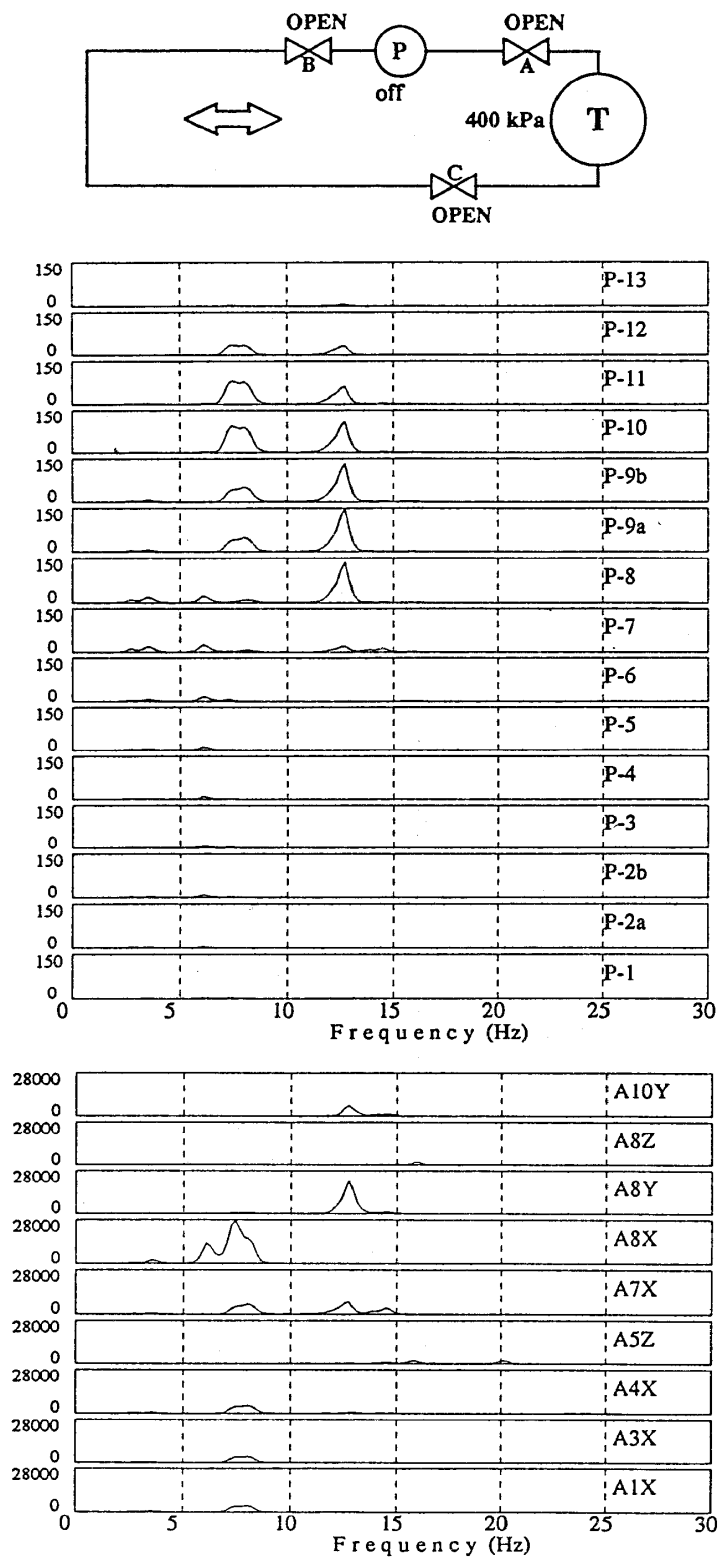


図44 前図（図43）の応答波形のパワースペクトルの比較
表示方法は図38と同様である。

Fig. 44 Power spectra of response waves of Fig.43

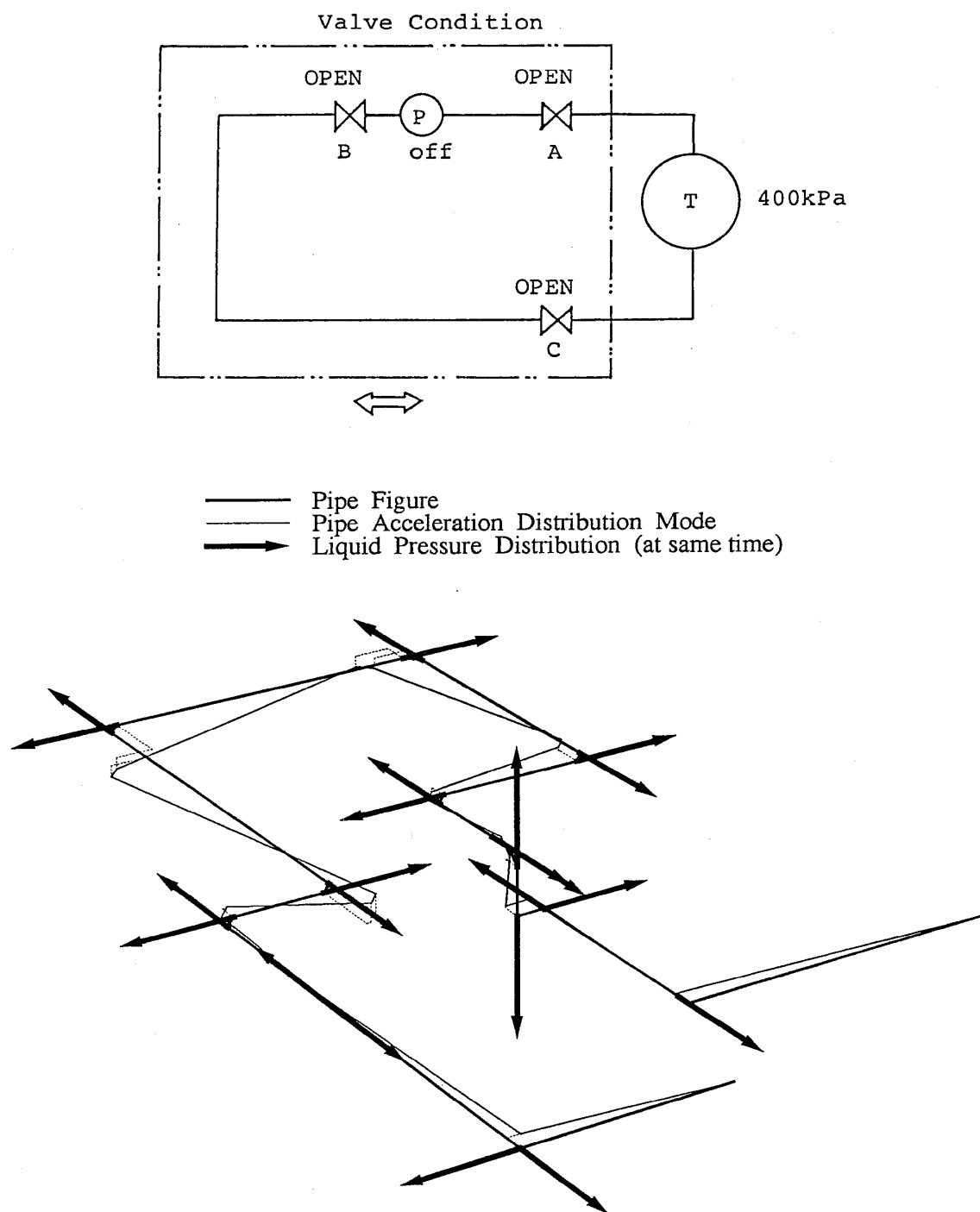


図45 地震波加振による加速度および圧力の分布（バルブ条件3）
表示方法は図39と同様である。

Fig. 45 Distributed acceleration and pressure responses at the time of the maximum value of A8X by earthquake excitation (case of valve condition No.3)

構造系は通常のモデル化手法（ポンプは剛体—バネ系）を用い、流体は構造系との連成を生ずる節点（曲がり点、閉鎖バルブ、容器接続点など）をすべて考慮したが、ポンプは等長の配管に置換した。なお、圧力波伝播速度は、各部共通とし、表8-5に示した実験後推定値を用いた。

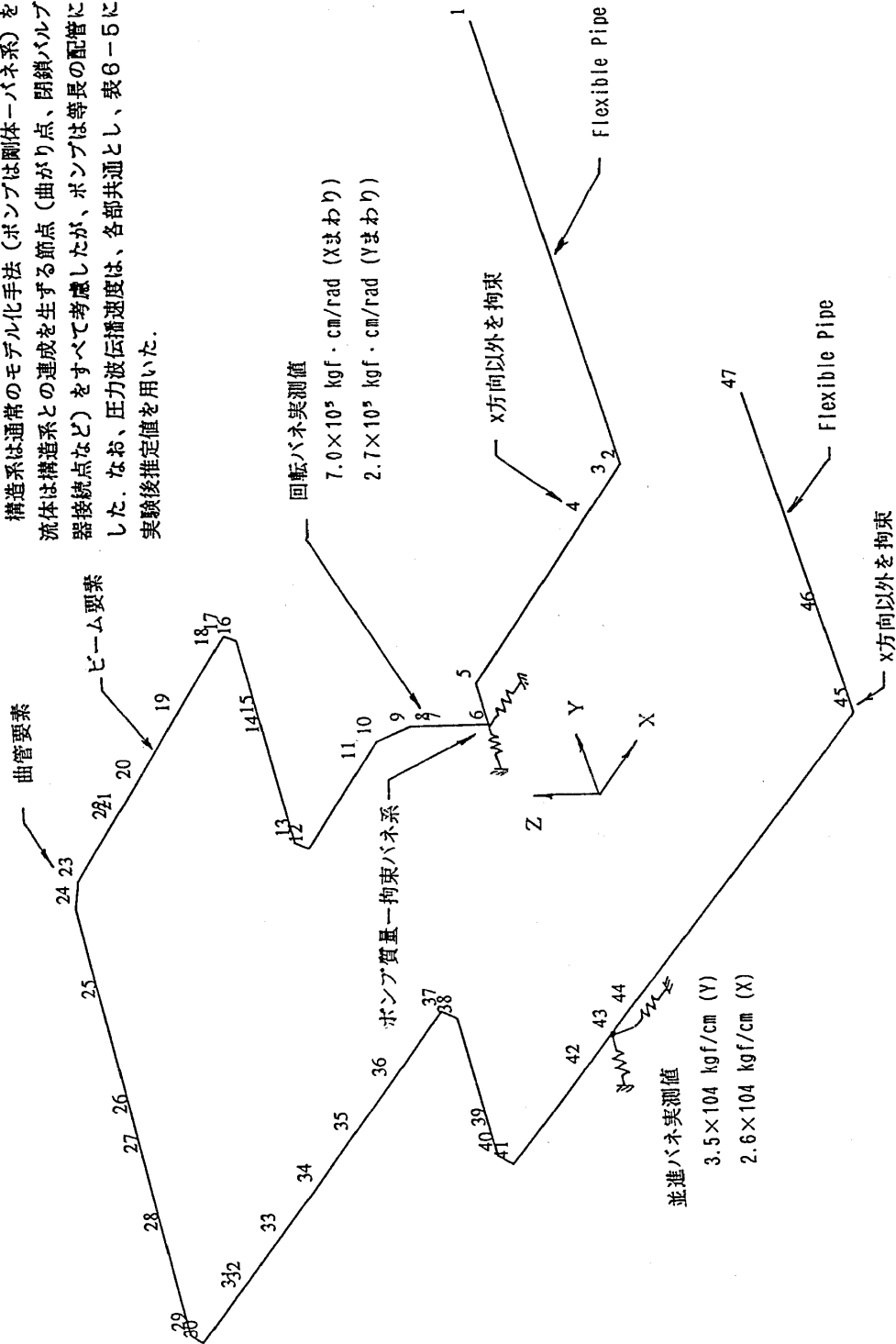


図46 地震波応答解析用モデル

Fig. 46 An analytical model for earthquake response simulation

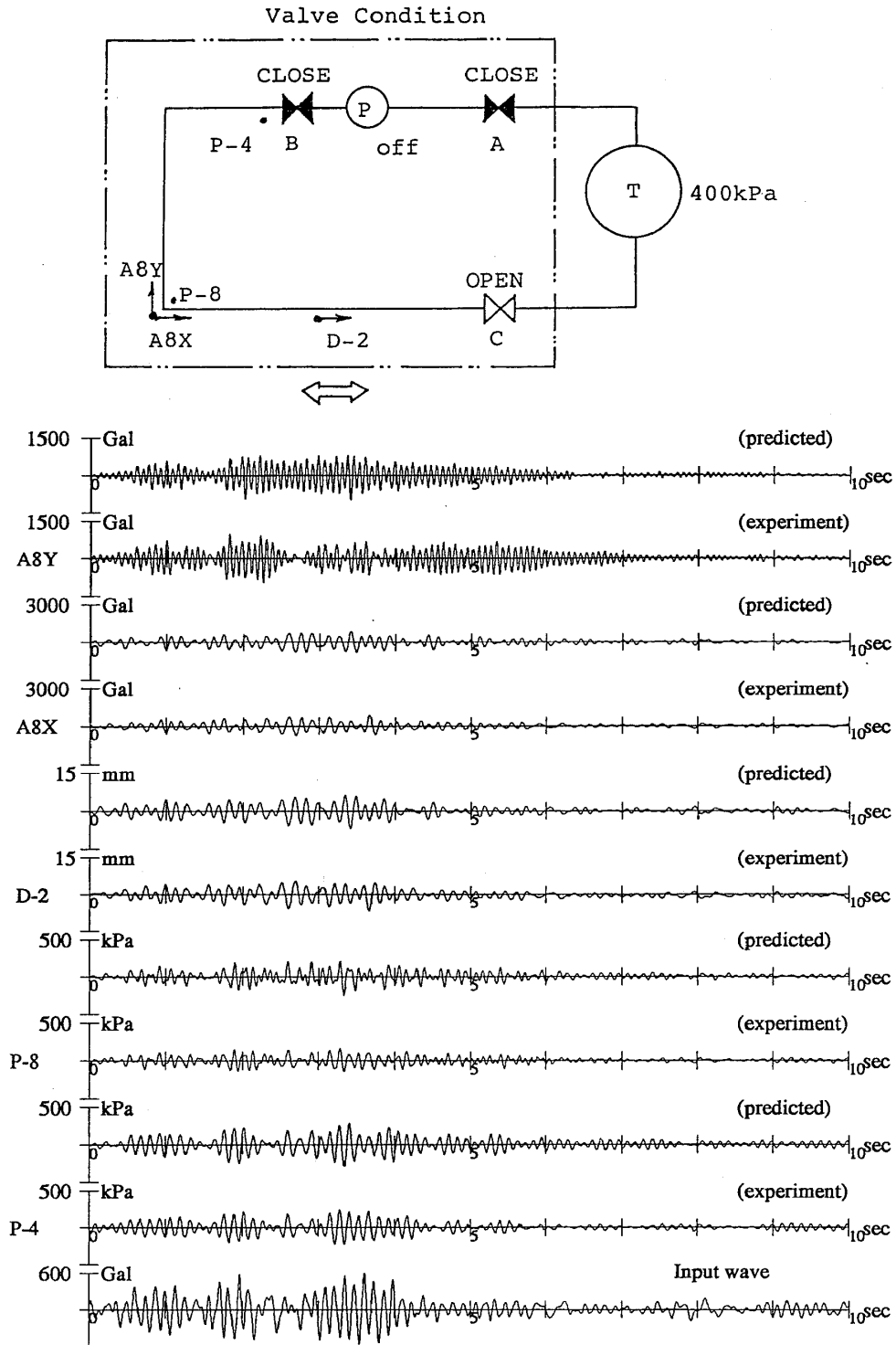


図47 時刻歴応答解析と実験結果の比較 (バルブ条件1, 圧力波速度 $a = 1180\text{m/s}$)

Fig. 47 Comparison of time histories by experiment and coupled response analysis
(case of valve condition No.1, $a=1180\text{ m/s}$)

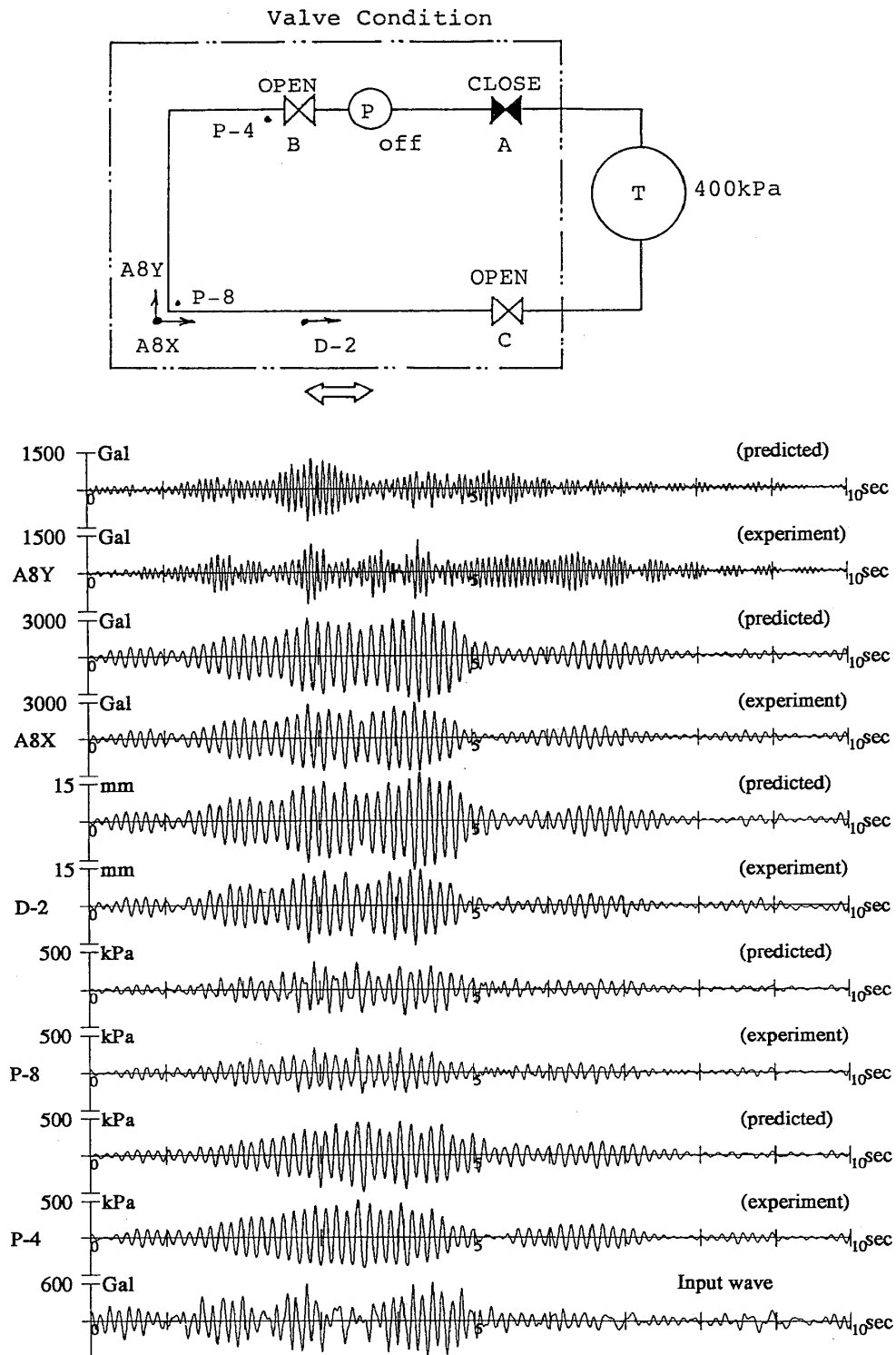


図48 時刻歴応答解析と実験結果の比較（バルブ条件2，圧力波速度 $a = 940 \text{ m/s}$ ）

Fig. 48 Comparison of time histories by experiment and coupled response analysis
(case of valve condition No.2, $a = 940 \text{ m/s}$)

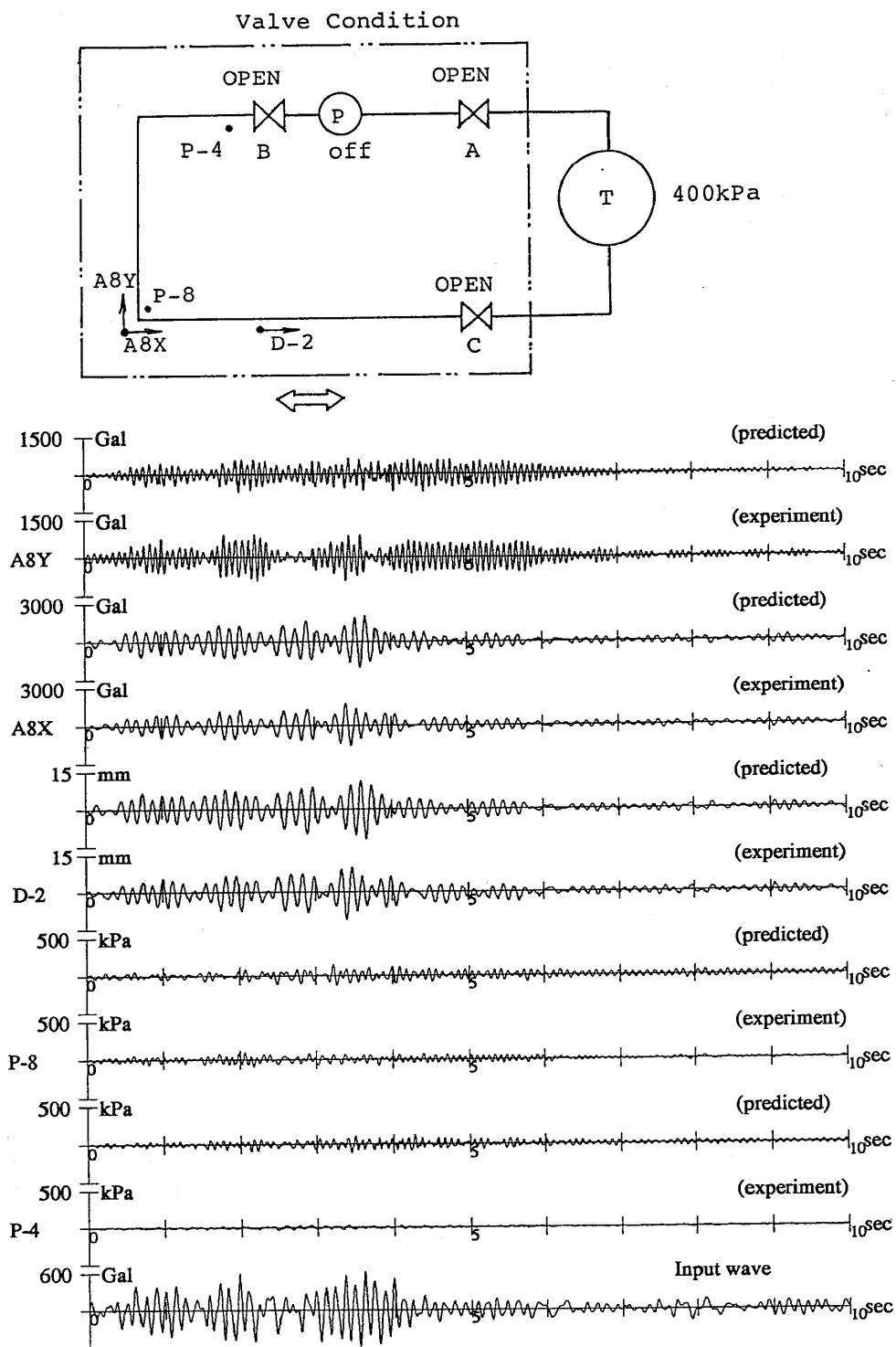


図49 時刻歴応答解析と実験結果の比較 (バルブ条件 3, 圧力波速度 $a = 940 \text{ m/s}$)

Fig. 49 Comparison of time histories by experiment and coupled response analysis
(case of valve condition No.3, $a = 940 \text{ m/s}$)

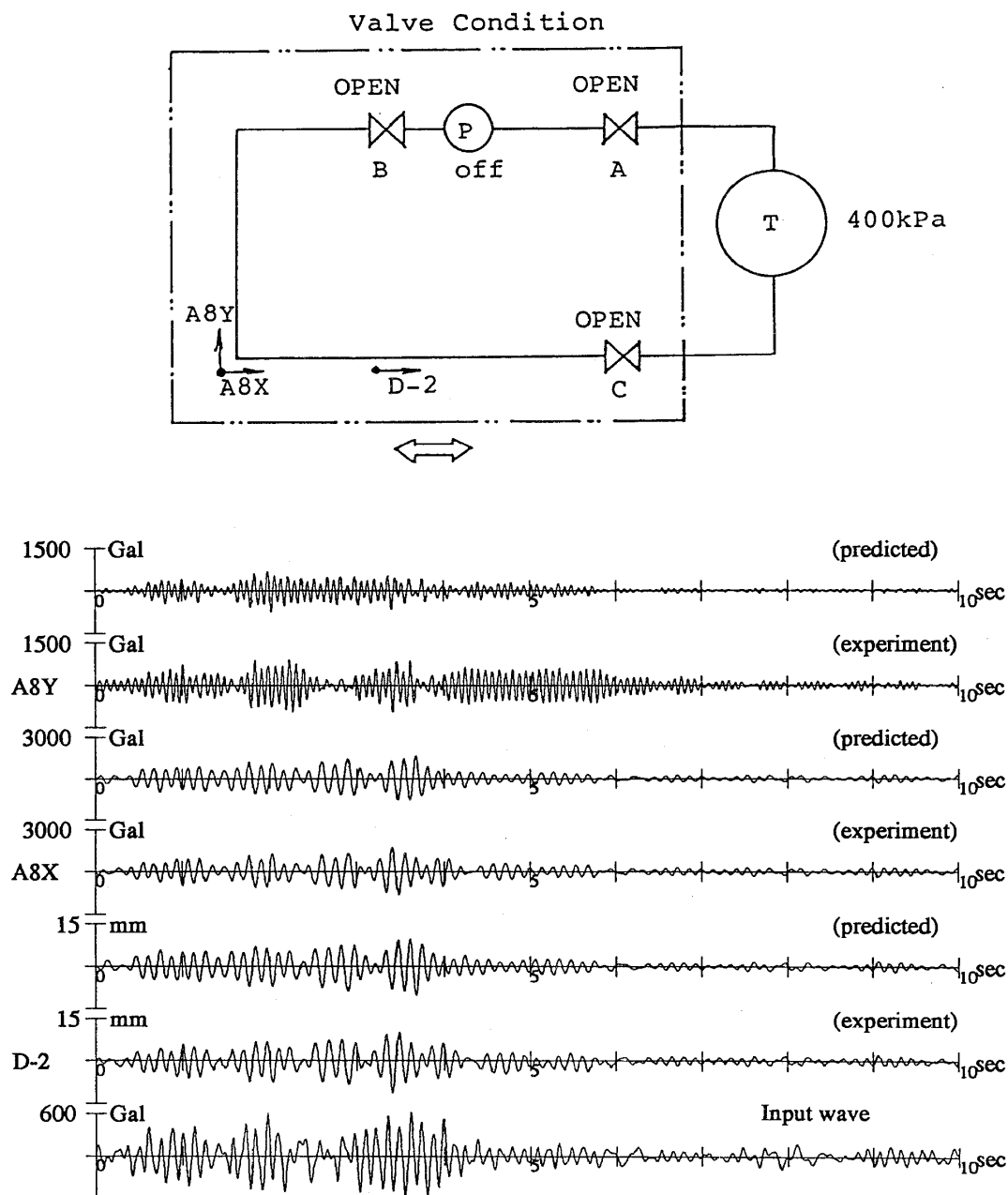


図50 DMモデルで解析した場合の応答波形

入力波形および実験波形はバルブ条件3の場合である。

前図49と比較すると、バルブ条件3の場合はDMモデルとPWモデルおよび実験の3者が比較的良好に一致することが示されている。

Fig. 50 Comparison of time histories by experiment and analysis using a dead mass model of liquid (experiment: case of valve condition No.3)

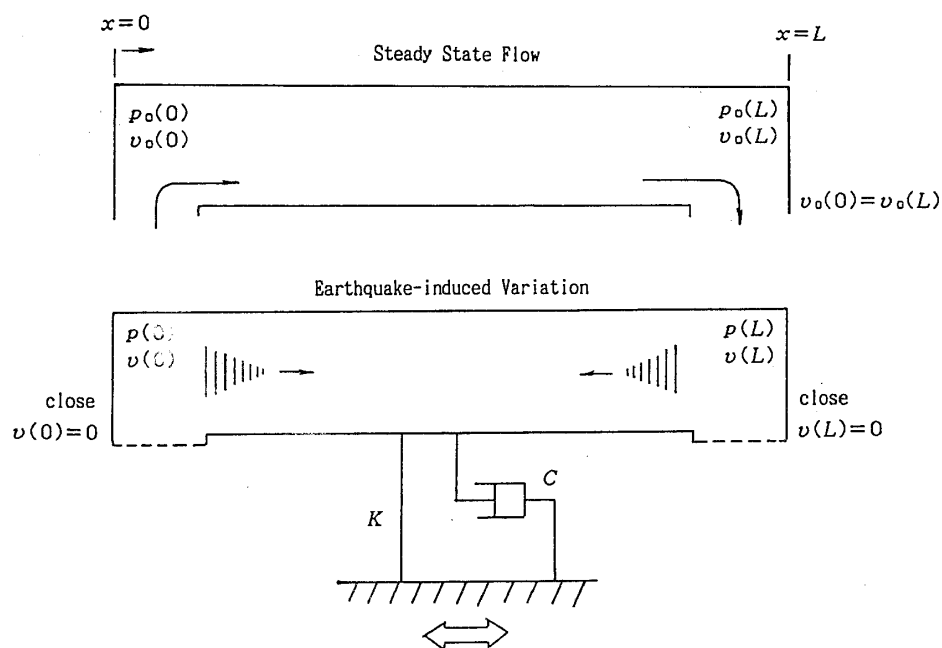


図51 直管モデルの定常流送および加振時の状態量と境界条件

(加振による応答に対しては仮想的に両端閉の条件を適用する)

Fig. 51 Straight pipe model with simplified boundary conditions to roughly estimate the effect of steady state flow velocity on the seismic response of the pipe and liquid
 Open at both ends for steady state flow
 Closed at both ends for transient flow by earthquake excitation

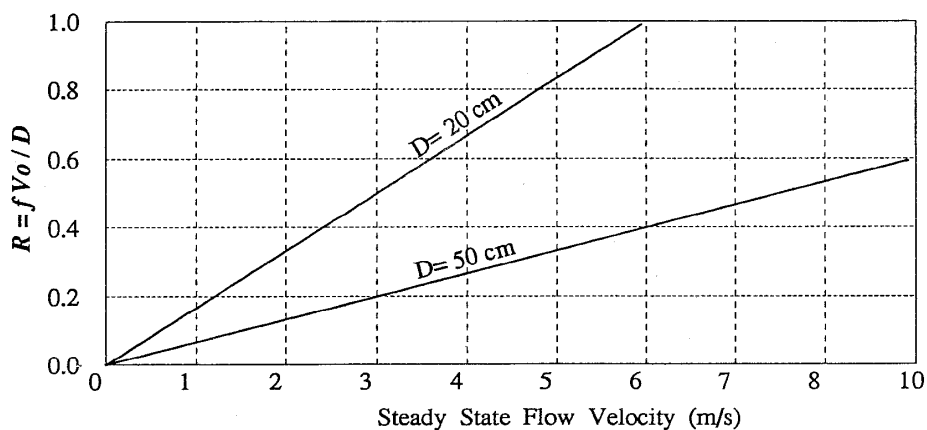
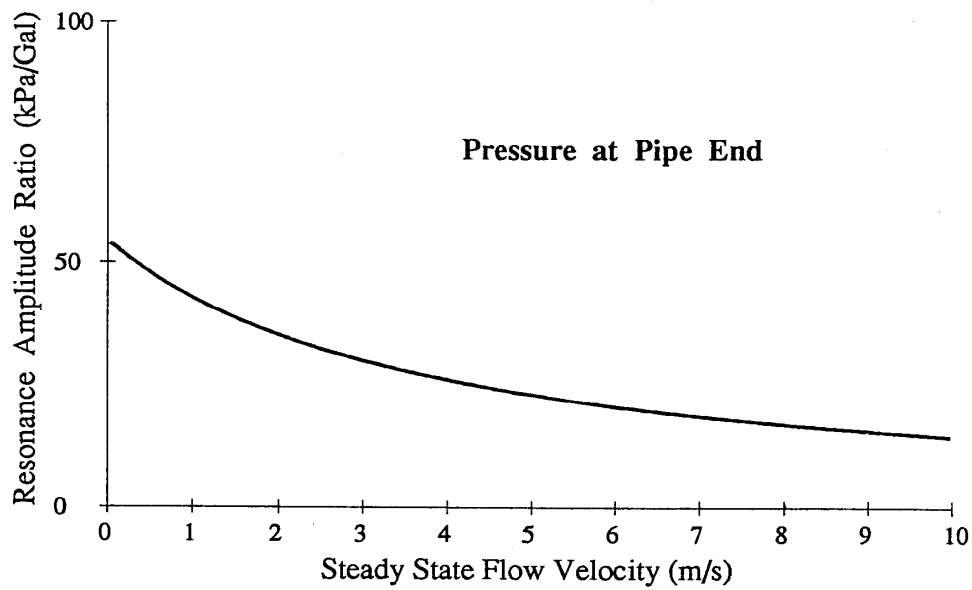


図52 定常流速 V_o に対応する液体摩擦抵抗係数 R の値 (D : 配管内径)

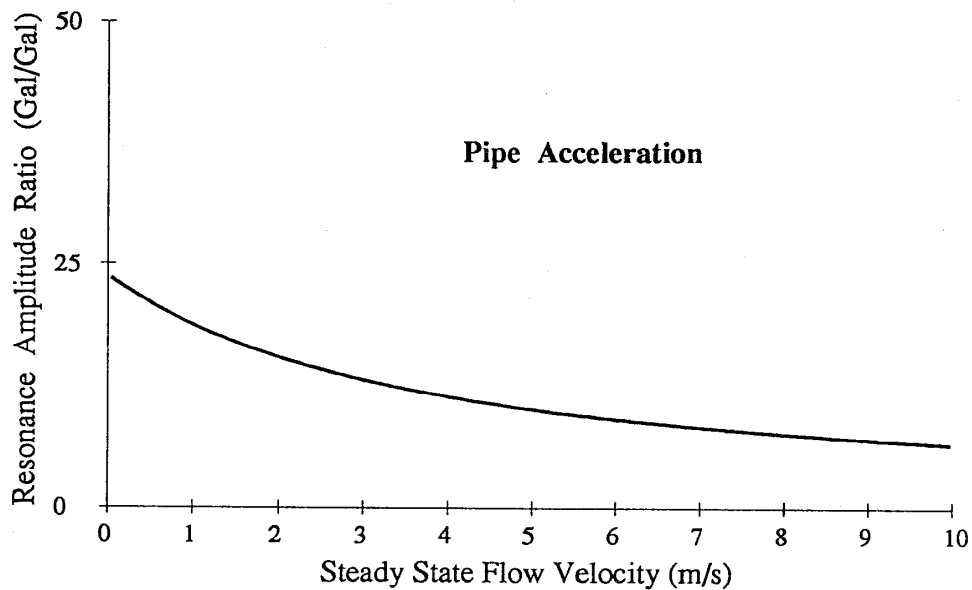
(Darcy-Weisbach の摩擦係数 f を常用値 0.03 とした場合)

注) 流体の応答速度が定常流速に比べてかなり小さい場合の近似値として求めたもの

Fig. 52 Resistance coefficient R by liquid friction depending on steady state flow velocity, V_o (D : inner diameter, $f=0.03$: Darcy-Weisbach's friction coefficient)



(b) 配管端末圧力の共振応答倍率



(a) 配管加速度の共振応答倍率

図53 直管モデルの定常流速と共振応答倍率

前図52の定常流速に対応する流体摩擦抵抗係数を適用した場合の応答倍率。モデルのパラメータは既報（小川1985）と同様とした。

Fig. 53 Relations between steady state velocity and magnification factors of the straight pipe model at resonance (Same parameters as Ogawa8) are used.)

(a) Pipe acceleration

(b) Pressure at pipe end

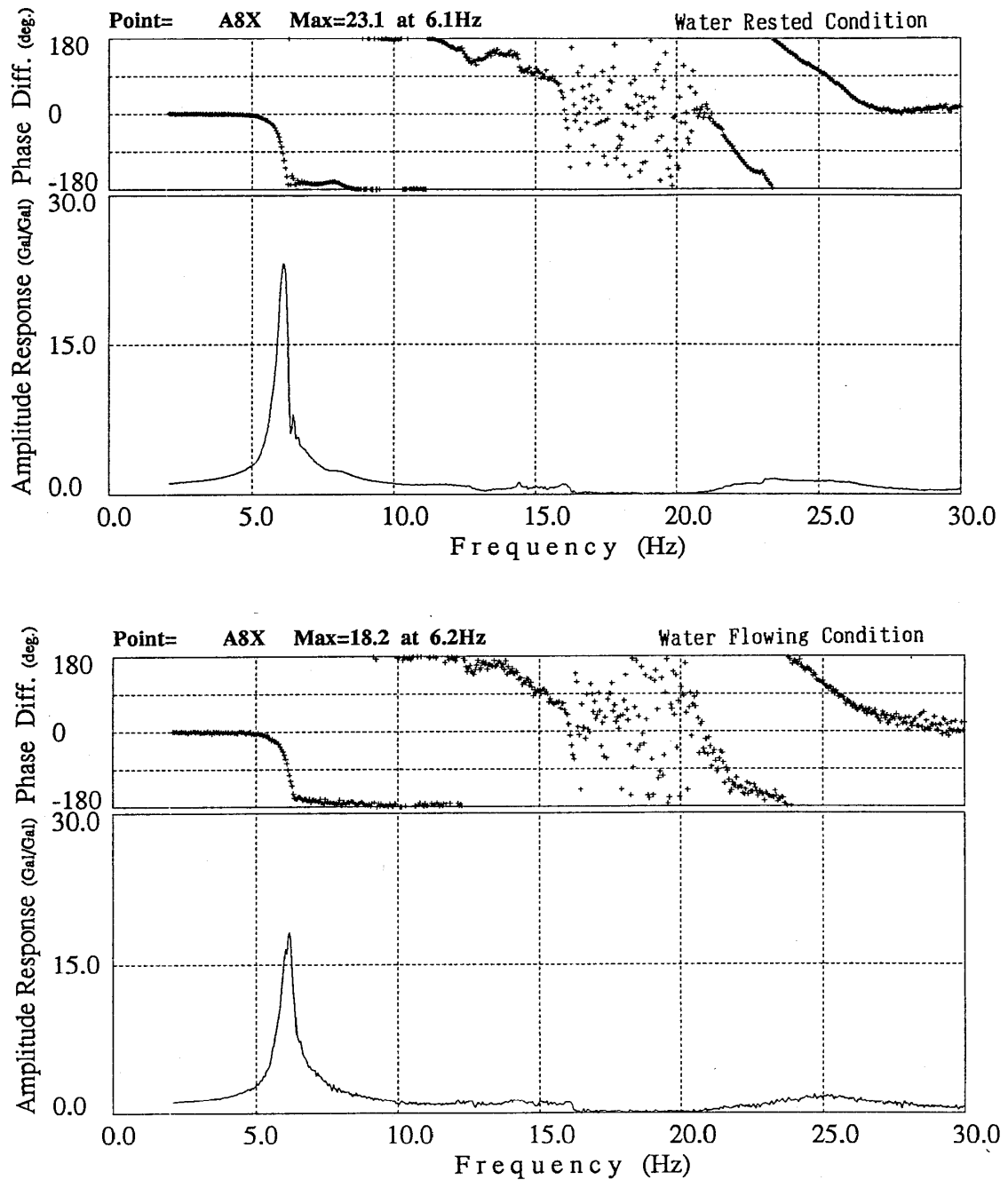


図54 正弦波応答曲線に対する流送条件の影響比較 (配管1次振動モード卓越点の場合)
流速 4 m/sのバルブ設定条件での、ポンプ運転時(下)および停止時(上)の応答曲線の比較を示す。

Fig. 54 Comparison of sinusoidal responses for pump operated (water flowing) and non-operated (water rested) conditions at valve opening ratios for the steady state flowing velocity, 4 m/s
(measured acceleration at a dominant point of 1st structural resonance)

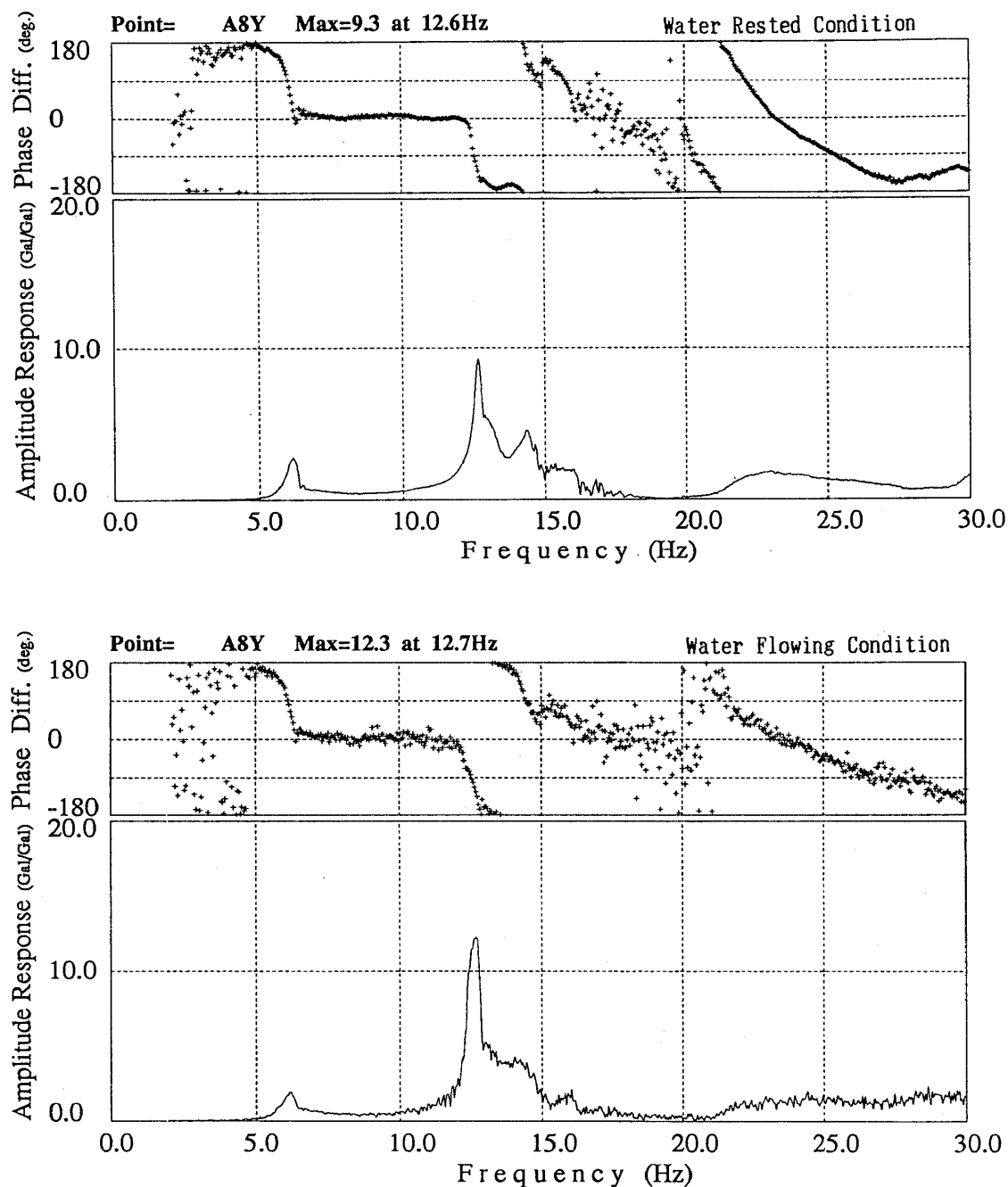


図55 正弦波応答曲線に対する流送条件の影響比較（配管2次振動モード卓越点の場合）

流速 4 m/s のバルブ設定条件での、ポンプ運転時（下）および停止時（上）の応答曲線の比較を示す。

Fig. 55 Comparison of sinusoidal responses for pump operated and non-operated conditions at valve opening ratios for 4 m/s
(measured acceleration at a dominant point of 2nd structural resonance)

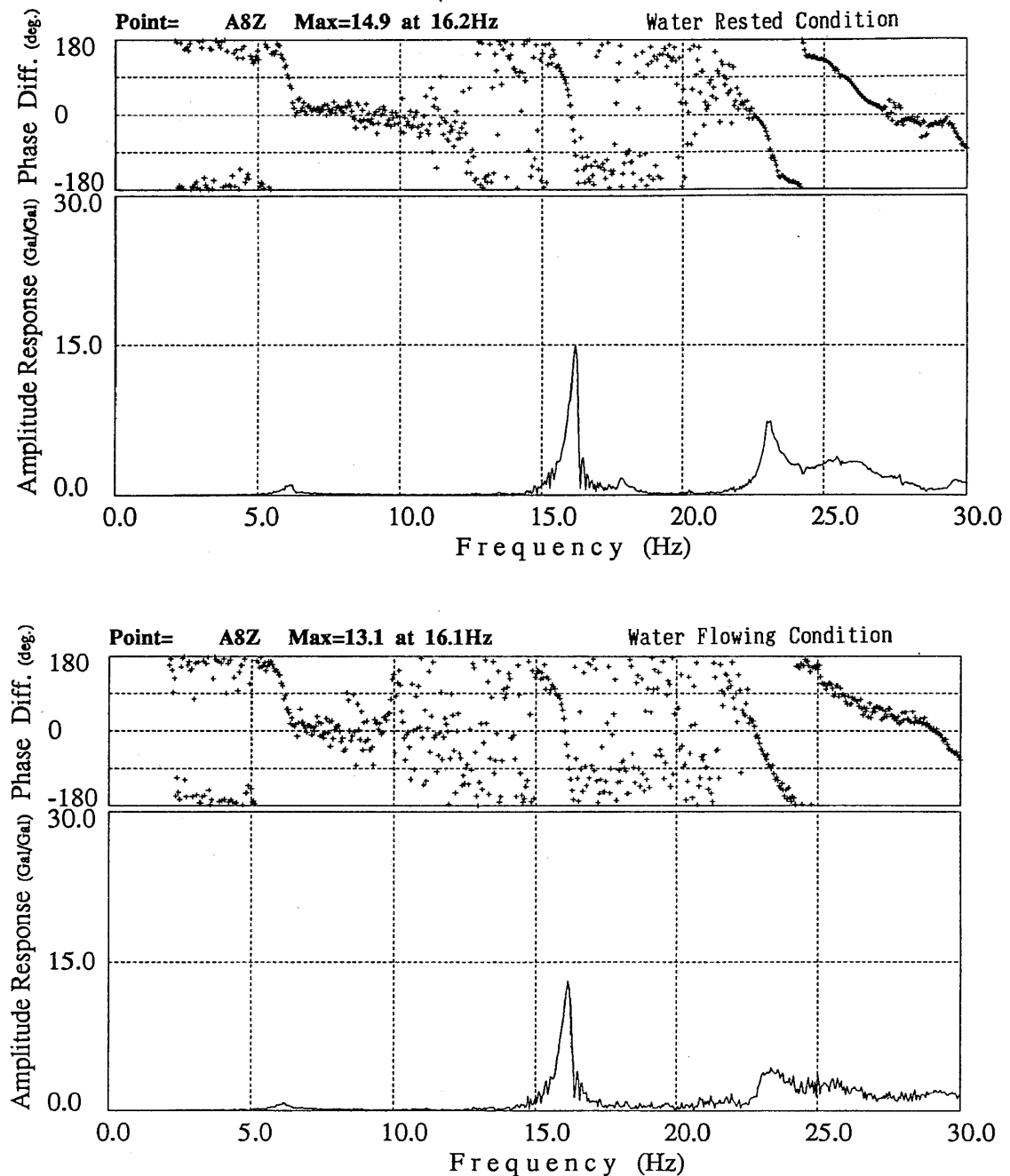


図56 正弦波応答曲線に対する流送条件の影響比較 (配管4次振動モード卓越点の場合)
流速4 m/sのバルブ設定条件での、ポンプ運転時(下)および停止時(上)の応答曲線の比較を示す。

Fig. 56 Comparison of sinusoidal responses for pump operated and non-operated conditions at valve opening ratios for 4 m/s
(measured acceleration at a dominant point of 4th structural resonance)

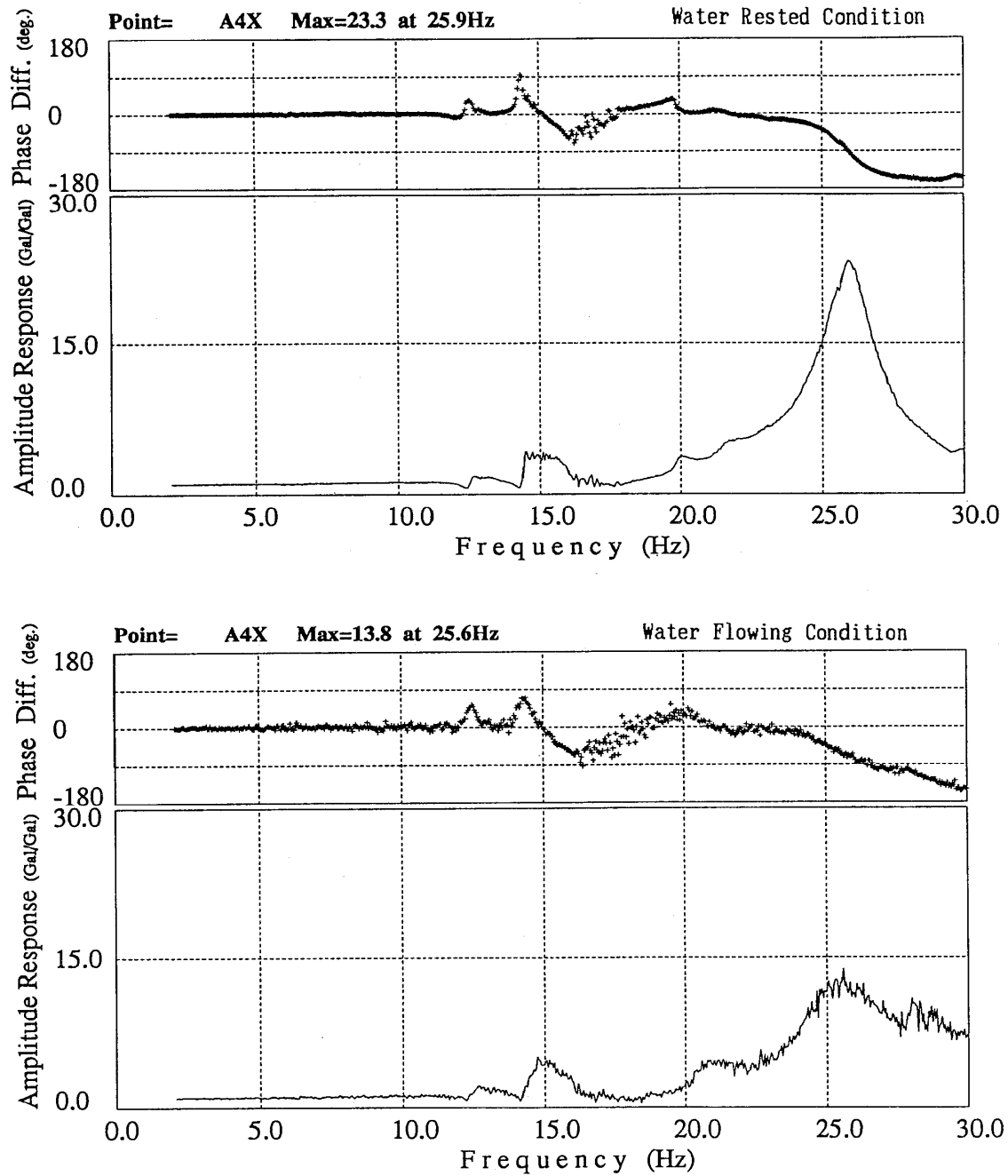


図57 正弦波応答曲線に対する流送条件の影響比較（配管8次振動モード卓越点の場合）
流速4 m/sのバルブ設定条件での、ポンプ運転時（下）および停止時（上）の応答曲線の比較を示す。

Fig. 57 Comparison of sinusoidal responses for pump operated and non-operated conditions at valve opening ratios for 4 m/s
(measured acceleration at a dominant point of 8th structural resonance)

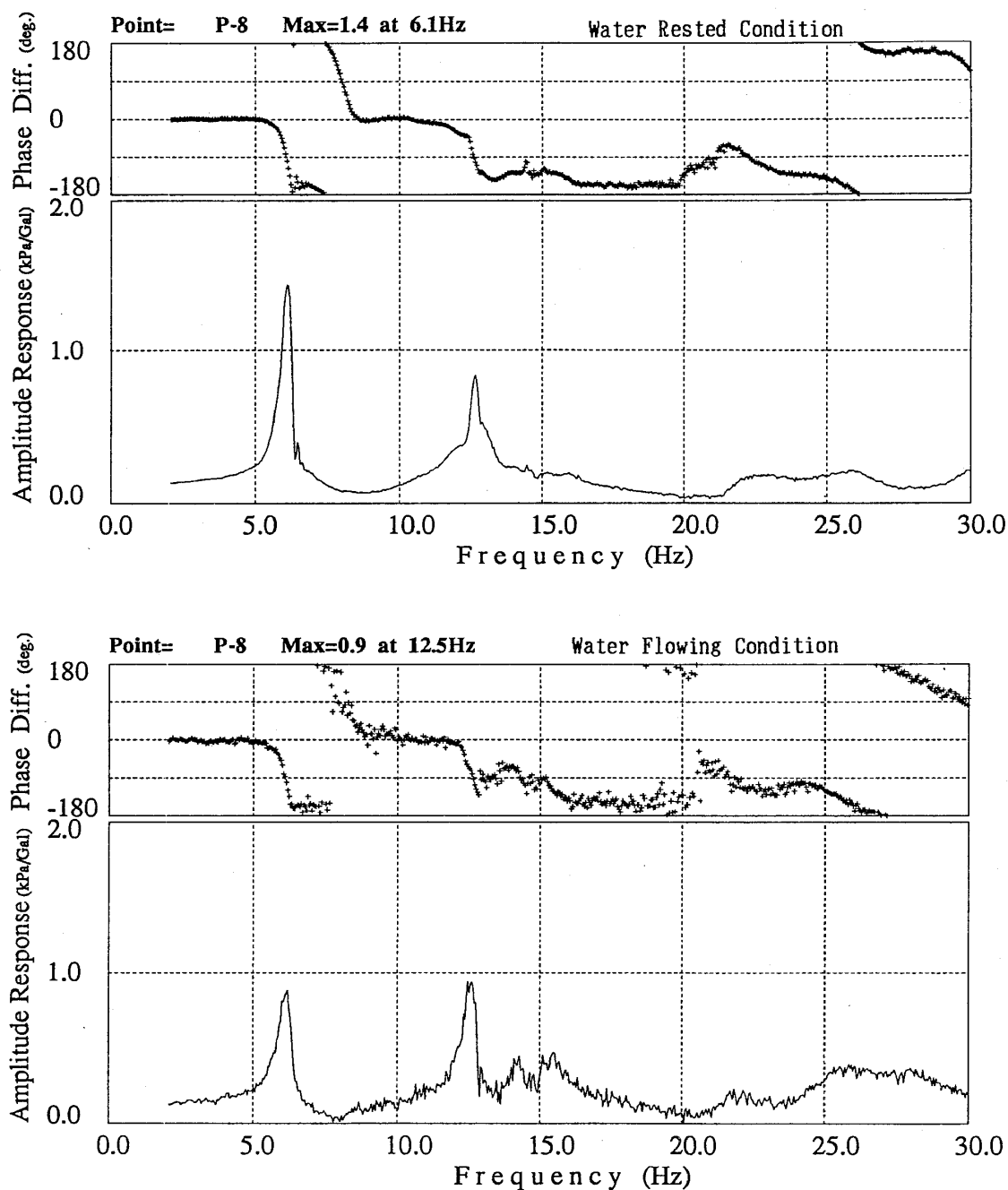


図58 正弦波応答曲線に対する流送条件の影響比較 (配管中央部の圧力応答)

流速 4 m/s のバルブ設定条件での、ポンプ運転時 (下) および停止時 (上) の応答曲線の比較を示す。

Fig. 58 Comparison of sinusoidal responses for pump operated and non-operated conditions at valve opening ratios for 4 m/s
(measured pressure at a mid point of the piping system)

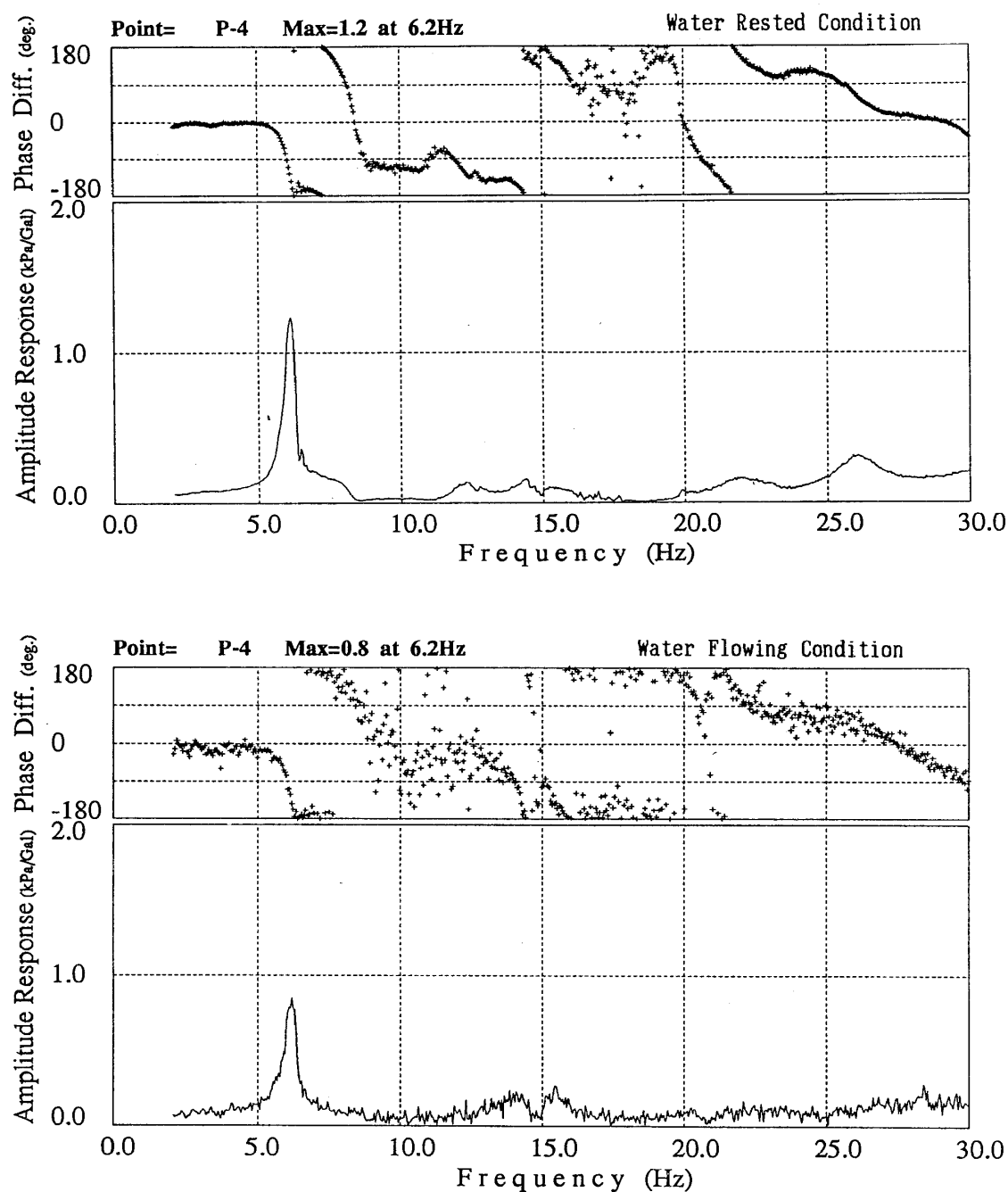


図59 正弦波応答曲線に対する流送条件の影響比較（ポンプ吐出側バルブ部の圧力応答）
流速 4 m/s のバルブ設定条件での、ポンプ運転時（下）および停止時（上）の応答曲線の比較を示す。

Fig. 59 Comparison of sinusoidal responses for pump operated and non-operated conditions at valve opening ratios for 4 m/s
(measured pressure at the valve B of the outlet side of pump)

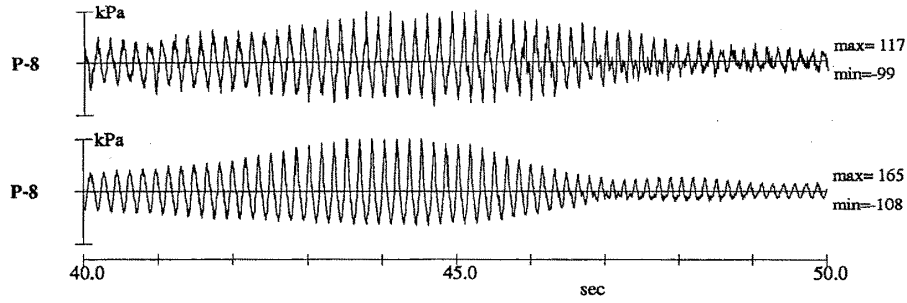


図60 正弦波 スイープ加振による共振 (6.2Hz) 付近の圧力応答波形の比較
(上) 流送時 (4 m/s), (下) 静止時

Fig. 60 Comparison of pressure response waves by sinusoidal excitation near the 1st resonance (6.2Hz) for the cases of pump operation (upper, 4m/s) and non-operation (lower)

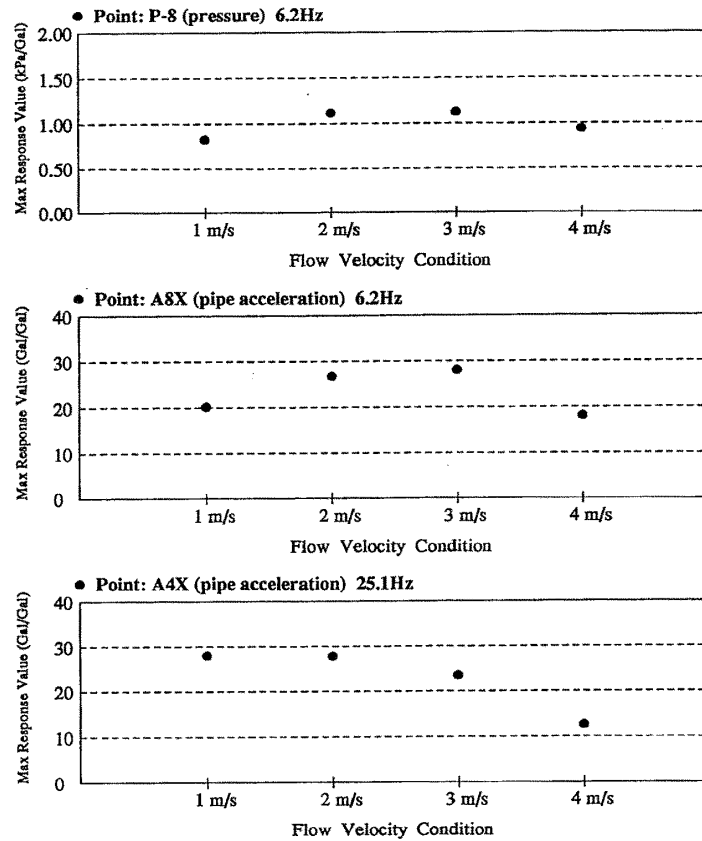


図61 各流送条件での正弦波加振による最大応答倍率の比較
静止時の応答倍率の大きい1次および8次モードについて示した。

Fig. 61 Typically measured relations of the maximum sinusoidal response ratio and steady state flowing velocity

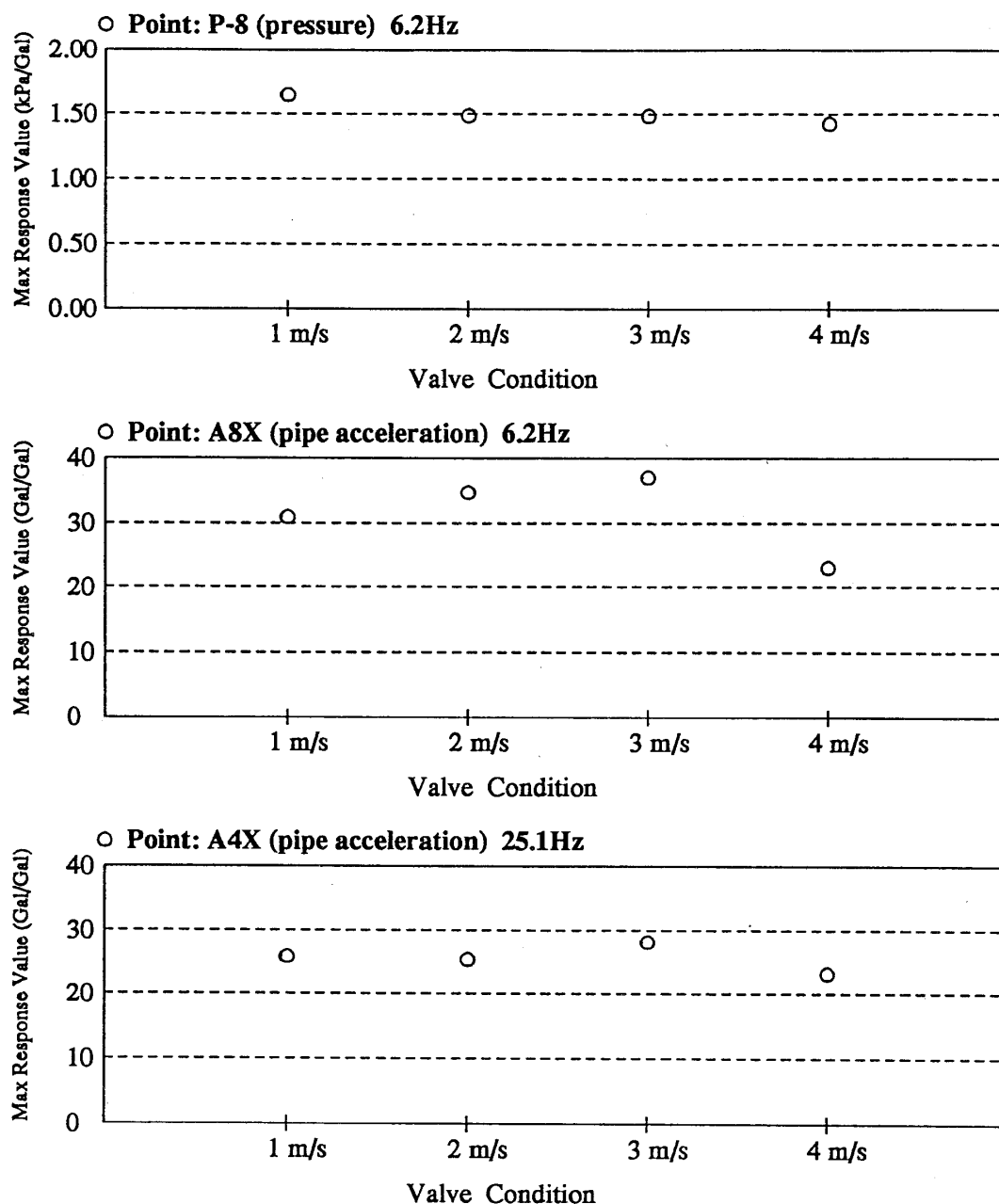


図62 各流速条件でのバルブ境界条件の影響比較

（各流速設定条件で、ポンプ停止時の正弦波加振による共振応答倍率を示した。）

A4X（8次モード）では流速変更（バルブ開度変更）の影響が小さい。

Fig. 62 Relations between the maximum sinusoidal response ratio in pump non-operation and correspondent valve conditions to each level of flowing velocity

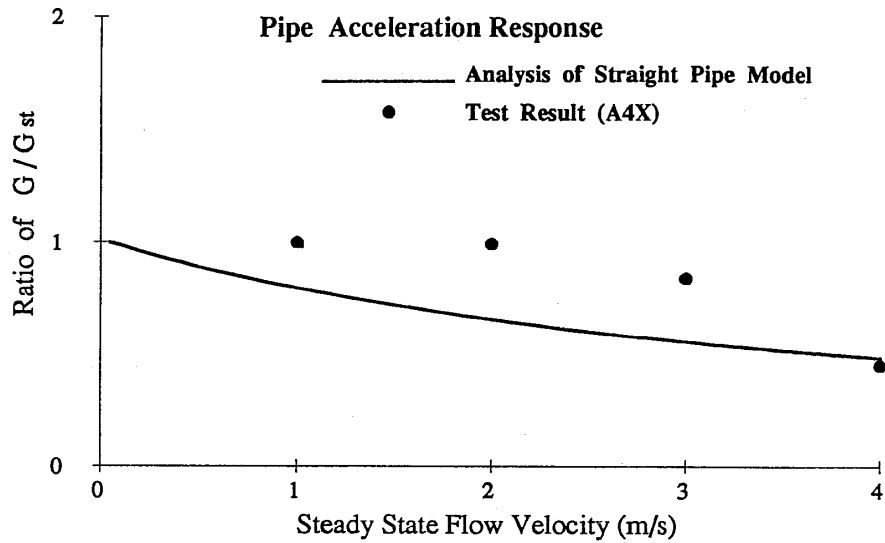


図63 流速の影響に関する直管モデル解析と実験結果（A4Xの応答）の比較

G_{st} : 流速 0（静止時）の応答倍率 G : 流送時の応答倍率

Fig. 63 Comparison of an experiment(A4X) and the straight pipe analysis on the effect of steady state flow velocity (G : at flowing , G_{st} : at rested)

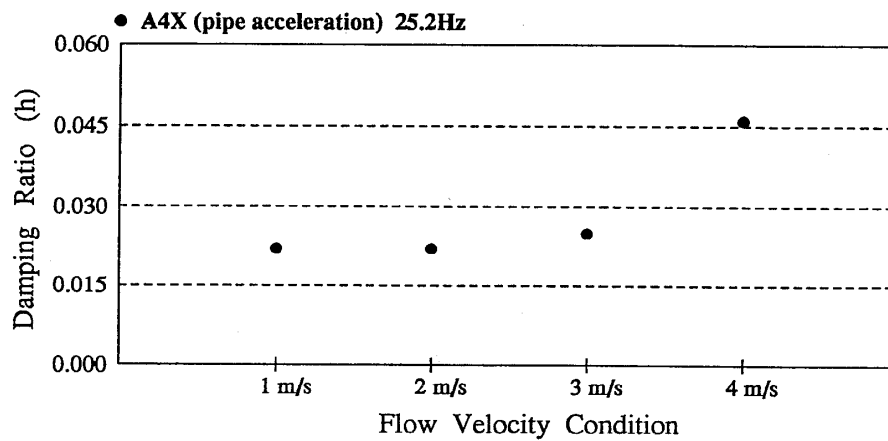
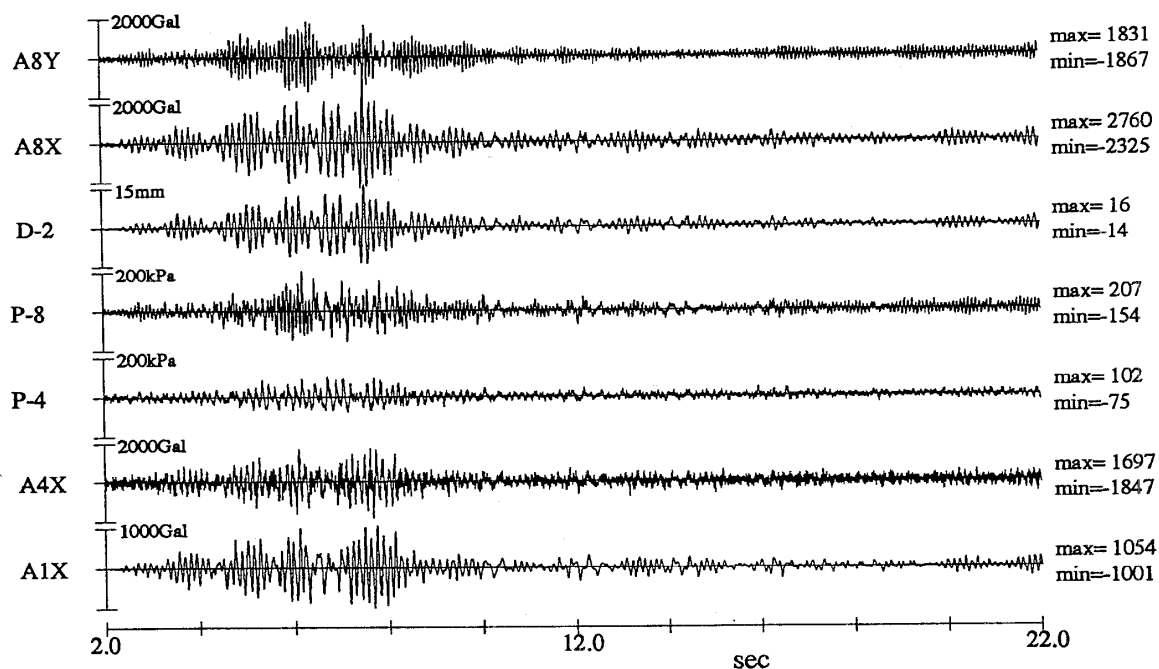
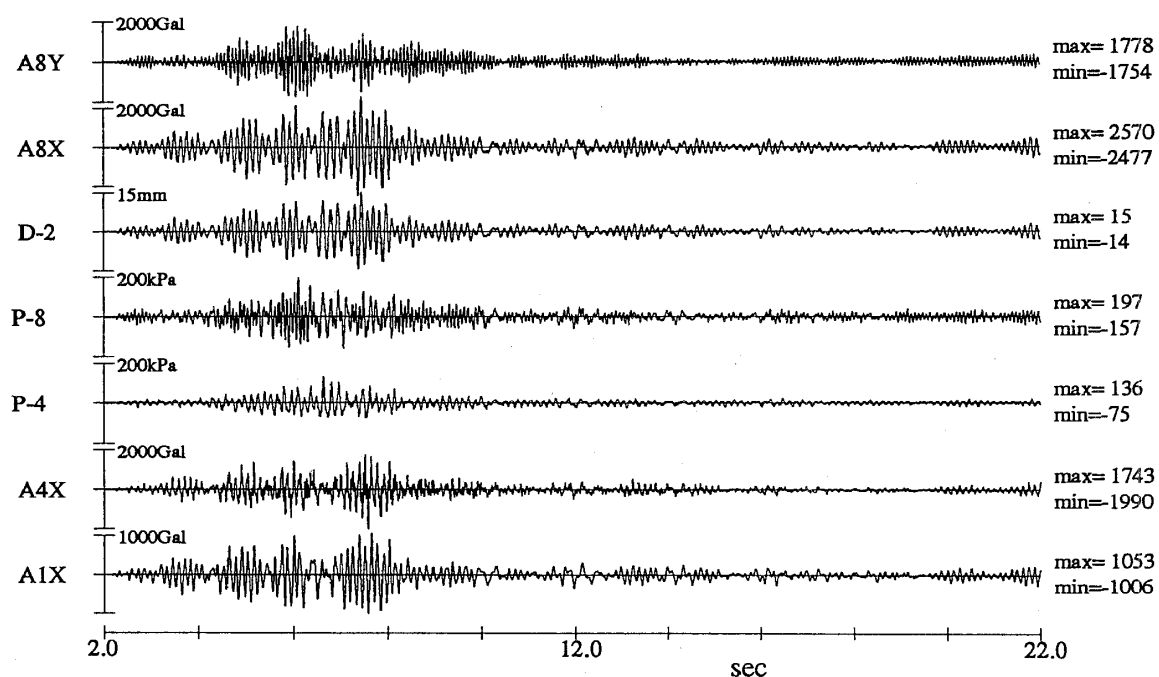


図64 正弦波応答の減衰比と流送条件の関係（計測点A4Xの場合）

Fig. 64 Relation measured at A4X between damping ratio of sinusoidal response and steady state flowing velocity



(b) 流送時 (4 m/s)



(a) 静止時

図65 流送時および静止時の地震波応答の比較

共振に近い応答の場合以外では両者の差異が非常に小さいことが示されている。

Fig. 65 Comparison between the seismic responses in flowing and resting water conditions excited by an artificial earthquake wave

(a) at resting condition (b) at flowing condition

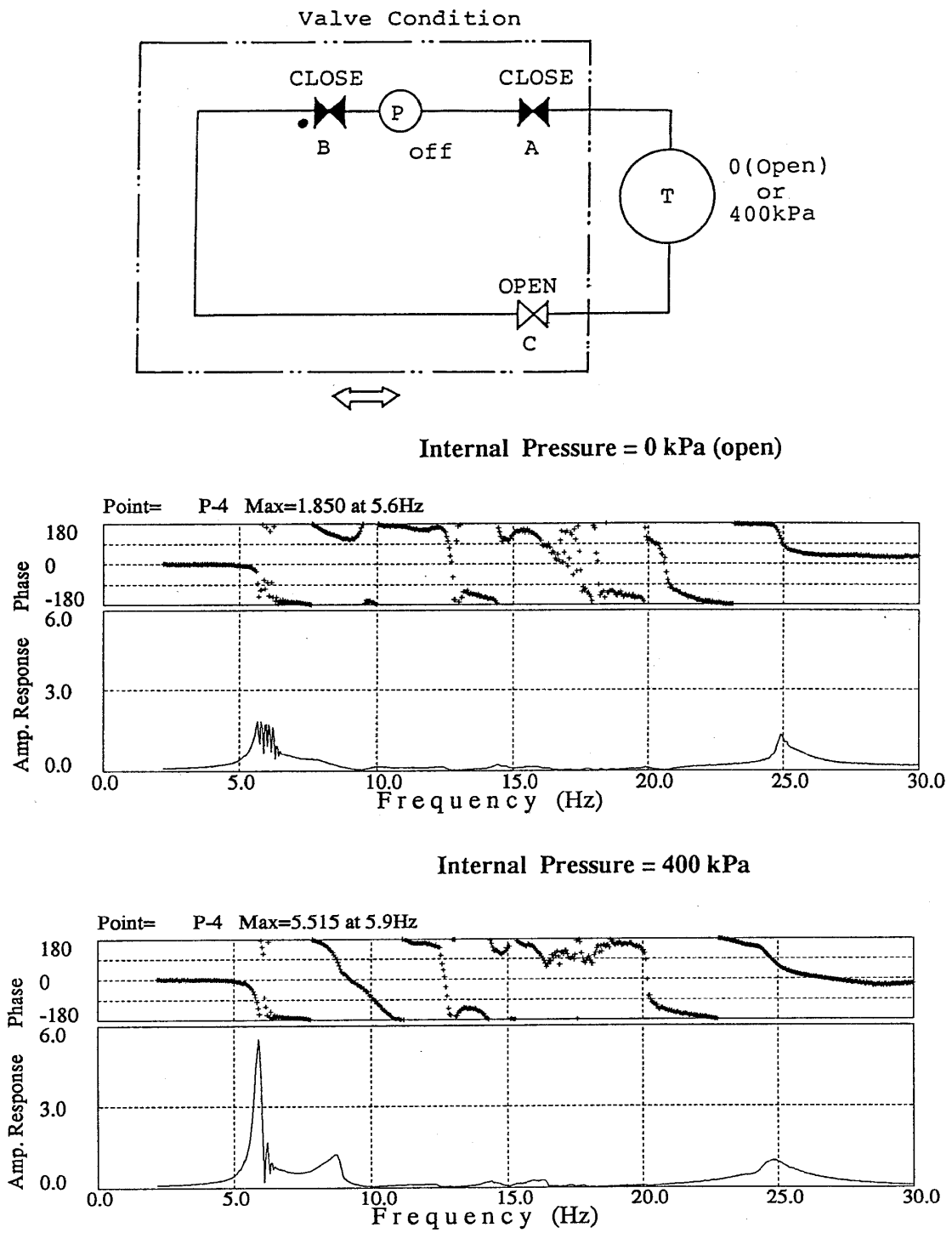


図66 内圧0 (タンク上部空気抜き弁開放) および400kPaの場合のスweep加振による圧力応答曲線の比較

Fig. 66 Comparison of acceleration response curves in pressurized (400kPa) and non-pressurized conditions resulting from sinusoidal excitation

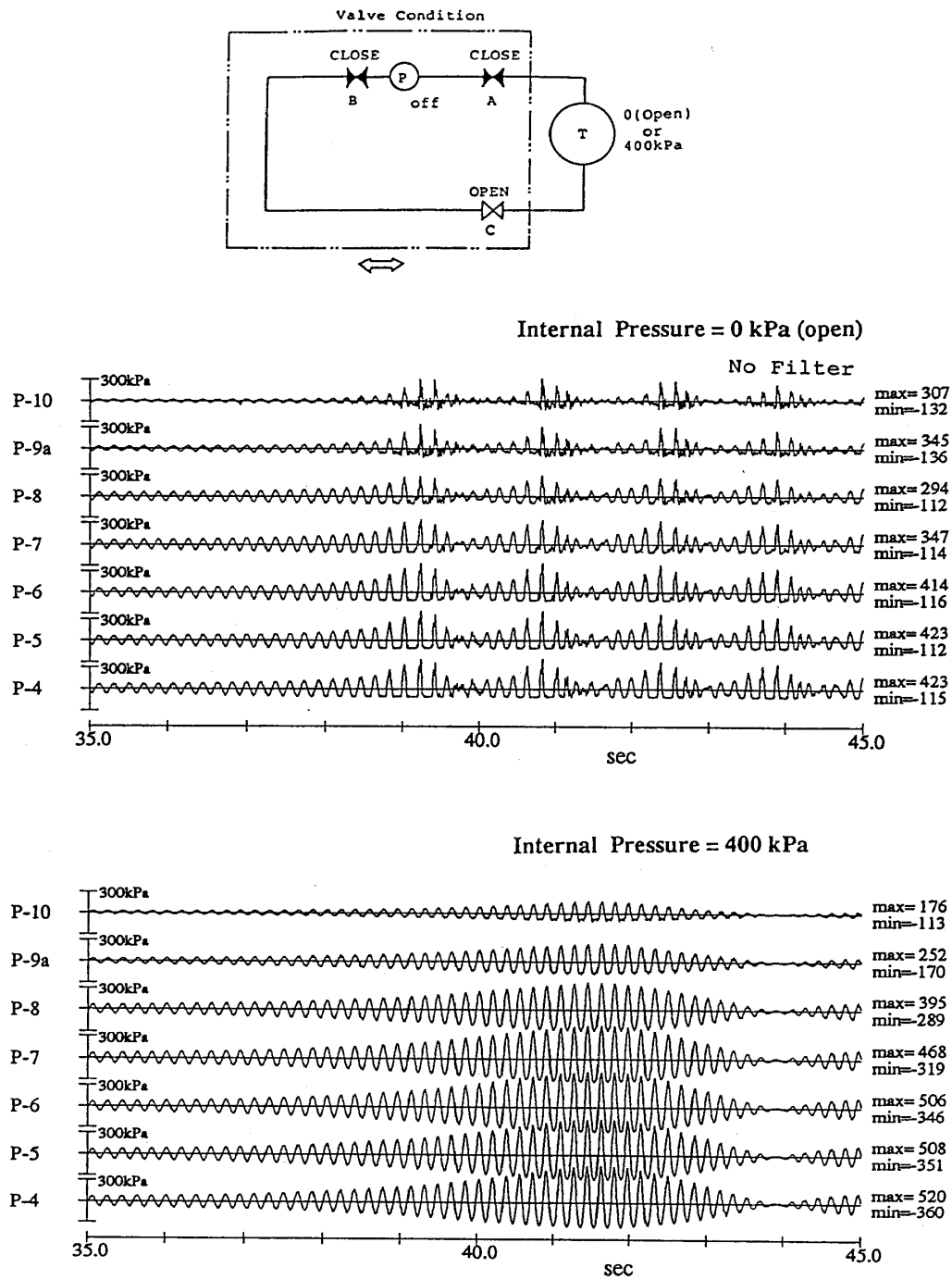


図67 内圧0（タンク上部空気抜き弁開放）および400kPaの場合のスイープ加振による共振付近の圧力応答波形の比較

（圧力の負圧制限により非線形応答を生じ、前図のような応答曲線になっていることがわかる。）

Fig. 67 Comparison of pressure response waves near resonance in pressurized (400kPa) and non-pressurized conditions by sinusoidal excitation

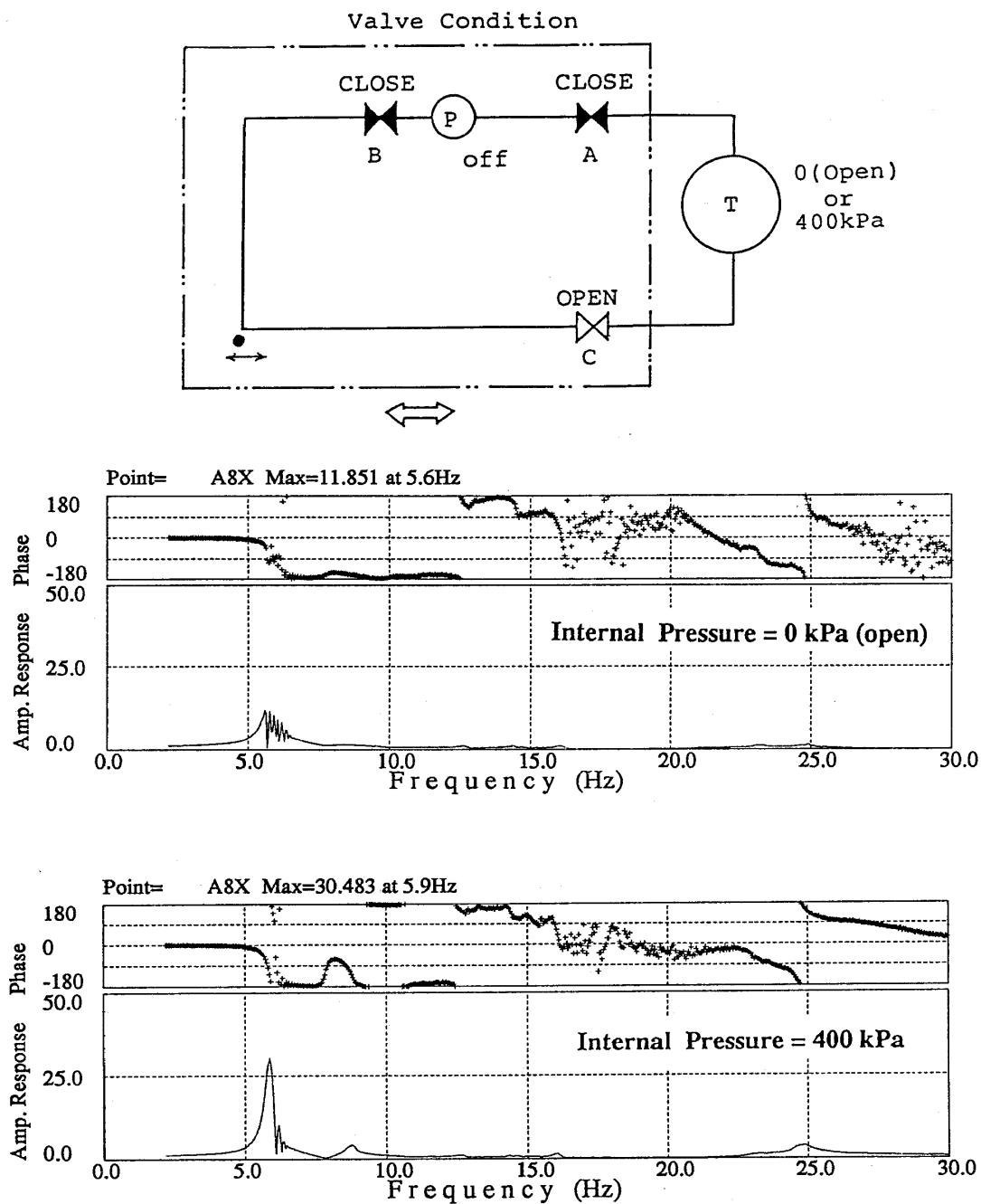


図68 内圧0 (タンク上部空気抜き弁開放) および400kPaの場合のスイープ加振による加速度応答曲線の比較

(圧力と同様の挙動を示している)。

Fig. 68 Comparison of acceleration response curves in pressurized (400kPa) and non-pressurized conditions resulting from sinusoidal excitation

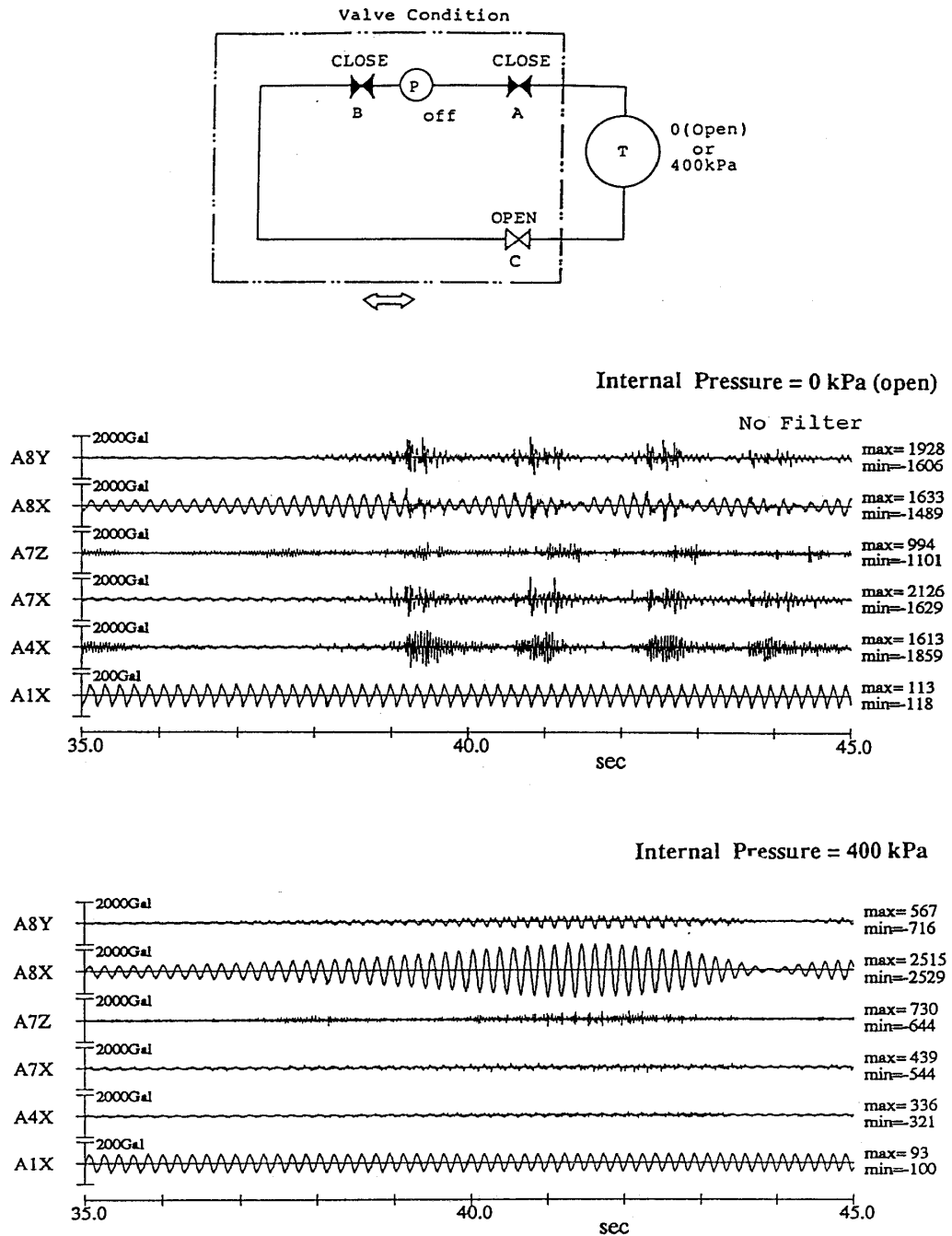


図69 内圧0（タンク上部空気抜き弁開放）および400kPaの場合のスweep加振による共振付近の加速度応答波形の比較

（圧力の負圧制限による非線形応答が見られる。また、主要な1次モードでは内圧0の場合に応答の低減をもたらしているが、他の測定点では負圧の非線形挙動によると思われる高振動数成分の応答のため加速度値が大きくなっている。）

Fig. 69 Comparison of acceleration response waves near resonance in pressurized (400kPa) and non-pressurized conditions by sinusoidal excitation

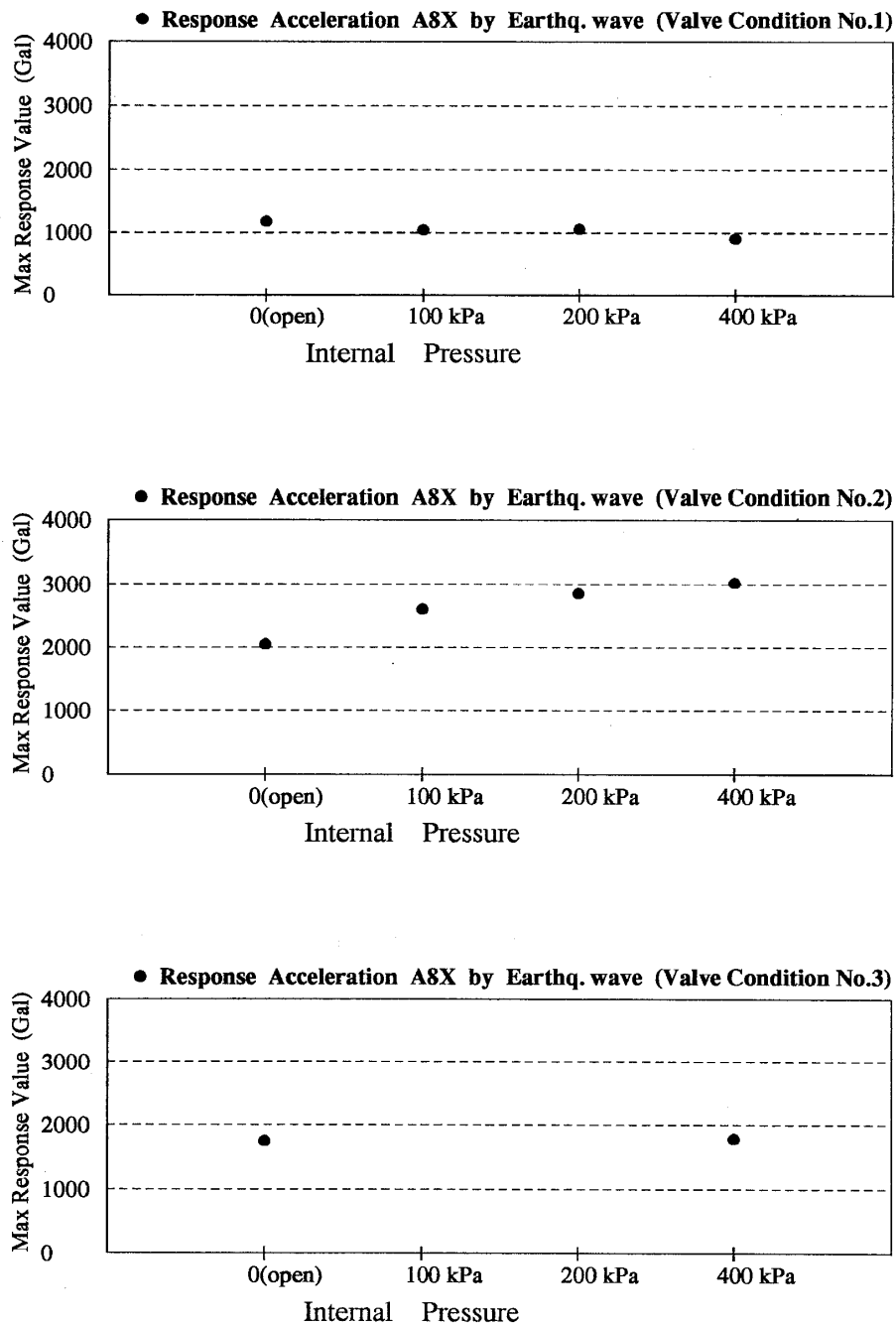


図70 配管 1 次モードの応答に対する定常内圧の影響

(圧力応答が高くなるバルブ条件で定常内圧が影響してくることが示されている)

Fig. 70 Relations between the pipe acceleration response of the 1st mode and the level of internal pressure of the test system for three valve conditions

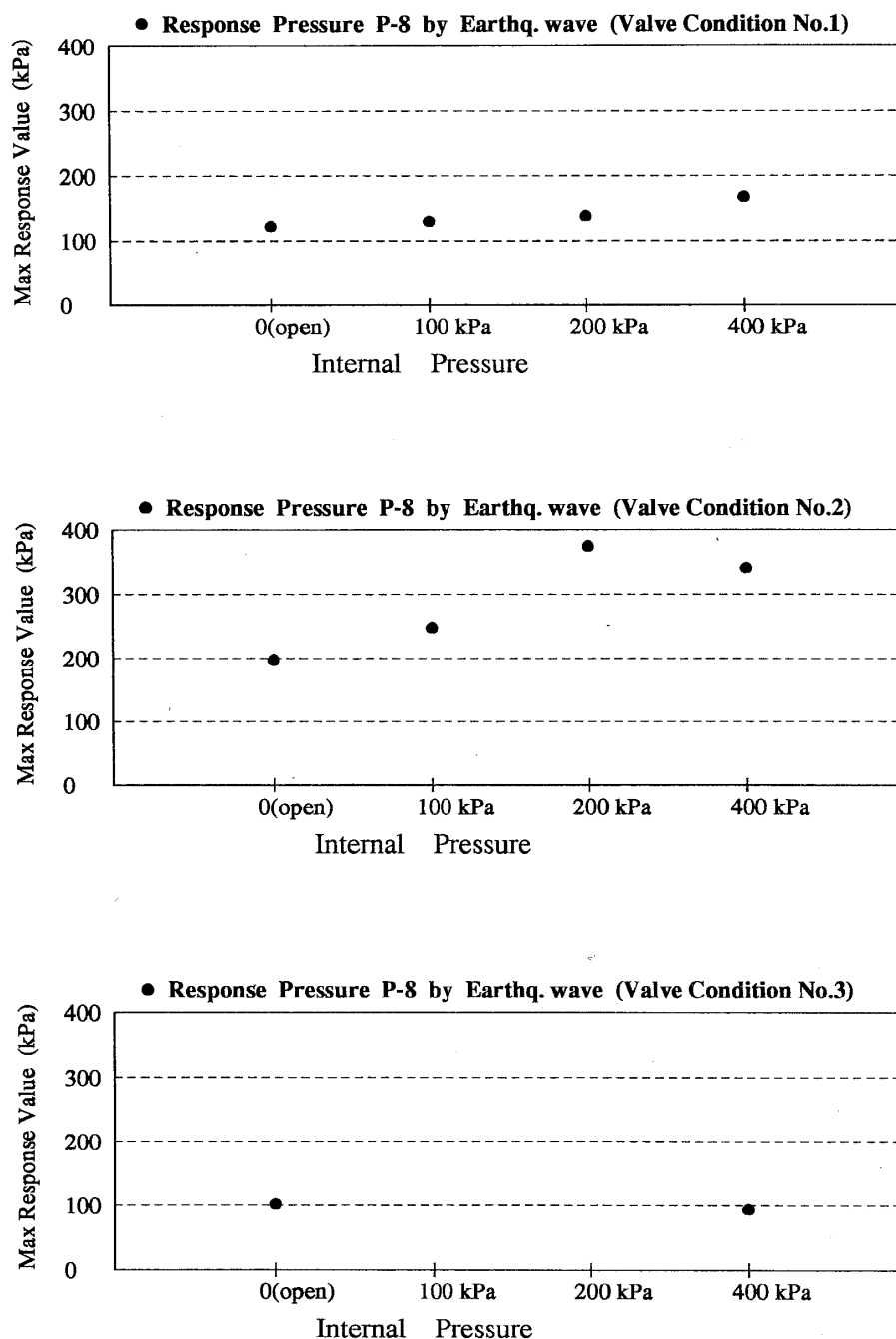


図71 配管1次モード卓越点付近の圧力の応答に対する定常内圧の影響

（前図と同様、圧力応答が高くなるバルブ条件で定常内圧が影響してくることが示されている。なお、バルブ条件3では、定常内圧100kPaと200kPaの試験は行っていない）

Fig. 71 Relations between the typical pressure response and the level of internal pressure of the test system for three valve conditions

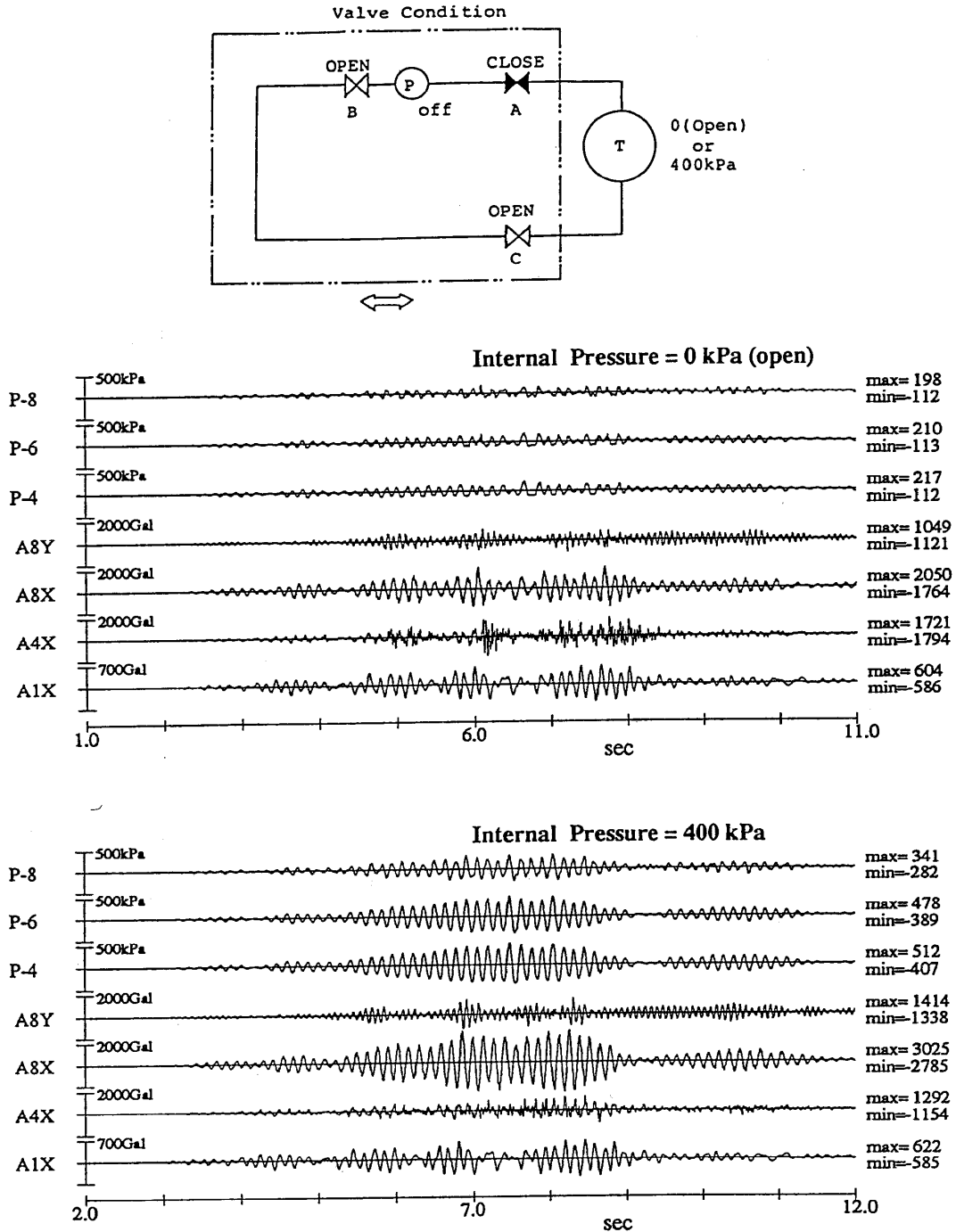


図72 地震波応答に対する定常内圧の影響 (バルブ条件2の場合)

(構造系と液柱の連成する1次モード付近の応答に対しては、内圧0 kPaの場合応答が小さくなるが、他の点では正弦波の場合と同様、高振動数の加速度が逆に大きく現れる場合がある。)

Fig. 72 Comparison of the seismic response waves in pressurized (400kPa) and non-pressurized conditions (valve condition: No.2)