

原子力配管系の多入力振動実験報告書（その2）

著者	小川 信行, 箕輪 親宏, 千葉 敏郎, 相田 重一, 小柳 良一, 勝山 ヨシ子
雑誌名	国立防災科学技術センター研究速報
号	79
ページ	1-86
発行年	1989-01-20
URL	http://id.nii.ac.jp/1625/00002816/

原子力配管系の多入力振動実験 報告書 (その2)

小川信行*・箕輪親宏*

国立防災科学技術センター

千葉敏郎**・相田重一**

石川島播磨重工業株式会社

小柳良一***・勝山ヨシ子****

Multi-Support Excitation Test of Nuclear Piping Model (Report-2)

By

Nobuyuki Ogawa*, Chikahiro Minowa*

National Research Center for Disaster Prevention

Toshio Chiba, Shigekazu Aida****

Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd.

Ryoichi Koyanagi*, Yoshiko Katsuyama******

Abstract

In order to assess the dynamic response and stability of a piping system during multi-support excitation, two phase seismic tests have been conducted. The first phase test had been performed to apply modern design methodologies and its main results already have been reported. The second phase test have been held to qualify the piping stability during strong earthquakes. In this test, the effect of internal surface cracks on the piping stability have been investigated. This paper reports the results of these tests, which are:

- 1) Dynamic response by 4 inputs excitation and comparison with analysis.
- 2) Dynamic failure of piping systems (with defect and without initial defect)

*第3研究部, **原子力事業部技術開発部

*** (元) 石川島播磨重工業株式会社原子力事業部技術開発部

**** (元) 国立防災科学技術センター第4研究部

A Summary of Test Results

Model No.	Crack (inner)	Pres. (MPa)	Input (multi phase)	Result
A-1	nothing	0,5,15	Sine	Dynamic response
B-1	30° × 2 75% depth	15	Sine 8 Hz, 10 sec (Repeat)	Leak at 4th excitation* Pressure down = 3 MPa
B-2	ditto	15	Earthq. S2M6.5 (Repeat)	Leak at 5th excitation* Pressure down = 10 MPa
C-1	360° 50% depth	15	Sine 8 Hz, 10 sec (Repeat)	Break at 4th excitation*
C-2	ditto	15	Earthq. S2M6.5 (Repeat)	Break at 7th excitation*
A-2	nothing	15	Sine 8 Hz, 10sec (Repeat)	Leak at 13th excitation* (Elbow failure)

*Input level was raised at 2nd and 9th excitation.

要 旨

原子力発電所等の配管系は地震時には、機器、サポート架構、建屋床等よりそれぞれ異なる地震力または強制変位を受けると考えられる。このような配管系の挙動を明確にすることは設計上重要な課題の一つである。本研究ではこのような多入力を受ける配管系の応答および安全裕度の評価確認を目的としたものである。実験の結果、多入力時刻歴応答およびスペクトル法による解析の妥当性が確認された。また、クラック付き配管のような劣化部を有する配管でも高い耐震安全裕度をもつことが確認された。

目 次

1. はじめに	3
2. 配管系モデル	3
2.1 全系モデルの設定	3
2.2 破損実験用部分配管モデル	5
3. 実験方法及び入力波	6
3.1 実験方法	6
3.2 入力波	8
3.3 計測	9
4. 実験結果と考察	10
4.1 多入力応答実験	10
4.2 動的破損実験	13
5. まとめ	23
謝 辞	25
参考文献	26
図表写真	28

1. はじめに

原子力施設の耐震研究は地震動、地盤、建屋、機器系等の各対象について行われるが、特に機器配管系はそのレイアウト、支持方法および地震動の入力機構が建屋等に依存するところが多く、耐震設計に関係する問題点は多岐にわたっている。今後耐震信頼性のより一層の向上を図る上で、これらの問題点を究明し、より合理的な設計・解析手法を確立していくことが重要とされている。

本研究はこのような検討課題の一つとして多入力地震動を受ける配管系の応答挙動の実験的評価を対象としたものである。前報（小川他、1987）では、実験装置の製作、各種条件での多入力応答実験結果および2入力応答解析との比較について述べた。

本報告では、これに引続いて行なった4入力応答解析結果および安全裕度の評価を目的とした破損実験の結果について述べる。この実験では、近年の研究動向（柴田他、1986）をふまえ、クラックを有する立体配管系の振動破損実験を行なった。

2. 配管系モデル

本実験では状況設定として立体配管系の一個所に限界に近い脆弱部（クラック）がある場合を想定し、これが想定しうるレベルもしくはそれ以上の強震動を受けた場合の全体的な応答挙動の中で脆弱部位に作用する荷重が増大し、漏洩破損に至る過程を再現する。これにより破損荷重及び破損形態を把握し、そのような限界状況下における安全裕度を確認する。

限界に近い脆弱部としては

- 1) 配管内面のクラックが連結し、全周クラックと見なせる状態に至った場合
- 2) 発生したクラックが対向位置で深さ方向に進み、半月状クラック対を形成した場合の2タイプを想定した。この状況の設定は予め試験体のクラック加工（EDM, Electrical Discharge Machining Method によるノッチ）により行った。

なお、このような脆弱試験体の他に、通常の健全試験体も用意し、これについては多入力応答実験を行ったのちに破損実験を行った。試験体は全系モデルを一体製作し、この一部を破損試験部として取り替えられるようにした。取り替え用部分配管としては脆弱試験体4体、健全試験体1体を製作した。

2.1 全系モデルの設定

(1) 形状

モデルの形状、寸法は図1の通りである。このモデルの形状を決めるに当たっては原子炉給水系を参考にしたが、実物との直接の対応は考えないで設計製作の考え方だけを採用する立場で検討している。したがって、試験の目的（多入力応答、安全裕度の評価）に適し、かつできる限りシンプルな試験体をつくることを基本とした。すなわち、多入力応答については、原子力配管の場合、原子炉を中心に立体的に立ち上がる給水および蒸気配管が多数あることを考え、平面的のみならず上下方向にも異なった支持点を考える必要がある。このため、2入力ではモデルとして不十分であり、4入力としたものである。

実際の配管はきわめて多数の支持点を有するが、地震時に多入力となる代表的なケースは原子炉建屋と原子炉圧力容器が異なった振動をする場合であり、それぞれに取り付けられて

いる多数の配管支持点を振幅の異なる上下方向各2個所の支持点で代表させた場合が前記の4入力モデルである。ただし、本モデルはこのような基本的な要素は考慮しているが、実際の原子炉まわりの特定の配管を対象としたものではない。

また、本モデルは安全裕度の評価をも対象としているので配管材の破壊に対する性状、すなわち降伏点、引っ張り強度等の材料強度の他、破壊靱性、疲労特性などが実際のものとはほぼ同等であることが必要である。このため、本実験では、試験体をいわゆるスケールモデルではなく一つの実物とみて（従って口径の大きい一次系主要配管以外の対象を考えて）、配管材として実際に広く使われているものを使用し、設計の手法については原子力配管の考え方を適用するというを基本においた。破壊については相似則の適用は困難とされており、本実験では実際に使われている配管材を用い、かつ常用の設計手法で製作した配管系がどの程度の安全裕度を有するかを対象としたものである。

モデルの具体的な構造は以下の通りである。

すなわち、図1で最下部の振動台No. 4 (ST4) 上にあるアンカーから最上部振動台ST1にあるアンカーまでの配管(太実線)を取り出して実験の対象としている。また、中間の振動台ST2およびST3上には1~2個所の配管支持部(後述)を設けている。すなわち、ST3上では上下および水平1方向を拘束、またST2上では上下および水平1方向拘束が1個所、上下のみの拘束が1個所となっている。

配管ルートは、まず直径6インチの配管がST4上のアンカーからST3上の支持部を経て上部に立ち上がり、途中の模擬バルブ(6インチ)に入り、水平に曲がってレディューサ(6インチ-4インチ)に達している。ここから4インチの配管となり途中の分岐点を経て水平のループ配管となる。このループから2本の配管がさらに上部に立ち上がりST1上のアンカーに達している。全長は約20mである。(写真1, 2)

レディューサは本来分岐点以後に設けるものであるがここでは振動特性を単純にするため図の位置においた。なお、ST2の上にも2個の模擬バルブを設置している。加振入力振動台ST1-4からアンカーおよび支持部を経て配管モデルに伝えられる。

以上の全体モデルには取り替え用部分配管(破損実験用、図1のL型部)を取り付けられるように製作した。このL型部の両端は高圧フランジで全系試験体に結合している。

(2) 配管口径, 材質

実機プラントにおけるクラスA, Asの配管系の代表的口径は4B-10Bであることを考慮し、試験体モデルは

4B Sch (スケジュール) 40 外径D=114.3mm, 肉厚t=6.0mm

6B Sch (スケジュール) 40 外径D=165.2mm, 肉厚t=7.1mm

からなる配管系とした。また、材質は実機でもよく用いられるSTS42を用いた。

(3) 内圧

配管材の設計応力強さ(S_m)を考慮して設定した。すなわち条件(内圧による一般膜応力 $\equiv S_m$)により使用内圧は14.7MPa(150kgf/cm²)とした。配管材の材料特性は表1の通りであり、この場合 $S_m \equiv$ 引張強さ/3=165MPa(17kgf/mm²)である。なお、この内圧による一般膜応力(周方向)は約132MPa(13.5kgf/mm²)程度である。配管設計時の許容応力は荷重、応力の種々の組合せに対して1.5~3.0 S_m とされているが、本実験では地震以外の荷重では

Table 1 Characteristics of pipe material

表1 配管材料の特性

Yield Point	Ultimate Strength	S_m
Mpa (kgf/mm ²) σ_y	MPa (kgf/mm ²) σ_u	MPa (kgf/mm ²)
343 (35)	495 (50.5)	165 (16.8)

ば S_m 相当の応力状態を生じていると想定し、これを内圧により設定したものである。

(4) 配管サポート配置

実機配管系において多く用いられる架構式レストレイント（ギャップ調整式）を組み合わせた配置とし、また、実機プラントの平均支持点間距離は約3.4mであるが本実験の試験体は実験の目的、実験装置の性能等を勘案し、支持間隔をやや長く取り支持点は3箇所とした。サポート条件は前述のように1箇所は垂直のみ拘束、他の2箇所は水平、垂直拘束とした。なお、底面接触部（自重支持部）にはテフロンシートを用いて摩擦を小さくし、また破損実験の際、レストレイントギャップ量はほぼ0に調整した。

(5) 集中質量

実機配管系で用いられる弁の集中質量としての効果を考慮し、6 B用電動弁（345kgf, 1個）、4 B用電動弁（122kgf, 2個）に相当する模擬弁（弁に近い形状の dead weight）を取り付けた。

(6) 試験体の振動特性

試験体の振動特性は後述する通りであるが、卓越する振動数が5—10 Hzになるように設定した。この結果、低次で卓越するモードは後の実験結果にあるように8 Hzであった。

(7) その他

保温材は用いず、また温度は常温で試験を行なった。

2.2 破損実験用部分配管モデル

全体モデルにくみ込むクラック付きの部分モデル（脆弱試験体）を4体製作し、実験の都度取り替えた（写真3）。また、クラックなしの部分モデルを1体製作し、弾性応答実験及び破損実験に用いた。クラックを設ける位置は配管モデルの最弱部とし、固有値解析の結果及び前回実験（前報）の結果を検討して4 Bレストレイント付近とし、図1（○位置）のように定めた。

通常のクラックなしの条件では、図のL型部の最大応力はエルボのフープ方向に生ずるが（配管系全体を考慮しても同様）、このエルボにクラックをいれた場合、計測および解析が直管よりずっと難しくなる。このため、本実験では直管部のうち応力的に最も厳しくなる図1の位置にクラックを想定することにしたものである。

上記5体のL型試験体の製作条件は以下の通りである。

A. 健全試験体（クラック無しモデル, 1体 A-1, 2)

通常の設計条件に従って製作するもので、一つの試験体を弾性応答実験（A-1）に用い

た後、最後の破損実験（区別のためA-2と呼ぶ）にも用いた。

B. 脆弱試験体（部分クラックモデル，2体，B-1，2）

クラック個所：2個所（円周上，180°水平対向位置，最大曲げ応力部）

クラック深さ：肉厚 × 75%，内表面

クラック角：約30°

なお，クラック形状は加工の都合上，半月状とは多少異なる。

C. 脆弱試験体（全周クラックモデル，2体，C-1，2）

クラック深さ：肉厚 × 50%，内表面

クラック角：360°（全周）

以上のクラックの加工図を図2に示す。EDM加工によるため実際にはノッチに近いものである。クラックの深さ，寸法等についてはASME（American Society of Mechanical Engineers）のステンレス配管に対する規定（Section XI）その他を考慮して設定した。部分クラックモデルでは最も厳しい条件として，2個所のクラックを加振時最大曲げをうける180°対向位置に設定した。

内圧14.7MPa(150kg/cm²)によるクラック部の軸方向公称応力（クラック部実断面積による）は全周クラックモデルで115MPa(11.8kg/mm²)，部分クラックモデルで68MPa(6.9kg/mm²)である。

写真4，5に部分配管モデルの取り付け状況を示す。

なお，部分クラックモデル，全周クラックモデルをそれぞれ2体としたのは，1体は地震波による破損実験，他の1体は正弦波による破損実験を行なうためである。

3. 実験方法および入力波

3.1 実験方法

3.1.1 実験装置

加振装置の詳細は前報で述べた通りであるが，大型の反力架構内に設置された4台の振動板からなる。各振動板は，油圧式加振機によって駆動され，表2に示すような性能を有する。

Table 2 Main specification of test system

表2 実験装置の仕様

Type	Multiple shaking table system
Exciting direction	One horizontal
Number of shaking tables	4
Control	Electro-hydraulic
Shaking force	10ton.f each
Displacement	max.30cm p-p
Velocity	max.20cm/s simultaneously
Shaking wave	Sine, Random, Earthquake

各振動板の駆動方向は同一水平方向であり、他の方向はガイド機構を用いて拘束している。これらの振動板上にモデル配管を支持するレストレイント、アンカー等の構造物を設置した。（図1）なお、制御は各振動板毎に独立し、多入力加振が行えるようになっている。この入力はコンピュータによって生成印加される。

3.1.2 実験手順

試験の順序は以下のようである。

(1) 全体実験手順

実験A-1（弾性応答実験） → 部分配管取替，計測準備，データ検討
 実験B-1（漏洩破損実験） → 部分配管取替，計測準備，データ検討
 実験B-2（漏洩破損実験） → 部分配管取替，計測準備，データ検討
 実験C-1（漏洩破損実験） → 部分配管取替，計測準備，データ検討
 実験C-2（漏洩破損実験） → 部分配管取替，計測準備，データ検討
 実験A-2（弾塑性応答実験）

また、各実験はほぼ次の手順で行った。

- ① 実験条件の設定（支持部の調整，加圧）
- ② 静特性確認実験（各振動板の単体運転）
- ③ 動特性確認実験（ショック加振）
- ④ 破損実験

(2) 実験条件の設定

・振動板位置の設定

4台の振動板の相対位置関係がずれることにより、配管に初期応力が発生する。このため、加振前に振動板の機械的位置をチェックするとともに加振機のロードセル出力をモニターし、これが過大にならないよう加振機位置の微調整を行った。

・支持部（レストレイント）

底面（自重支持部）のテフロンシートは各モデルの実験ごとに取り替えた。また、側面はギャップ調整機構により所定のギャップ量（破損実験時は上下水平ともほぼ0とした）に調整した。

・加圧

配管内を満水にし、内部の空気除去を十分に行なった後、手動ポンプにより所定の内圧を加えた。加圧時の歪および変形をチェックするために低サンプリングでデータの収録を行った。なお、配管の変形、膨張による圧力変動を小さくするために、アキュムレータを用いた。配管内水容量は約240ℓであるが、アキュムレータは容量40ℓのプラダ型のものを用いた。実際の加圧手順は、アキュムレータにほぼ2/3程度注水された状態からポンペ内ガス圧により12MPa程度まで昇圧し、続いて手動ポンプにより14.7MPa(150kg/cm²)に設定した。

(3) 静特性確認実験

本試験は、多入力加振時の供試体配管の静的変形挙動を明らかにするため、各振動板を準静的正弦波により加振し、供試体の変形モード及び応力、反力等を求めるものである。これにより供試体の変形特性、剛性を把握することができる。入力には正弦波0.2Hz等を用い各振動板単独での加振を低レベルで行った。

(4) 動特性確認実験

本実験は、供試体配管の弾性範囲内の応答特性（固有振動数等）を確認しておくため、各振動板を低レベルで同期加振し、供試体の応答曲線（FFT分析）をチェックするものである。入力波はショック波（変位ステップ）を用いた。

(5) 弾性応答実験（モデルA-1のみ）

漏洩破損実験に先立ってクラックのない試験体A-1の弾性応答実験を行い、多入力地震波による応答特性及び応力分布等を調べた。本実験結果をもとに試験体各部の応力分布等の評価、破損実験の入力の設定を行った。なお、伝達関数の測定を行なう場合は4台の振動板に同じ地震波を印加する均一加振を行なった。

(6) 漏洩破損実験（モデルB-1～2, C-1～2, A-2）

次項に述べる入力手順にしたがって漏洩破損に至るまで加振を繰り返した。

3.2 入力波

実験の入力波としては正弦波等の規則波の他、入力地震波は下記の波から選定し、また必要があれば修正（フィルタリング）して用いた。なお、実験装置が変位入力制御であるため、変位波に変換して用いた。また、破損実験用の正弦波は、地震波と同様あらかじめパターンを作成しておきコンピューターにより印加した。

地震波：

イ. ELCENTRO (1940) N S 原波からの床応答波

ロ. 通産改良標準波 S 2 床応答波（近地型）

$M=6.5$, $\Delta=7.2$ km, $V_s=1500$ m/s

位相 Cholame Shandon（主要部10秒以下）

床応答の算出には原子炉建屋モデルを用い、RPV（Reactor Pressure Vessel）およびP C V貫通部（Primary Containment Vessel Penetration）付近での床応答波形から4波を選んだ。破損実験はこの4波による多入力加振で行ない、また前記の弾性応答実験（モデルA-1）の均一加振では振動板No.2用の地震波を全振動板に加えた。

上記のうち破損実験に用いたS2の床応答波形およびその応答スペクトルを図3に示した。この原波は8Hz付近に卓越ピークを持ち、結果的に試験体の共振振動数に近いことになった。

漏洩破損実験の入力の詳細は弾性応答実験（モデルA-1）の結果等を見て以下のように定めた。なお、実際に加振では、主要部の継続時間は正弦波の方が厳しいが、振動板および応答加速度、変位のピーク値は地震波加振の方が高いという結果になっている。

試験体B-1, C-1, A-2（正弦波による破損実験）

振動数： クラック部に作用する荷重が最も大きい低次モードの固有振動数（実測値）から選定し、8Hzとした。

振 幅： 取り替え部分以外の配管応力（エルボ部）が降伏応力を越えない範囲で最大と思われるレベルに設定した。実際に加振時にはほぼこの条件を達成できた。しかし、モデルA-2（クラックなし）では（第9回以後）加振レベルをさらに上げたのでL型部以外でも塑性に入った。なお、取り替え部（L型配管）のエ

ルボはモデルB-1, C-1でも降伏点をかなり越える塑性歪を生じ、加振ごとに累積している。

位 相： 多入力の考え方で、上部グループ（振動板No.1,2）は同位相、下部グループ（同じくNo.3,4）は同位相とし、グループ間は逆位相とした。

継続時間： 1回の加振が地震波1波程度になることを考えて、定常10秒（波数で80）、立ち上がり及び停止にそれぞれ数波とした。なお、この時間は次項地震波の主要部継続時間に近いものとして定めた。

反 復： B-1, C-1では初回4.3%レベル（弾性応答レベル）の加振を1回、その後は漏洩破損に至るまで8.6%レベルの加振を反復した。また、クラックのないモデルA-2では反復数が多くなると予想されたため、途中（第9回加振以後）17.2%レベルに上げた。なお、%数値は入力設定器の設定値であり、ここでは入力ピーク値レベルの便宜的な表示として用いている。

試験体B-2, C-2（地震波による破損実験）

地震波加振のレベルについては前と同様の考え方で定めた。地震波形は試験B-1, C-1で考慮したモード（クラック部分に対する振動荷重の卓越モード）を強調するため、上記S2床応答波の4Hz以下の成分を減衰させたものを用いた。各振動板への入力レベル比は床応答計算波形の比率を参考に上部から下部へ3:2:1:1（図1の振動板STI-4）とした。

なお、地震波加振では24-16-8-8%レベル（弾塑性応答レベル）の同じ加振を漏洩破損に至るまで反復した。実際の地震波加振時の加速度レベルは元の床応答計算波（S2レベル）より多少大きい（1.2~1.5倍）値であった。

3.3 計 測

図4に本実験の計測システムを示す。

実験の計測点は以下の通りである。

加 速 度	47CH	大型振動台（設置床）	1
		反力架構	4（加振機取り付け部）
		振動板	12（3方向×4台）
		配管系	30
変 位	6CH	振動板	4（架構に対する絶対変位）
		配管系	2（架構に対する絶対変位）
歪	32CH	配管系	16（一般部）
			16（取替用部分配管クラック部）
反 力	8CH	振動板	4（加振機接続部）
		配管支持部	4（レストレイント部）
映 像（ビデオカメラ）			5

試験体の計測センサの全体配置を図5に示す。試験体の他に、振動板の加速度（VT1-4X, VT1-4Z）、加振機変位（ACT1-4D）、荷重（ACT1-4L）等の測定を行った。計測はデジタル収録とし、主に各チャンネル200Hzのデータサンプリングで記録した。計測チャンネル

ル数はデジタルレコーダの能力を考え、同時記録64チャンネル最大とした。

クラック設定部付近では図6に示す位置で歪の計測を行った。S C I - 8はクラック断面上とし、S A 1 - 4、S B 1 - 4はクラック両側での応力計測を目的とした(モーメントと軸力の評価に必要)。なお、計測データの解析に於て動的変動量を扱う場合、特に累積値を必要とする場合以外は、内圧及び歪は内圧設定時の静的応答値からの変動量を対象とした。また、波形処理の際、0 - 3.3 Hz成分を残す数値フィルターを用いてノイズ等不要成分の除去を行なった。

4. 実験結果と考察

4.1 多入力応答実験

(1) 伝達関数と共振点

最初に試験体の全体的な動特性を調べる加振を行った。

全系試験体の伝達関数計測(F F T解析)の加振は均一入力波(地震波)で行ったものであるが、各振動板の加速度に若干の差があるので振動板No. 2の加速度を入力とした場合を解析した。内圧による差異をチェックするためにモデルA - 1については3つの内圧条件0, 5, 15 MPa (0, 50, 150 kg/cm²)で結果を求めた。細かくみれば内圧による若干の差異がみられるが主要なピークなどはほとんど差がないようであった。なお、支持部のギャップはいずれも0である。

モデルB - 2, C - 2を含めて地震波加振による伝達関数から読み取ったピーク振動数と減衰定数(Half Power法)を表3に示した。表中のPは設定内圧である。モデルB - 2では破損実験の第1回加振と破損(クラック貫通による漏洩)後の値を記した。各条件で若干の差があるが大きな変化は見られない。減衰は1 - 3次で2 - 3%程度、4次以上は1%以下で小さい。B - 2では破損後のピーク振動数の値は低くなっているが、その違いはわずかであり、部分クラックの貫通程度では試験体の動特性があまり大きく変わらないことがわかる。減衰もクラック無しモデル(A - 1)とクラック付きモデル(B - 2など)であり変わらないが、クラック部への負荷が大きい卓越モード(3次)ではクラック付きモデルがかなり大きくなっているようである。後述するクラック付きモデルの応答シミュレーション(線形)ではクラック無しモデルの約2倍の減衰値を用いている。

(2) 地震波による応答

クラックのないモデルA - 1で地震波加振による応答量を内圧別に検討した。図7はその例であるが均一加振の場合である。加振レベルは破損実験の9/24である。多入力加振、均一加振のいずれの場合も内圧の差(0, 50, 150 kgf/cm²)による応答の差異はほとんどみられなかったが、計測点によっては内圧の低い場合(50 kgf/cm²)が僅かに大きくなった。なお、前述の通り圧力および歪の応答は内圧設定時の静的応答値からの変動量を示している。

(3) 位相差正弦波による応答変動

位相差加振については前報でも検討したがここでは異なった条件での結果を示す。先の3次(8 Hz)で上部の振動板No. 1, 2の位相を0(固定)、下部の振動板No. 3, 4の位相(同位相)を0 ~ 180°で変えた場合の各点の応答振幅値(加振振動数成分)を図8 - 9に示した。なお入力側データは、加振機変位および振動板加速度は位相によらずほぼ一定であっ

Table 3 Main peak frequencies of transfer function and damping value for each test condition

表3 各試験条件での伝達関数のピークおよび減衰値 (Half Power法による略算)

P: internal pressure (MPa)

	Peak frequency (Hz)					
	Case A-1 (P=0)	Case A-1 (P=5)	Case A-1 (P=15)	Case B-2 (P=15) 1stExc.	Case B-2 (P=0) after leak	Case C-2 (P=15) 1stExc.
1	4.83	5.06	4.74	4.83	4.8	4.79
2	6.8	6.77	6.69	6.86	6.83	6.83
3	8.0	8.11	8.17	8.3	8.15	8.25
4	10.54	10.4	10.4	10.54	10.49	10.54
5	11.17	11.29	11.46	11.14	11.08	11.1
6	12.11	12.34	12.45	12.2	12.0	12.1
7	13.09	13.0	13.09	13.17	13.11	13.2
8	15.4	15.46	15.28	13.62	14.94	13.67
9	16.2	15.97	16.17	16.31	15.82	14.99
10	23.89	23.97	24.0	23.94	23.68	24.12
11	26.07	26.3	26.53	26.23	26.17	26.17
12	28.2	28.37	28.37	28.29	27.97	28.32
13	28.78	29.14	29.66	28.83	29.4	28.9
14	31.74	31.29	31.74	31.59	30.0	31.6
15	32.54	31.70	32.17	32.66	31.4	32.8

	Measured damping ratio (h)					
	Case A-1 (P=0)	Case A-1 (P=5)	Case A-1 (P=15)	Case B-2 (P=15) 1stExc.	Case B-2 (P=0) after leak	Case C-2 (P=15) 1stExc.
1	0.0385	0.0112	0.0268	0.0325	0.0208	0.0268
2	0.0105	0.0135	0.0137	0.018	0.0231	0.0168
3	0.0171	0.0176	0.0191	0.0223	0.0289	0.0226
4	0.0046	0.0052	0.0066	0.0073	0.0044	0.0027
5	0.0018	0.0041	0.0052	0.0038	0.009	0.0051
6	0.0038	0.0037	0.0025	0.0152	0.0074	0.014
7	0.0013	0.0042	0.0020	0.0022	0.0085	0.0022
8	0.0065	0.0085	0.0026	0.0042	0.0019	0.0021
9	0.0081	0.0048	0.0142	0.0061	0.0108	0.0048
10	0.0066	0.0041	0.0025	0.0048	0.0014	0.0024
11	0.0015	0.0016	0.0033	0.0016	0.0043	0.0038
12	0.0018	0.0029	0.0021	0.002	0.0026	0.001
13	0.0015	0.0016	0.0014	0.0049	0.0018	0.003
14	0.0029	0.0026	0.0038	0.0032	0.0019	0.0054
15	0.0017	0.0018	0.0013	0.0022	0.0027	0.0026

た。一方、加振機荷重は試験体の応答変動に伴って変動した。図の配管の応答量は加速度、歪とも位相により変動しているが、変動巾は50%程度であり、前報の2入力実験（振動板 No. 2, 3 を用いていない）のような顕著な例は生じていない。比較的応答の小さい加振直角または上下方向では位相による変動が大きい個所もある。なお、この図の8 Hz - 180° の場合が破損実験時に用いた入力（レベルは異なる）である。

(4) 多入力時刻歴応答解析との比較

本実験で行った多入力（4入力）応答実験結果をモデル計算結果と比較した。モデルは図1に示したようなビームモデルを用いたが、模擬バルブ部材の剛性を考慮した。また、本計算ではレストレイント部に加振方向バネがあるものとした。解析には前報で記したモーダル時刻歴法を用いた。この時の固有値解析結果（クラック無し、満水でギャップ0の条件）と用いたモーダル減衰値を表4に示す。この減衰値は実験結果を考慮して定めた。最も顕著な3次（8Hz）の振動モードを図10（計算）、図11（実測）に示した。計算と実験はほぼ対応している。なお、この計測にもとづき正弦波破損実験の入力を8 Hz とした。また入力には4台の振動板の加振方向加速度波形を用いた。

図12は地震波加振時の振動板加速度及び変位の時刻歴である。各振動板への入力の比率は3:2:1:1（破損実験時と同じ）としたが実際の比率は多少異なる値となった。

図13は図12の入力に対する応答計算結果（S2波形の主要部）を実験と比較して示したものである。なお、計算による応答は準静的応答を含む全応答量である。このとき、計算に必要な入力絶対変位は入力加速度（振動板加速度）の積分によって求めたものを用いた。計算と実験は主要な応答についてはほぼ妥当な一致を示していると思われる。ただし、高次モード成分については固有値とモードが実験値と離れるため多少の差異を生じている。また、変位D-2は実験が計算より小さく、非線形挙動の影響が考えられる。なお、レストレイント部（入力点）での架構剛性等を含めた等価バネの評価値が応答波形などにおよぼす影響はかなり大きい。図14は同様にELCENTRO波の場合である。

Table 4 Analytical eigen values and damping ratios for simulation
表4 解析モデルの固有値および応答解析に用いた減衰値

Order	Freq. (Hz)	h (%)
1	4.44	3
2	7.16	2
3	8.08	2
4	10.80	1
5	13.12	1
6	13.48	1
7	17.00	1
8	17.98	1
9	19.84	1
10	23.25	1
11	24.45	1
12	28.24	1
13	31.12	1

(5) 多入力応答スペクトル法による解析と実験との比較

前項の実験結果に多入力応答スペクトル法を適用した。図15は入力及びモードに対する異なった加算法により最大応答値を評価した結果で、S2入力波の場合である。加算法としては近年より高度な手法も提案されているが（曾根，鈴木，1986），ここでは基本的なものとして、モードにはSRSS（二乗和平均）法，入力に対してSRSS法またはABS（絶対値和）法を適用した。また，スペクトルについては，入力（各振動板加速度波形）の応答スペクトル曲線を算出し，これを多入力スペクトルとしてそのまま用いたもの，10%拡幅を行なったものおよび包絡スペクトルを用いた1入力法の3種を適用した。

図15ではこれらの結果と実験および多入力時刻歴応答解析値との比較を示している。なお図16はこれらの解析に用いたスペクトルの例（振動板No.2）を示す。この図で8Hz付近は原波の卓越成分である。24Hz付近で山があるのは，加振装置に起因する高振動数成分が振動板加速度に含まれているためである。

図15の結果を見るとモードおよび入力の両方に対するSRSS法は実験値および時刻歴応答解析と比べるとよい結果を与えているといえる。この場合，生のスペクトルと10%拡幅スペクトルでは当然であるが若干の差がある。また，1入力法は，計測点によってはかなり過大な評価を与えている。図17，18は同様にしてELCENTRO入力波の場合の最大応答値の評価例および応答スペクトル例を示す。結果はS2波の場合と同様の傾向を示している。

4.2 動的破損実験

破損実験の結果を取りまとめて表5に示した。B-1，C-1（正弦波加振）ではいずれも第4回（初回の低レベル加振を除くと実質第3回）加振の後半に，クラック貫通（leak）を生じ，C-1はそのままギロチン破断に至っている。B-2，C-2は地震波加振であるが，それぞれ第5回及び第7回加振時の応答の主要部で貫通し，C-2はギロチン破断に至った。すなわち，部分クラック，全周クラックの両条件のモデルがほぼ同程度の加振回数で最終破断に至っている。以下，これらの破損実験の方法及び破損過程について記述する。

(1) 内圧による配管の歪

内圧14.7MPa（150kgf/cm²）による配管各部の外歪（曲げ，フープあるいは軸方向歪）は，クラック断面上を除くと，各ケースともほぼ同程度の歪を示し，エルボのフープで $500 \sim 700 \times 10^{-6}$ ，クラック断面付近の軸歪で $100 \sim 150 \times 10^{-6}$ であり，これらの値は薄肉円筒式による算定値と殆ど一致した。クラック断面上では部分クラックモデルと全周クラックモデルでは様子が異なっていた。部分クラックモデルB-1，B-2（図19）ではクラック部で $200 \sim 300 \times 10^{-6}$ の引張り歪となり，これは通常の応力集中効果と考えることが出来る。しかし，全周クラックモデルC-1，C-2ではクラック断面上（外面）で， $100 \sim 150 \times 10^{-6}$ の圧縮歪となった。したがって，クラック部では内圧による平均応力に加えて，クラック（ノッチ）内での内圧によるモーメントをうけ複雑な応力状態にあるものと考えられた。

(2) 曲げモーメントの測定

クラック部に作用するモーメントはキーポイントになるデータであるが，本モデルのような立体配管では直接加速度等の記録から求めることは難しい。このため，図6に示したよう

Table 5 A summary of dynamic failure test
表5 破損実験結果 (A-1は弾性応答実験)

試験	クラック	内圧	入力波	備考
A-1	無し	0, 50, 150kg/cm ²	正弦波、 地震波	弾性応答実験
B-1	30°×2 深0.75t	150 kg/cm ²	正弦波 8 Hz、10秒	第4回加振時に漏洩 内圧低下は30kg程度
B-2	"	"	地震波 S2M6.5	第5回加振時に漏洩 内圧低下は100kg程度
C-1	全周 深0.50t	"	正弦波 8 Hz、10秒	第4回加振時に漏洩破 断
C-2	"	"	地震波 S2M6.5	第7回加振時に漏洩破 断
A-2	無し	"	正弦波 8 Hz、10秒	第13回加振時にエル ゴ部漏洩破損

注) B-1, C-1, A-2の第1回加振は弾性応答加振である。

に、クラック近くの配管外面に管軸方向歪ゲージをつけ動歪の測定を行った。この歪の測定値から単純に応力、さらにモーメントを算出するにはいくつかの条件が必要である。まず、内圧の変動は実測でみると1MPa以下であるので、測定動歪の値はほぼ曲げ+軸方向の応力状態にあるものと考えられる。更に、測定部分が塑性域に入っている場合は、弾塑性応力歪関係式を用いる必要があるが、本実験の場合、ゲージS AあるいはS Bから弾性的に算出した曲げ応力と内圧による軸応力を加えても、降伏応力34.3MPa(35kgf/mm²)以下であったので測定部はほぼ弾性域にあったものと考えられる。以上の点を考慮し、測定値から曲げ歪を算出した後に弾性梁の式からモーメントを算出した。このようにして算出したモーメントの波形例を図21に示した。モデルB-1, 2の場合もほぼ同様である。なお、同じゲージから算出した軸方向平均応力の変動値は最大20-30MPa(2-3kgf/mm²)程度であったので、本報告ではもっぱら上記曲げモーメント(と内圧)をクラック部への荷重と考えた。以下では、クラックの両側にあるゲージS AとS Bから算出したモーメントの平均をクラック部に作用したモーメントとする。また、加振方向以外に、上下方向の曲げもあり、上記動歪から算出した曲げモーメントは図21のように加振方向曲げの10%程度である。(地震波加振では、ヒゲ状のピークがあり、これより大きくなっている)。このため、本報告では

上下方向の曲げについては特に検討を加えない。

図22は配管の加速度（A6X）と、上記のように算出したモーメントとの関係を示す。平均的にみれば単純な直管の場合と同様の直線関係が成り立っている。加速度値が大きいところでは、モーメントと加速度の間にヒステリシスを生じているが、クラック部の塑性変形（ほぼ一定モーメントでの変形の進行）の影響が現れているものと思われる。

（3）加振の概要

各モデルごとの加振結果を表6に示す。本表からモデルにより僅かの差異はあるものの、各モデルの反復加振時の配管系への入力はほぼ同一であったということが出来る。また、クラック条件の異なるB-1とC-1（正弦波）、B-2とC-2（地震波）に対しても加振条件は同一であったとすることができる。図23、24には表6の代表的な値を用いて全体の経過を簡略化して示した。

クラック部配管を支持している振動板No.2（図1のST2）の加速度および変位は正弦波加振B-1、C-1で最大2.3G、4.5mm程度、B-2、C-2で3.3G、12mm程度であり、またクラックなしモデルA-2（正弦波加振）では約3G、7mmであった。一方、配管主要部の応答加速度は、全ケースについて6~7G、配管の絶対変位で25~35mmであった。なお、これらの応答の主成分はほぼ8Hzの成分であるが、加速度については高振動数の成分もかなり入っている。なお、地震波加振の場合、各振動板の最大加速度は元の床応答波と比べ1.5~2倍になっている。本実験は多入力により行っているため、配管には慣性応答によるものの他に pseudo-static な応答による2次応力を生ずることになる。この点は本実験で一つの検討点であると考えていたが実際にはかなり小さかったようである。すなわち、表6にあるようにB-1、C-1では加振変位4~5mmに対し応答変位（絶対）は30mm近くあり、クラック部を含む配管主要部の応答はほとんど慣性応答によって決まっているようである。ちなみに、配管軸歪SA2,4等の波形には加振時の平均歪はほとんどみられなかった。地震波応答についてもほぼ同様である。これはクラック近くのレストレイントで配管系を2つに分けて考えると、クラックを含む側は主に振動板1、2から加振力をうけ、また振動板1、2間の配管がかなりたわみ性をもっているため、台1、2の相対変位による2次応力成分をあまり生じなかったためといえる。一方、台3、4の変位はクラック付近のレストレイントによる拘束のため上部配管系への影響が小さくなっている。2次応力的なものの影響は、レストレイントをはさんでクラックと反対側の配管部分により多く生じたものと思われる。

（4）モデルB-1、2、C-1、2の実験結果と比較

破損の状況

部分クラックモデルB-1とB-2の破損状況を写真6~8に示す。クラックの貫通は写真10、11（上）に示すように初期設定クラックのほぼ全幅で生じている。目視による貫通クラックはB-2（地震波加振）のほうがより鮮明であり、表5にあるように貫通直後の内圧低下もB-2のほうが大きい。また、B-1とB-2にはいずれも対向する2つのクラックがあるが、貫通は管の同じ側のクラックで生じた。非貫通側のクラック進展状況（写真10、11の下）を見ると地震波加振のB-2の方が進展量が少なくまた、ほぼ均等に進んでいるようにみられる。B-1は半月状に近い形でかなり深く進んでいる。

貫通側と非貫通側ではほぼ同程度にクラックが進行したと考えた場合（後述のように作用

モーメントはほぼ対称である), 正弦波加振 B-1 では比較的均等な繰り返し荷重のもとでクラックが半月状に進展し, その先端部で貫通を生じた後, 周方向へ伸びたと考えられる. また, 地震波加振の B-2 では波形のピーク付近の数波がクラック進展に主な役割を演じ, これは回数は少ないものの正弦波加振の B-1 より荷重レベルが高い. (表 6 の加速度等ではこれが明瞭でないが, 後のモーメント荷重には示されている). このため, 一つの推定として, クラックは初期クラックの全幅で進展し, 比較的浅い進展段階で崩壊条件を満たすに至ったと考えられる. しかし, 本実験ではクラックの進展測定, ピーチマークテスト等を行っていないのでこれらの点は明瞭ではない. なお, 初期設定クラックは半月状でなく端部に直角状のコーナーがあってなめらかでなく応力集中効果を高める形になっているが, 写真でみる限り, このコーナー部でクラックが特に進展した形跡はみられない.

全周クラックモデル C-1, C-2 では配管破断時, 表 6 に示したように配管変位応答がやや大きくなっているが, 配管内及びアキュムレータ水容量が小さいため, Pipe Whip 現象のようなものは特に生じなかった. C-1 の破断状況を写真 9 に示した. C-2 もほとんど同様である (写真 12, 13). なお, ビデオカメラの記録によると C-1, 2 の最初の水漏れ方向は反対であった.

図 25 ~ 28 には破損実験時の配管系全体での歪分布を示した (第 1 回および第 2 回加振). 図中の数値はその位置での最大歪応答 (10^{-6} 単位) を示している. すなわち, 曲がり点 (エルボ) では円周方向歪, 曲がり点に 3 つの数値があるのはエルボの円周歪の他両側での曲げ歪み, またアンカーでは曲げ歪み, 分岐部では肩の部分の軸歪を示している. クラック部付近では 3 つの断面上の単軸歪をそのまま表示している.

この図から取り替え部 (L 型試験体) 以外ではエルボに 1700×10^{-6} 程度の歪を生じているがほぼ降伏以下であることがわかる. 一方, L 型部のエルボ S 3 L A ではかなり大きい歪量を示す場合があり, このときエルボの最大応力部付近では塑性に入っていることを示している. また, B-1, C-1 の第 1 回加振は弾性応答レベルであったことがわかる.

応答の経過

各ケースごとに, 歪の残留値も考慮して, 各回加振の応答を接続し全体的な時刻歴経過を算出した. 図 29 ~ 32 に各モデルの全体経過を示した. 例として図 30 (B-2) のクラック断面の両側での軸歪についてみてみるとゲージ S A 2, 4 は圧縮側に若干の累積歪が生じている. 最終累積値は S A 4 で $1000 \sim 1300 (\times 10^{-6})$ 程度である. 累積量を考えない動的応答量は毎加振ともほぼ $1300 (\times 10^{-6})$ 程度であるので塑性によるものでなくクラック部歪の進行にともない内圧, 自重など静荷重の平衡が変化したことによるものであろう. 他のケースでも, もっと小さいが同様の傾向がある.

一方, S B-2, 4 にはその傾向はほとんどない. S B 1, 3 は圧縮側に 300×10^{-6} 程度の累積歪を生じているが, これも同様に, クラック部の変形にともない, 自重支持の荷重配分が変わっていったためと思われる. S A 1, 3 はレストレイント側なのでその様な傾向を生じていない.

クラック断面上では歪の進行が著しい. そこで, クラック断面上の S C-1 ~ 8 での歪の累積 (塑性変形の進行) を取り出し, 加振と対応させて示したものが図 33 ~ 36 である. 同図には破損時の水の初期漏洩方向も示している. 歪の進展の大きい位置が, B-1, 2 の

Table 6 An outline of shaking and response in dynamic failure test
表 6 破損実験時の加振及び応答の概要

(SINUSOIDAL EXCITATION)										
Model No.	Excit. No.	Table displacement				Table acc.	Pipe acc.	Pipe disp.		
		Act1D	2D	3D	4D	VT2X	A6X	D-1		
		(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(Gal)	(Gal)	(mm)		
B-1	1st	2.96	2.59	2.29	2.55	1460	2835	10.3		
	2nd	5.08	4.77	4.40	4.78	2469	6244	26.1		
	3rd	4.86	4.56	4.35	4.71	2265	6507	27.8		
	4th	4.69	4.50	4.40	4.73	2233	6534	28.6		
C-1	1st	3.19	2.61	2.35	2.50	1401	2853	10.4		
	2nd	5.01	4.66	4.61	4.75	2341	6037	26.8		
	3rd	4.70	4.43	4.47	4.79	2212	6297	27.1*		
	4th	5.34	4.58	4.73	4.75	2417	6485	37.0		
A-2	1st	2.98	2.67	2.36	2.42	1399	3965**	15.2**		
	2nd	4.83	4.55	4.81	4.77	2357	6321	29.6		
	3rd	4.85	4.46	4.66	4.68	2261	6314	30.4		
	4th	5.30	4.50	4.68	4.74	2237	6192	30.2		
	5th	5.22	4.42	4.64	4.62	2233	6313	29.7		
	6th	5.29	4.48	4.46	4.70	2262	6260	29.5		
	7th	5.42	4.52	4.54	4.65	2260	6259	29.9		
	8th	5.48	4.52	4.51	4.77	2254	6409	29.7		
	9th	7.28	7.42	7.94	8.26	2991	7568	35.3		
	10th	7.31	7.33	7.80	8.36	2946	7429	34.1		
	11th	7.32	7.39	7.95	8.29	2988	7539	34.5		
	12th	7.32	7.43	7.95	8.37	2999	7527	34.8		
13th	7.55	7.24	7.90	8.26	2791	7358	36.2			
(EARTHQUAKE EXCITATION)										
Model No.	Excit. No.	Table displacement				Table acc.	Pipe acc.	Pipe disp.		
		Act1D	2D	3D	4D	VT2X	A6X	D-1		
		(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(Gal)	(Gal)	(mm)		
B-2	1st	19.37	11.52	6.51	6.90	3445	6084	30.3		
	2nd	19.37	11.55	6.45	6.95	3529	6317	30.3		
	3rd	19.45	11.59	6.48	6.95	3503	6203	29.8		
	4th	19.61	11.63	6.47	6.98	3441	6369	29.6		
	5th	19.57	11.66	6.37	6.98	3467	6426	29.2		
C-2	1st	20.00	11.79	6.53	6.99	3265	6354	29.6		
	2nd	20.06	11.68	6.48	6.96	3299	6580	30.7		
	3rd	20.11	11.75	6.43	7.02	3272	6706	31.6		
	4th	20.16	11.72	6.41	7.02	3284	6747	31.9		
	5th	20.09	11.84	6.46	7.06	3277	6799	31.6		
	6th	20.11	11.78	6.49	7.07	3238	6672	33.1*		
	7th	19.98	11.86	6.50	7.25	3247	6045	39.6		

(note) 1. Sinusoidal excitation
 Level 4.3%, 8.6%, 17.2% (A-2)
 Phase ST1,2=0°; ST3,4=180°
 2. Earthquake excitation
 S2 floor waves, multiple input
 Level 24-16-8-8%

*Increasing occurred at leakage

**Greater than the value of model B-1 or C-1

場合、最終的な貫通点（漏洩位置）とほぼ対応している。また、B-2では塑性化がB-1より進行した状態で破損したことがうかがわれる。前述の破損状況と合わせ考えると、B-1の場合はやや疲労クラックの進展に近い形で、またB-2は大規模降伏下での延性破壊に近いものであったことが推察される。全周クラックモデルは（外面歪に関する限り）歪の累積は部分クラックモデルよりやや小さく、また見かけ上の歪の緩和を生じている。

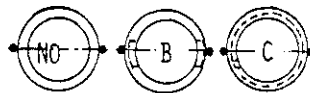
図37-40はクラック部外面歪と曲げモーメントの関係を代表的なものについて示したものである。これらの図では、各回加振の歪の初期値をゼロ、すなわち、前回加振からの累積歪量を省略して示している。B-1とB-2はよくみられる紡錘タイプのヒステリシスループを示しているが、ラチェッティングによると思われる進行性歪を伴っている。これに反して、モデルC-1は通常の履歴ループを伴わない平均歪の進行が初回加振から生じ、最終破損にいたった。また、C-2は逆S型に近いループを繰り返しながら平均歪が進行した。

図41, 42は前述の手順で算出したクラック部推定モーメント負荷の頻度分布を示したものである。この図はモーメント値0~1200kN.cmを50等分し、各分割幅のモーメント値を1サイクルを1（隣合うP-P値は半サイクル）としてカウントしたものである。なお、カウントする場合、初回加振から漏洩または破断に至るまでの波形を用いた。B-2とC-2およびB-1とC-1は当然ながらほぼ同一の分布形状を示している。B-1, C-1の図で低い方のピークは初回の弾性応答加振（4.3%レベル）によるものであり、破損の進行にはあまり影響していないと考えられる。ちなみに、初回加振時のゲージSC1-8の歪値はC-1で 200×10^{-6} 程度、B-1で $500-700 \times 10^{-6}$ 程度で、どのゲージについても累積歪を生じていない。加振回数が同じB-1とC-1を比べると、B-1の方が主なモーメントの分布がわずかに高い位置にある。C-1では、B-1よりクラック部の変形集中が強く、荷重がそれにより緩和されているといえる。

上図に示したようなSA, SBゲージの平均から推定したクラック部モーメントの最大値と内圧からクラック断面（外面）上での最大応力値（公称応力値）を推定したものが表7である。算出にはクラック部の初期実断面にハリの関係式を適用した。内圧による応力も初期

Table 7 Nominal axial stress at outer surface of cracked section estimated from measured bending moment (max = 1150kN.cm) and internal pressure

表7 実測モーメントと内圧から推定したクラック位置外面での軸方向公称応力



	INT. PRES. S_1	BENDING S_2	$S=S_1+S_2$	S/S_m
NO CRACK	59 MPa	219	278	1.7
B-1,2	68	290	358	
C-1,2	115	404	519	

クラック断面積による平均応力として算出した。この値は概算値であるが、クラックの進行にともない、この公称応力値も表の値より大きくなっていく。従って応力集中を考えると、B-2では地震波による主要応答部の波形のピーク付近、C-1, 2では応答のかなりの部分でクラックリガメント部のほぼ全断面が降伏域に入っていると思われる。B-1でも、加振時各サイクルのピーク付近で、リガメント外縁部で同様に降伏状態にあり、クラックの進展にともない全断面降伏状態に入ったものと考えられる。クラックがないとした場合に、同じモーメントが作用したときの応力値も同表に示した。この値から、作用した荷重（モーメント+内圧）による応力はクラックがない場合は1.7Sm程度であり、実測降伏点をやや下回る程度であることがわかる。

(5) Limit load analysis の適用

クラックを含む配管系の解析の一般的手順は

- イ) 全体的な地震応答の評価（クラックのコンプライアンスを考慮する場合もある）
- ロ) クラック部に作用する動荷重の評価
- ハ) クラックの安定解析あるいは Limit load analysis

である。実験後の解析の場合はロ) までが実験値として一応得られているのでそれを用いてハ) を行なうことも可能である。クラックの進展と安定解析については多量の計算を要するので現在検討中であるが、ここでは最終破損に対する簡易的評価手法として Limit load analysis を適用してみる。

前述のように、試験体配管は初めのクラック（ノッチ）条件からラチェットングによる歪の進行を経て（本来の）クラックが発生し、その後はクラックの進行が疲労的に進展し、ある段階にいたって、延性的に破断したものと考えられる。表7に示したようにどのケースについても応答のピーク付近ではほぼ全面塑性域に入っていたと考えられる。従って最終破断は Limit load analysis により近似的に評価することが可能と思われる。ここでは、配管の周方向破壊の評価に用いられる Limit load analysis の一つとして、Net Section Stress Failure Criterion を適用してみる。これは材料の応力歪関係を弾完全塑性体として漏洩または破断時の断面の応力分布を仮定して破損荷重を求めるものである。この手法は主にステンレスのような高延性材に適用されているようであるが、ここでは、表1の材料定数だけを用いて簡易的に評価してみた。なお、圧縮側クラックはない（クラック閉口条件を満たす）ものとした。荷重は内圧による軸力+水平面内曲げで考えた。

計算式としては、いくつか提案されているが、よく知られているものの一つとして先ず次の長谷川らによる式を用いた（Hasegawa et al., 1983, 町田, 1984）。

（漏洩モーメント）

$\beta_L < \pi - \theta$ の亀裂形状で

$$M_L = 2 \sigma_{ef} R^2 t (1-x) \sin \theta + 2 \sigma_p R^2 t (2 \sin \beta_L - \sin \theta) \quad (1)$$

$$\beta_L = \frac{\theta (1-x) \sigma_{ef}}{2 \sigma_p} + \frac{\pi - \theta}{2} - \frac{\pi R p_r}{4 t \sigma_p} \quad (2)$$

$\beta_L \geq \pi - \theta$ の亀裂形状で

$$M_L = 2 R^2 t \{ (1-x) \sigma_{ef} + \sigma_p \} \sin \beta_L \quad (3)$$

$$\beta_L = \frac{\pi}{(1-x)\sigma_{ef} + \sigma_p} \left[(1-x)\sigma_{ef} - \frac{Rp_r}{2t} \right] \quad (4)$$

ここに

$$\sigma_p = \sigma_u - (\sigma_u - \sigma_Y) x, \quad x = d/t \quad (5)$$

この式は、クラック部断面の貫通を生ずるモーメントを与えるものである。

またクラックが貫通し、漏洩に至った後の崩壊荷重については同様に次式が与えられている。

(破断モーメント)

$$M_B = 2\sigma_b R^2 t (2\sin\beta_B - \sin\theta) \quad (6)$$

$$\beta_B = \frac{\pi - \theta}{2} - \frac{\pi Rp_r}{4t\sigma_b} \quad (7)$$

ただし、
 d : クラック深さ β : 応力の中立角
 t : 肉厚 p : 内圧
 2θ : 全クラック角 σ_{ef} : 公称破断応力
 R : 管平均半径 σ_b : 貫通後破断応力
 σ_u : 引張強さ σ_Y : 降伏応力

上式は漏洩時、亀裂リガメント部で真破断応力 σ_f (公称 $\sigma_{ef} = (1-\Phi)\sigma_f$, Φ : 絞り) が、同じ断面のその他の部分で σ_p が作用するという応力分布を、また破断荷重についてはクラック部の貫通後残りの全断面に破断応力 σ_b が作用するという応力分布で考えている。なお、全クラック角 2θ については前述のクラック閉口条件の仮定で、部分クラックモデルでは(片側の) 3.0° 、また全周クラックモデルでは応力の中立軸の片側角を算定して約 27.0° となる。

上式の破断応力 σ_b は初期クラック深さに依存するとされ、ステンレス管については次の実験式が与えられている。

$$\sigma_b = (1/0.81) (\sigma_u - \sigma_0) (1-x)^2 + \sigma_0 \quad (0.1 < x < 1.0) \quad (8)$$

$$\sigma_b = \sigma_u \quad (x < 0.1) \quad (9)$$

炭素鋼については特にデータがないので、 $\sigma_b = \sigma_0$ (流動応力) として計算に用いた。

なお、流動応力として次式を用いた。

$$\sigma_0 = (\sigma_Y + \sigma_u) / 2 \quad (10)$$

各種クラック深さおよびクラック角に対するモーメント M_L , M_B の算定結果を図4.3に示した。図中、試験体配管の初期クラックでの破損条件を●で示している。すなわち、最終破断に対し Limit load analysis を適用する場合、破断直前のクラック条件が必要であるがそのデータは得られていないので、ここではまず初期クラックを対象に評価したものである。なお、この図で全周クラックモデルの予測値●、実験値○は前述のクラック閉口条件を考慮しているので約 27.0° 付近にプロットすべきであるが、ここでは見やすくするために 36.0° の位置に示している。(図でクラック角 27.0° 付近から 36.0° まではクラック閉口条件を

考えているため、算定モーメントはクラック角により変わらない。但し、クラック深さが違うと閉口条件を考慮した応力の中立角が少し変わるため、多少の差異がある。

図を見ると貫通後破断を生ずるかどうかについては定性的に一致している。すなわち、B-1, 2の評価値は破断モーメント（破線）より低く、またC-1, 2の評価値はそれより高くなっている。一方、漏洩モーメントの評価値は実験値○よりかなり高くラチェッティングおよび疲労クラックの進展による断面減少を考えていないためのずれは明瞭である。しかし図43の場合、B-1, 2では、断面減少が95%を越えてもなお実験との隔たりは大きい。この理由としては、実験値自体の誤差や軸力の応答等を無視したための誤差などが考えられるが、一方、計算法の適用条件（炭素鋼への適用など）がまだ明確でないことも考えられる。C-1, 2の場合は、疲労等による断面減少を考えればほぼ妥当のように思われる。

図43をみるとB-1, 2の漏洩モーメントの評価が実験値に近くなるには初期クラック深さが100%以上ということになるが、これは実験値のモーメントを妥当とする限りは不合理な評価ということになる。

このことに関連して栗原、植田は興味深い研究成果を提示している（Kurihara et al., 1988）。すなわち、配管破損実験結果と各種 Limit load analysis を比較し、短く深いクラック（B-1, 2のような）では既存の計算式は何れも実験を非安全側に評価（漏洩モーメントを実際より高く評価）すると指摘している。さらに彼らは、これを補正する試みとして修正式を提案している。これは、亀裂リガメント部で流動応力 σ_0 、その他では $m\sigma_0$ ($m \leq 1$) という応力分布を考え、 m について次式を提案している。

$$m = 1 - x^a y^b \quad (y = \theta / \pi) \quad (10)$$

これは長谷川らの式で

$$\sigma_{ef} \rightarrow \sigma_0, \quad \sigma_p \rightarrow m\sigma_0 \quad (11)$$

と変更した式と同一である。a, bについては実験との比較を行って次の値が適当であるとされている。

$$a = 2.0, \quad b = 0.2$$

栗原、植田らの式による計算と本実験値を図44に示した。なお、破断モーメント M_B については栗原、植田は長谷川の式で $\sigma_b = \sigma_0$ とした式を与えているので図43と図44で同じである。上記計算式は、短く深いクラック（モデルB-1, 2の場合）に対して長谷川らの式よりかなり低い評価を与えており、本実験の結果に対しては妥当な評価になっているようである。初期設定クラック条件に対するB-1, 2の漏洩モーメントの評価値●と実験値○の間になお若干の差があるが、これはクラックの進展による断面減少を考えると当然のことと考えられる。

図44の計算値から逆に破損直前におけるクラック進展深さを推定すると、B-1で94%、B-2で85%程度である。実験時にはクラック進展の計測を行っていないので破損直前のクラック条件を明確にすることはできないが、一つの推定として写真10, 11の貫通しなかった側の破面から最終クラック進展量を読むと（クラック進展形状は複雑であるが最深部を読む）

B-1では 初期リガメントの3/4

B-2では 初期リガメントの2/5

まで達している。仮に貫通した側が同じ進展程度であったと考えるとクラック深さ(初期ノッチを含む)は最深部で管肉厚の94%(B-1), 85%(B-2)に達していることになる。この量は図4.4からの推定値とほとんど一致している。

実際には貫通側のクラックは破損直前にこれより進んでいた可能性も考えられるが、貫通側及び非貫通側のクラック部に作用したモーメント(内圧によるものも含め)はほぼ同程度であったことを考えると貫通側の最終破損(延性破壊)直前のクラック深さが反対側とほぼ同じであったことも一つの想定として考えられる。このように考えた場合、B-1, B-2の最終破損は上記のLimit load analysis(栗原・植田らの修正式)によりほぼ説明できるのではないかと思われる。

(6) モデルA-2の実験結果

クラックのないケースA-2では、初回弾性応答加振を1回(約80波)、続いて弾塑性応答レベル(8.6%)の加振を7回(約560波)行い、さらに17.2%にレベルを上げた加振(但し応答は2倍まで伸びていない)を5回行い(約400波)、最後の加振の後半で漏洩を生じた。加圧による静的歪を図4.5に、応答の全体経過を図4.6に示した。

破損状況は、写真1.4, 1.5に見られるようにエルボ上部側面中央で軸方向の貫通亀裂を生じ、亀裂周辺に顕著でないが、膨らみ(Swelling)を生じた。この亀裂は写真1.6にあるように内面で加工痕に沿って発生し、外面へと進展したものである。なお、同エルボ下部側面の内面にも写真1.7のように亀裂が発生していたが貫通していない。

貫通クラックの長さは、内面で10cm, 外面で約5cm程度であった。この種のラチェッティングによるエルボ等の破損はすでに種々の条件で実験が行なわれ報告されている(日本電気協会1971, 1972, 1973, Udoguchi et al., 1975, Shibata et al., 1980)。モデルA-2の破損はそれらの報告にあるものとはほぼ同様の破損形態を示している。

上に述べたエルボ上部と下部の差異は、上下の側面で測定した歪ゲージの記録にも現われている。図4.7は第2回加振時の応答である。同図には参考にエルボレストレイント間の相対変位波形を示した。上部歪S3LAはこの第2回加振で、図に示すように歪の進行を生じ(ラチェッティング挙動と考えられる)、以後の加振では硬化して図4.8に代表的に示すような履歴ループを繰り返す。一方、下部のS3LBは図4.7のようにラチェッティングによる歪の進行を生じたが、途中から緩和され以後の加振ではS3LAと似た挙動を示した。この間に内面クラックが発生し、進展したと思われる。なお、図4.8に示す履歴ループのモーメント量はSC断面(モデルB-1等でクラックを設定した断面)上での歪から算出した(この断面での)モーメントであり、ここではエルボに作用したモーメントの代用として用いている。また、S3LAは第2回加振で計測値が頭打ちになり、第2回加振での最大値は不明である。

図4.9はS3LAを除く主なエルボの歪波形を対象に疲労被害評価を行なったものである。歪波形をカウントする方法としてはRain flow法を用いた。本試験は荷重制御タイプであり、内圧による平均応力が作用しているのでこのような被害評価を機械的に適用することは難しいとされている。結果を見るとS7LAで被害率は大きくなっているが疲労破壊に対しては相当の余裕がある。また、エルボS3LBの損傷はほとんど評価されない。これは応答の経過を見ても明かであるが、初期の塑性歪の進行がこの被害率に入っていないこと、ま

たその後のクラックの発生と進展による損傷はこの歪計測値にとらえられていないことによるものであろう。

（7）損傷過程における配管系の地震応答

この実験では、配管系の全体的な応答については破損の進行に伴う明瞭な変化は検出されなかった。図5 0～5 2は各モデルについて各回加振における配管系の最大応答値があまり変わらないことを示したものである。この傾向は、加振ごとの伝達関数の比較（図5 3、5 4）および各回加振のランニングスペクトル（図5 5）においても同様であり、振動数特性も破損の進行過程でありあまり変わらないことが知られた。これらの結果は、本実験の場合、初期クラック条件以後の破損過程（クラック）の進展は配管の剛性、減衰に余り影響しなかったことを示している。また、クラックのないモデルA-2の場合も前述のような破損にいたる過程で地震応答挙動にあまり変化がなかった。

時刻歴応答波形についてこのことを示すために、クラック付きモデルの初期加振および最終加振での応答波形を比べたものが図5 6（モデルB-2）および図5 7（モデルC-2）である。また、同図には前述の多入力応答解析による応答波形も併記した。この図から主要な時刻歴応答についてもクラックの進展により顕著な差異を生じていないこと、また線形解析による応答は多少の差異はあるもののほぼ妥当であることが知られる。

前述のようにクラック付き配管モデルの場合、クラック部だけでなくエルボ部の歪も塑性に入っているので応答の算出は正確には弾塑性解析によらねばならないが、ここでは線形解析の適用性をチェックする意味で用いた。この計算ではクラック部の剛性は特に考えず、クラック無しのモデルをそのまま利用している。しかし、減衰値は前述のモデルA-1の計算時の2倍の値を用いている。これは入力レベルが大きいため各部の減衰が大きくなること、また部分的にはエルボ部およびクラック部の塑性による減衰が働くためと考えられる。上記実験と解析の比較から、部分的な塑性をとまなう応答での減衰値をうまく評価することができれば線形応答解析を有効に使えるのではないかと思われる。この塑性域に入った場合の減衰の評価は実験的手法も含めて今後に残る一つの課題と考えられている。

以上から、本実験の場合、クラック付き配管、クラック無し配管とも配管系の応答特性を大きく変えるような塑性ヒンジは生じないでラッチェットングをとまなうクラックの発生と進展により破損に至ったといえる。

5. まとめ

前報に引続き、立体配管系の多入力応答実験及び振動破損実験を行なった。得られた結果を取りまとめると次の通りである。

配管系の応答に関して

建屋内の立体配管系は、建屋床、大型機器等の多くの位置で支持されており各支持点から程度の大小はあるものの異なった地震力が作用する。このような多入力応答の解析は設計手法をより合理的にするために必要なものとされているが、本研究では解析手法の実験的検証を目的とし、4つの支持点から異なる地震入力加わるような実験装置を用いて地震応答実験を行なった。

その結果、

- ① 実験で得られた応答波形と多入力時刻歴応答解析による応答はほぼ一致し、解析手法の妥当性が確認された。
- ② 多入力応答スペクトル法が（各支持点応答の包絡スペクトルを用いた）1入力スペクトル法に比べ合理的な結果を与えることが確認された。多入力スペクトル法で応答の最大値を評価する場合、配管系の各モードおよび各入力点に対する応答の合算が必要である。本実験結果に対して1入力法でしばしば使われているSRSS加算法（Square Root of Square Sum）、ABS法（Absolute Sum）などを適用した結果、SRSS法が有用であることが確認された。
- ③ 配管系の一部に本実験で想定したような劣化部（クラック）があり、これが強震動を繰り返し受けてクラックが進展する過程でも、配管系の全体的な応答挙動（最大値、伝達関数など）には明瞭な変化を生じないことがわかった。
このことは、配管系の全体的な応答解析およびそれを用いたクラック断面での荷重の評価とこれらの荷重を用いたクラックの進展解析は一応別個に行えることを示している。ただし、クラックが複数箇所あるなど、条件によってはクラックの進展と配管系の全体的な応答が連成する場合も考えられる。
- ④ 配管系の一部に本実験で設定したような劣化部がある場合でも、その地震応答は線形モデルを用いてほぼ妥当な評価を行なうことができることがわかった。しかし、劣化部のある場合とない場合の減衰性の差異、すなわち劣化部の塑性応答による減衰を適切に評価することが応答解析の精度を上げるために必要である。なお、劣化部を含む配管系の応答解析を行なう必要性が設計で生ずることは考えられないが、安全裕度の解析等には必要になると考えられる。

配管系の安全裕度に関して

個々の実験結果については本文に記載し、また表に要約しているのでここでは本実験で用いた荷重条件を中心に、安全裕度について取りまとめる。

配管の耐震安全裕度を破損実験等によって評価する場合の基本的な条件は、地震以外の荷重条件、地震による荷重および配管自体の条件（材料強度、経年劣化等）などである。これらの荷重の評価と組合せについては、「原子力発電所耐震設計技術指針」（電気技術基準調査委員会、1987）等に定められており、第1種配管で耐震クラスAsのものについては最も厳しい想定応力状態として以下の組合せがあげられている。

$$D + P + M + S_2$$

D：死荷重 P：圧力荷重 M：その他の機械的荷重

S₂：設計用限界地震入力による荷重

また、この場合の許容応力として（熱応力等を除く1次応力） $3S_m$ （ S_m ：設計応力強さ）としている。 $3S_m$ はほぼ引張り強度に等しい値である。本実験の条件をこれらと比較すると以下の通りである。

① 死荷重D

本実験のモデルは立体配管系であり、通常の死荷重（自重）が作用している。

② 圧力荷重P + その他の機械的荷重M

本実験では試験体はBWR条件（内圧80kg/cm²）で考えているが、実際には上記機械的

荷重を含め、やや過大であるがP+MでほぼS_mに等しい応力状態になっている場合を想定し、これを内圧150kg/cm²により設定している。

③ 地震荷重

• 荷重レベル

S₂地震動に対する建屋モデル応答加速度（配管系への入力）の算定値に対し、本実験の場合、正弦波加振で約1～1.5倍（最上点で1.5）程度、地震波加振では1.5～2倍程度となっている。

• 繰り返し数

本実験では、各1回の加振時間（波数）はほぼ実際の地震に近いものとなっているが、破損に至るまでに4～13回の加振を必要としている。

④ 配管の強度条件

本実験では非常に厳しい劣化条件（クラック）を想定しており、クラック断面で配管の強度は大きく低下している。従って、前章に記したように仮にクラックがないとした場合、その断面での応力は1.7S_m程度であるが、クラックによる断面減少を考えた場合、この値は2.2～3.1S_m（部分クラック、全周クラックで異なる）になり、さらに応力集中の効果を考えると断面応力としてさらにその2～3倍に達しているものと考えられる。

以上のように本実験の試験体は設計指針における限界応力状態での許容応力よりかなり高い応力を、通常の地震に比し数倍の繰り返し数で受けた後、破損に至っている。地震以外の荷重条件、地震荷重の条件、配管の強度条件のいずれも非常に厳しい条件となっている。これらの点からみて、適切に設計された配管系は仮に経年変化等により劣化部を生じるようなことがあったとしてもなお相当高い耐震安全裕度を有するということができる。

本報告では主として配管系の全体的な挙動に着目して検討を行なった。本実験で対象とした劣化条件は非常に限られたものであったが、種々のタイプの劣化条件に対する動的損傷過程を明確にするための研究が各機関で行なわれている。これらを含めて配管系の耐震安全裕度の評価手法がより高度化されて行くものと思われる。

なお、本研究の継続として、機器（容器等）と配管の結合系を対象に耐震性評価手法の検証、合理化を目的とした実験研究を昭和62年度より実施している。

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。東京理科大学教授原文雄博士および東京都立大学教授鈴木浩平博士には実験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。

また、当センター高橋博所長には研究当初よりご指導をいただいている。研究の計画、実施に当たっては当センターの広部良輔第二研究部長、大谷圭一耐震工学研究室長、管理部施設課各位他多くの方々のご助力をいただいた。

試験体の製作、入力波の作成及び実験計測では前報同様多くの方々のご協力をいただいた。

研究の取りまとめに当たっては、石川島播磨重工業株式会社原子力事業部技術開発部小林博栄氏のご助力をいただいた。また、日本原子力研究所原子炉安全工学部植田脩三氏には本研究に関する有益なご助言と資料のご提供をいただいた。

なお、本報告書作成にあたって、当センターの植原茂次第4研究部長ならびに内藤玄一沿岸防災研究室長(元)のご助言をいただいた。

以上の方々に厚くお礼申し上げる次第である。

また、データ解析については国府田正義氏の一方ならぬご尽力をいただいた。

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日頃のご指導、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

- (1) 日本電気協会, 「地震時における原子力施設の限界設計に関する試験研究成果報告書」, 1971, 1972, 1973.
- (2) Udoguchi, Y., Akino, K., and Shibata, H., "On the Behaviour of Pressurized Pippings under Excessive-Stresses Caused by Earthquake Loadings," Proceedings of 3rd SMiRT, Paper K7/5, 1975.
- (3) Shibata, H., and others, "Abnormally High Response and Damage Accumulation of A Piping System," PVP-Vol.43, ASME, 1980.
- (4) Hasegawa, K., Sakata, S., Shimizu, T., and Shida, S., "Prediction of Fracture Tolerances for Stainless Steel Pipes with Circumferential Cracks," 4th PVP, ASME, 1983.
- (5) Howard, G.E., Johnson, B.A., and Walton, W.B., "Piping Extreme Response Studies," Nuclear Engineering and Design, 77, 1984.
- (6) Hale, D.A., Heald, J.D., and Sharma, S.R., "Dynamic Test of Cracked Pipe Components," Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.106, 1984.
- (7) 町田進編著, 「延性破壊力学」, 日刊工業新聞社, 1984.
- (8) Strum, D., Stoppler, W., and Schiedermaier, J., "The Behaviour of Dynamically Loded Pipes with Circumferential Flaws under Internal Pressure and External Bending Loads," Nuclear Engineering and Design, 96, 1986.
- (9) 曾根彰・鈴木浩平, 「振動荷重間の相関特性を考慮した荷重加算法の研究(第3報)」, 日本機械学会論文集(C), Vol.52, No.477, 1986.
- (10) 曾根彰・鈴木浩平, 「振動荷重間の相関特性を考慮した荷重加算法の研究(第4報)」, 日本機械学会論文集(C), Vol.52, No.483, 1986.
- (11) 柴田碧他, 「劣化等により欠陥を有する配管の耐震性解明法についての基礎的研究」, 東京大学生産技術研究所E R SレポートNo.3-8, 1986.
- (12) Chiba, T., and others, "A Test and Analysis of the Multiple Support Piping System," PVP-Vol.127, ASME, 1987.
- (13) Severud, L.K., Anderson, M.J., Lindquist, M.R., and Weiner, E.O., "Seismic Ratchet-Fatigue Failure of Piping Systems," PVP-Vol.127, ASME, 1987.

- (14) 小川信行他, 「原子力配管系の多入力振動実験報告書（その1）」, 国立防災科学技術センター研究速報第75号, 1987.
- (15) Kurihara,R., Ueda,S., and Sturm,D., "Estimation of the Ductile Unstable Fracture of Pipe with a Circumferential Surface Crack Subjected to Bending", Nuclear Engineering and Design, 106, 1988.
- (16) Ogawa,N., and others, "Experimental Study of Piping Stability During Strong Earthquakes", PVP-Vol.150, ASME, 1988.
- (17) 電気技術基準調査委員会, 「原子力発電所耐震設計技術指針 J E A G 4601-1987」, 日本電気協会, 1987.

(1988年11月9日原稿受理)

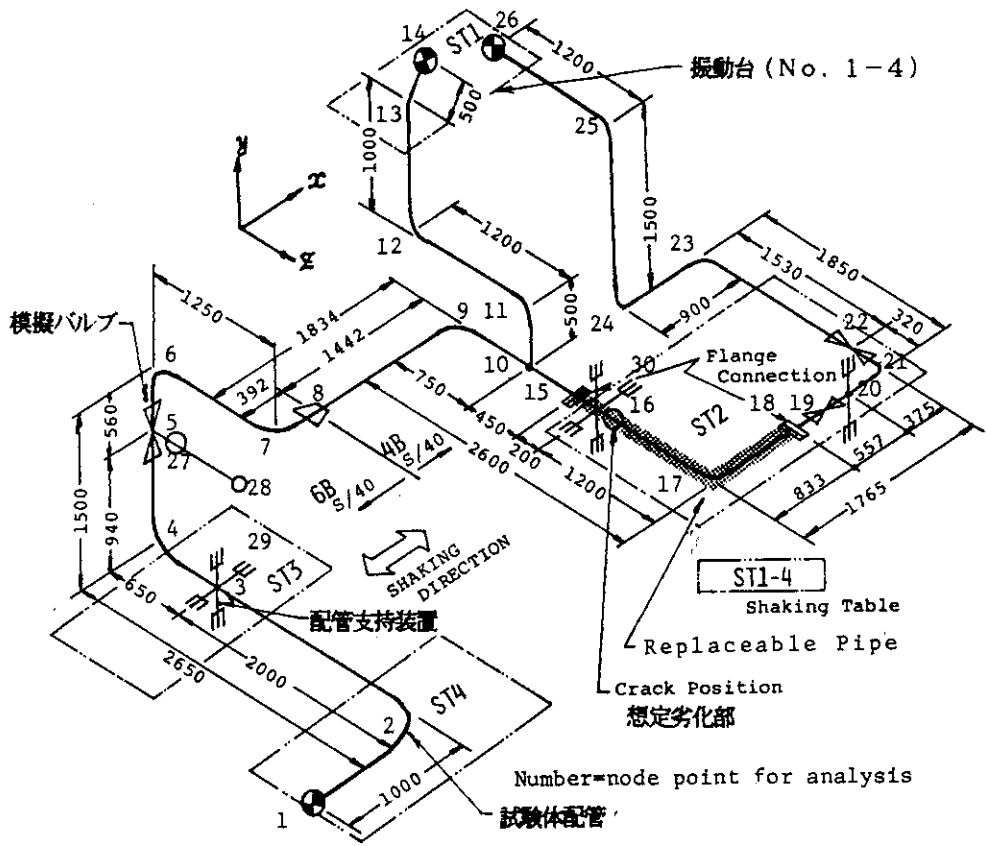


図1 配管系試験体

Fig. 1 Test piping model

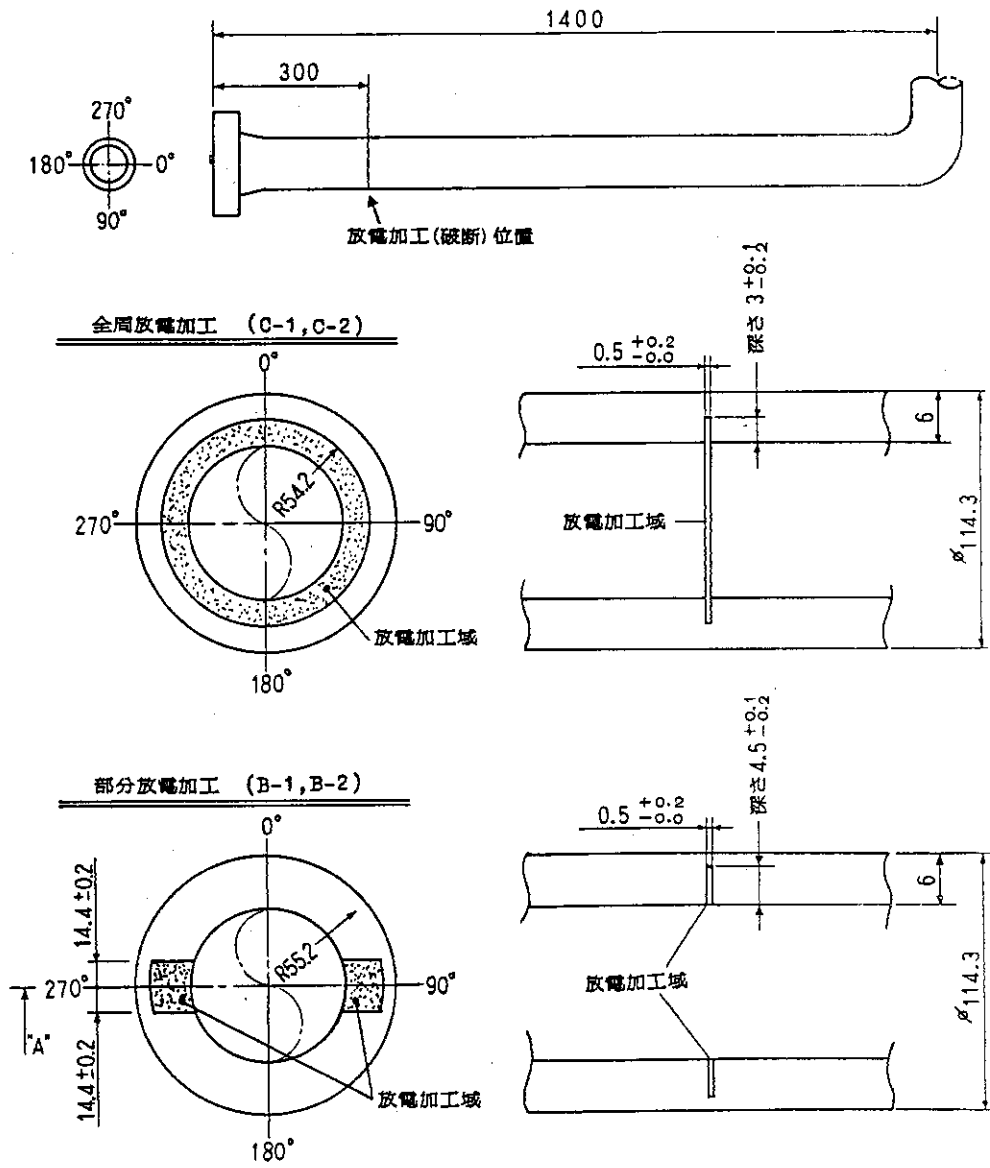


図2 配管クラックの形状

Fig. 2 Crack specifications of test part of piping

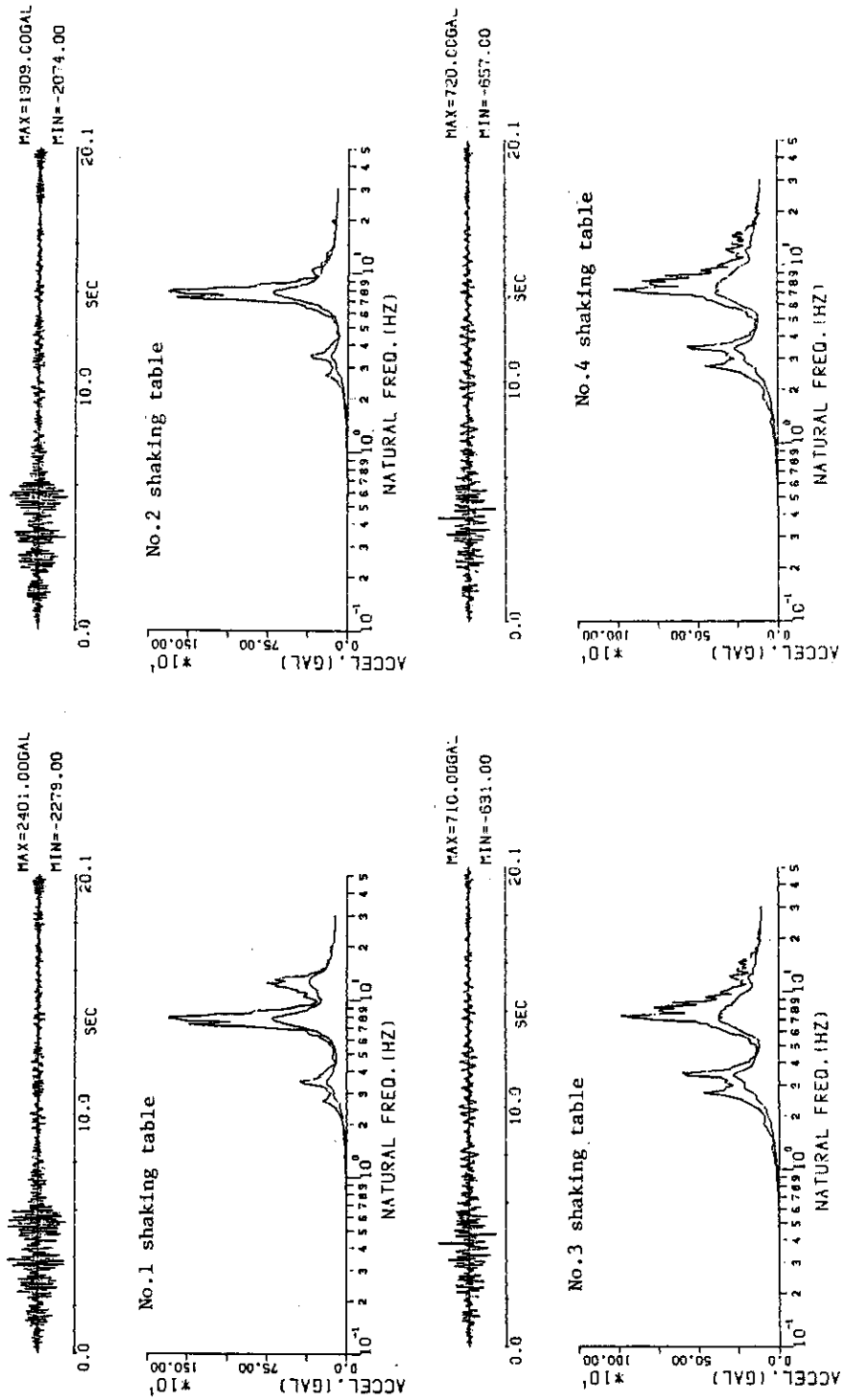


図3 S2床応答波の波形と応答スペクトル
Fig. 3 S2 floor response waves and their response spectra

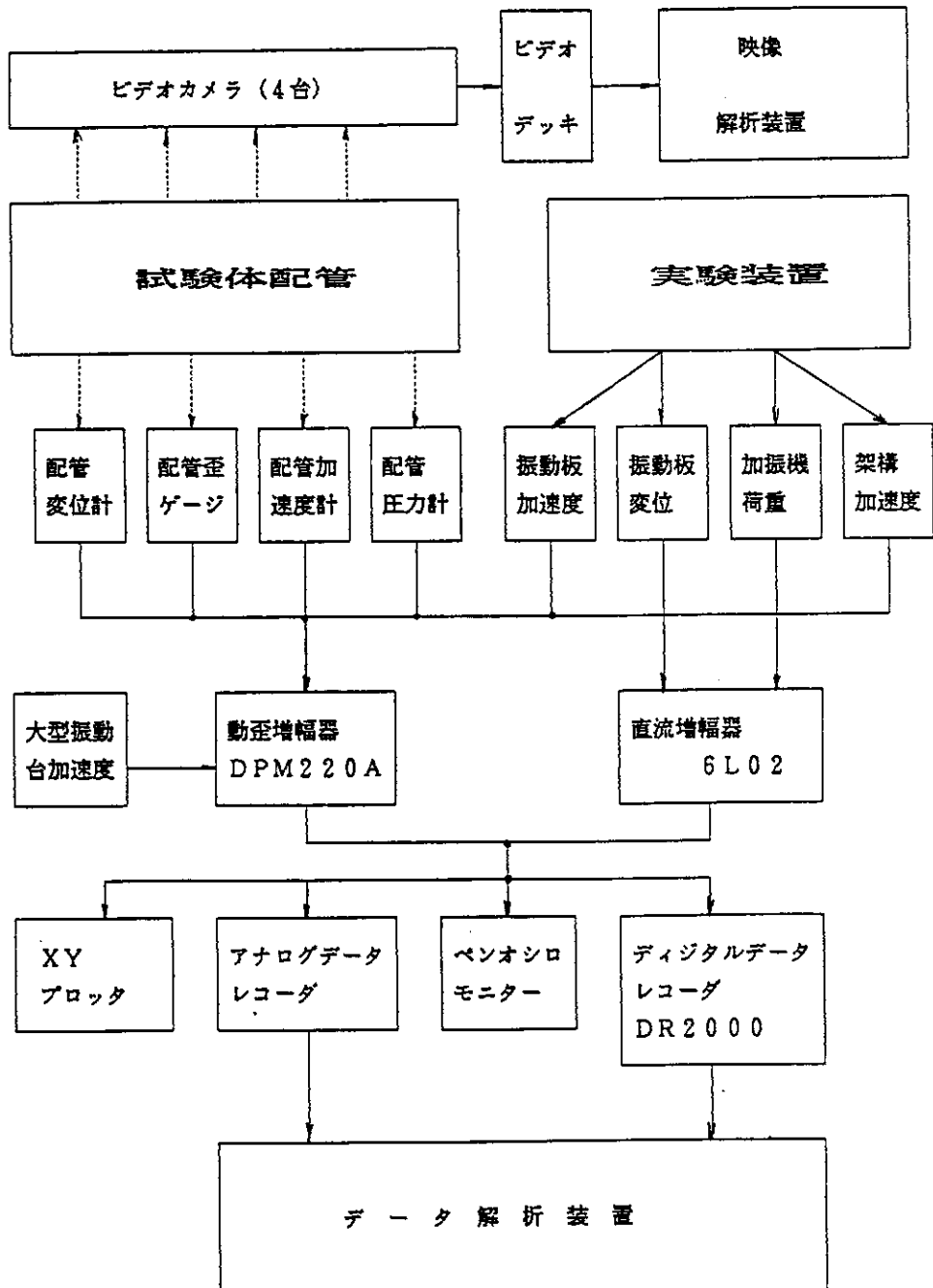


図4 計測ブロック図
Fig. 4 Measurement system

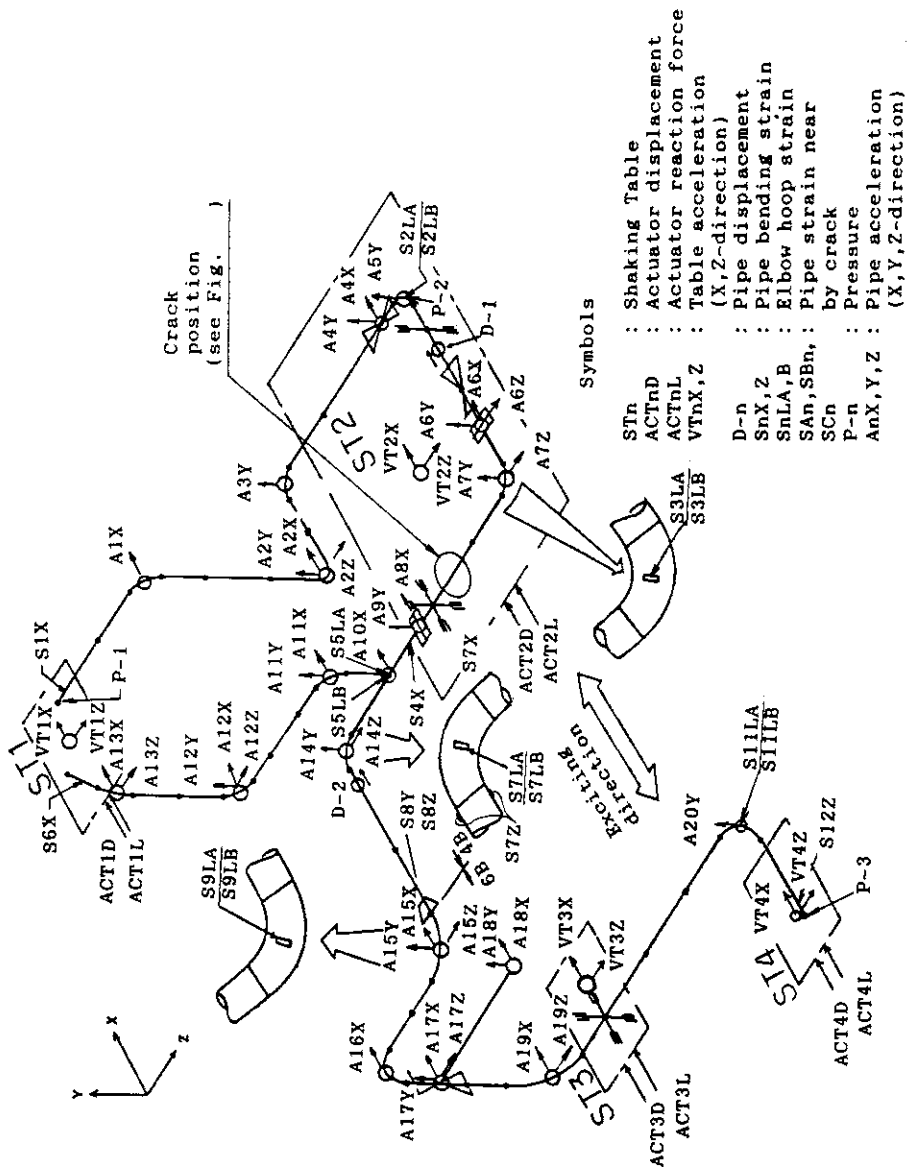


図5 計測センサー配置図
Fig. 5 Location of measured points

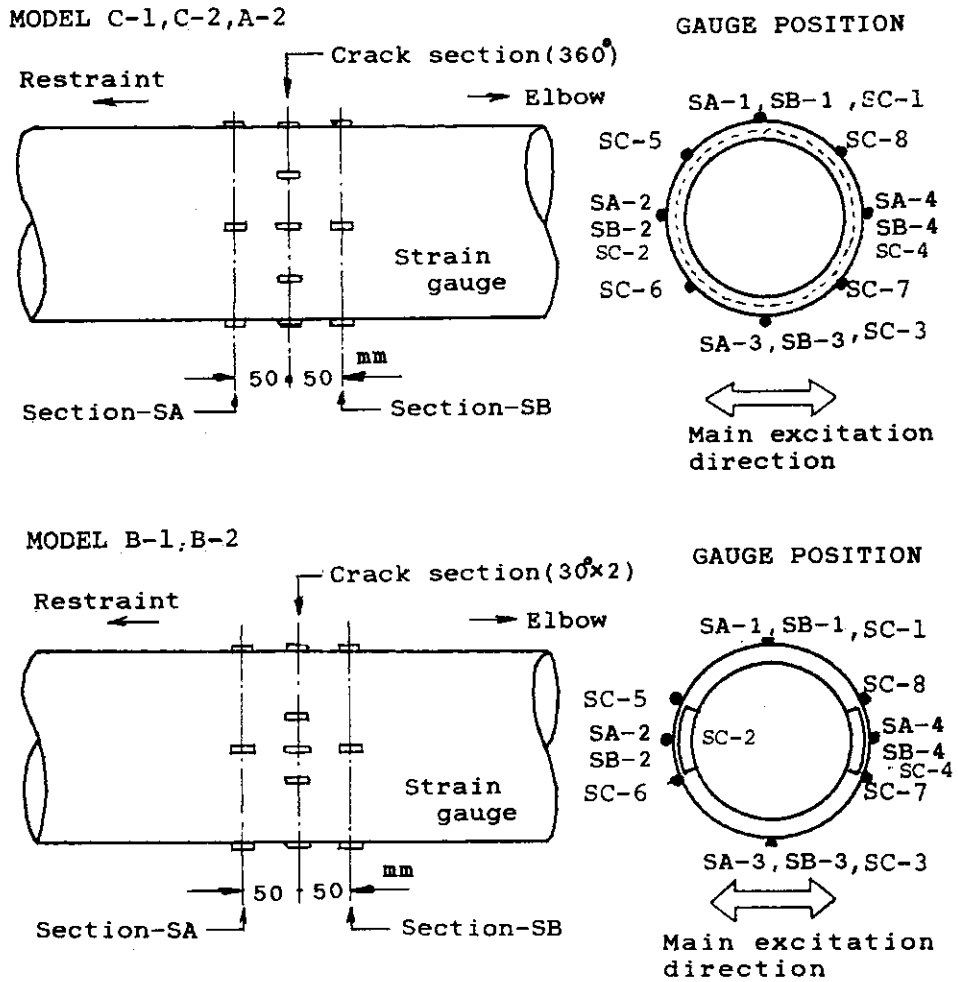


図6 クラック部の歪ゲージ配置
Fig. 6 Location of strain gauge at cracked position

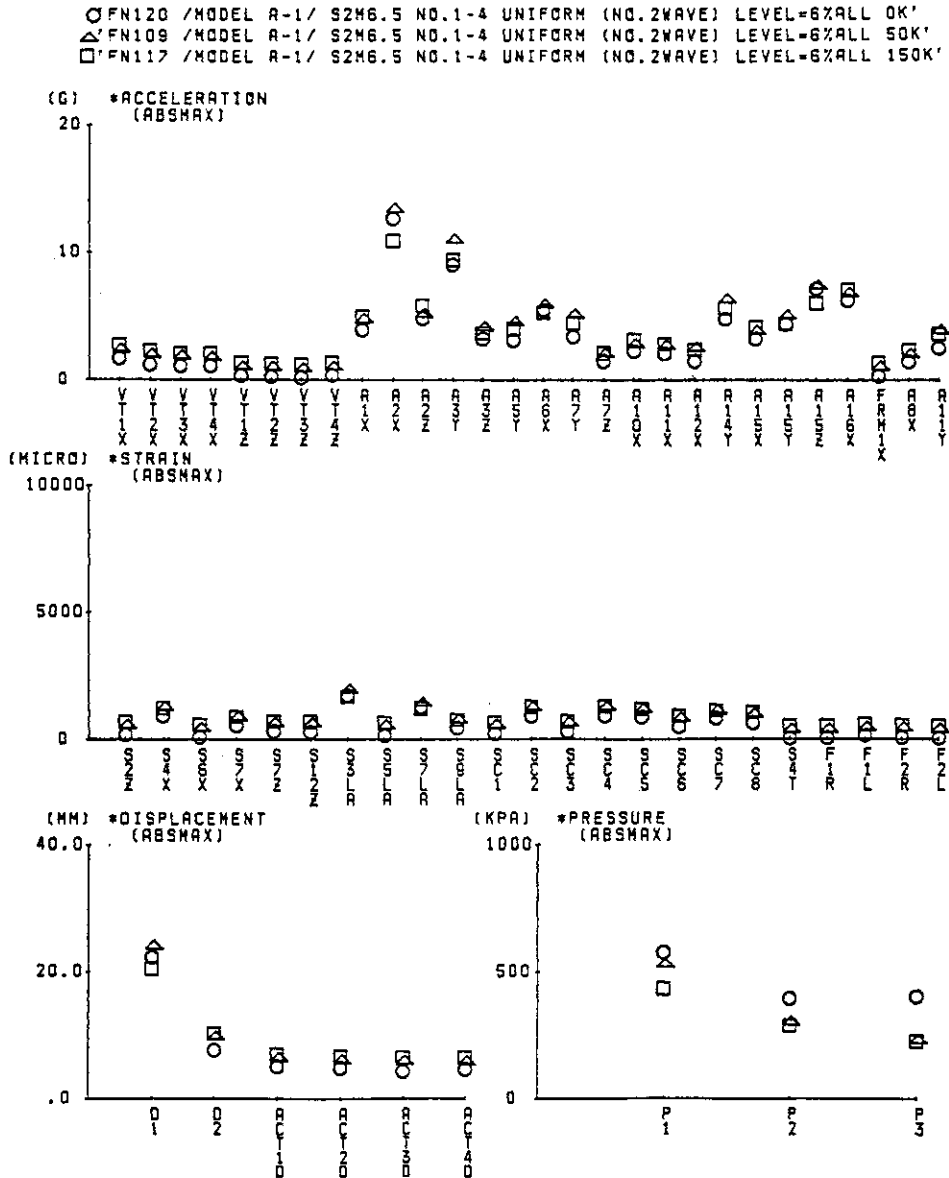


図7 異なる内圧での地震波応答最大値の比較 (モデルA-1, 均一入力加振)

Fig. 7 Comparison of seismic response data for three conditions of internal pressure (model A-1, uniform excitation)

EXCITATION POINTS AND THEIR PHASE

VT1X(9CH) PHASE=FIX .0(DEG)
 VT2X(10CH) PHASE=FIX .0(DEG)
 VT3X(11CH) PHASE=VAR
 VT4X(12CH) PHASE=VAR

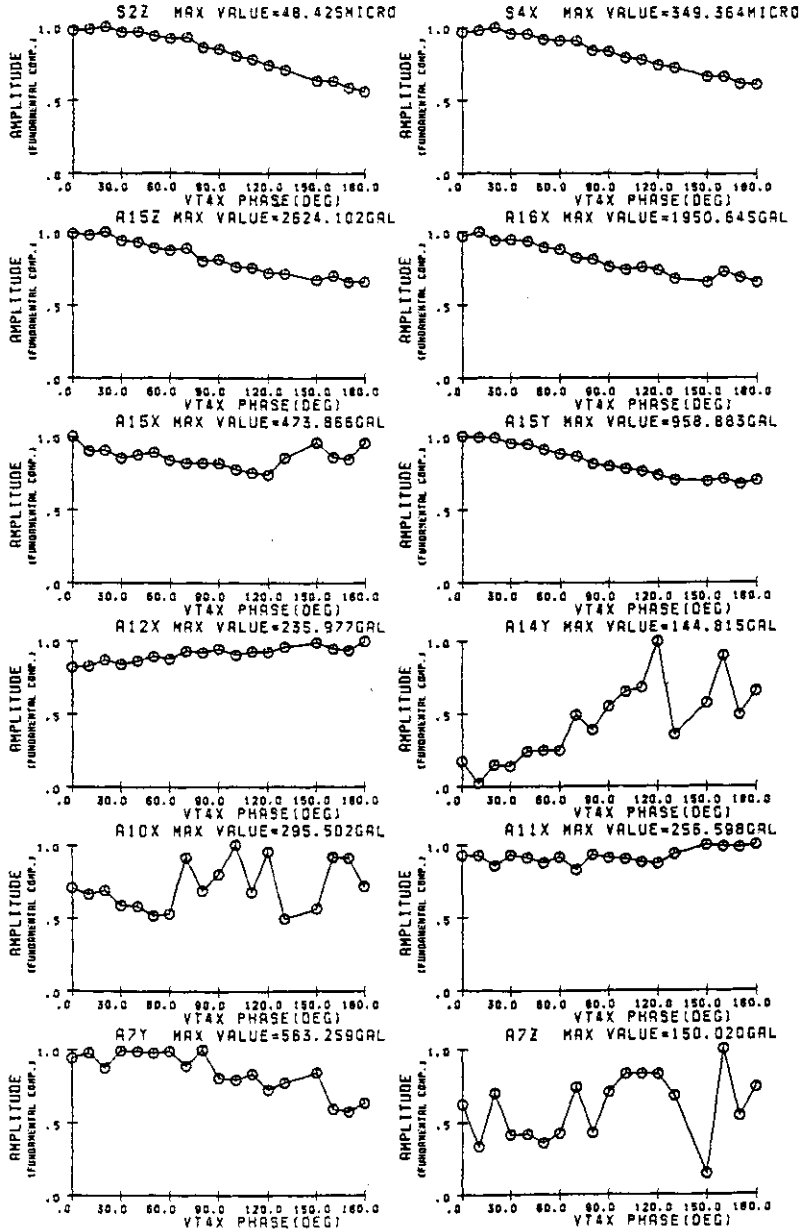


図8 位相差正弦波加振のときの位相差と応答振幅 (モデルA-1, 8Hz)
 (配管加速度, 配管曲げ歪)

Fig. 8 Phase different sinusoidal excitation test (model A-1, 8Hz)
 A7Y-A16X: Pipe acceleration (X, Y or Z direction)
 S2Z,S4X: Pipe strain (bending at straight part)

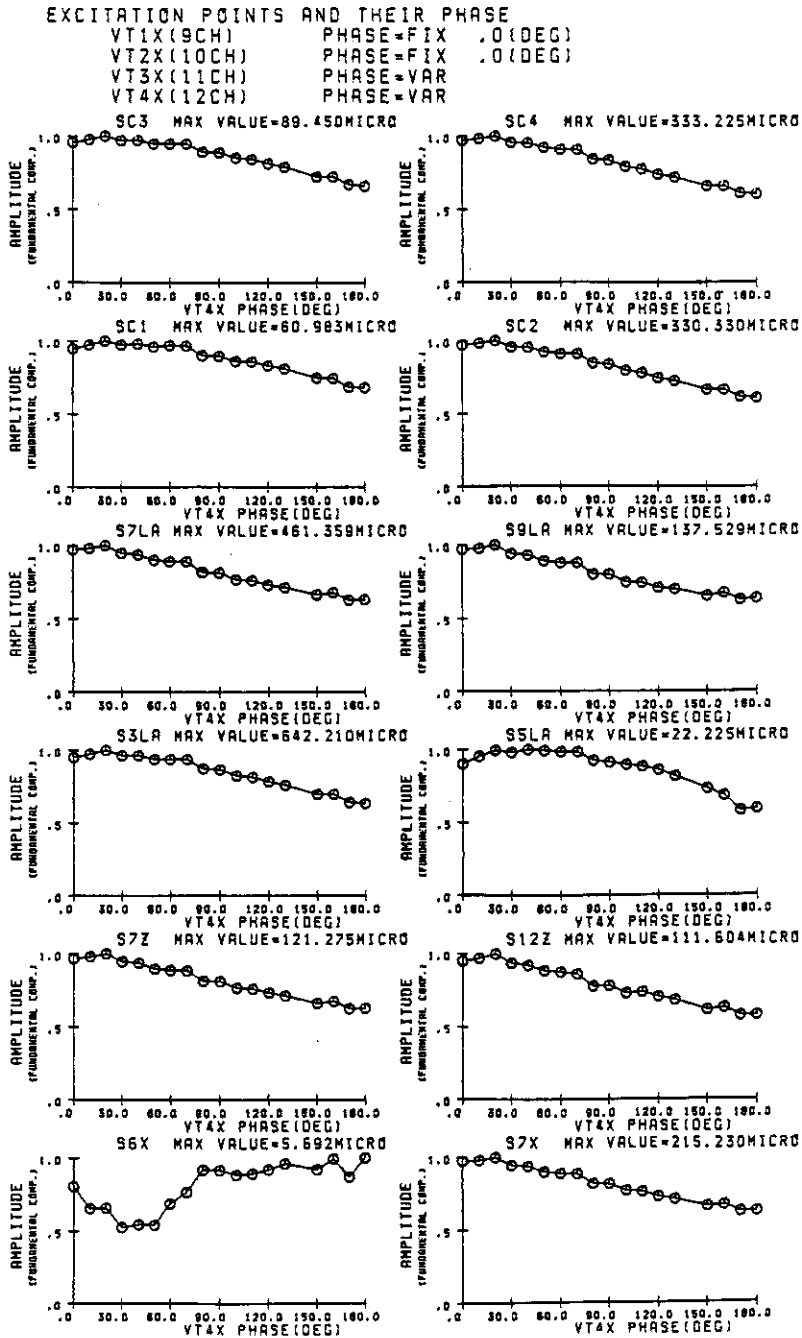


図9 位相差正弦波加振のときの位相差と応答振幅 (モデルA-1, 8 Hz)
 (配管曲げ歪, エルボフープ歪, クラック予定部軸歪)

Fig. 9 Phase different sinusoidal excitation test (model A-1, 8Hz)

S6X-S12Z: Pipe strain (bending at straight part)

S3LA-S9LA: Pipe strain (hoop strain at elbow)

SC1-SC4: Pipe strain near restraint

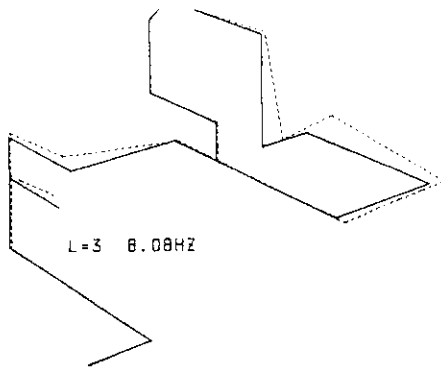


図10 振動モード図 (計算, 3次)
Fig. 10 Vibration mode (calculation, 3rd order)

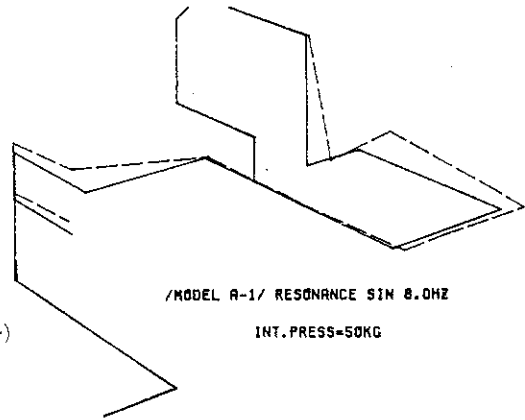


図11 試験体卓越振動の実測モード (モデルA-1, 内圧5MPaの場合)
Fig. 11 Measured vibration mode (model A-1, 5MPa internal pressure)

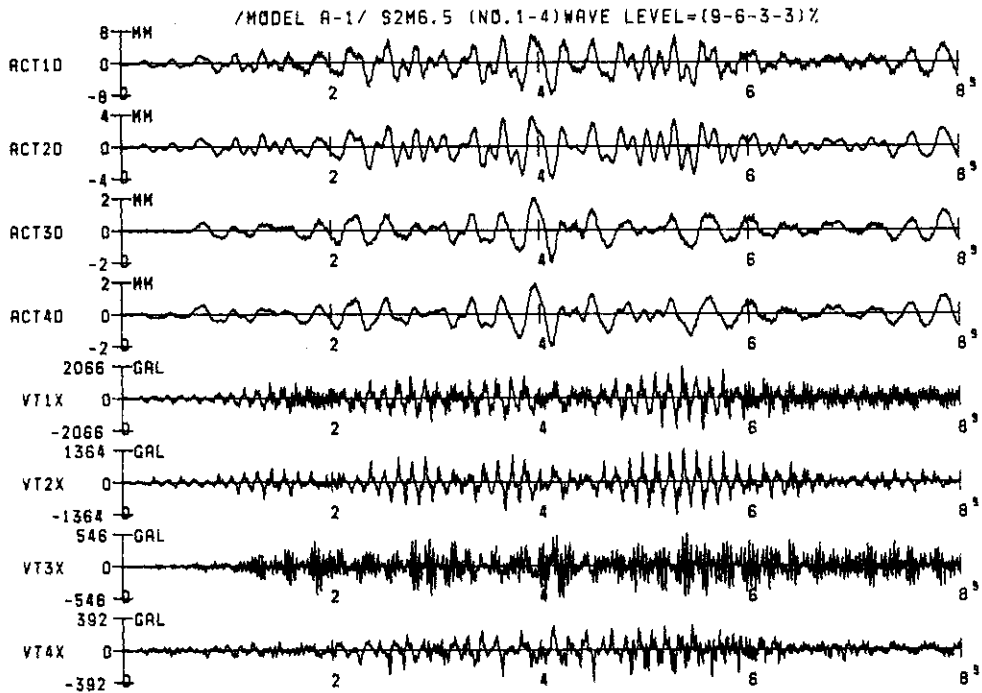


図12 地震波多入力加振時の振動板加速度と加振機変位 (モデルA-1, S2波形)
Fig. 12 Acceleration and displacement of table No.1-4 in S2 multi-input seismic excitation (model A-1)

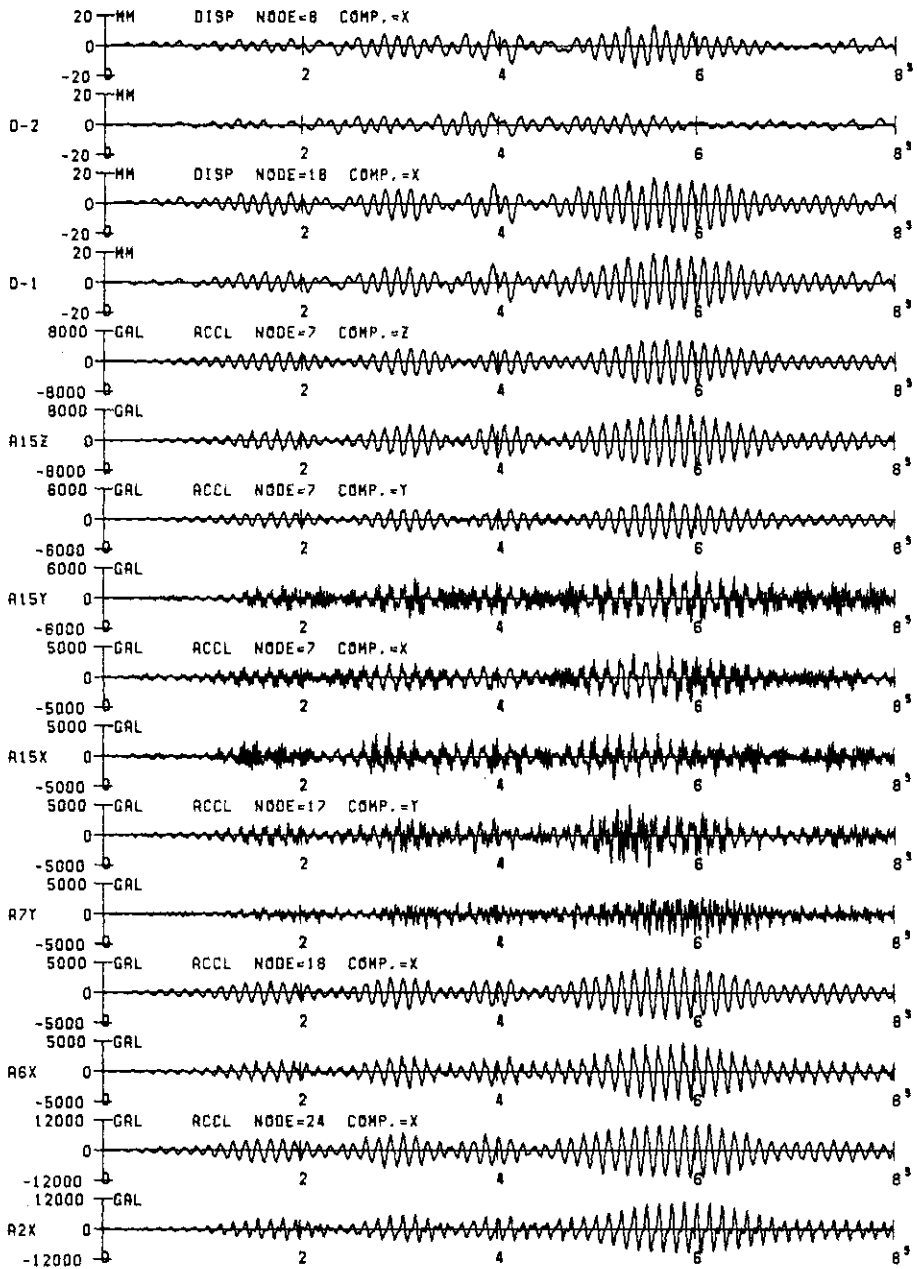


図13 地震波多入力加振による実測応答と解析の比較 (モデルA-1, S2 波形主要部)

Fig. 13 Comparison of measured and calculated response waves (model A-1, S2 input)

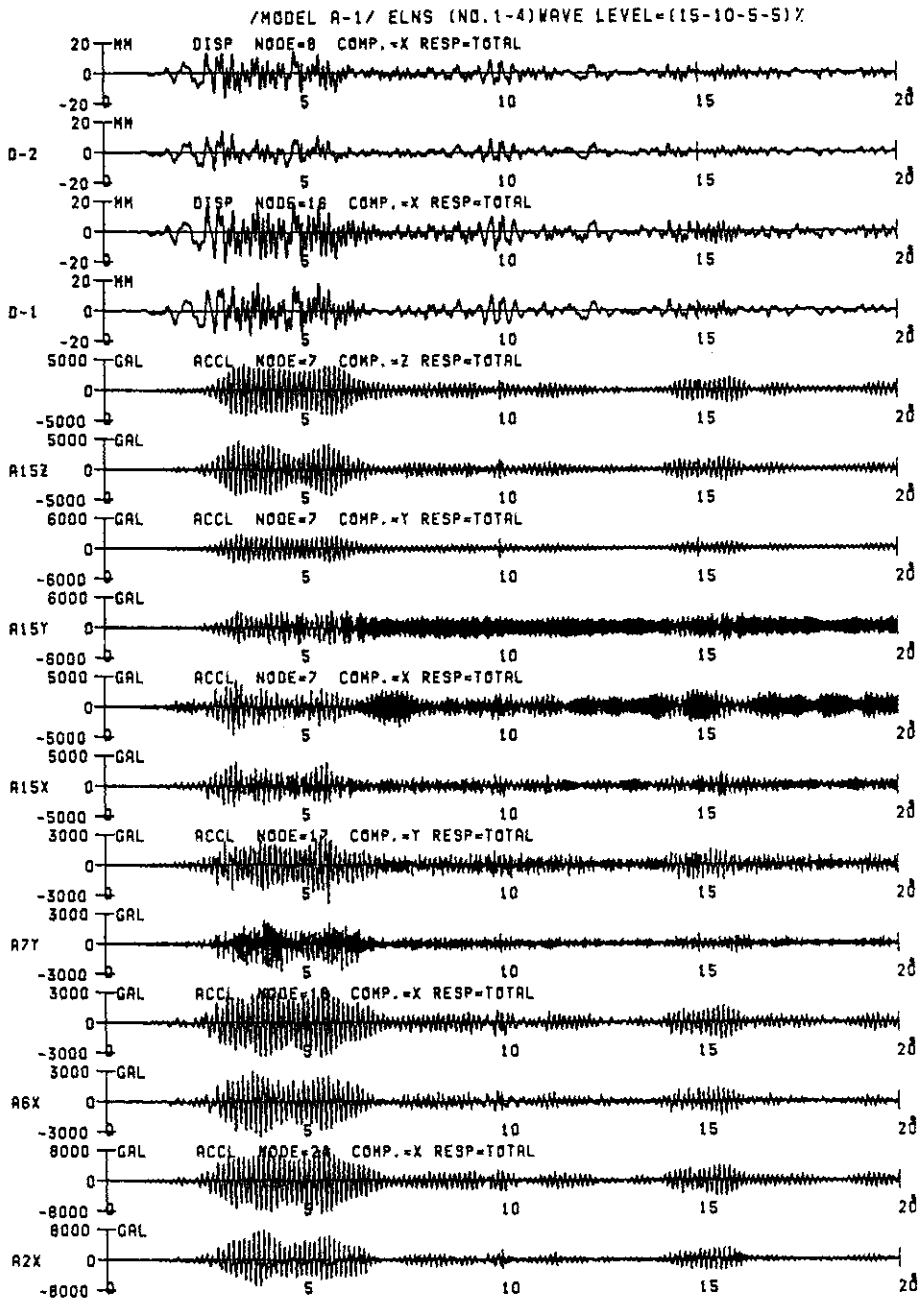


図14 地震波多入力加振による実測応答と解析の比較 (モデルA-1, ELCENTRO波形)

Fig. 14 Comparison of measured and calculated response waves (model A-1, ELCENTRO)

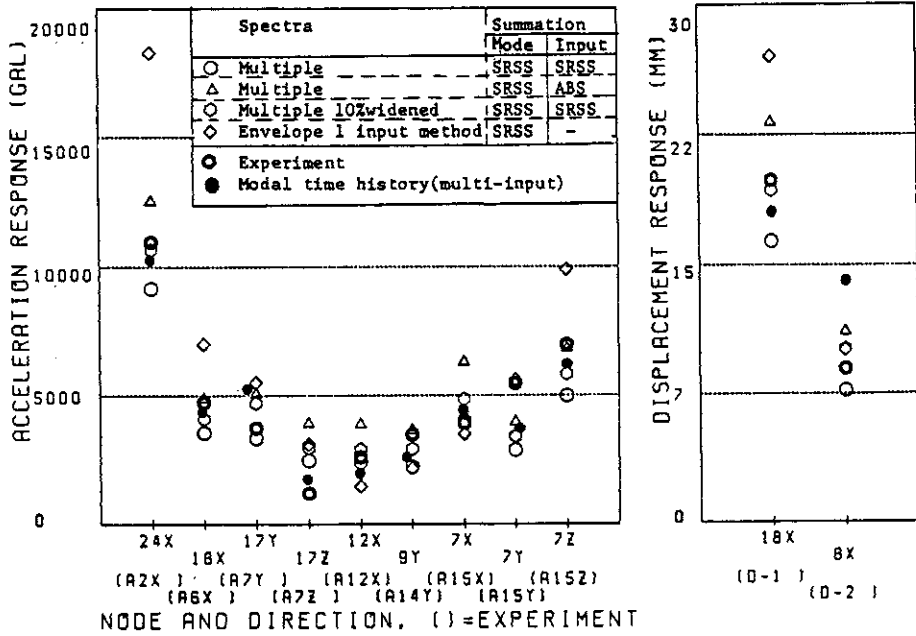


図15 応答スペクトル法による最大応答値の評価 (モデルA-1, S2波形)

Fig. 15 Maximum responses of test results and predictions by some spectra methods (model A-1, S2 wave excitation)

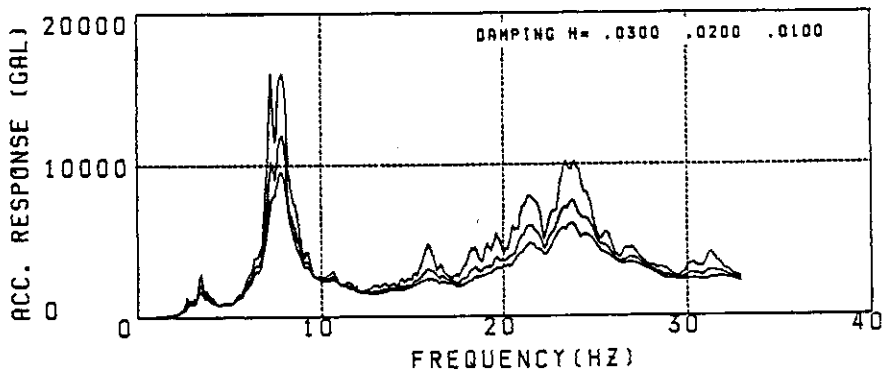


図16 振動板加速度の応答スペクトル例 (VT2X, S2波形による加振)

Fig. 16 Response spectra of shaking table No.2 (S2 wave excitation)

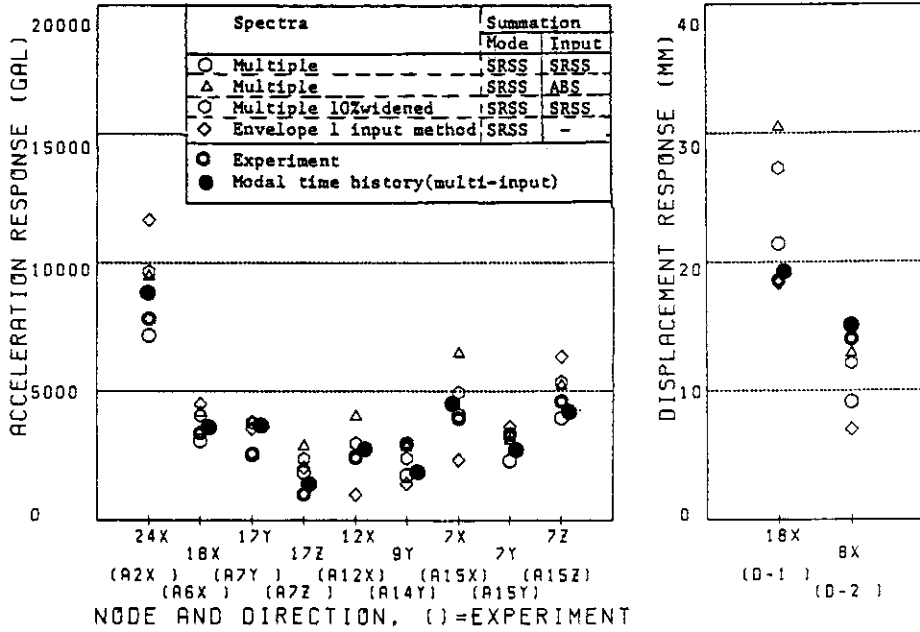


図17 応答スペクトル法による最大応答値の評価 (モデルA-1, ELCENTRO波形)

Fig. 17 Maximum responses of test results and predictions by some spectra methods (model A-1, ELCENTRO wave excitation)

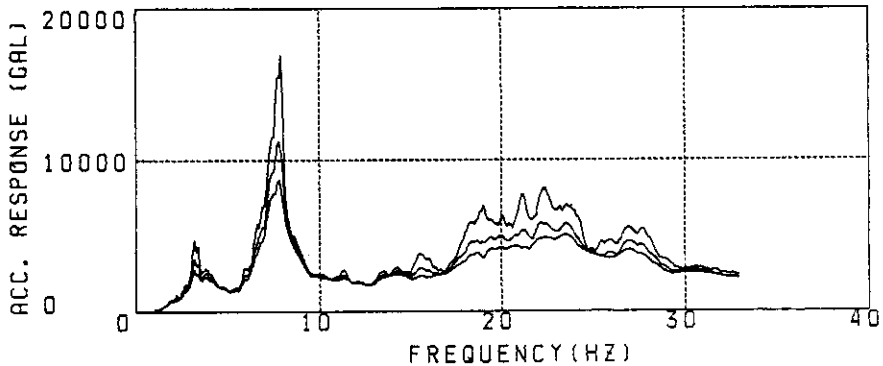


図18 振動板加速度の応答スペクトル例 (VT2X, ELCENTRO波形による加振)

Fig. 18 Response spectra of shaking table No.2 (ELCENTRO wave excitation)

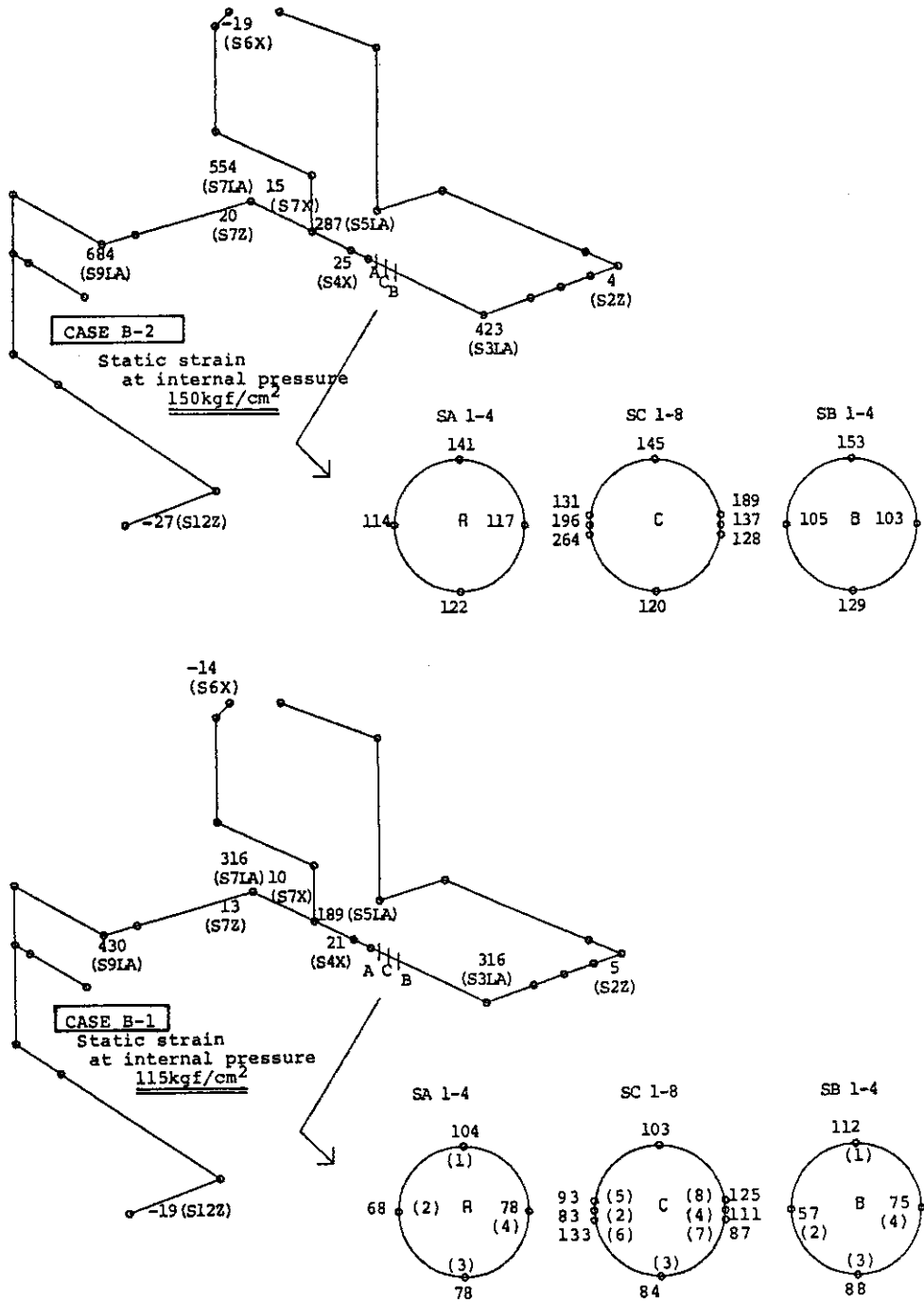


図19 加圧時の配管各部の静的歪 (B-1, B-2部分クラックモデル)
 Fig. 19 Pipe strain at internal static pressure ($\times 10^{-6}$) (model B-1,2)

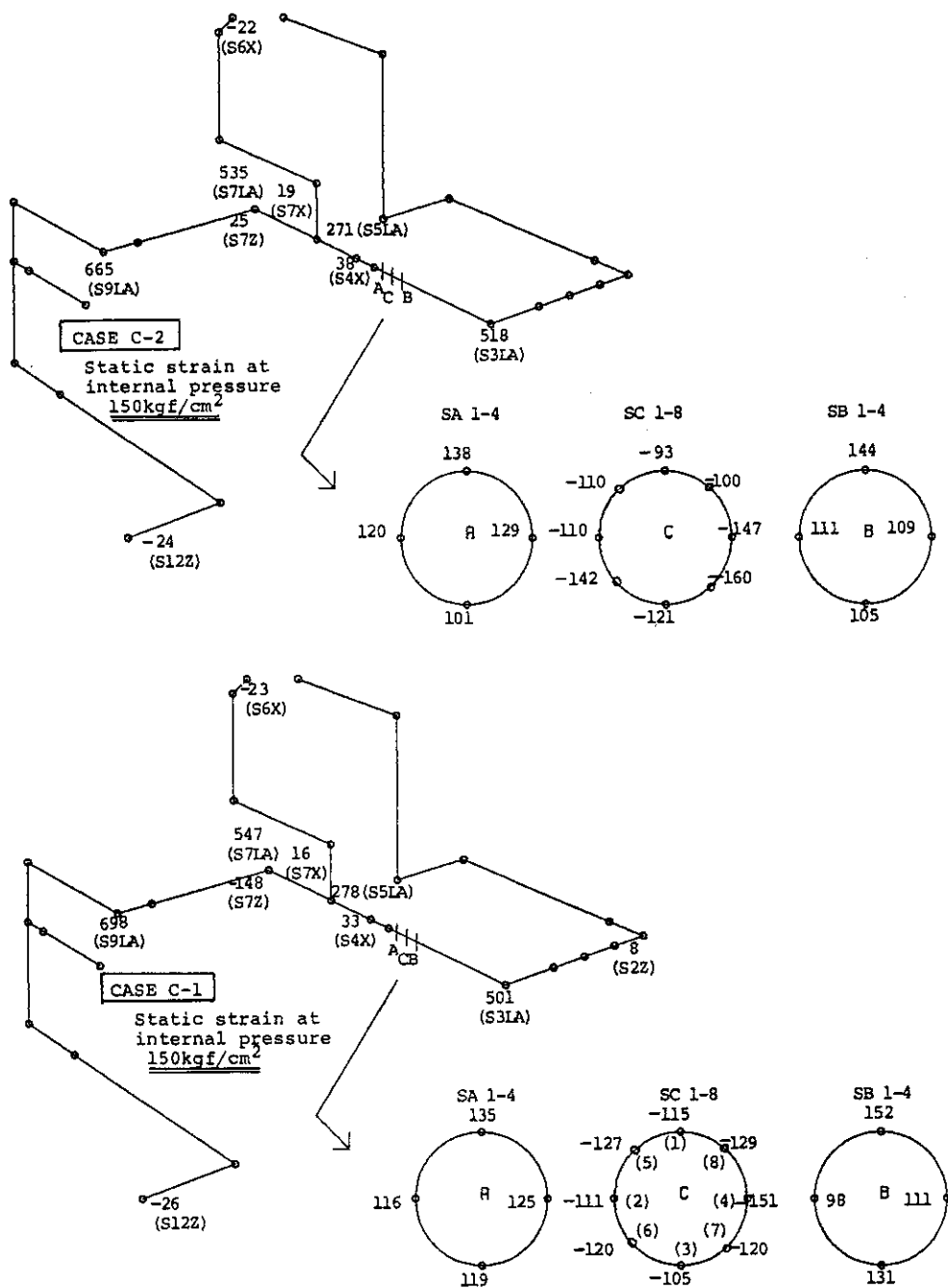


図20 加圧時の配管各部の静的歪 (C-1, C-2全周クラックモデル)
Fig. 20 Pipe strain at internal static pressure ($\times 10^{-6}$) (model C-1,2)

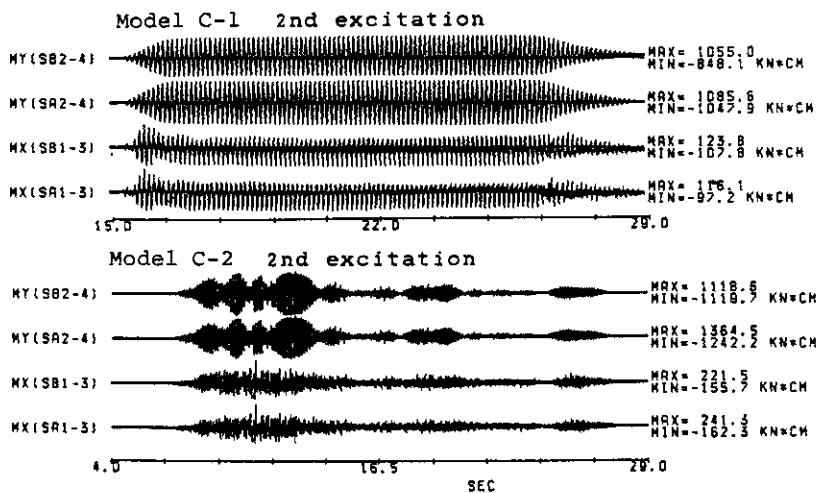


図21 クラック部近傍歪ゲージによる曲げモーメントの測定
 Fig. 21 Measurement of bending moment from the readings of strain gauges SA1-4 and SB1-4 (MX:around X axis, MY:around Y axis)

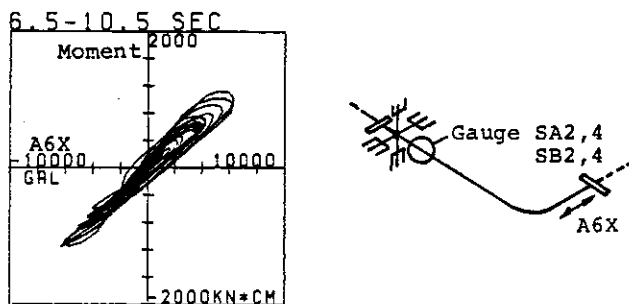


図22 歪ゲージから測定した曲げモーメントと配管加速度の関係
 Fig. 22 Relationship of acceleration A6X to bending moment from strain averaged by SA2,4 and SB2,4 (model B-2, 1st excitation)

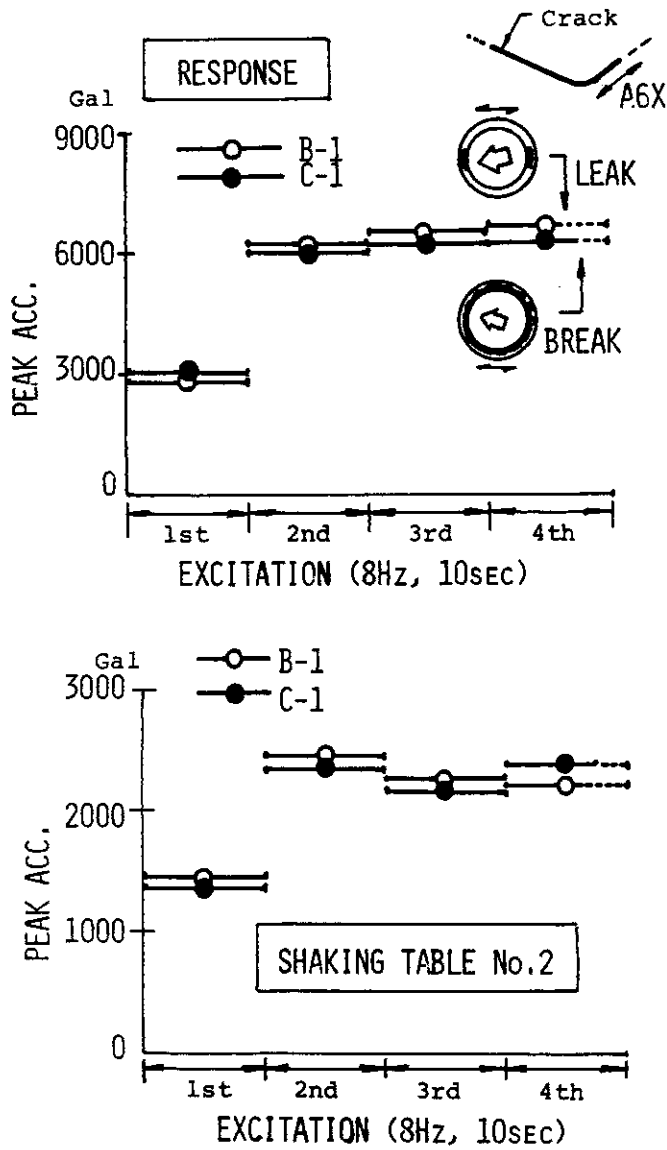


図23 破損実験の時刻歴経過 (モデルB-1およびC-1, 正弦波加振)
 上: 配管応答加速度 (A 6 X) 下: 振動板加速度 (No.2)
 Fig. 23 An outline of excitation and pipe behaviour in dynamic failure test
 (model B-1 and C-1, seismic excitation)

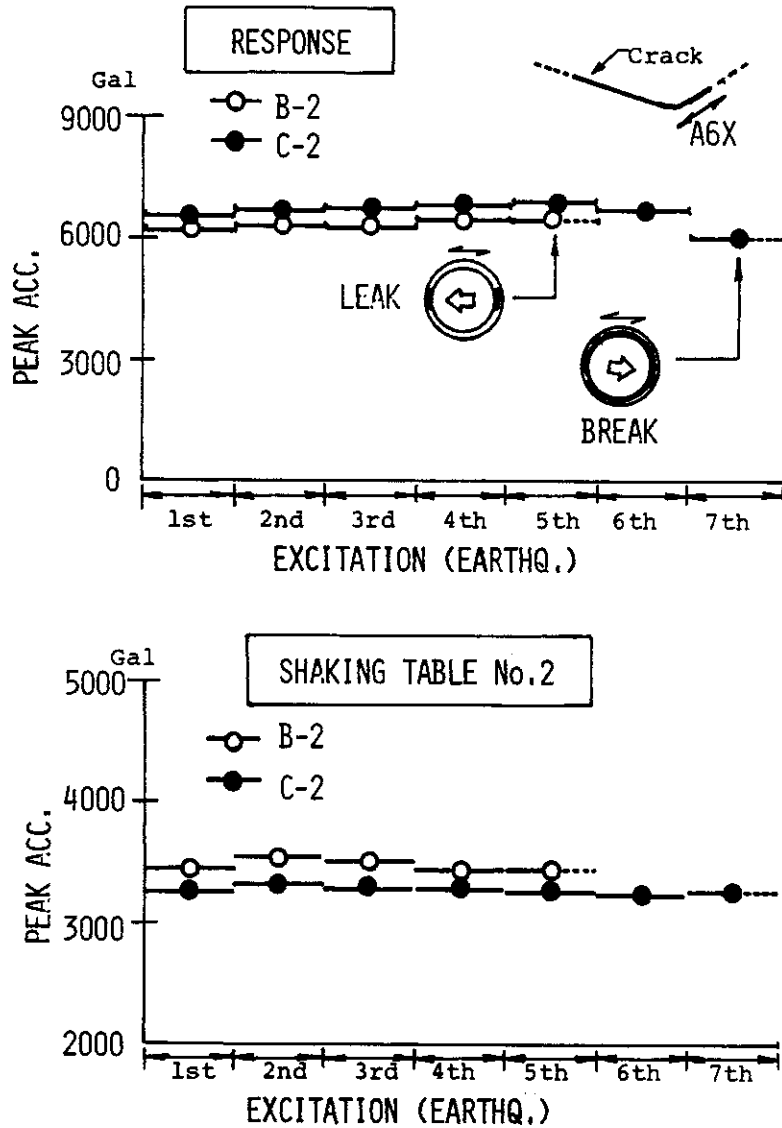


図24 破損実験の時刻歴経過 (モデルB-2およびC-2, 地震波加振)
 上: 配管応答加速度 (A 6 X) 下: 振動板加速度 (No.2)

Fig. 24 An outline of excitation and pipe behaviour in dynamic failure test
 (model B-2 and C-2, sinusoidal excitation)

原子力配管系の多入力振動実験報告書 (その2) — 小川他

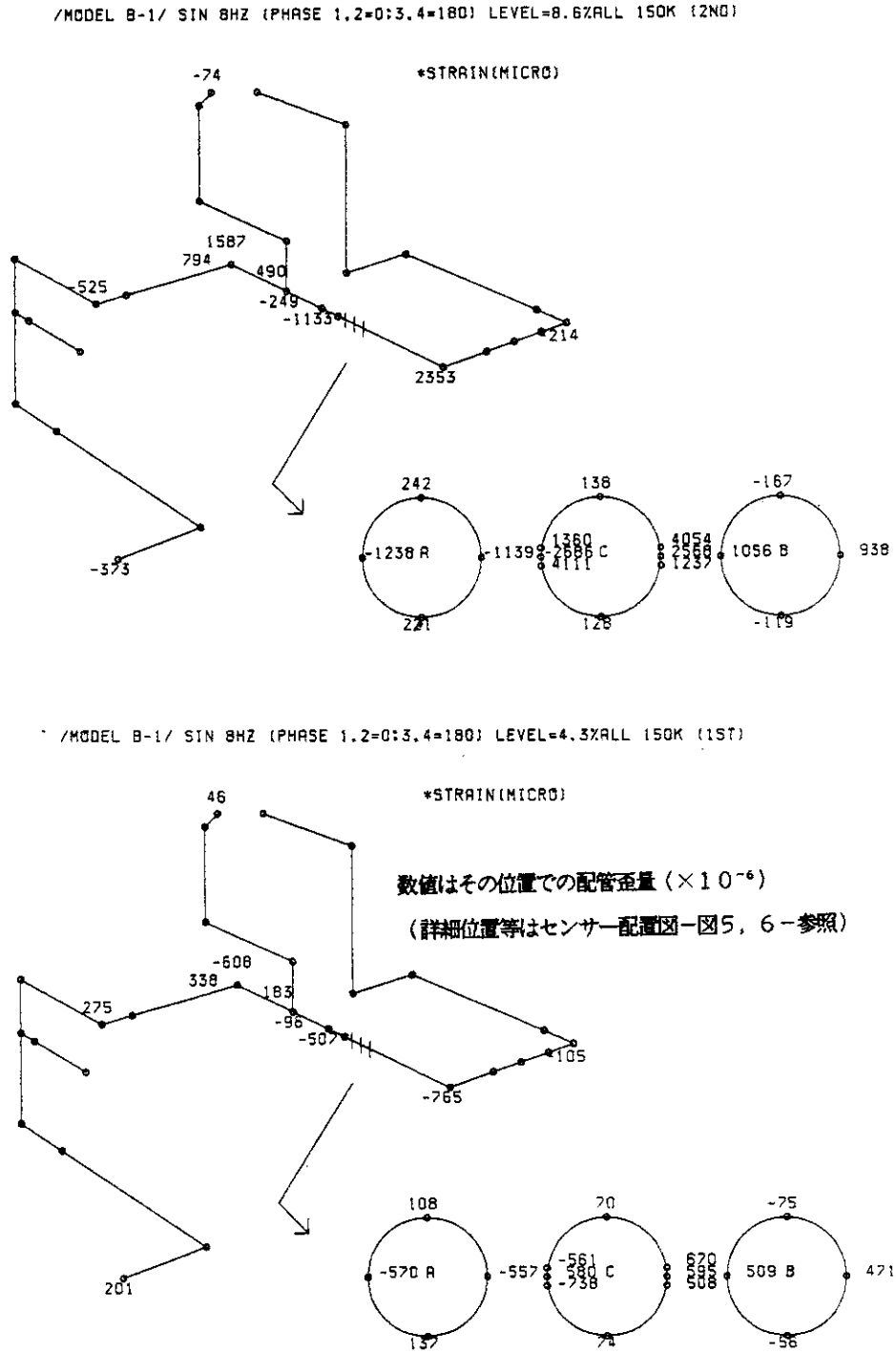
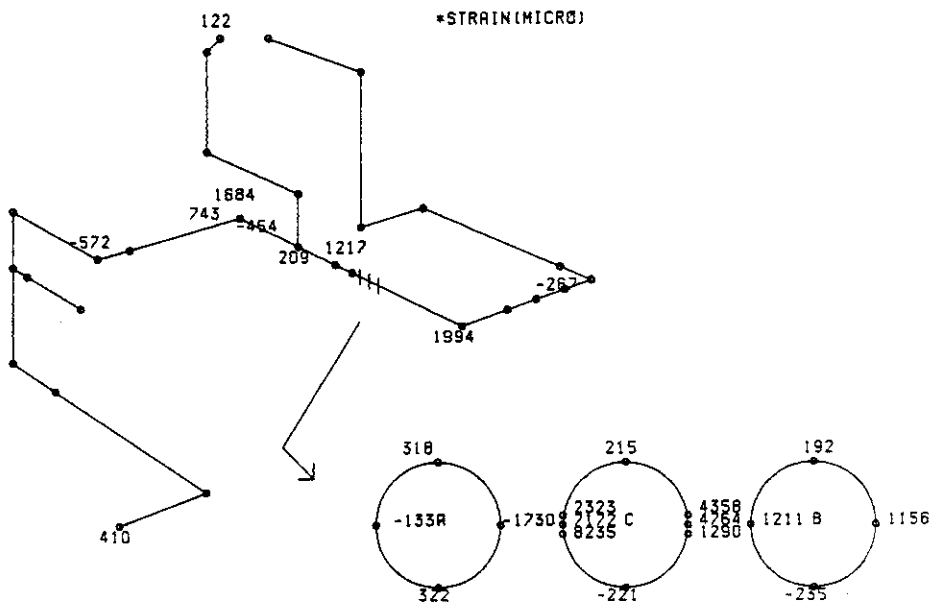


図25 破損実験時の歪の分布 (モデル B-1, 第1回および第2回加振)
Fig. 25 Maximum strain of pipe system in 1st and 2nd excitation (model B-1)

/MODEL B-2/ S2M6.5 MULTI LEVEL=24-16-8-8% 150K (2ND)



/MODEL B-2/ S2M6.5 MULTI LEVEL=24-16-8-8% 150K (1ST)

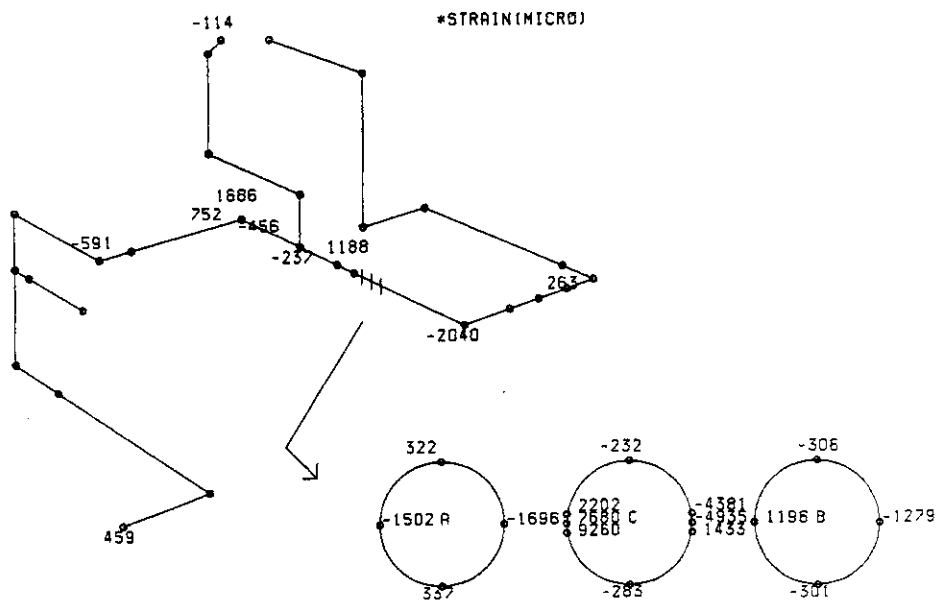
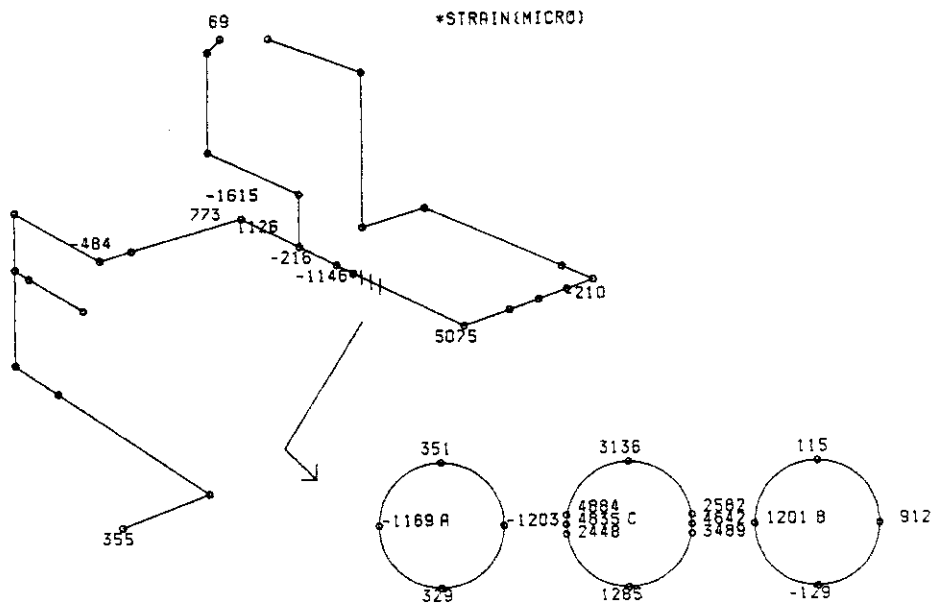


図26 破損実験時の歪の分布 (モデルB-2, 第1回および第2回加振)
 Fig. 26 Maximum strain of pipe system in 1st and 2nd excitation (model B-2)

原子力配管系の多入力振動実験報告書 (その2) — 小川他

/MODEL C-1/ SIN 8HZ (PHASE 1.2=0;3.4=180) LEVEL=8.6%ALL 150K(2ND)



/MODEL C-1/ SIN 8HZ (PHASE 1.2=0;3.4=180) LEVEL=4.3%ALL 150K(1ST)

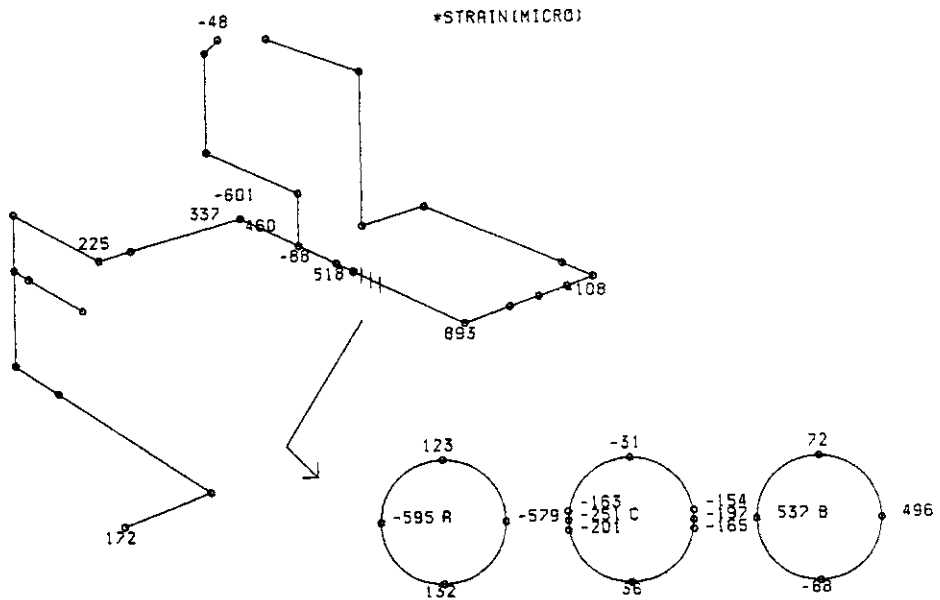
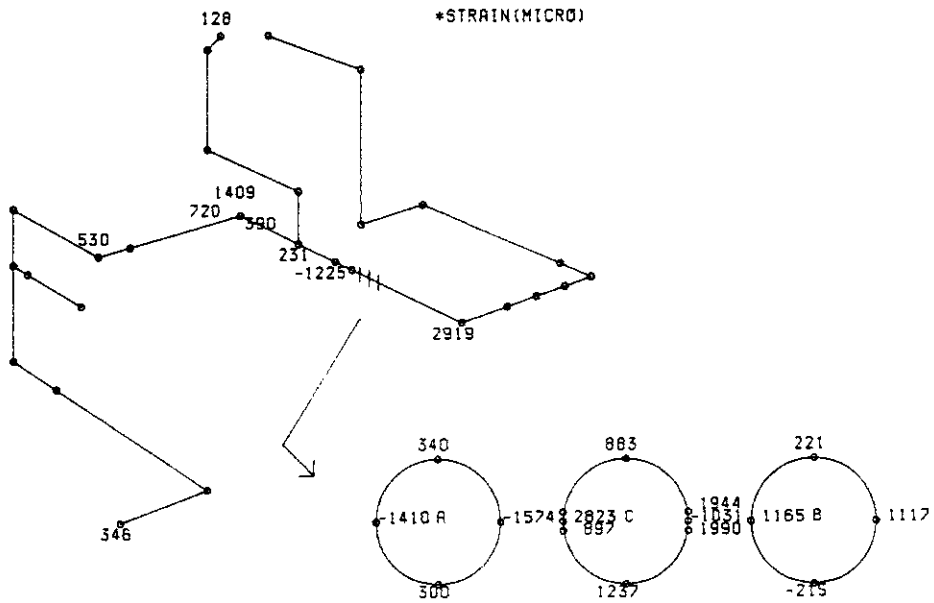


図27 破損実験時の歪の分布 (モデルC-1, 第1回および第2回加振)
 Fig. 27 Maximum strain of pipe system in 1st and 2nd excitation (model C-1)

/MODEL C-2/ S2M6.5 MULTI LEVEL=24-16-8-8% 150K (2ND)



/MODEL C-2/ S2M6.5 MULTI LEVEL=24-16-8-8% 150K (1ST)

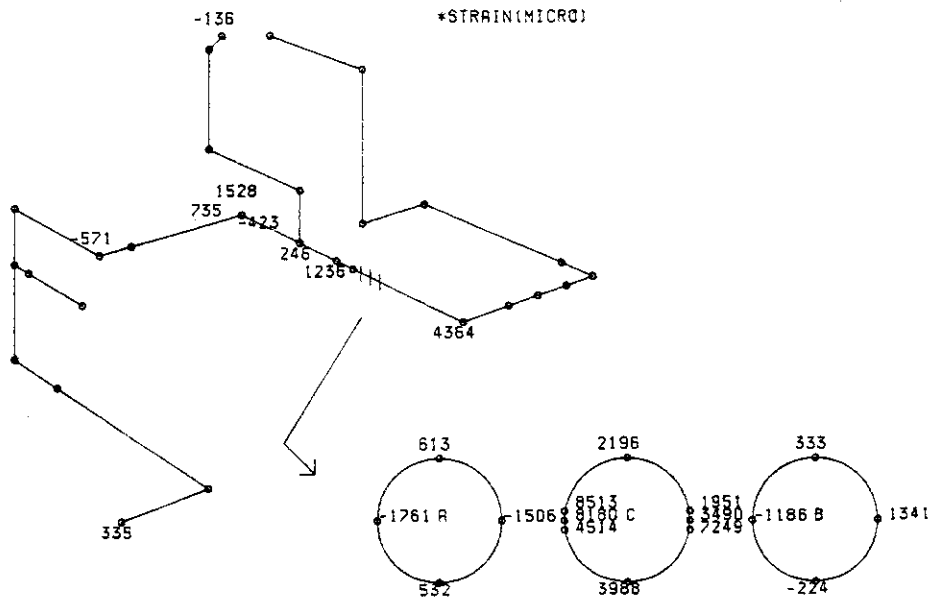


図28 破損実験時の歪の分布 (モデルC-2, 第1回および第2回加振)
 Fig. 28 Maximum strain of pipe system in 1st and 2nd excitation (model C-2)

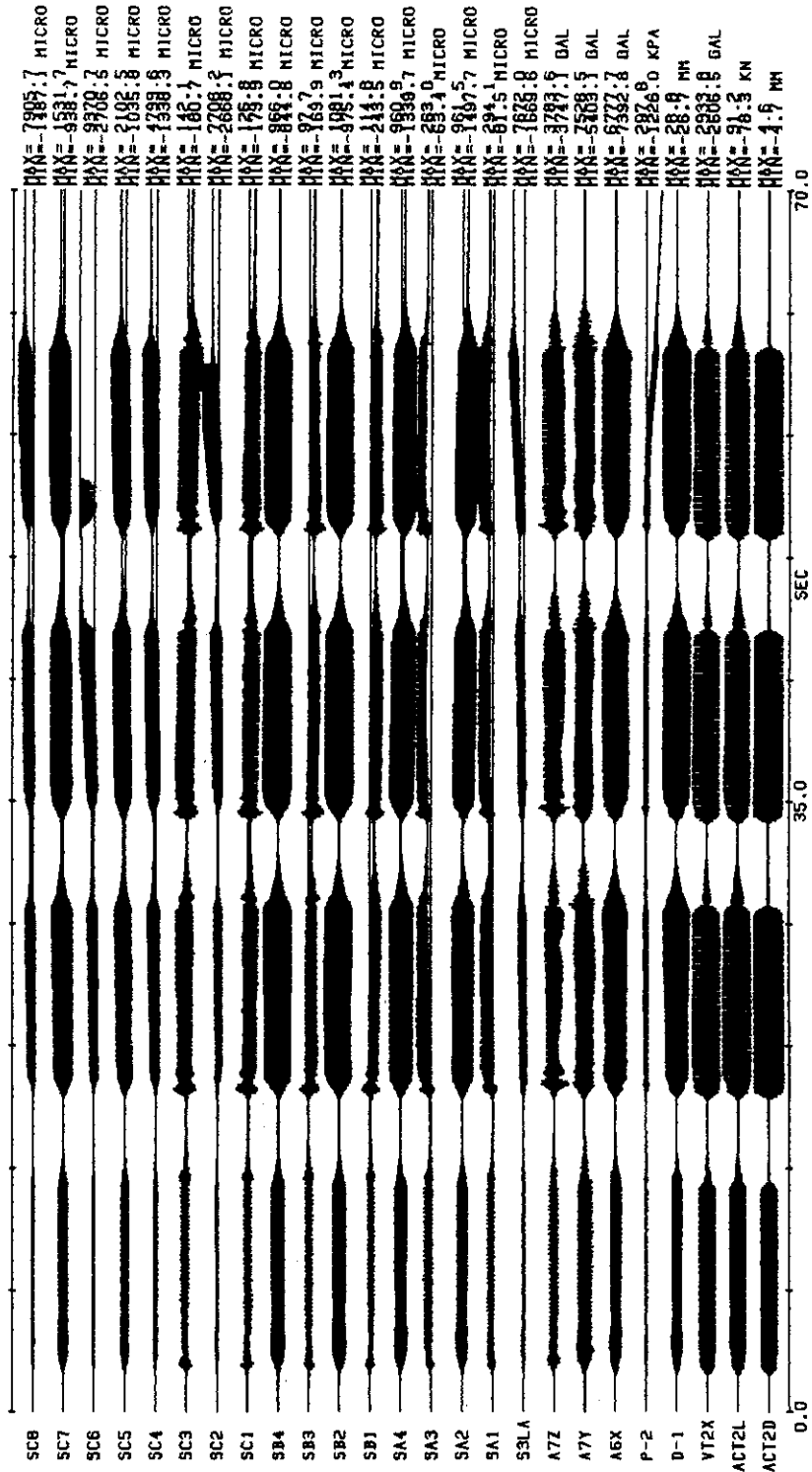


図29 破損実験の応答全貌図 (モデルB-1, 正弦波加振, 主要計測点)
 Fig. 29 Overall time history of excitations and responses (model B-1)

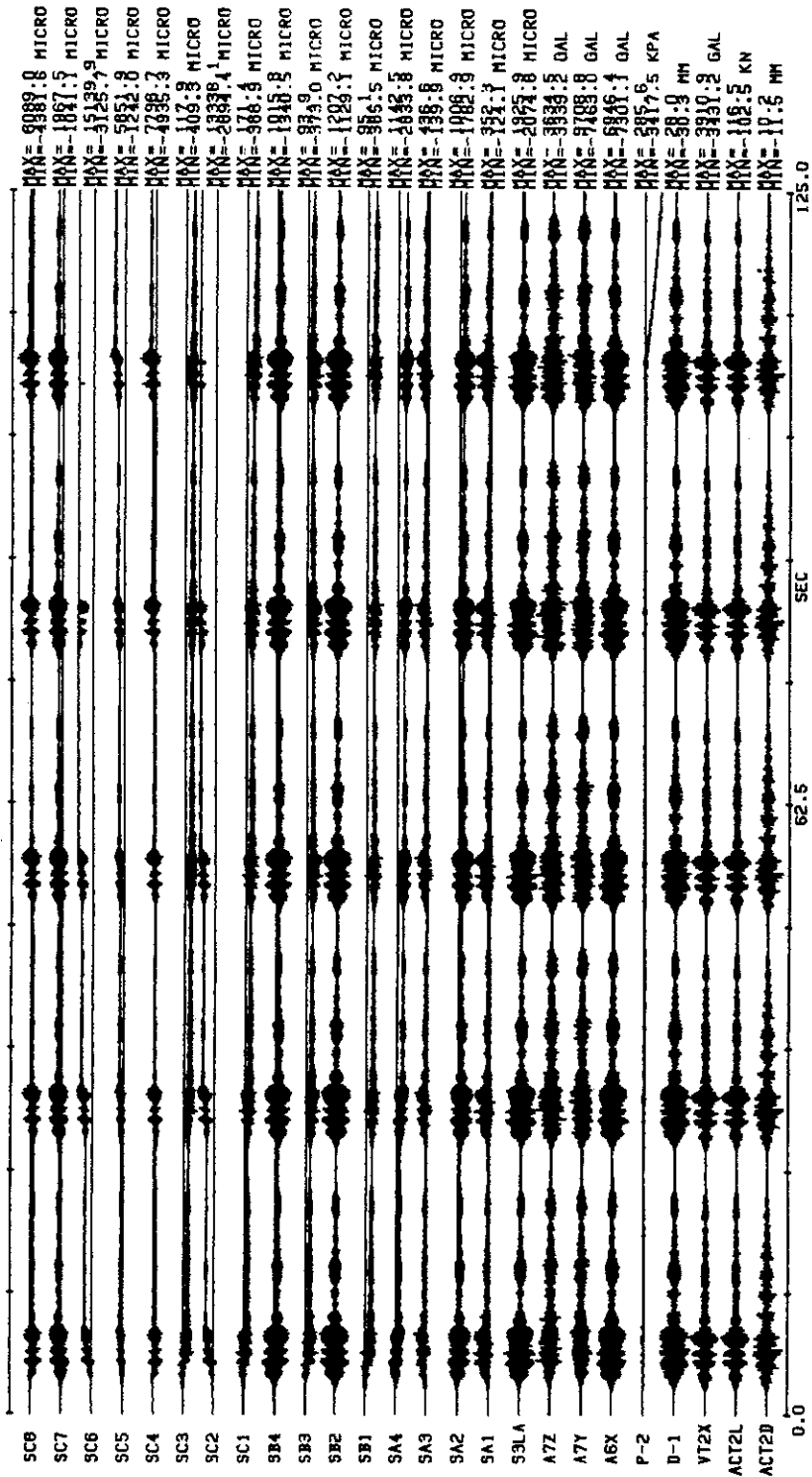


図30 破損実験の応答全貌図 (モデルB-2, 地震波加振, 主要計測点)
 Fig. 30 Overall time history of excitations and responses (model B-2)

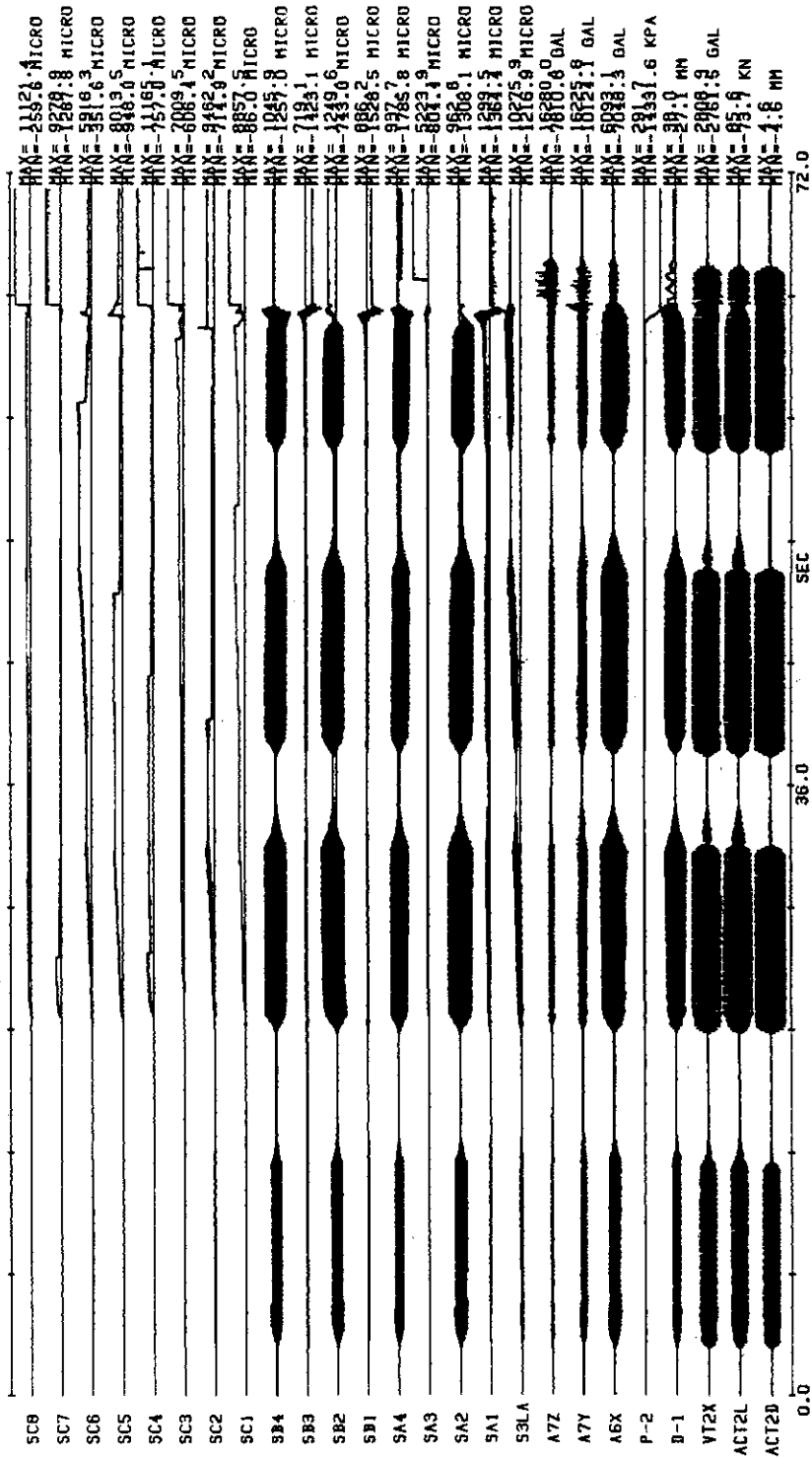


図31 破損実験の応答全貌図 (モデルC-1, 正弦波加振, 主要計測点)
Fig. 31 Overall time history of excitations and responses (model C-1)

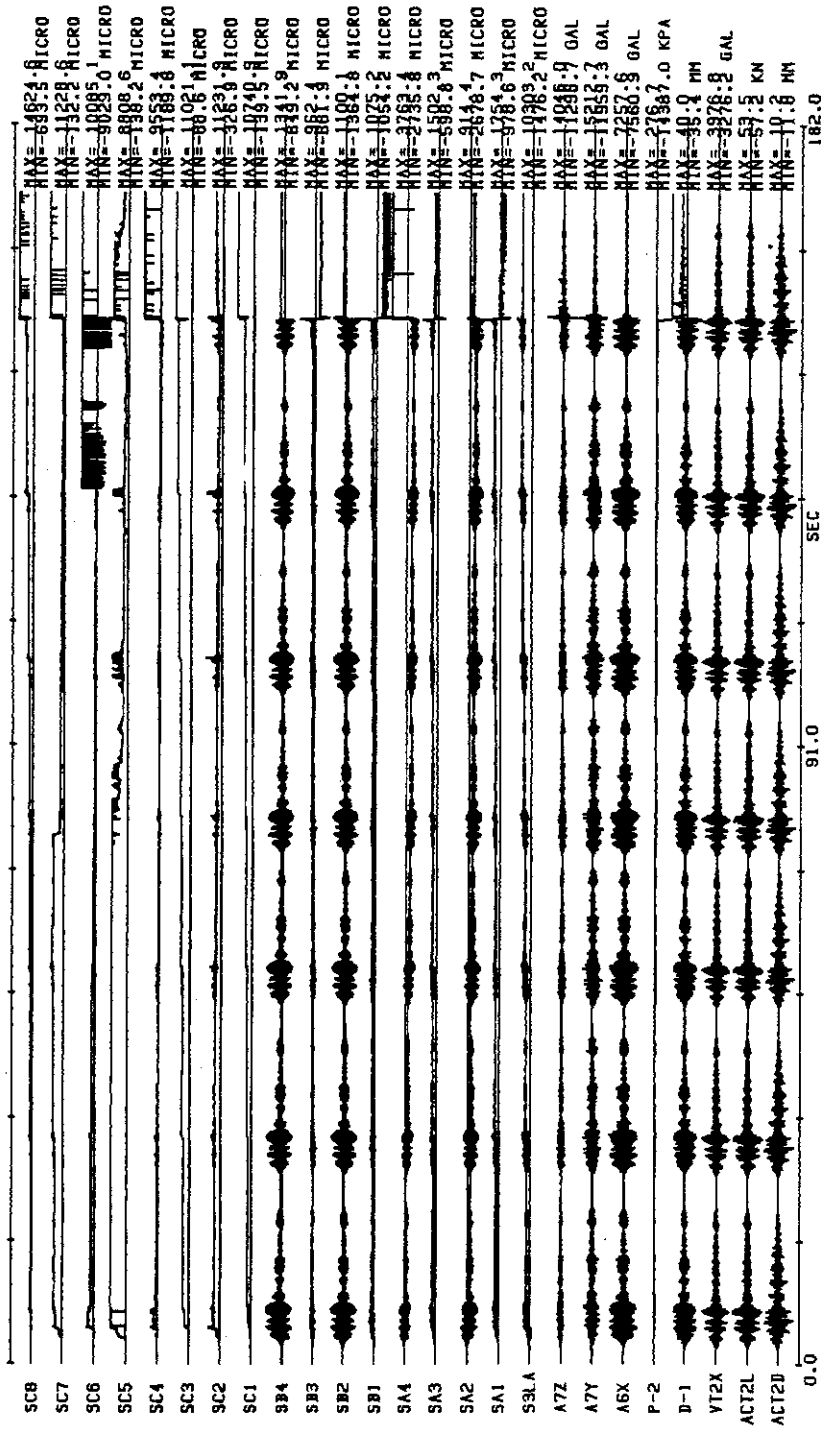


図32 破壊実験の応答全観図 (モデルC-2, 地震波加振, 主要計測点)
Fig. 32 Overall time history of excitations and responses (model C-2)

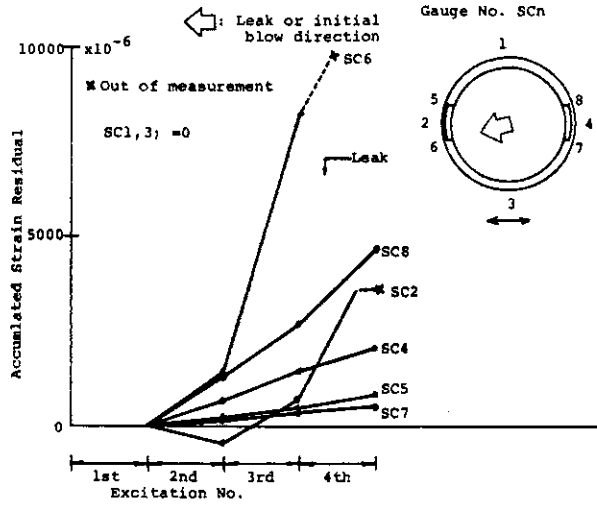


図33 破損実験時の累積歪(クラックを含む断面の外周軸歪, モデルB-1, 正弦波加振)

Fig. 33 Trace of accumulated strain residual at crack section to leak (model B-1, sinusoidal excitation)

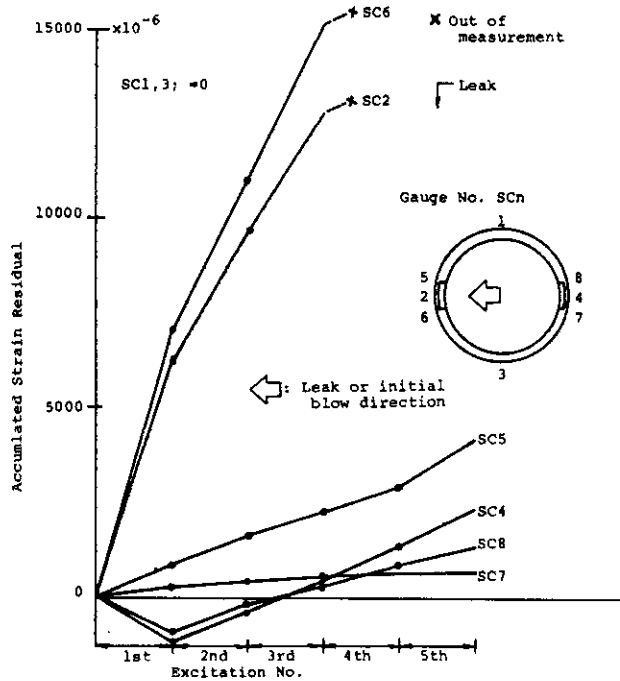


図34 破損実験時の累積歪(クラックを含む断面の外周軸歪, モデルB-2, 地震波加振)

Fig. 34 Trace of accumulated strain residual at crack section to leak (model B-2, seismic excitation)

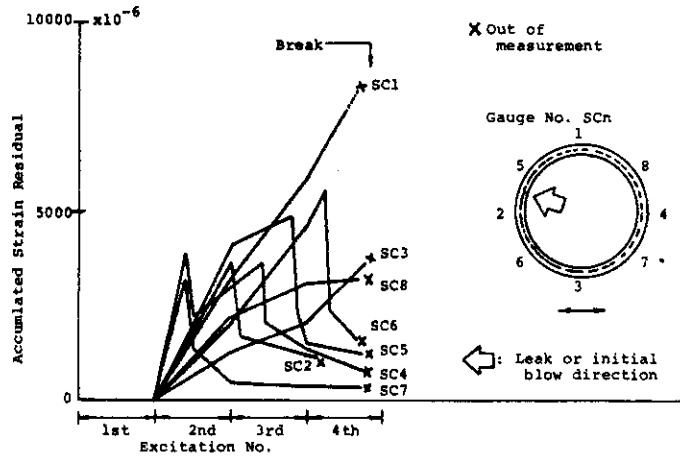


図35 破損実験時の累積歪（クラックを含む断面の外面軸歪，モデルC-1，正弦波加振）

Fig. 35 Trace of accumulated strain residual at crack section to break (model C-1, sinusoidal excitation)

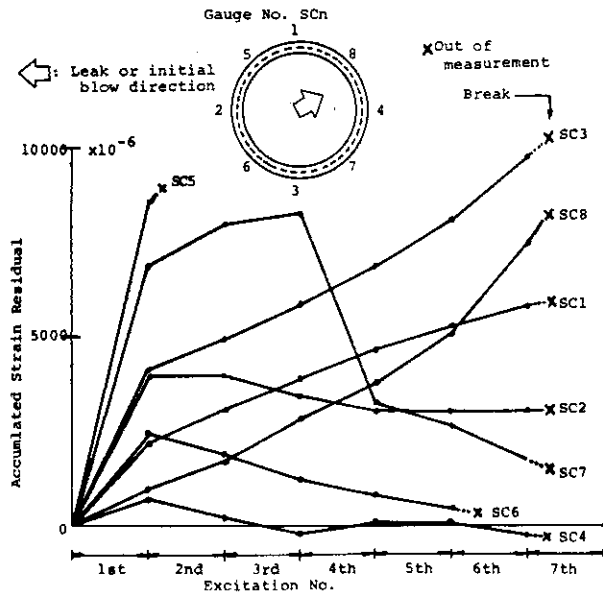


図36 破損実験時の累積歪（クラックを含む断面の外面軸歪，モデルC-2，地震波加振）

Fig. 36 Trace of accumulated strain residual at crack section to break (model C-2, seismic excitation)

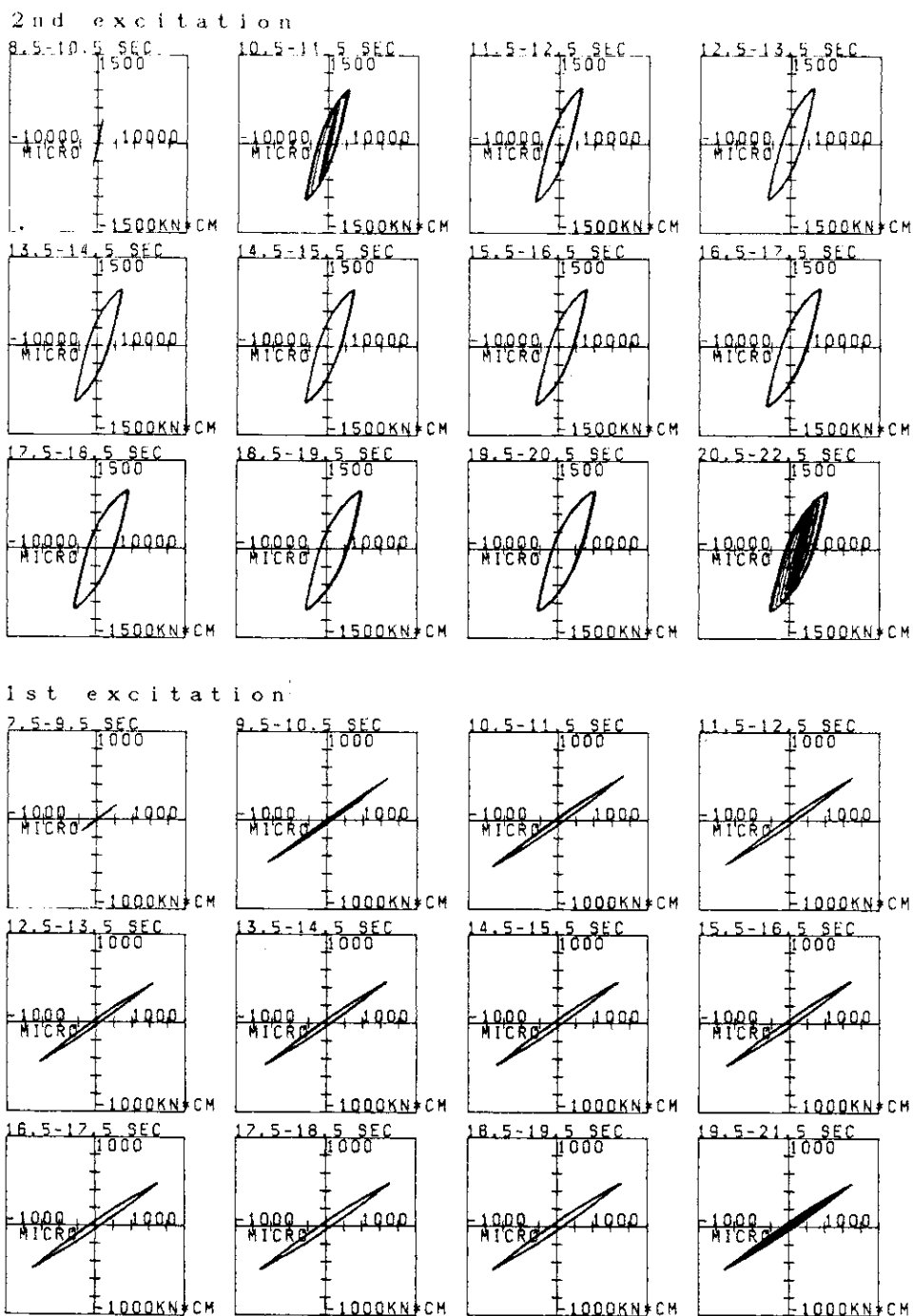
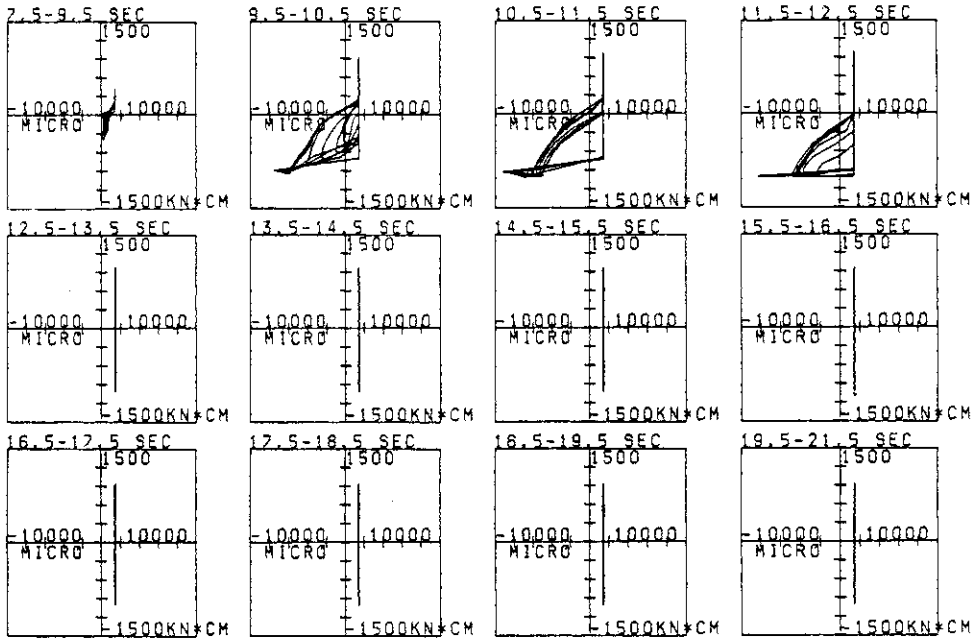
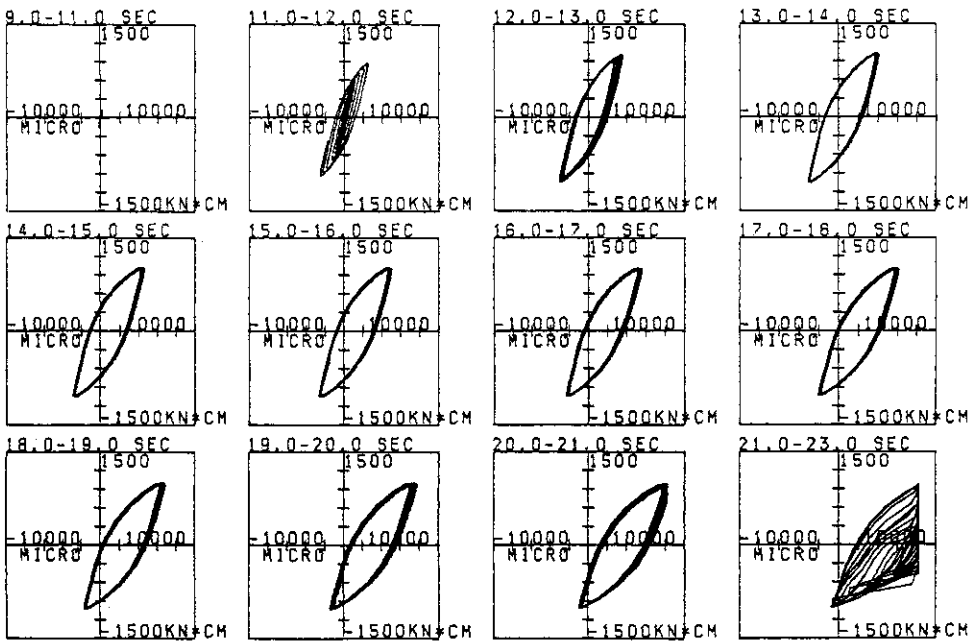


図37 モーメント-歪曲線の時刻歴経過 (モデルB-1, 正弦波加振)
 Fig. 37 History of moment-strain curve (model B-1, sinusoidal excitation)
 X: strain SC6 Y: bending moment (at cracked section)

/MODEL B-1/ 4th excitation



/MODEL B-1/ 3rd excitation



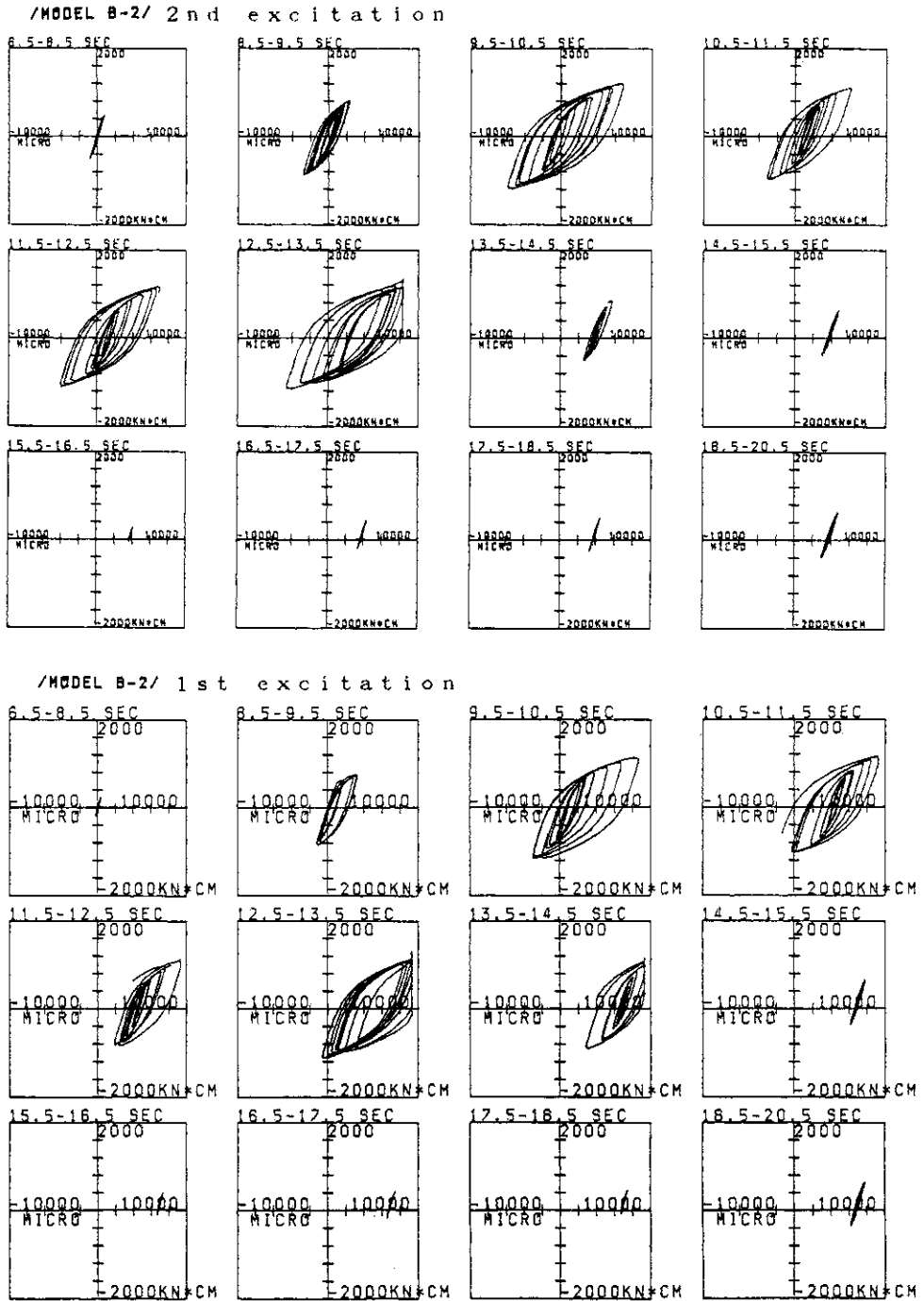
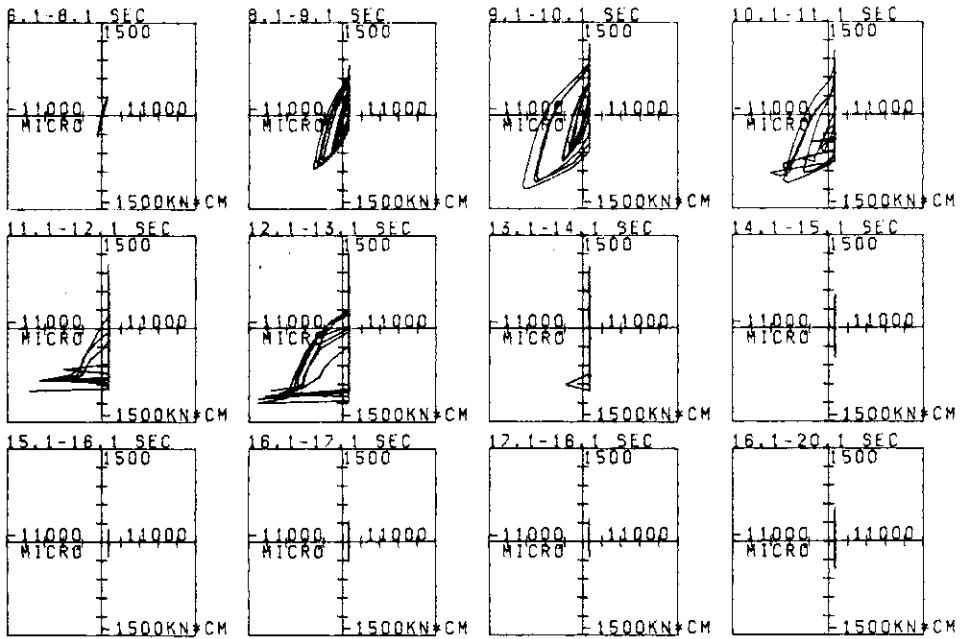


図38 モーメント-歪曲線の時刻歴経過 (モデルB-2, 地震波加振)

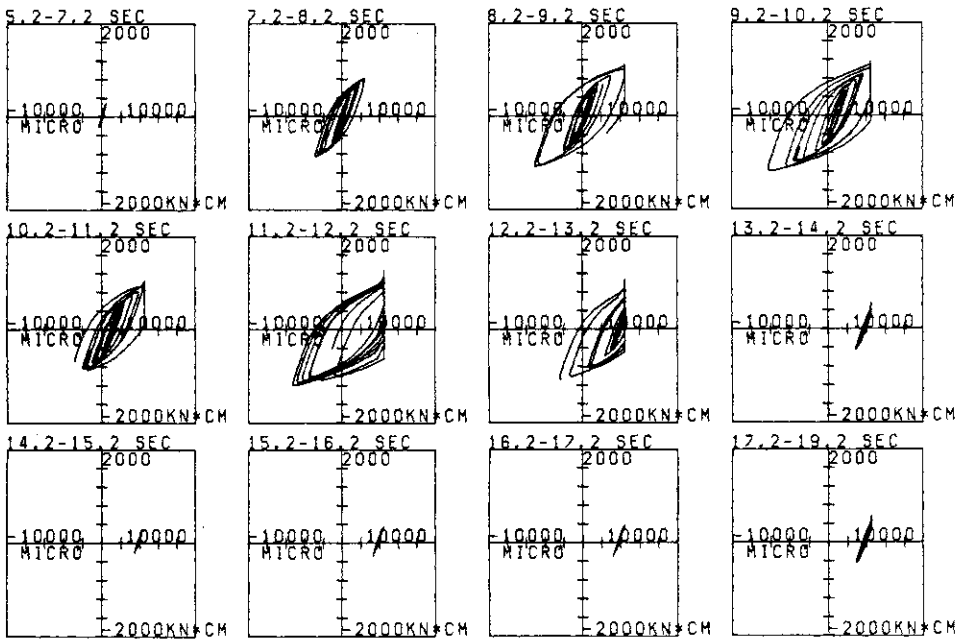
Fig. 38 History of moment-strain curve (model B-2, seismic excitation)

X: strain SC6 Y: bending moment (at cracked section)

/MODEL B-2/ 4th excitation



/MODEL B-2/ 3rd excitation



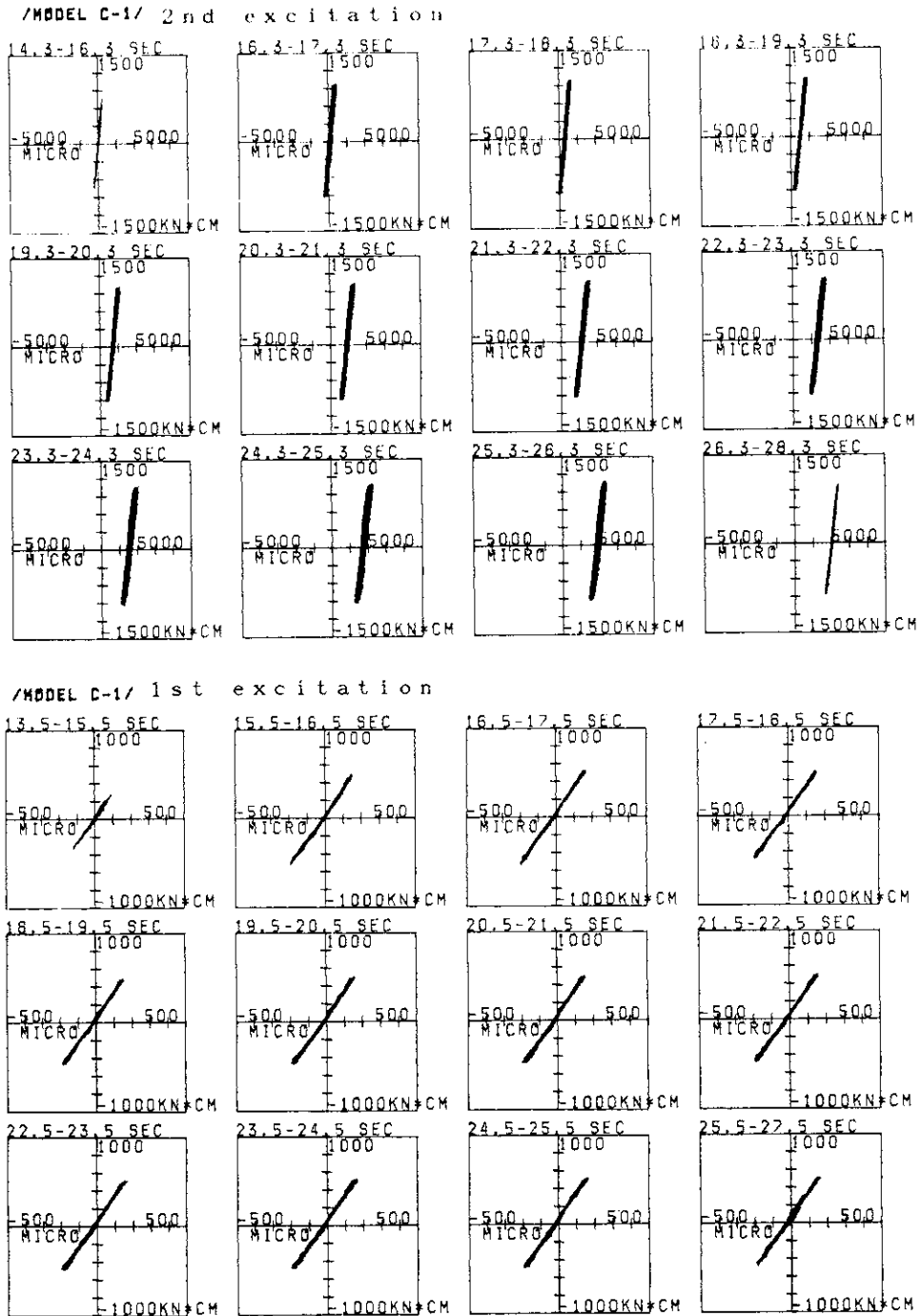
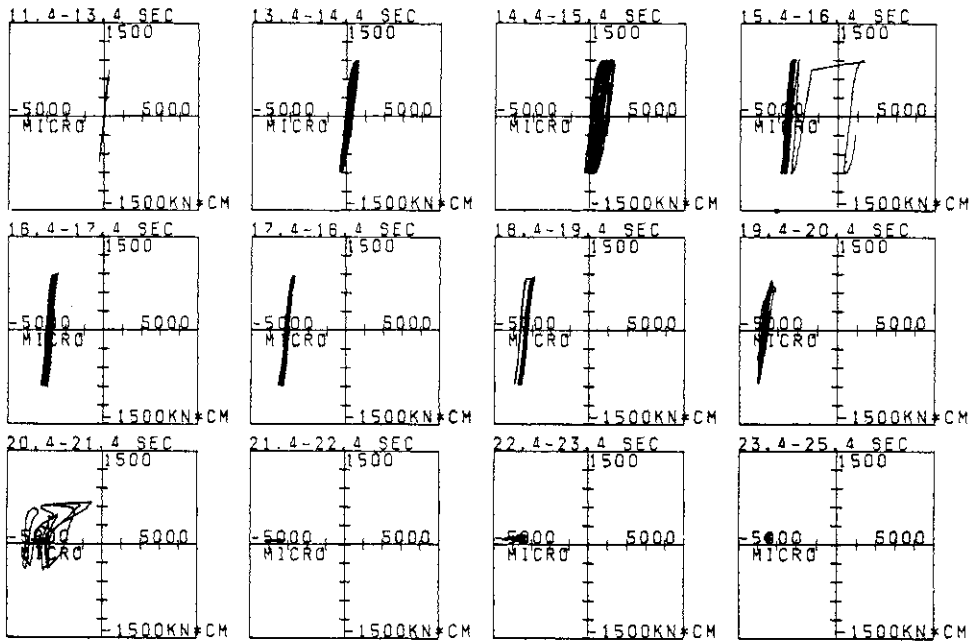
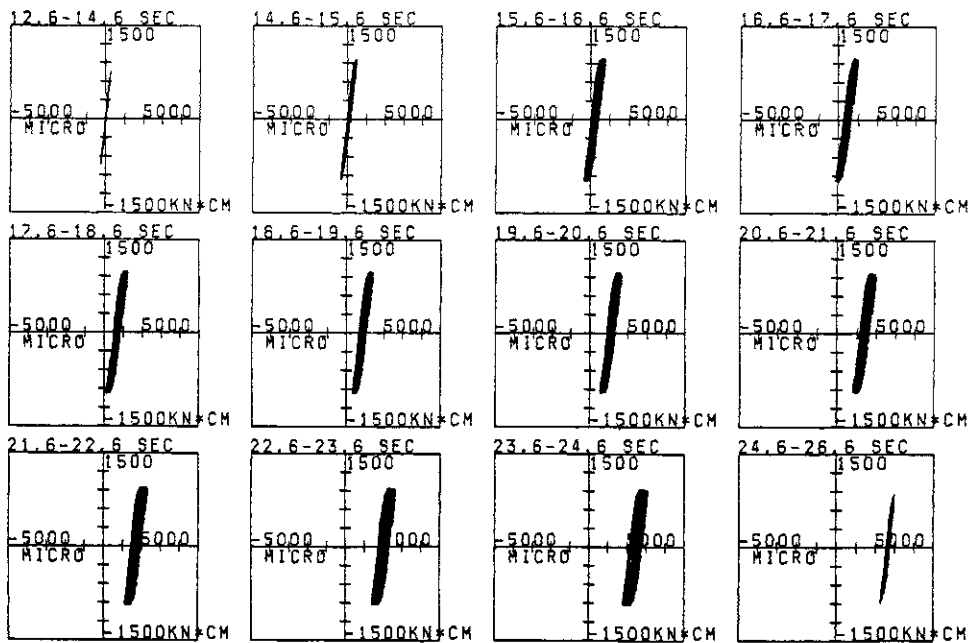


図39 モーメント-歪曲線の時刻歴経過 (モデルC-1, 正弦波加振)
 Fig. 39 History of moment-strain curve (model C-1, sinusoidal excitation)
 X: strain SC6 Y: bending moment (at cracked section)

/MODEL C-1/ 4th excitation



/MODEL C-1/ 3rd excitation



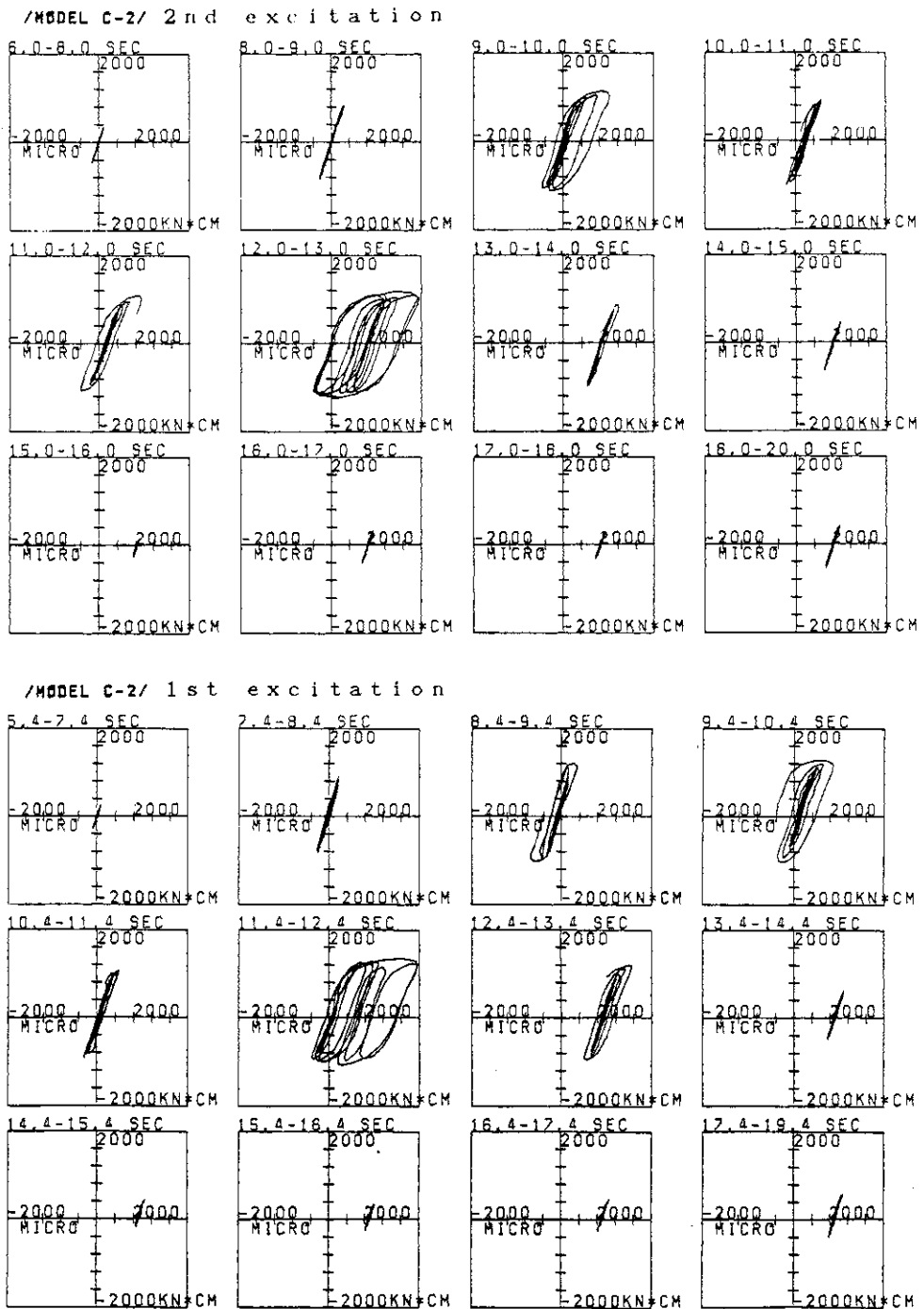
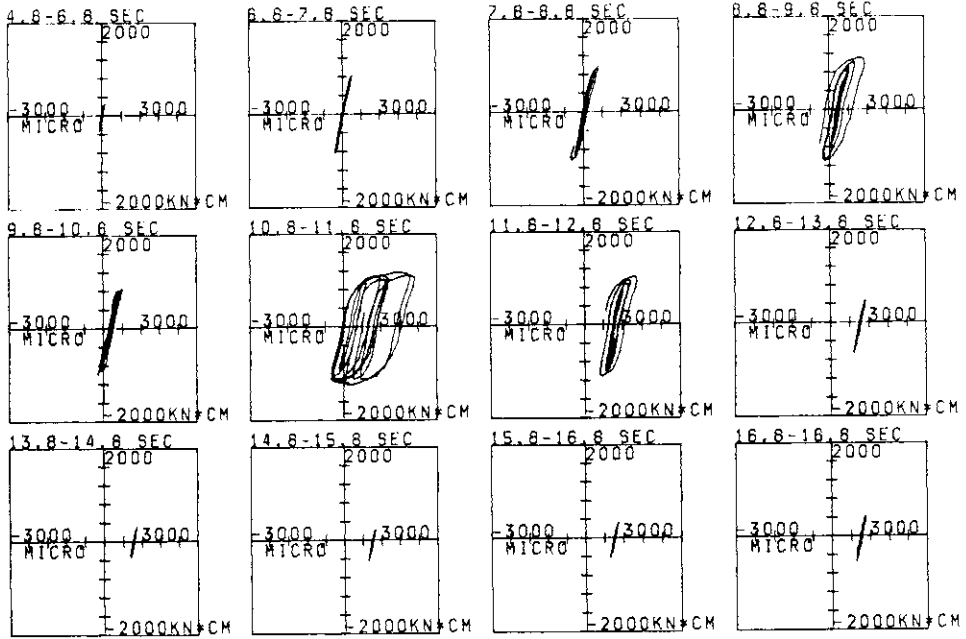


図40 モーメント-歪曲線の時刻歴経過 (モデルC-2, 地震波加振)

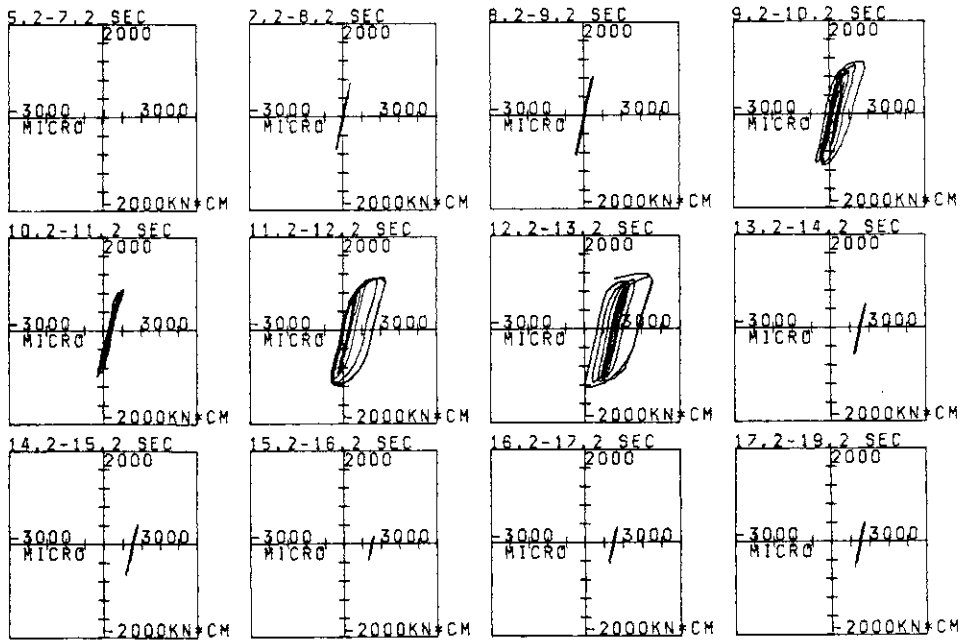
Fig. 40 History of moment-strain curve (model C-2, seismic excitation)

X: strain SC8 Y: bending moment (at cracked section)

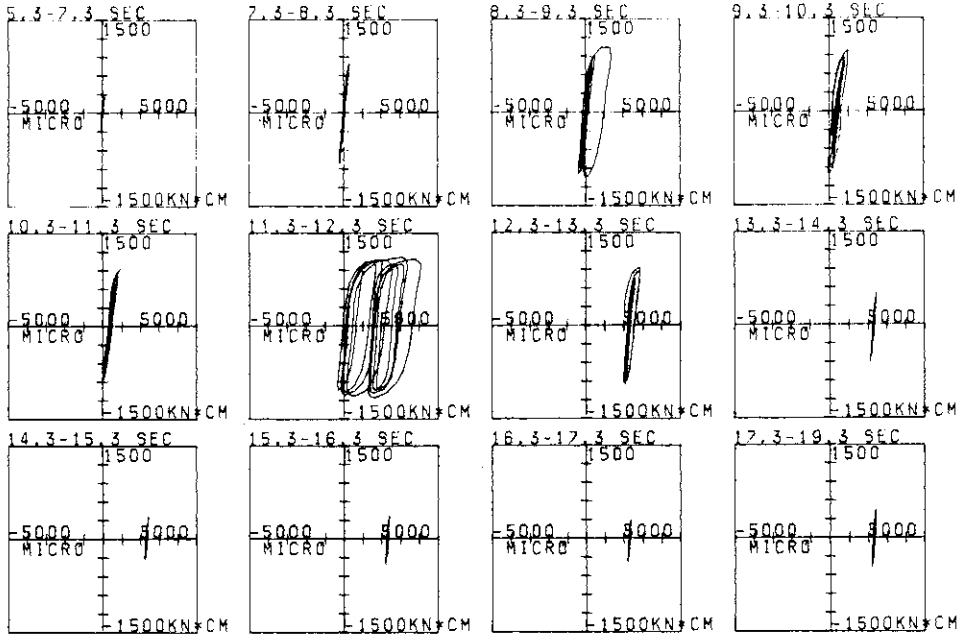
/MODEL C-2/ 4th excitation



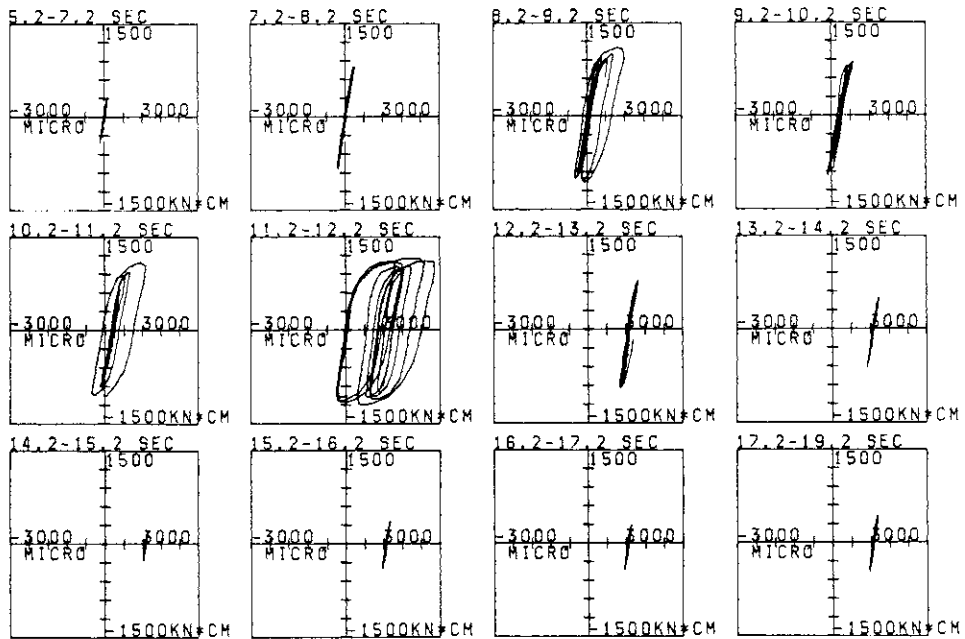
C-2/ 3rd excitation



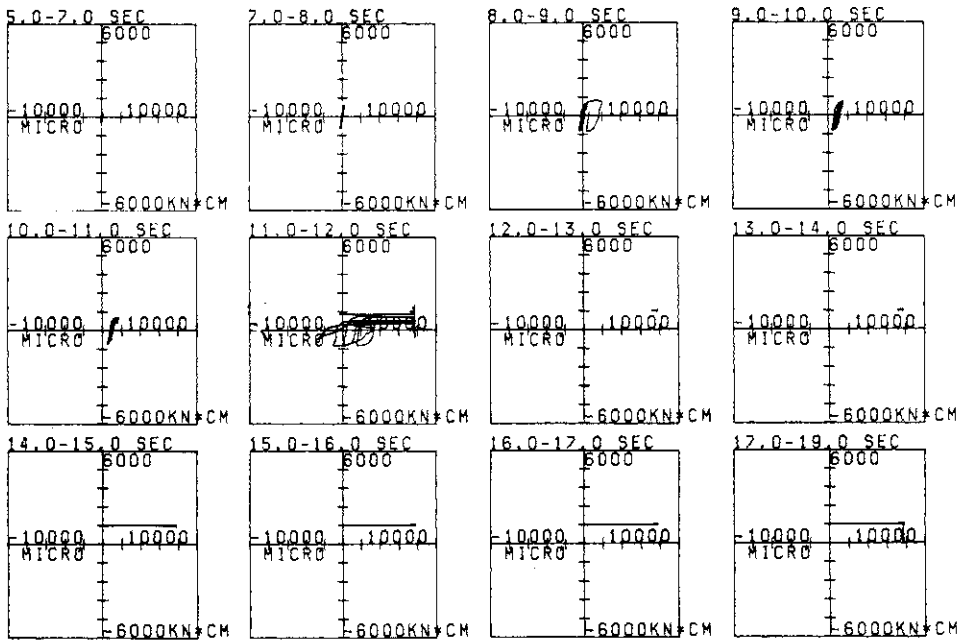
/MODEL C-2/ 6th excitation



/MODEL C-2/ 5th excitation



/MODEL C-2/ 7th excitation



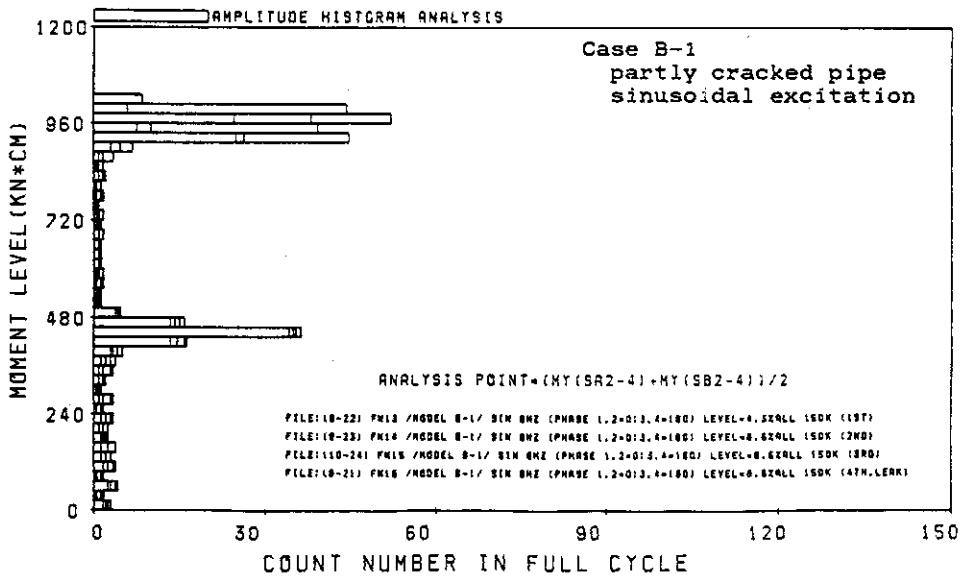
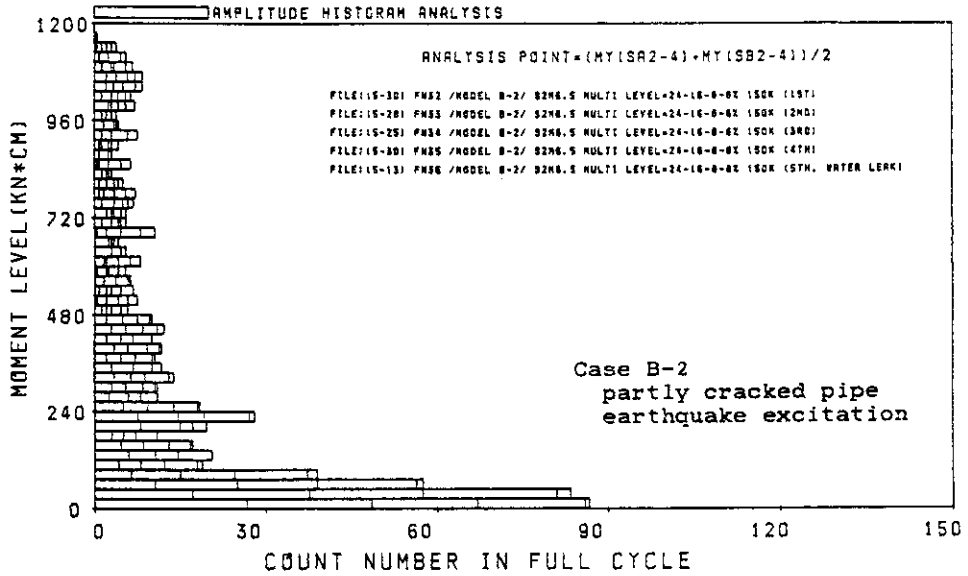


図41 クラック断面上曲げモーメントのヒストグラム (部分クラックモデル B-1, 2)

上: B-2 (地震波加振) 下: B-1 (正弦波加振)

Fig. 41 Histogram of bending moment at crack section (model B-1,2)

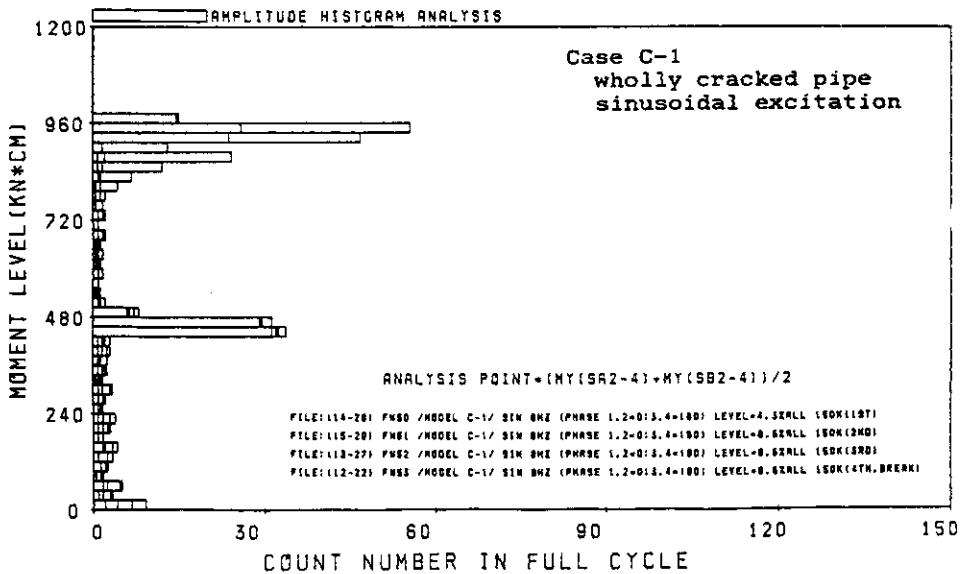
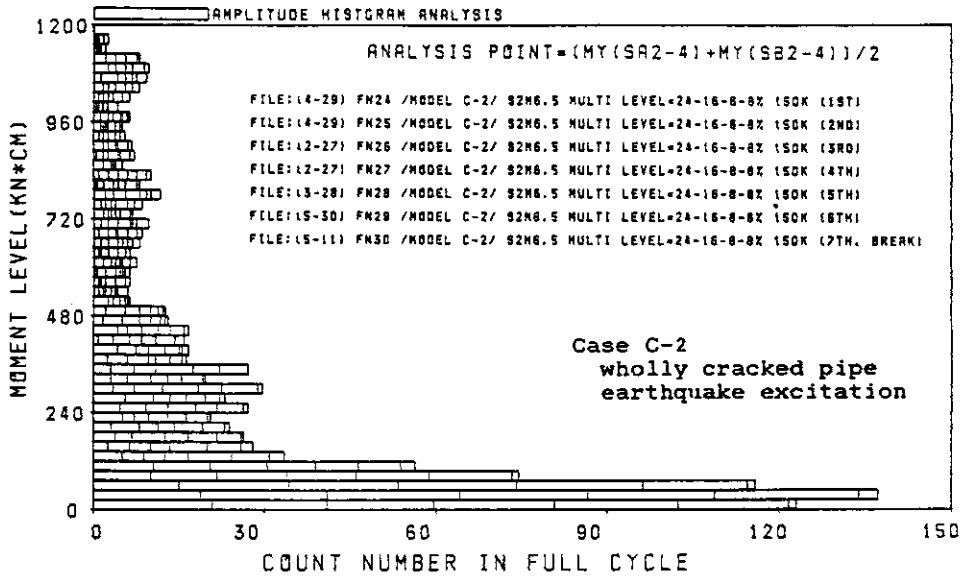


図42 クラック断面上曲げモーメントのヒストグラム (全周クラックモデル C-1, 2)

上: C-2 (地震波加振) 下: C-1 (正弦波加振)

Fig. 42 Histogram of bending moment at crack section (model C-1,2)

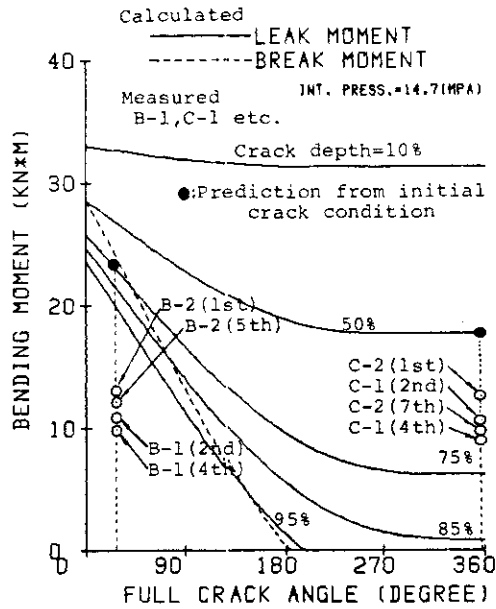


図43 Limit load analysis と実験との比較 (長谷川らの式による)
 Fig. 43 Comparison between experiment and limit load analysis by the formulation of Hasegawa et al.

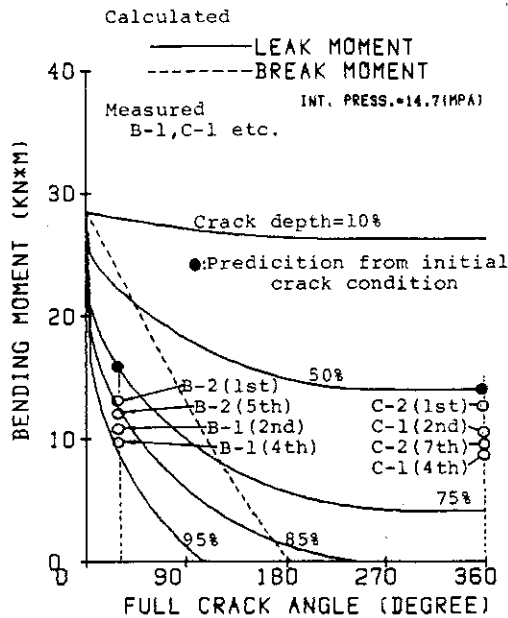


図44 Limit load analysis と実験との比較 (栗原、植田らの式による)
 Fig. 44 Comparison between experiment and limit load analysis by the formulation of Kurihara and Ueda

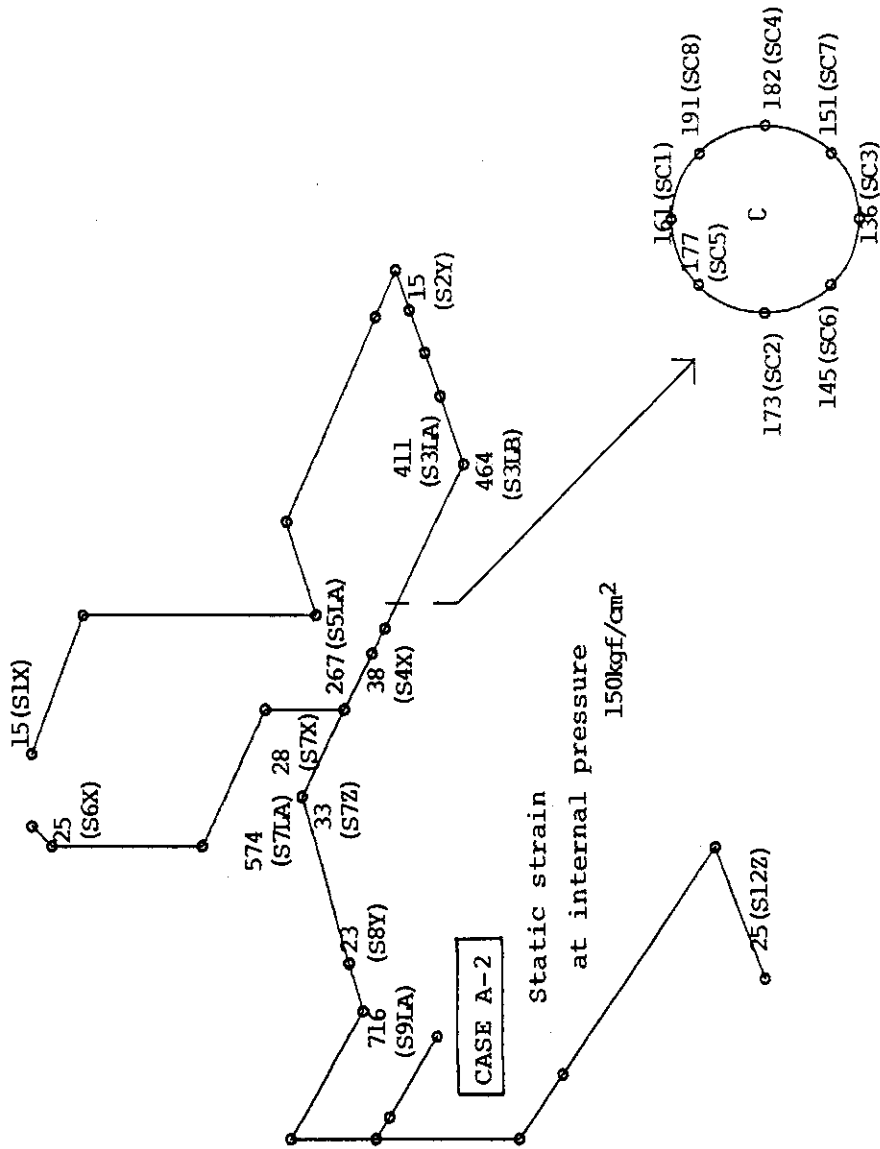


図45 加圧時の配管各部の静的歪 (A-2 クラック無しモデル)
 Fig. 45 Pipe strain at internal static pressure ($\times 10^{-6}$) (model A-2, no crack)

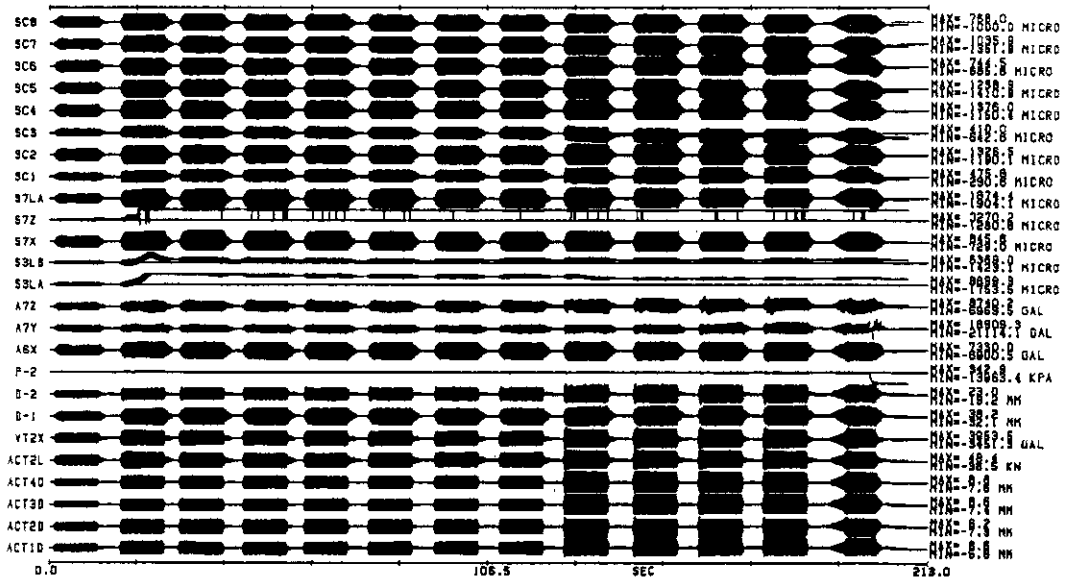


図46 破損実験の応答全貌図 (モデルA-2, 正弦波加振, 主要計測点)
 Fig. 46 Overall time history of excitations and responses (model A-2)

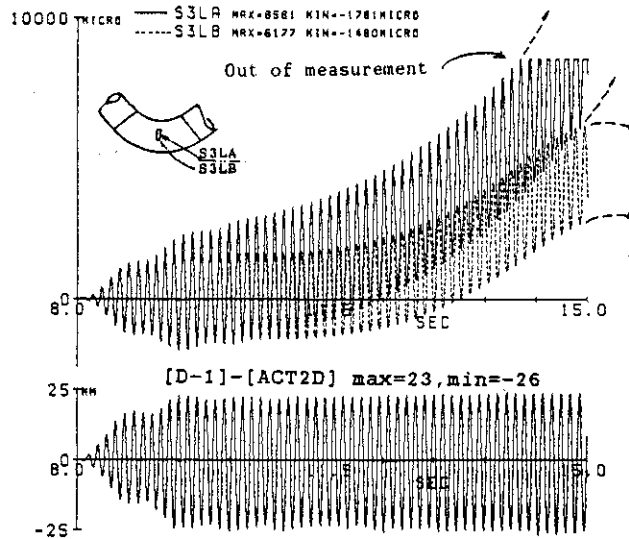


図47 エルボ側面歪の時刻歴応答 (モデルA-2, 第2回加振の初めの部分)
 Fig. 47 Time history of elbow hoop strain (model A-2, 2nd excitation)
 S3LA: upper side S3LB: lower side

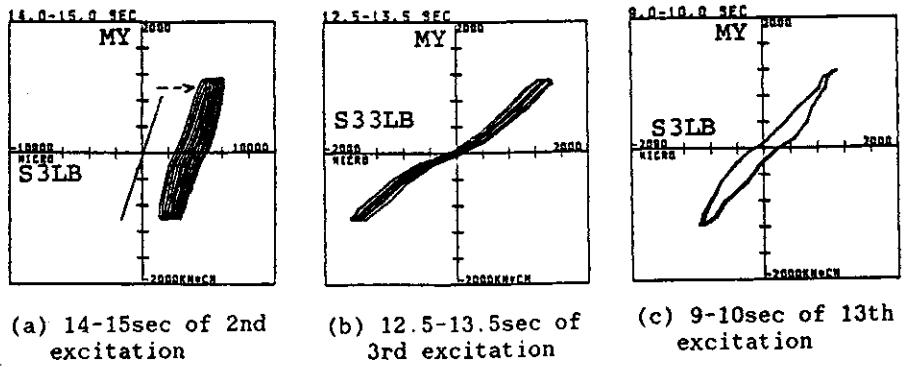


図48 モーメント-歪履歴曲線の代表例 (ゲージSC部でのモーメントを用いている, また残留累積値は除く)

Fig. 48 Typical moment-strain curves of model A-2 (estimated moment at section SC)

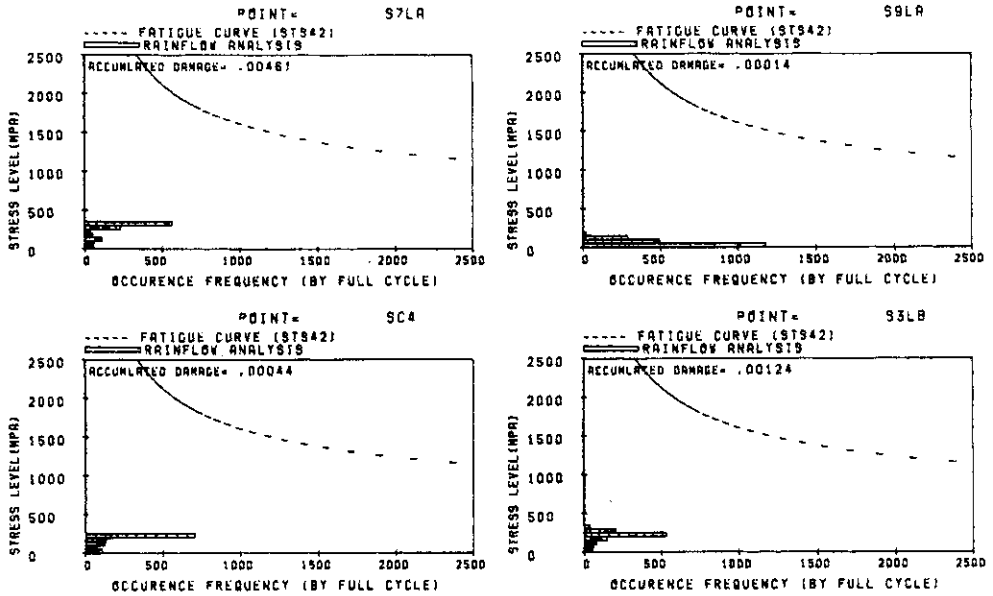


図49 疲労被害分析の例 (モデルA-2, エルボ及び直管部の歪波形に Rainflow法を適用, 内圧による平均応力は考慮外)

Fig. 49 A fatigue analysis of strain waves by the Rainflow method

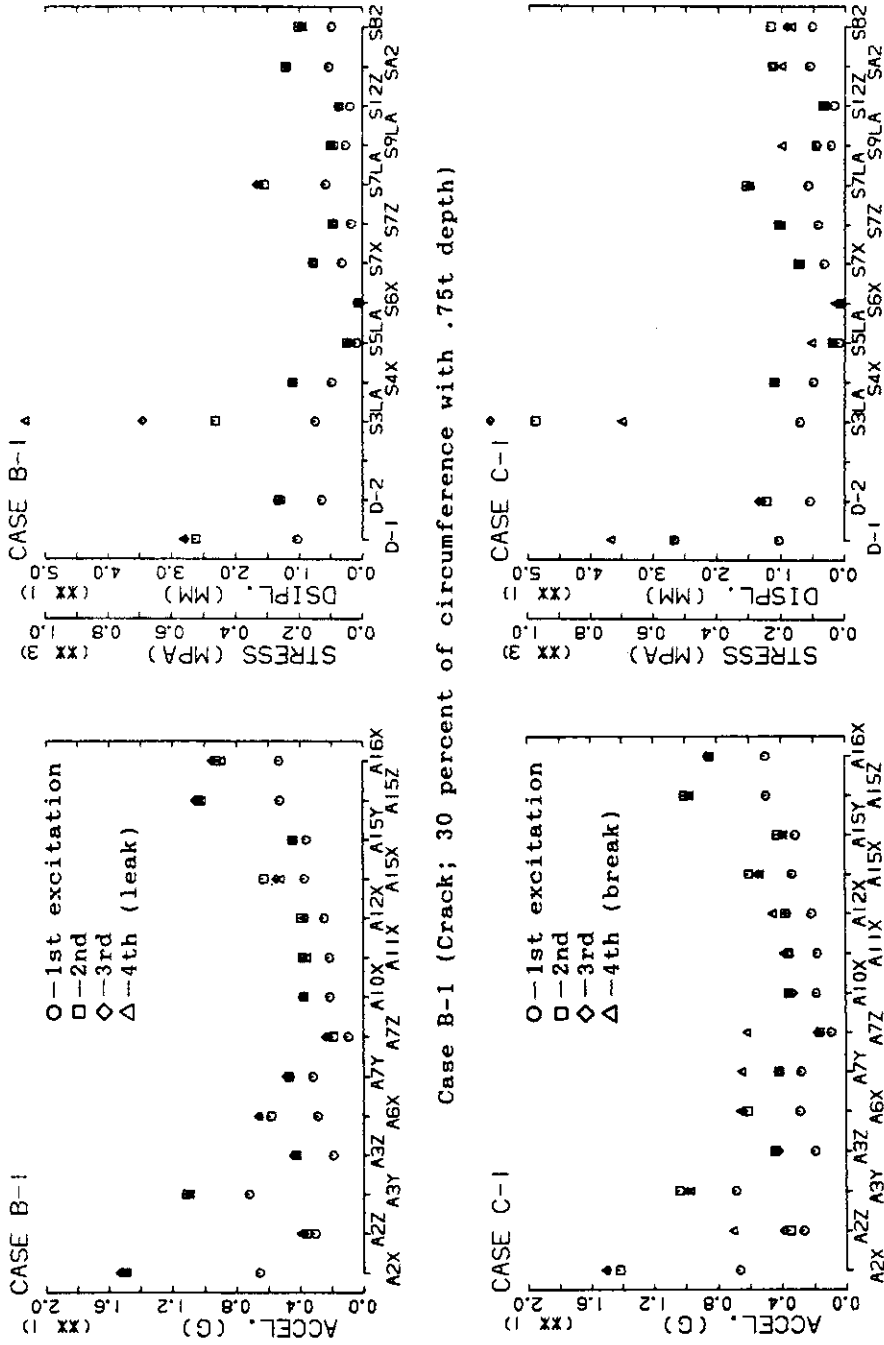
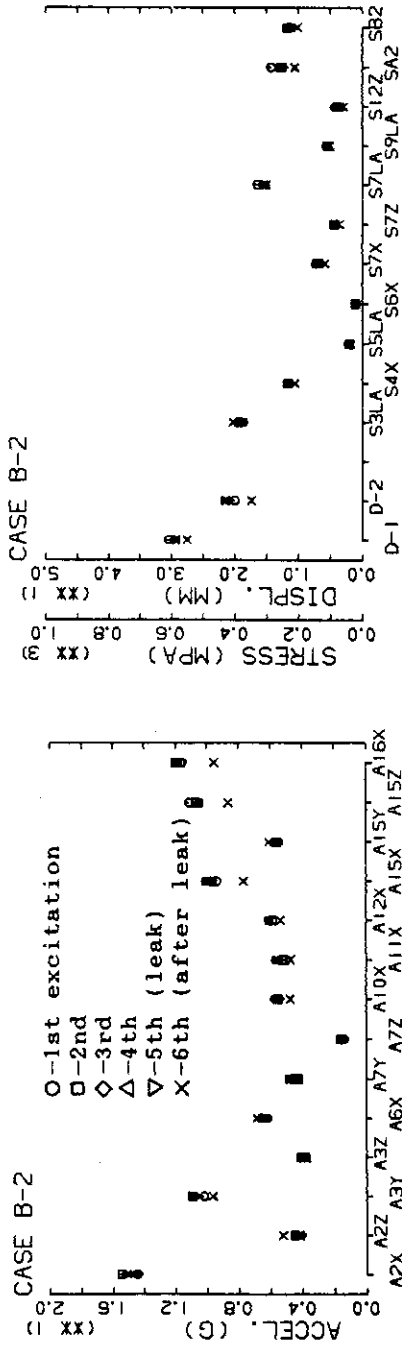
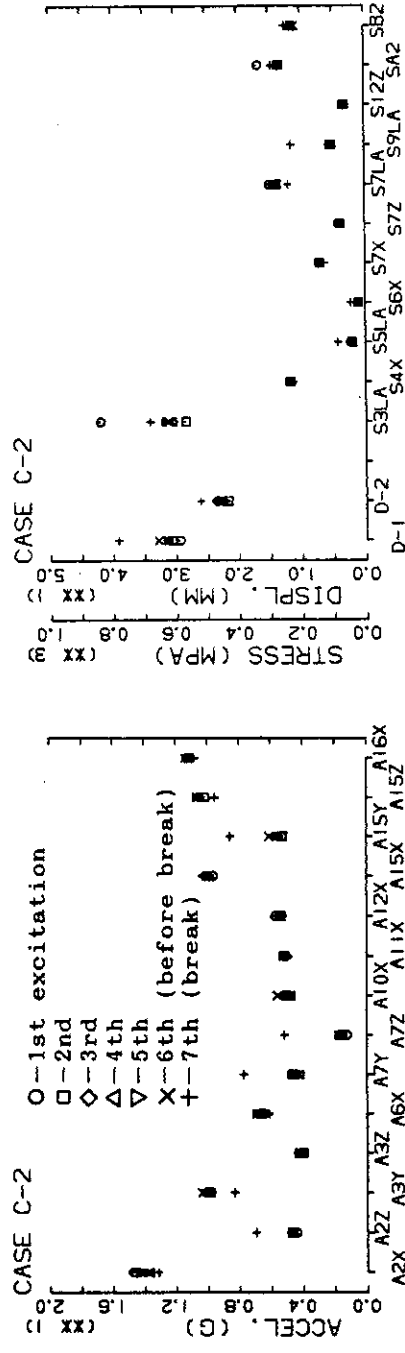


図50 正弦波加振時の配管系各部の最大応答量の比較 (モデルB-1およびC-1)
 Fig. 50 Comparison of maximum responses during sinusoidal tests (model B-1, C-1)

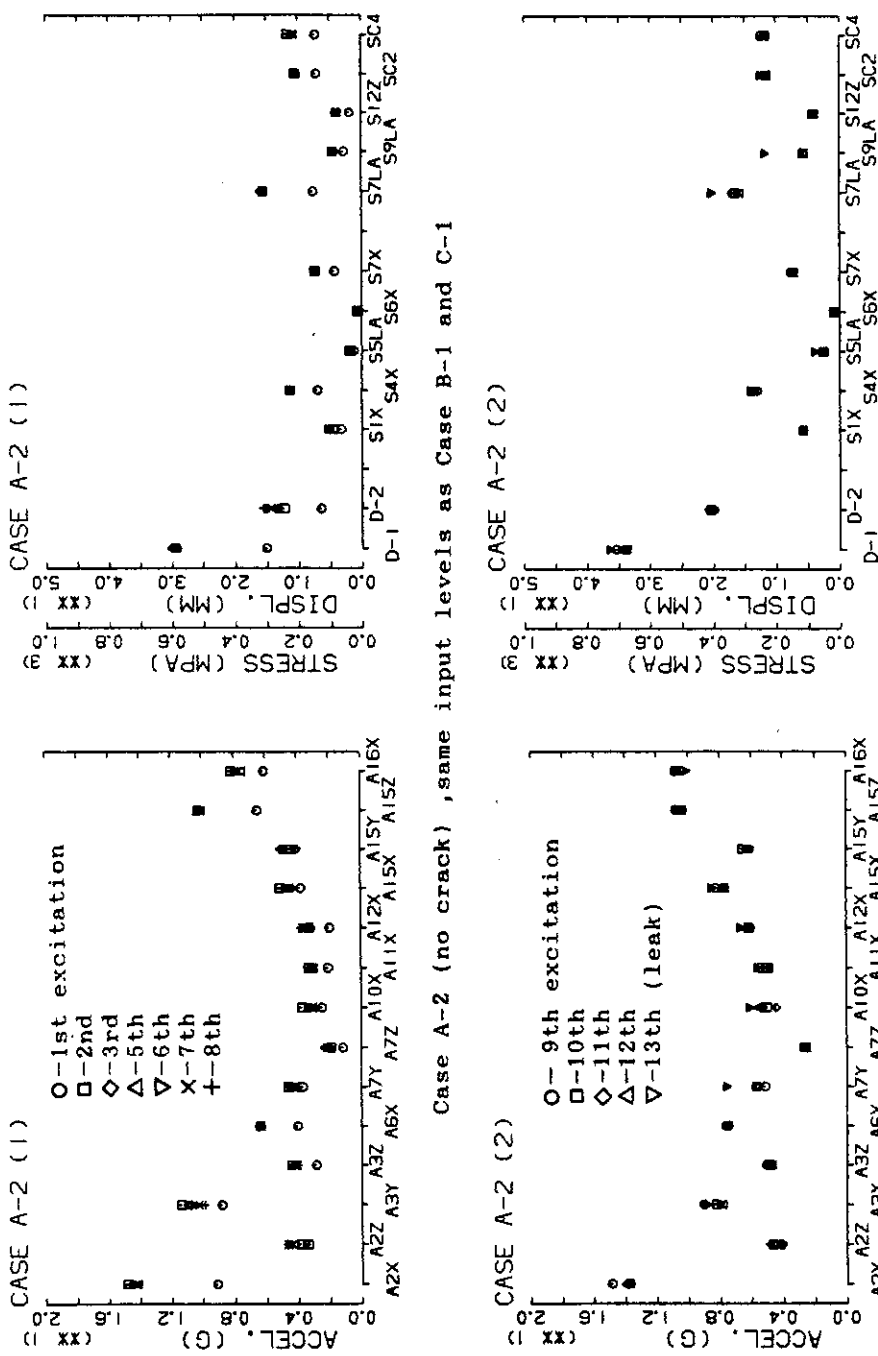


(a) Case B-2 (Crack; 30 percent of circumference with .75t depth)



(b) Case C-2 (Crack; whole of circumference with .5t depth)

図51 地震波加振時の配管系各部の最大応答量の比較 (モデルB-2およびC-2)
Fig. 51 Comparison of maximum responses during seismic tests (model B-2, C-2)



Case A-2 (no crack), same input levels as Case B-1 and C-1

Case A-2 (no crack), about 1.6 times of input levels

図52 正弦波加振時の配管系各部の最大応答量の比較 (モデルA-2)
Fig. 52 Comparison of maximum responses during sinusoidal test (model A-2)

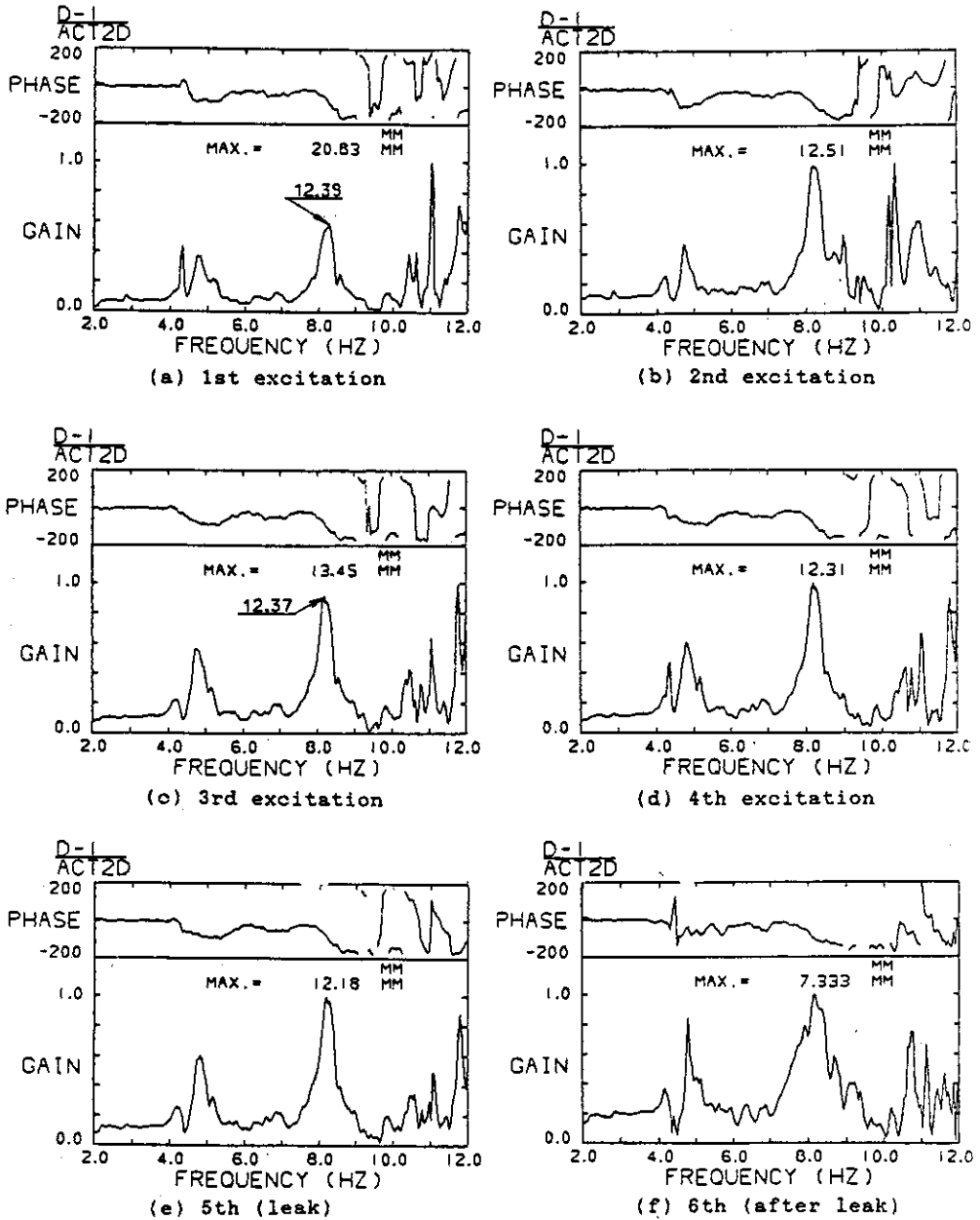


図53 地震波加振時の応答伝達関数の経過 (モデルB-2の場合)
 Fig. 53 Comparison of transfer function during seismic test B-2

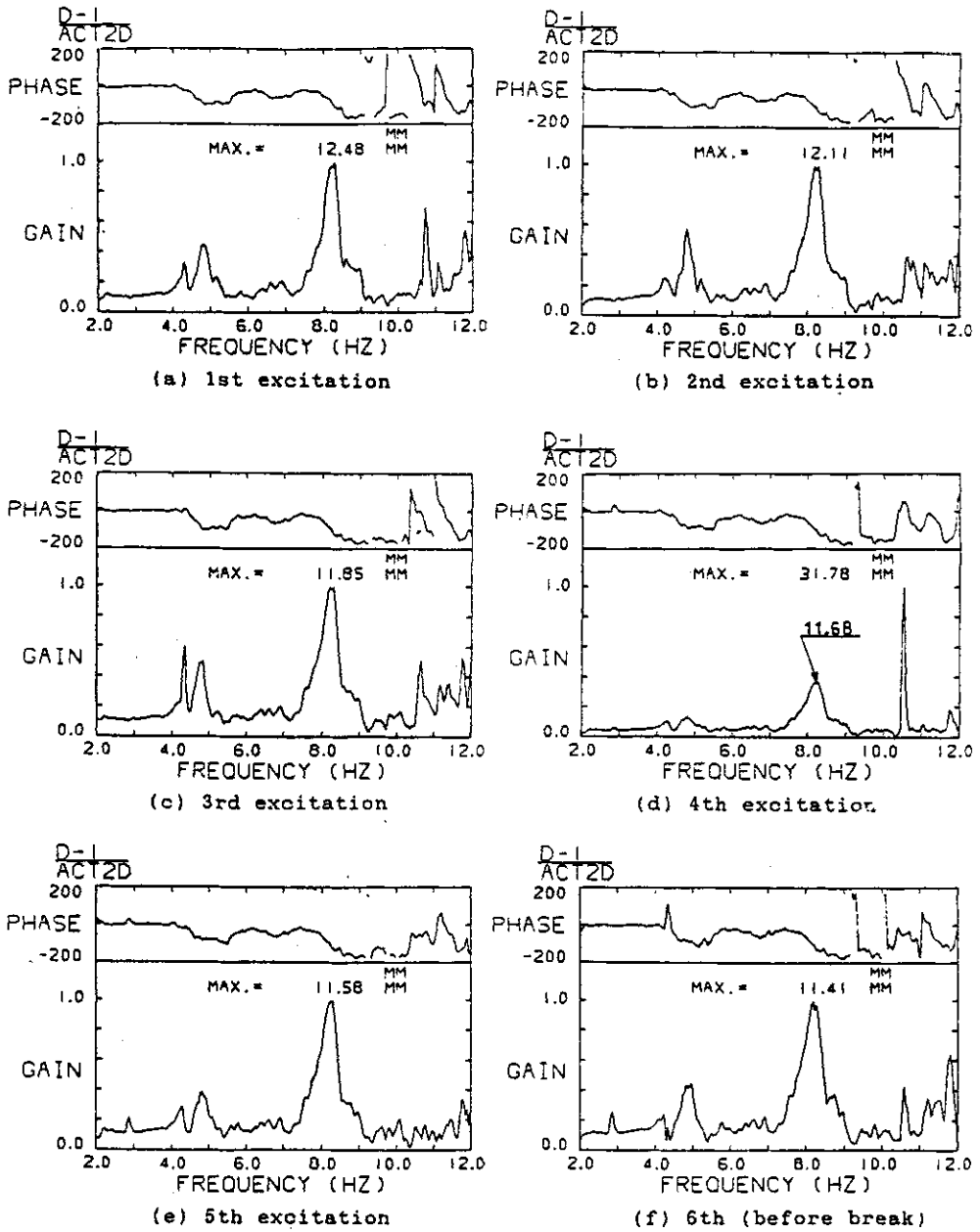


図54 地震波加振時の応答伝達関数の経過 (モデルC-2の場合)

Fig. 54 Comparison of transfer function during seismic test C-2

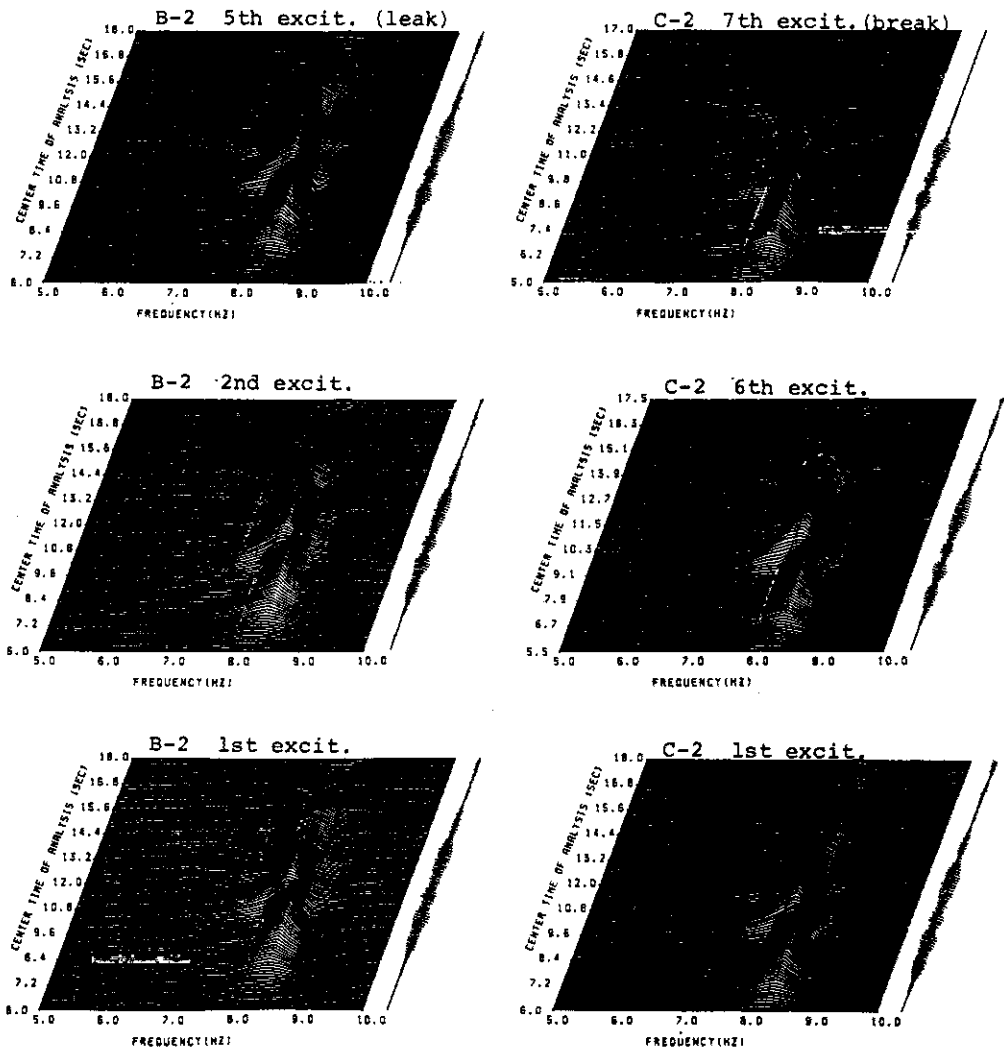


図55 配管加速度応答のランニングスペクトル分析 (モデルB-2, C-2)
 Fig. 55 Running spectra of pipe acceleration A6X (model B-2, C-2)

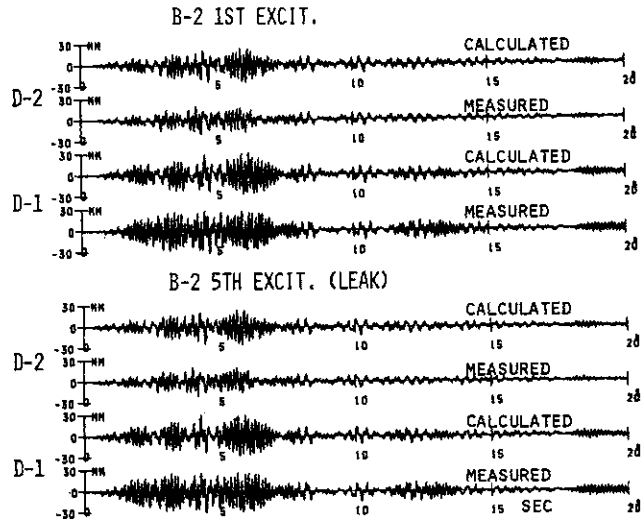


図56 初回加振および最終加振時の配管変位応答波形の比較
モデルB-2, 実測および計算波形（計算は線形モデルによる）

Fig. 56 Comparison of pipe displacement response during 1st and final excitation (Model B-2, measured and calculated by linear model)

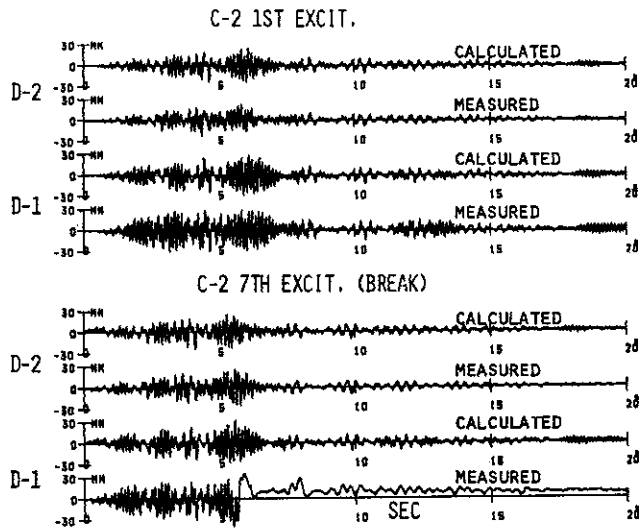


図57 初回加振および最終加振時の配管変位応答波形の比較
モデルC-2, 実測および計算波形（計算は線形モデルによる）

Fig. 57 Comparison of pipe displacement response during 1st and final excitation (Model C-2, measured and calculated by linear model)

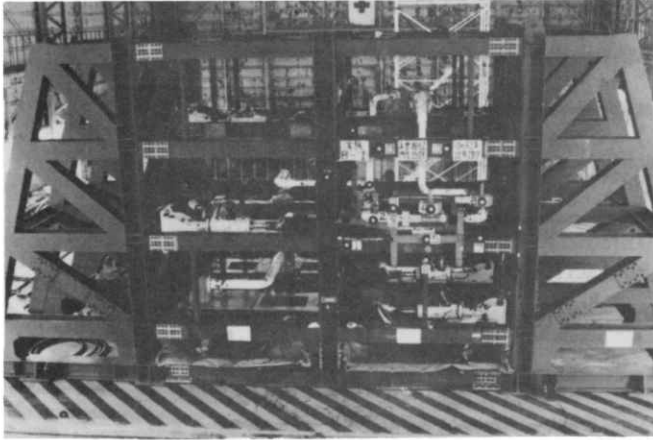


写真1 実験装置の全景

Photo. 1 General view of test system

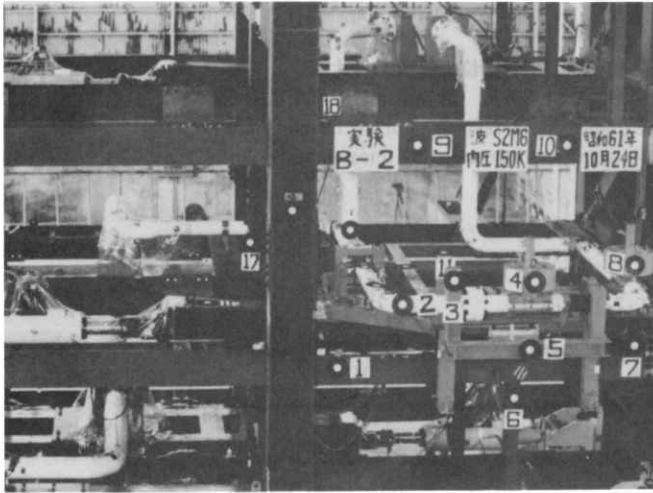


写真2 試験体配管の主要部

Photo. 2 Main part of test piping

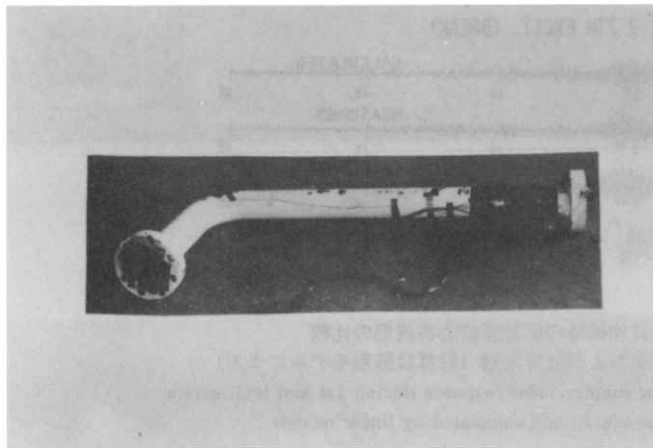


写真3 取替用部分配管

Photo. 3 Test element for replace

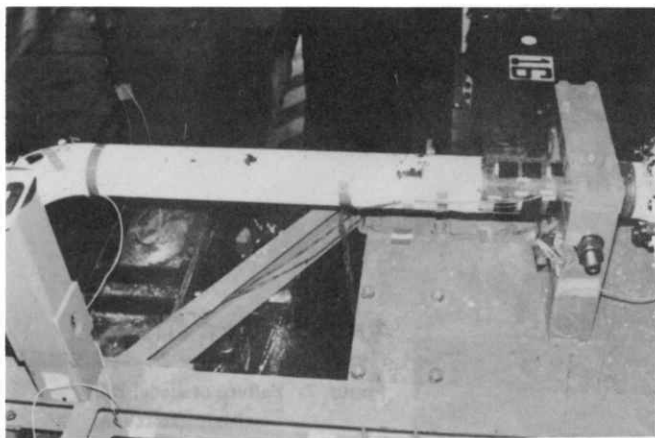


写真4 取替用部分配管取り付け状況
(レストレイント側, クラック設定)
Photo. 4 Set up of test part
(restraint side, cracked part)

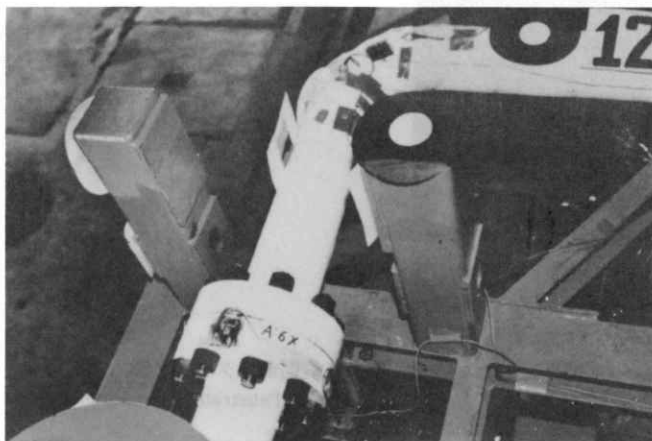


写真5 取替用部分配管取り付け状況
(バルブ側)
Photo. 5 Set up of test part
(valve side)

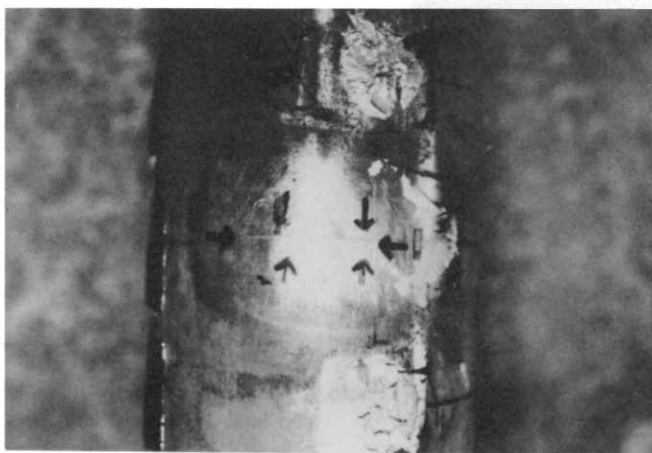


写真6 クラック貫通による漏洩
(モデルB-1, 正弦波加振)
Photo. 6 Penetrated crack of model B-1
(sinusoidal excitation)

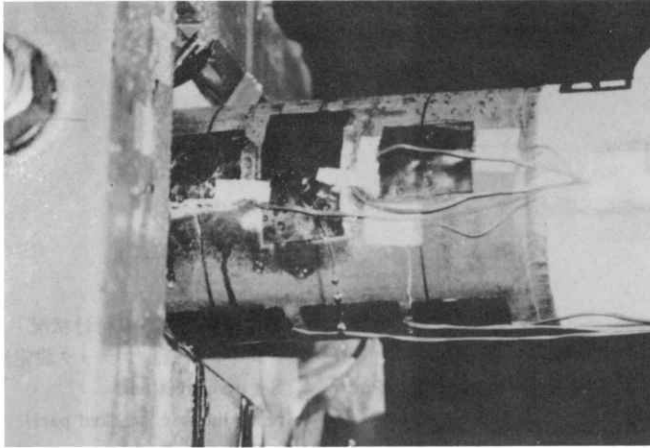


写真7 クラック貫通による漏洩
(モデルB-2, 地震波加振)
Photo. 7 Failure of model B-2
(seismic excitation)

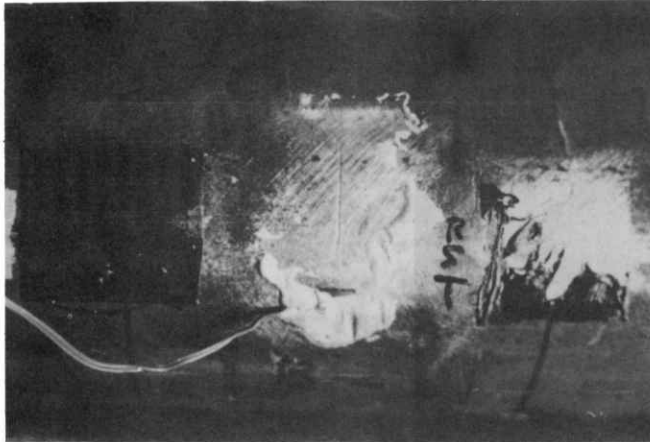


写真8 同前(クラック部)
Photo. 8 Penetrated crack of model B-2

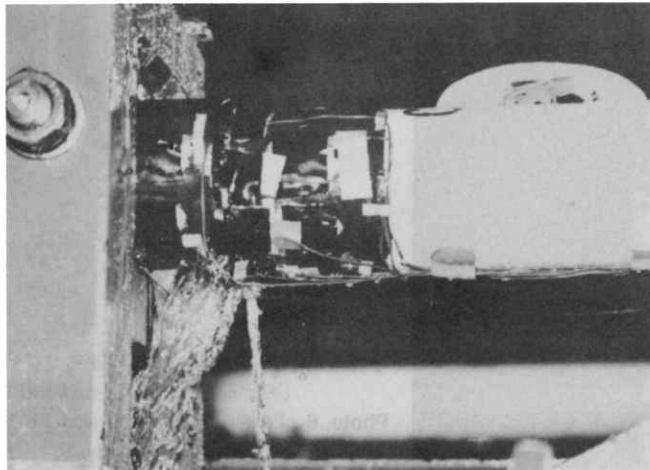
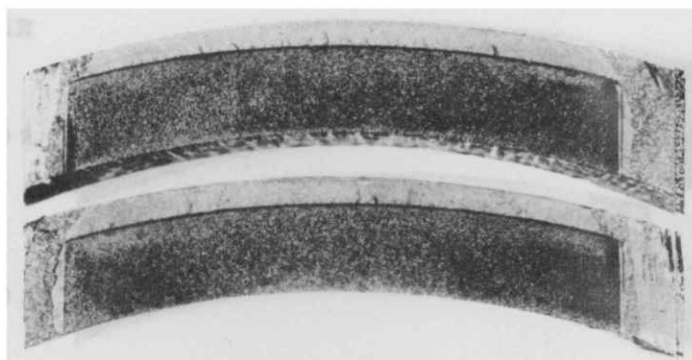


写真9 クラック貫通により漏洩破断
(モデルC-1, 正弦波加振)
Photo. 9 Breaking of model C-1
(sinusoidal excitation)

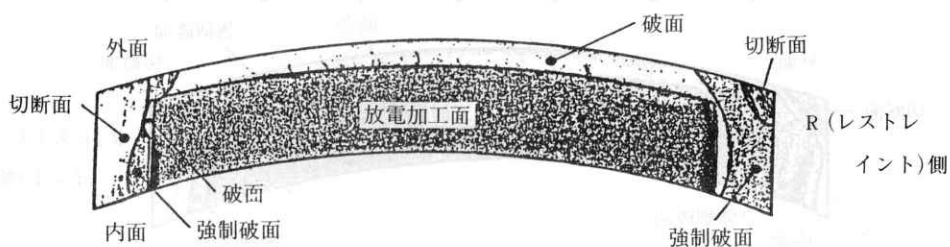
B-1



貫通側

R (レストレ
イント)側

E (エルボ)側



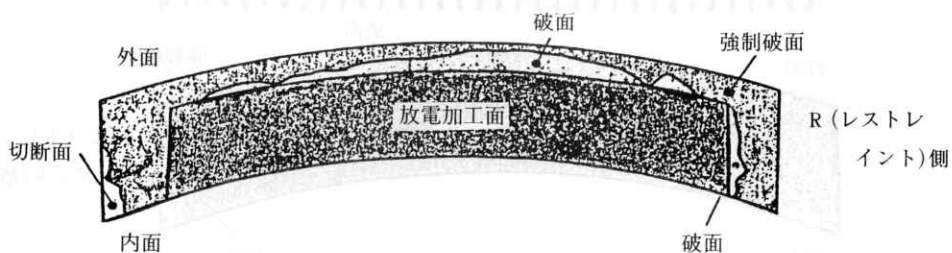
R (レストレ
イント)側



非貫通側

R (レストレ
イント)側

E (エルボ)側



R (レストレ
イント)側

写真10 破面の詳細 (モデルB-1, 正弦波加振)

Photo. 10 Examination of fracture surface
(model B-1, sinusoidal excitation)

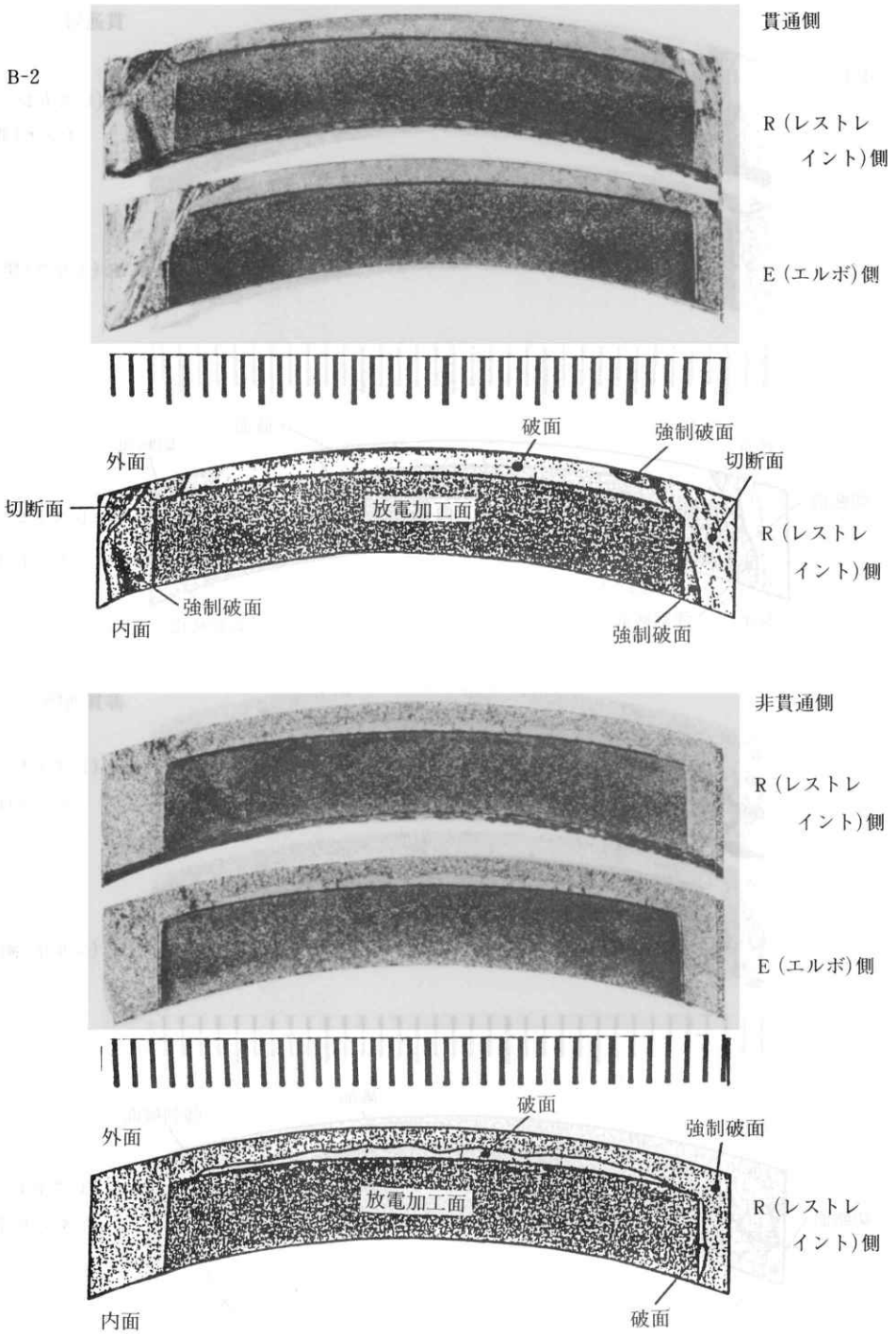


写真11 破面の詳細 (モデルB-2, 地震波加振)
 Photo. 11 Examination of fracture surface
 (model B-2, seismic excitation)

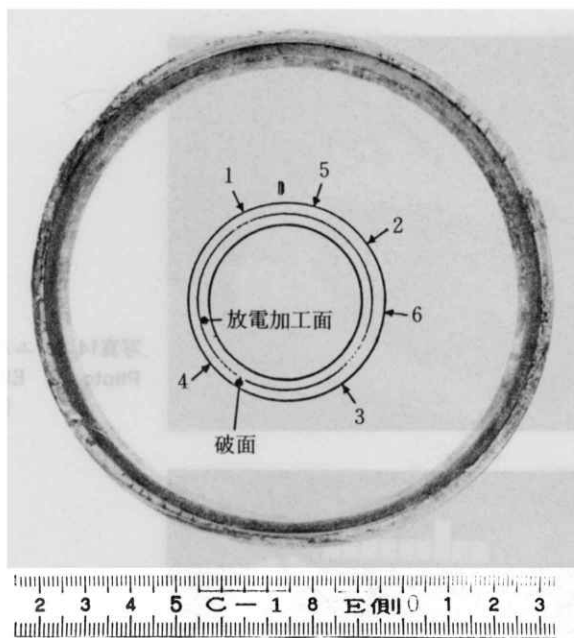


写真12 破断面（モデルC-1）
 Photo. 12 Post test fracture surface
 (model C-1)

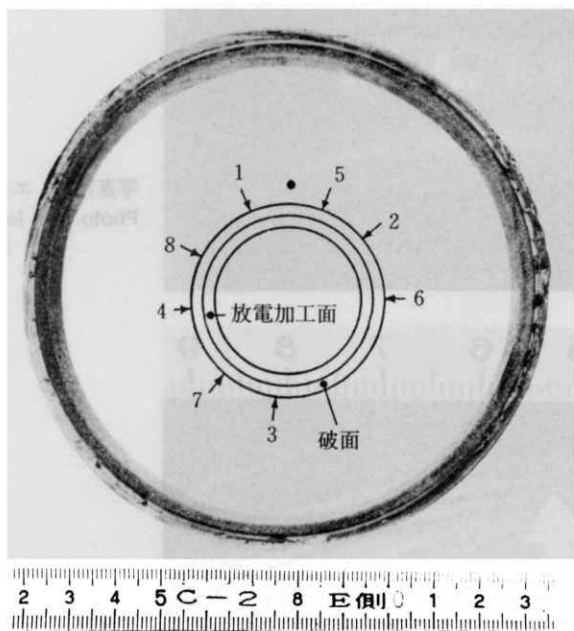


写真13 破断面（モデルC-2）
 Photo. 13 Post test fracture surface
 (model C-2)

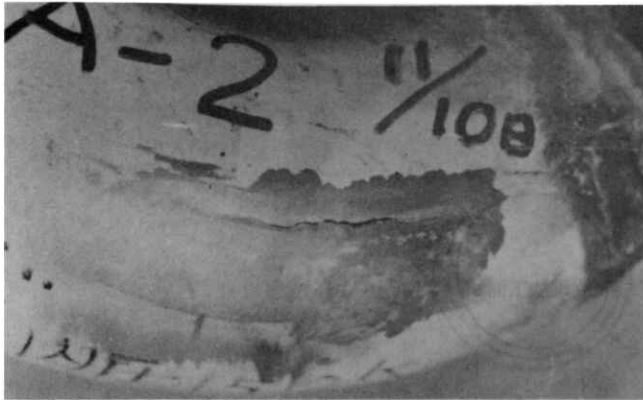


写真14 エルボ破損 (モデル A-2)
Photo. 14 Elbow failure with ratchetting
(model A-2)

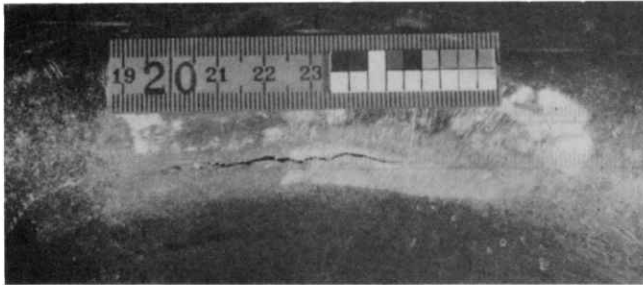


写真15 エルボ外面亀裂 (上側側面)
Photo. 15 Outer view of elbow crack
(upper side)

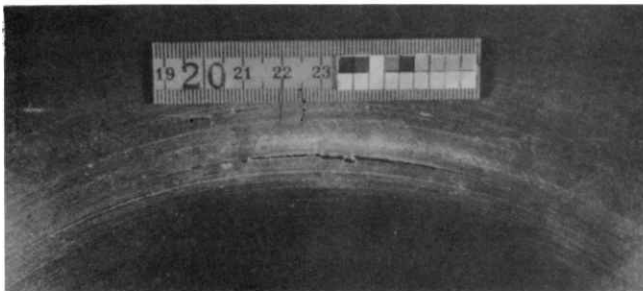


写真16 エルボ内面亀裂 (上側側面)
Photo. 16 Inner view of elbow crack
(upper side)

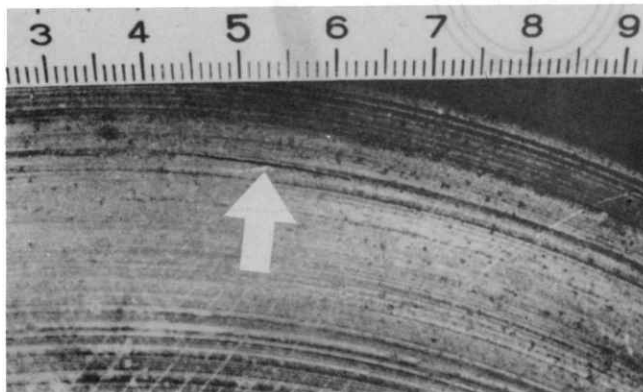


写真17 エルボ内面亀裂 (下側側面)
Photo. 17 Inner view of elbow crack
(lower side)