

「もんじゅ」ナトリウム漏えい事故の原因究明対策班作業関連資料

流体力による温度計の振動について
(中間報告 I ~ IV)

1996年7月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

この資料は、動燃事業団社内における検討を目的とする社内資料です。ついては複製、転載、引用等を行わないよう、また第三者への開示又は内容漏洩がないよう管理して下さい。また今回の開示目的以外のことには使用しないよう注意して下さい。

本資料についての問合せは下記に願います。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター

システム開発推進部 技術管理室

「もんじゅ」ナトリウム漏えい事故の原因究明対策班作業関連資料

流体力による温度計の振動について（中間報告Ⅰ～Ⅳ）

原因究明対策班 原因解析・試験グループ*

要 旨

本報告書は、1995年12月8日に発生した「もんじゅ」2次主冷却系ナトリウム漏えい事故の原因究明作業の一環として実施した、流体力による温度計の振動についての検討の中間結果をまとめたものである。

-
- * 岡林 邦夫 (大洗工学センター)
岩田 耕司 (大洗工学センター 基盤技術開発部)
和田 雄作 (大洗工学センター 基盤技術開発部 構造・材料技術開発室)
森下 正樹 (大洗工学センター 基盤技術開発部 構造・材料技術開発室)
山口 彰 (大洗工学センター 基盤技術開発部 熱流体技術開発室)
一宮 正和 (大洗工学センター システム開発推進部 プラント工学室)
家田 芳明 (大洗工学センター 基盤技術開発部 熱流体技術開発室、現企画部)

流体力による温度計の振動と疲労破損の可能性（中間報告第1報）

- 100%流量状態の概略検討 -

平成8年1月22日
動力炉・核燃料開発事業団

1. 当該温度計は、主配管の横腹に設けられた管台に溶接支持され、温度計ウェルが配管内に約185mm水平に突き出した構造となっている。このうち、温度計ウェル先端約150mmの部分は、直径が10mmと細くなっている。管台より外側には、温度計保護管とコネクタがネジ止めされている。
2. 温度計の振動解析によれば、管台溶接部を中心として全体が回転するモード（振動数約165Hz）と、温度計ウェル先端の細管部が片持ちはりとして、ほぼ独立に振動するモード（振動数約260Hz）が存在する。
3. 温度計ウェルの振動を励起する動的荷重としては、カルマン渦の発生による圧力変動が考えられる。まず、ウェルが静止していると仮定して流動解析を実施し、ウェルに作用する圧力荷重とその周波数特性を評価した。発生するカルマン渦による揚力（流れと直交する方向の圧力荷重で、ウェルを上下に振動させる）の周波数は、100%定格流量状態で80~120Hzであり、既往の実験的知見と一致している。流れ方向には、カルマン渦による抗力（流れ方向の圧力荷重で、ウェルを水平に振動させる）が作用する。この抗力は、カルマン渦の周波数110Hz及びその2倍の200、250Hzの成分が卓越している。また、ウェルの円周方向圧力分布形状及び抗力は、既往の実験結果と良く一致していることを確認した。
4. 温度計ウェルに作用する圧力荷重を評価するために、ウェルの振動と圧力変動が相互作用していることを考慮して連成振動解析を実施し、時間とともに変化する揚力と抗力を算定した。連成効果により、揚力と抗力の周波数特性において、ウェルの振動数相当に新たなピークが生じる。
5. 算定された揚力と抗力を入力荷重とした振動解析によれば、温度計ウェルの先端の振幅は、流れと直交方向の最大値が約0.9mm、流れ方向の最大値が約1.2mmである。2方向の振動数はいずれも約260Hz（ウェル先端が振動するモード）であり、振動数約160Hzのモードの寄与は無視できるほど小さい。このような振動から、ウェルの一断面をとると、最大曲げ応力の発生位置が周方向に時々刻々変化していたものと推定される。なお、揚力と抗力に対するウェルの応答に大きな差がない点は、別途実施されている実験による知見とは必ずしも一致していないので、この点について今後検討を進める予定である

6. 前項の振動によって疲労損傷が生じる部位としては、ウェル付根溶接部及びウェル細管付根段付部が考えられるが、解析の結果によれば、後者の部位の応力は前者のそれを有意に上回っている。従って、疲労破損があるとすれば、まず後者の部位で生じると考えられる。

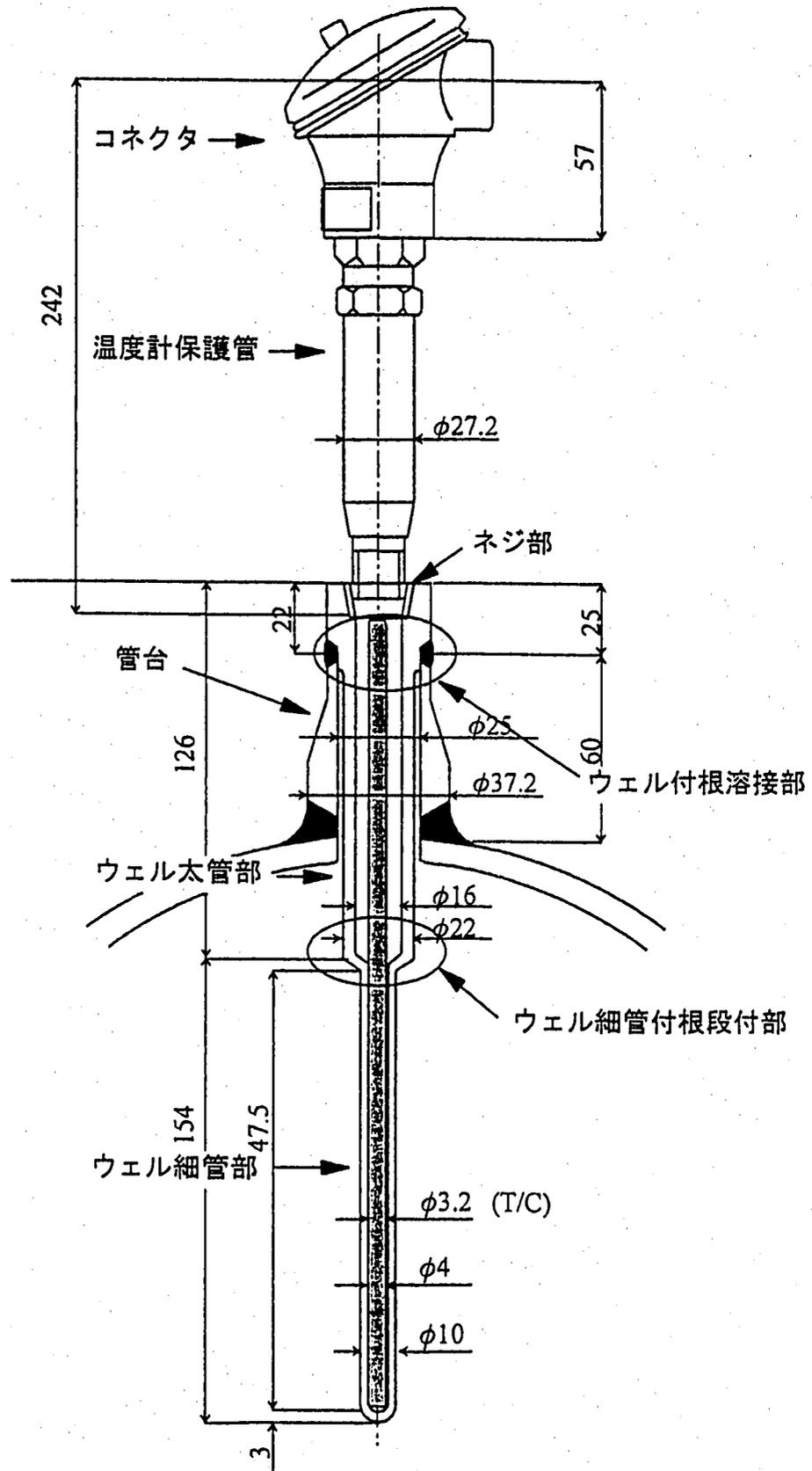
以上

(注) 本報告において、「疲労損傷」及び「疲労破損」の用語を以下のように定義している。

疲労損傷：冷却材（ナトリウム）バウンダリの部位に繰り返しひずみが生じ、材料がき裂を生じやすくなっている状態又はすでにき裂が発生しているが冷却材バウンダリの肉厚を貫通するに至っていない状態

疲労破損：疲労き裂が発生し、き裂が冷却材バウンダリの肉厚を貫通して、冷却材の漏えいに至っている状態

温度計の構造



補足資料 2

温度計の振動特性

1. 振動解析

温度計は、振動系としては中央部で回転支持されたはりを見なすことができるので、振動解析ははり要素によるモデルを用いて行った。図1に解析モデルを示すが、モデル化の対象範囲はウェル、管台、及びヘッド等である。寸法データ等は可能な限り実測値を用いた。ウェルのナトリウム接液部については流体付加質量を考慮している。また、管台を支持する主配管のたわみ性は、別途当該部分の静的応力解析（3次元シェルモデル）によって評価し、これを回転バネで表現した。

解析によって得られた固有振動数（ウェル温度 200℃）は、1次：163Hz、2次：257Hzである。図2は固有振動モードであるが、1次は管台による支持点を中心として上下がそれぞれはりとしてたわみながら全体として回転するモード、2次はウェルの細管部分がほぼ片持ちはりとして局部的に振動するモードである。なお、1次固有振動数は主配管のたわみ性やネジ部の締結状態等の条件に影響されやすいが、流体力に対する応答を支配する2次固有振動数はこれらの条件に対して鈍感で、ほぼ一定の値を保つ。図3に例としてネジ部の締結状態を回転剛性で模擬した場合の解析結果を示す。

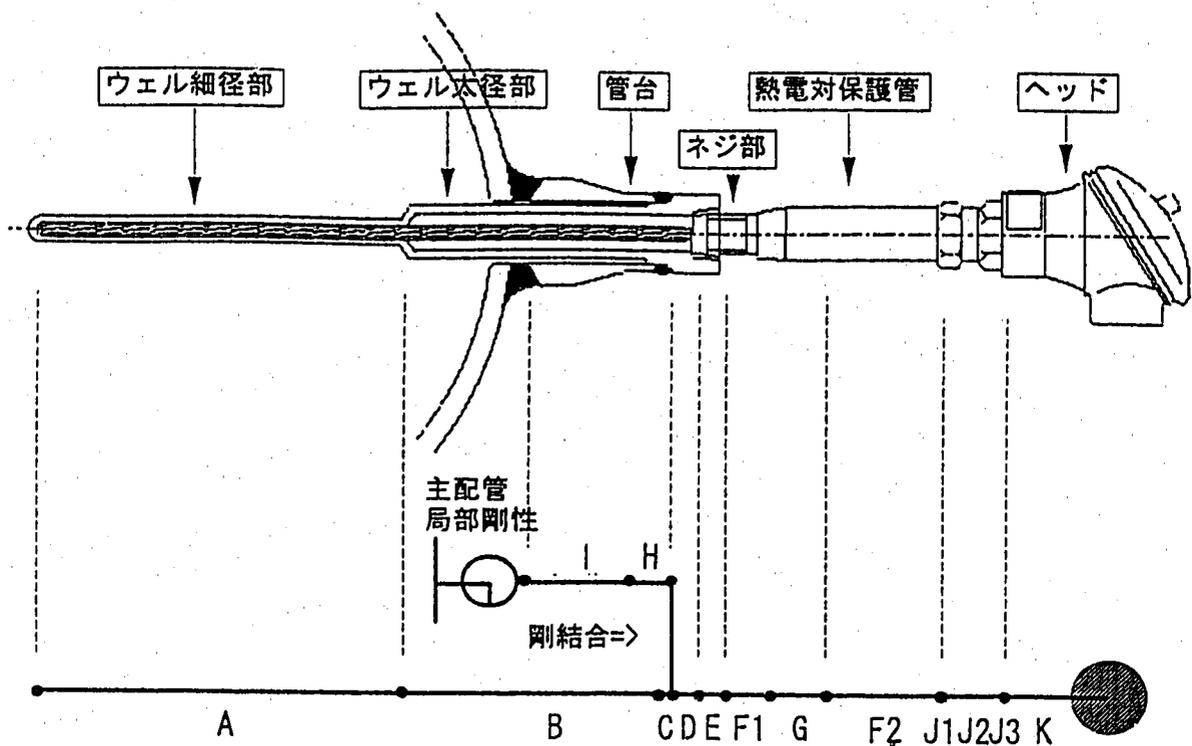
2. 打振試験

実機と同一の温度計を用いて打振試験を実施した。図4に試験概念を示すが、実機と同様に水平姿勢で管台に支持された温度計の保護管をインパルスハンマで打振し、ヘッド、ネジ部、及びウェル先端の加速度応答を計測してFFT（高速フーリエ変換）アナライザを用いて伝達関数を算出し、これにより固有振動数を求めた。

図5は試験結果の一例であるが、この場合の固有振動数の計測値は1次が約150Hz、2次が約260Hzである。試験は温度計保護管部のねじ込み状態（トルクを管理）及びヘッドへの模擬配線管の取り付けの有無等、種々の条件で行ったが、2次固有振動数は解析と同様にこれらの条件に影響されない（約260Hz一定）。一方、1次固有振動数は変動が大きい。

試験に対応する室温・大気中条件での解析結果は1次が約217Hz、2次が約280Hzである。1次固有振動数の乖離が大きいのが、これは、解析では管台の下端とネジ部を完全固定としていること（支持治具やネジ部の影響を無視）等に起因するものと推定される。1次モードは流体力によってほとんど励起されない（補足資料5）、この差異は評価上特に問題になるものではないと考えている。

なお、加速度計の自由振動波形から求めた減衰は、1次が約1%、2次が約0.5%である。



温度計の寸法・重量データ

部材	外径	内径	長さ	付加重量	温度	備考
A	10.4	3.8	154	0.0109	200	排除質量を付加質量として考慮
B	22.4	15.7	96	0.0314	200	(Na比重量: $8.23 \times 10^{-7} \text{ kg/mm}^3$)
C	25.0	15.7	3		150	
D	34.0	15.7	17		150	
E	34.0	4.0	10		150	
F1	27.2	4.0	30		150	
G	27.2	21.4	60		150	
F2	27.2	21.4	55		150	
H	34.0	25.0	11		200	管台
I	37.2	25.0	49		200	管台
J1	27.2	21.4	10	0.0317	150	ナット+スプリング関係重量を付加
J2	27.2	21.4	10	0.0117	150	スプリング関係重量を付加
J3	27.2	21.4	10	0.0397	150	ナット+スプリング関係重量を付加
K	剛なほりを想定		57		100	集中重量=258 g
	mm	mm	mm	kg/mm ³	°C	

縦弾性係数: $1.87\text{E}+04 \text{ kg/mm}^2 @ 200 \text{ °C}$
 (告示501号) $1.90\text{E}+04 \text{ kg/mm}^2 @ 150 \text{ °C}$
 $1.94\text{E}+04 \text{ kg/mm}^2 @ 100 \text{ °C}$

図1 温度計の振動解析モデル

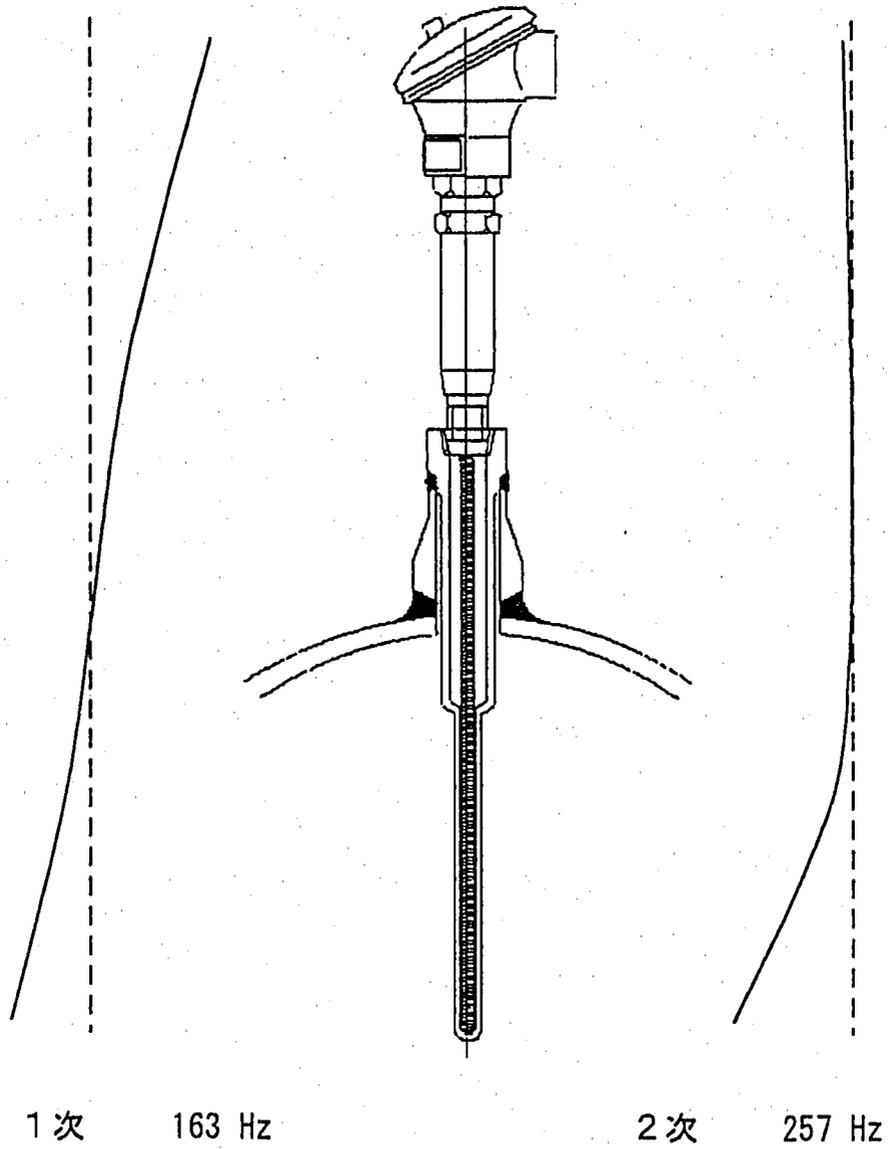


図2 温度計の固有振動モード

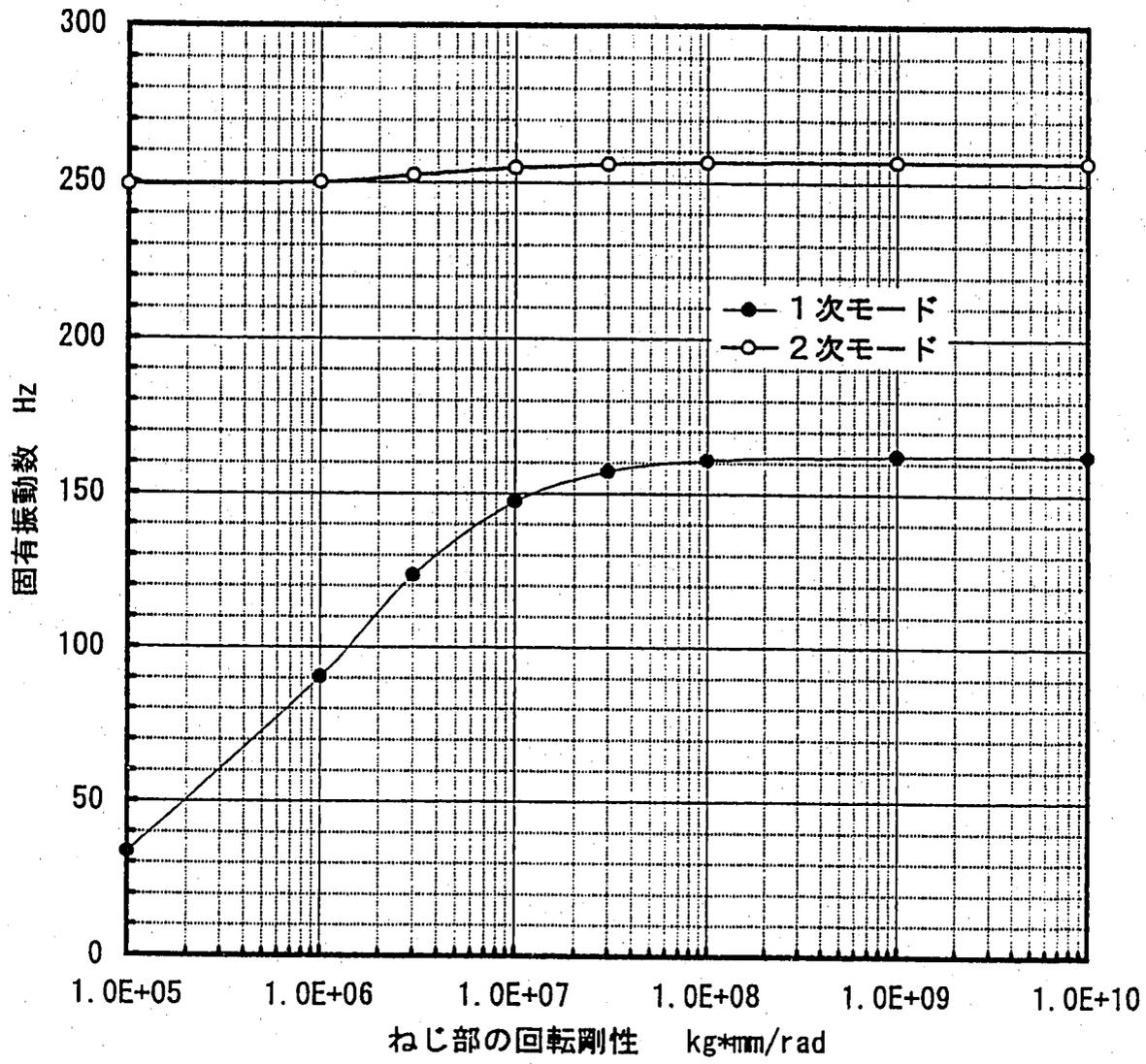


図3 ネジ部のゆるみが振動数に及ぼす影響

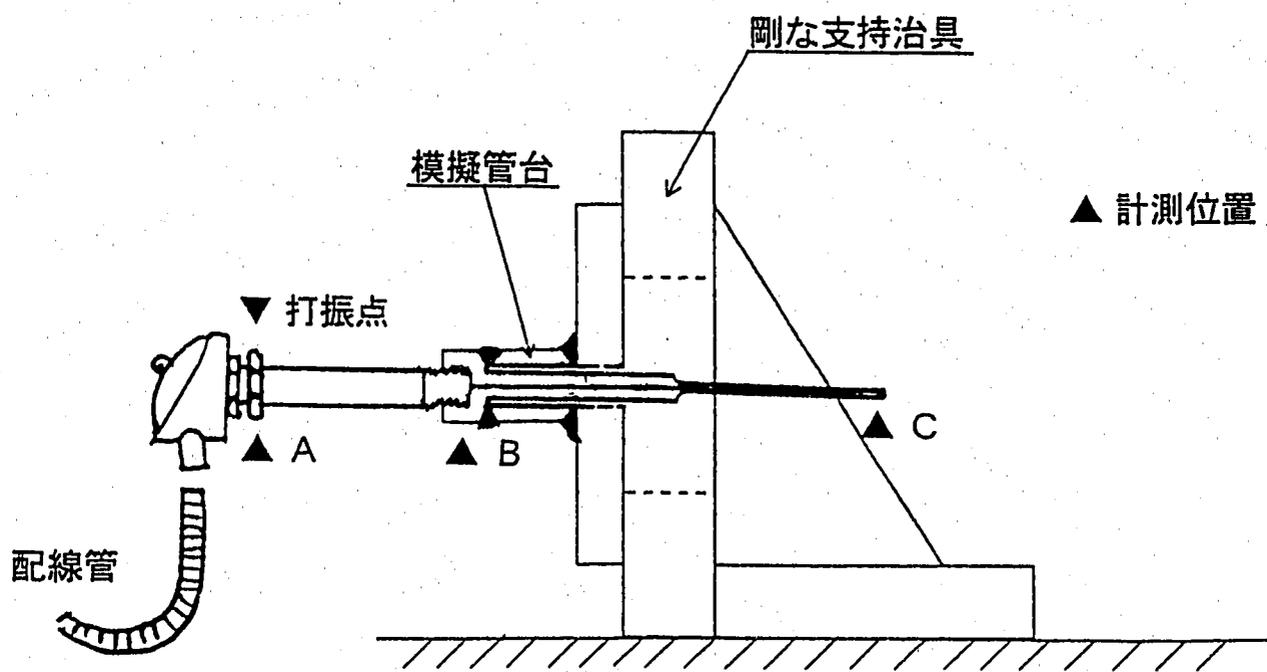


図4 打振試験の概念図

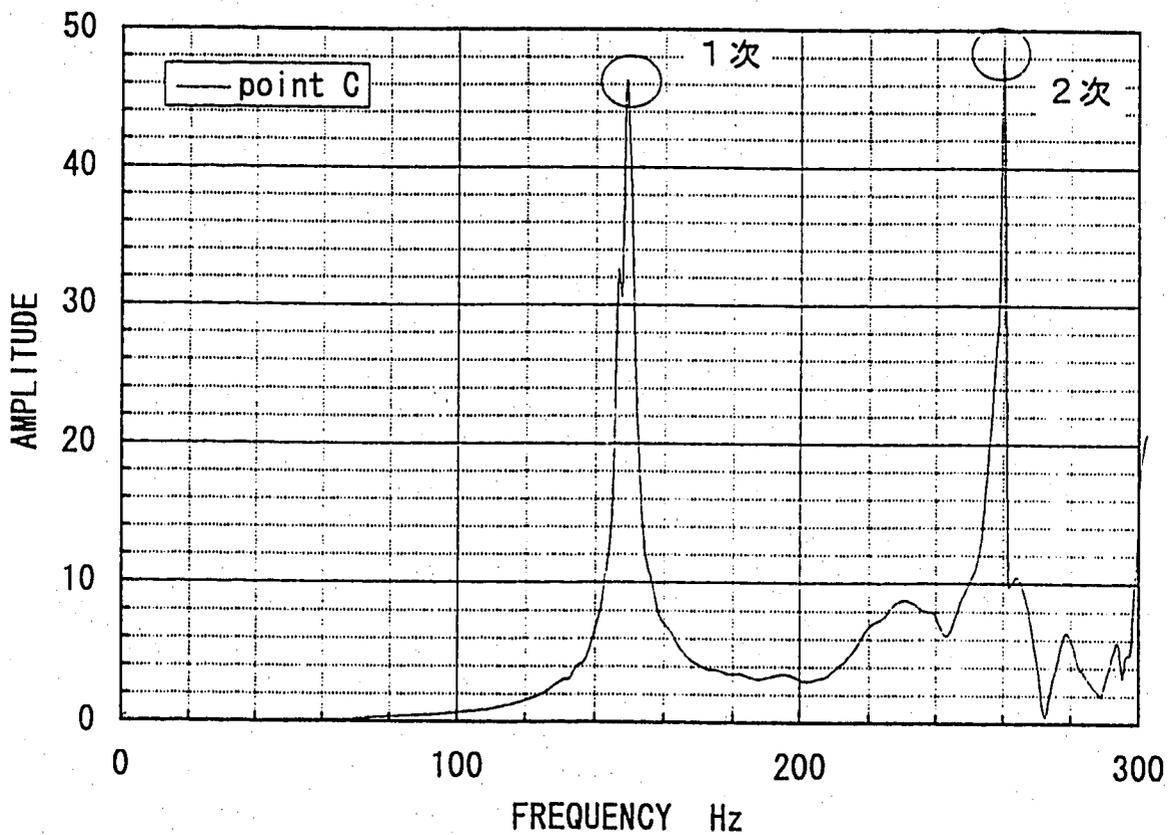
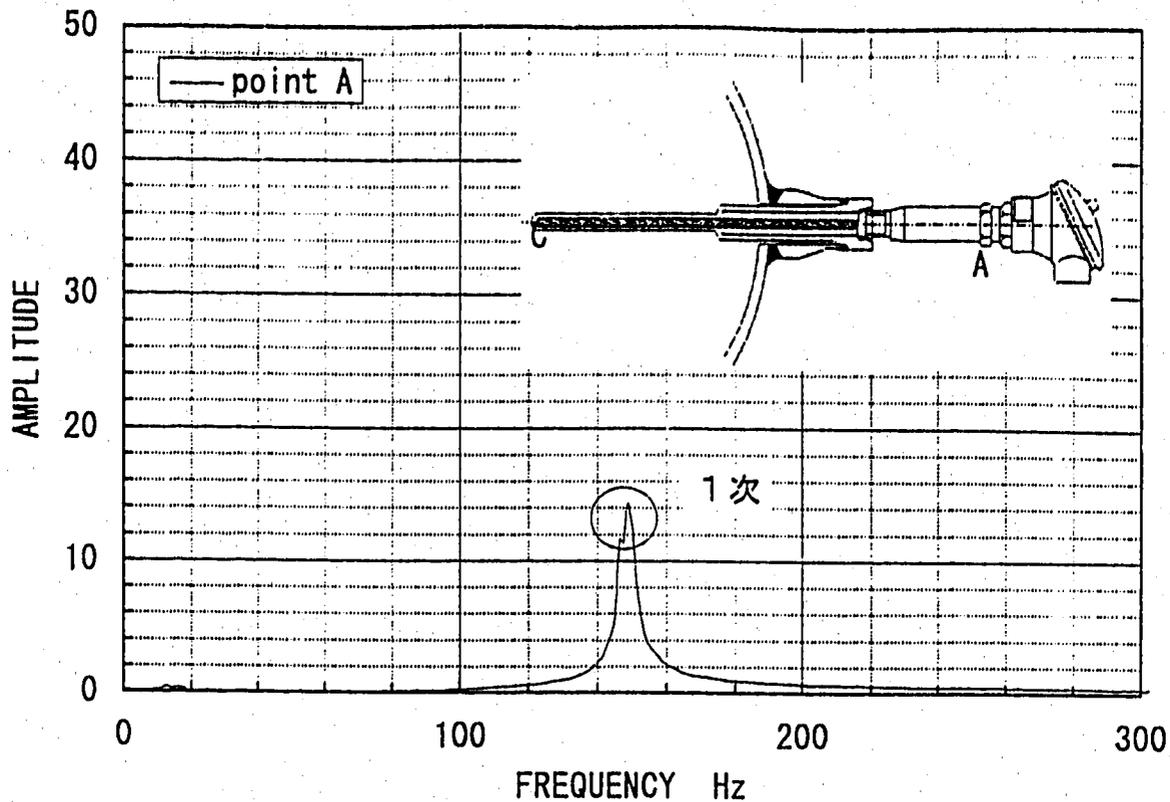


圖5 代表的試驗結果 (打振試驗)

温度計ウェル後流のカルマン渦の解析 (100%流量条件)

1 目的

温度計ウェルに作用する圧力荷重の周波数特性を評価することと、流力的な圧力変動による温度計ウェルへの荷重を評価することを目的として、ウェル後方に発生するカルマン渦の二次元解析を実施した。解析条件は定格100%流量とした。

2 解析条件

解析コードは有限要素法流動解析コードSPLASH-EULERであり、二次元解析を実施した。解析体系を図1に示す。図1の下方よりナトリウムは流入し、上方に流出する。下方の円形は温度計ウェルである。解析メッシュはメッシュサイズが結果に及ぼす影響を検討して設定した。以下に解析条件を示す。

		100%流量試験時	100%出力運転時 (参考)
ナトリウム流速	v	5.0 m/s	5.4 m/s
レイノルズ数	Re	9.9×10^4	1.7×10^5
ナトリウム密度	ρ	903 kg/m ³ (at 200°C)	831 kg/m ³ (at 505°C)
単位面積当たり質量流量	ρv	4500 kg/m ² s	4500 kg/m ² s

100%流量試験時の流速は、質量流量を一定として試験時の温度から算定した。単位面積当たりの質量流量は100%試験時と出力運転時とで合致する。

3 解析結果

図2に解析されたカルマン渦の様子を示す。図2の下部の円が温度計ウェルであり、流れは図の下側から上に向かっていて、ウェルの両側面にそれぞれ青と赤のパーティクルを発生させて解析結果を可視化した。

(1) 温度計ウェルに作用する圧力荷重

図3にウェル表面の圧力を全面にわたって積分し、主流方向(X方向)と主流と直交方向(Y方向)の単位長さあたりの圧力荷重を時刻歴で示す。ウェルに作用する荷重はこの結果を重力加速度(9.8m/s²)で除し、さらに0.188m(ウェルの長さ)倍すれば(kg)の単位で

補足資料 3

求めることができる。表1には圧力荷重の統計量を示す。Y方向については、RMS（二乗平均）が標準偏差とほぼ等しいことから正負方向に対称に振動していることが理解される。一方、X方向については一定値をとる成分（すなわち抗力）があることが示される。この結果から円柱に作用する圧力荷重は

X方向（抗力） $135 \pm 106 \text{ N/m}$ ($2.6 \pm 2.0 \text{ kg}$)

Y方向（揚力） $\pm 302 \text{ N/m}$ ($\pm 5.8 \text{ kg}$)

と得られる。この結果は、既往の実験値による抗力、ウェル表面圧力分布と良好に一致している。

(2) 圧力荷重の周波数特性

図4と図5に、それぞれ温度計ウェルに作用する流れ直交方向と流れ方向の圧力荷重のパワースペクトルを示す。流れと直交方向の荷重では90-120Hzにかけてピークが見られ、130Hz以上の周波成分は見られない。このレイノルズ数（ 10^5 程度）でのカルマン渦の振動数から定義されるストローハル数は、実験により0.19~0.21程度であることがわかっている。このストローハル数は周波数に対応させれば94~104Hz程度に相当する。従って、既往の実験結果と一致している。解析メッシュの詳細化により実験結果との一致度が向上した。80Hz以下の成分はウェルの固有周波数と離れているため、その影響も小さいことから、80Hzから120Hzのピークに注目する。流れ方向には110Hz、200Hz、250Hzにピークが見られる。110Hzのピークはカルマン渦の周波数に関連すると考えられる。200Hz、250Hzのピークは、流れ方向にはカルマン渦の周波数の2倍の周波数の力が作用するという理論と合致している。

4 結論

(1) 円柱に作用する圧力荷重の時刻歴を得た。また、時間平均荷重と平均周りのRMSを用いて圧力の変動範囲を以下の通り評価した

X方向（抗力） $135 \pm 106 \text{ N/m}$ ($2.6 \pm 2.0 \text{ kg}$)

Y方向（揚力） $\pm 302 \text{ N/m}$ ($\pm 5.8 \text{ kg}$)

(2) 円柱に作用する圧力荷重の周波数特性を評価した。卓越する周波数成分は、100%流量条件においては、流れと直交方向に80-120Hz、流れ方向には200~250Hzである。詳細な解析メッシュを用いた結果、カルマン渦の発生に関する実験値と一致することが確認された。

(3) これらの結果は既往の実験結果とよく一致している。すなわち、荷重の周波数特性に関してはストローハル数が0.19~0.21であるという実験結果と一致している。また圧力荷

補足資料 3

重に関しては、温度計ウェル表面の圧力分布と抗力が既往の実験結果と一致している。従って、ここに評価した圧力の時刻歴は妥当であると考えられる。

表1 温度計ウェルに作用する圧力荷重の統計量

(100%流量条件)

	流れ方向の力 (抗力)	流れ直交方向の力 (揚力)
平均	135 N/m	-55 N/m
RMS	171 N/m	302 N/m
標準偏差	106 N/m	297 N/m

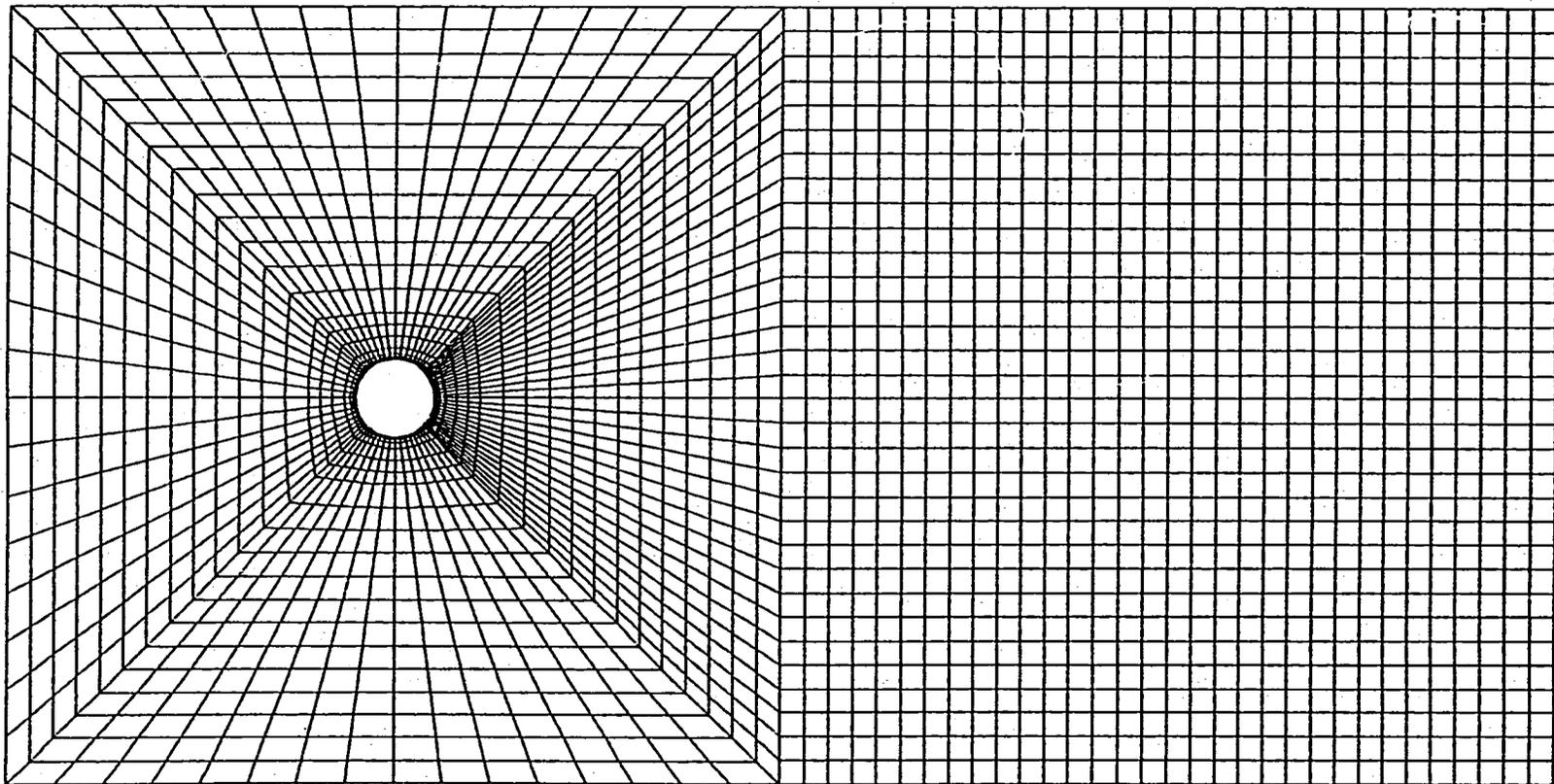


図1 解析体系とメッシュ分割

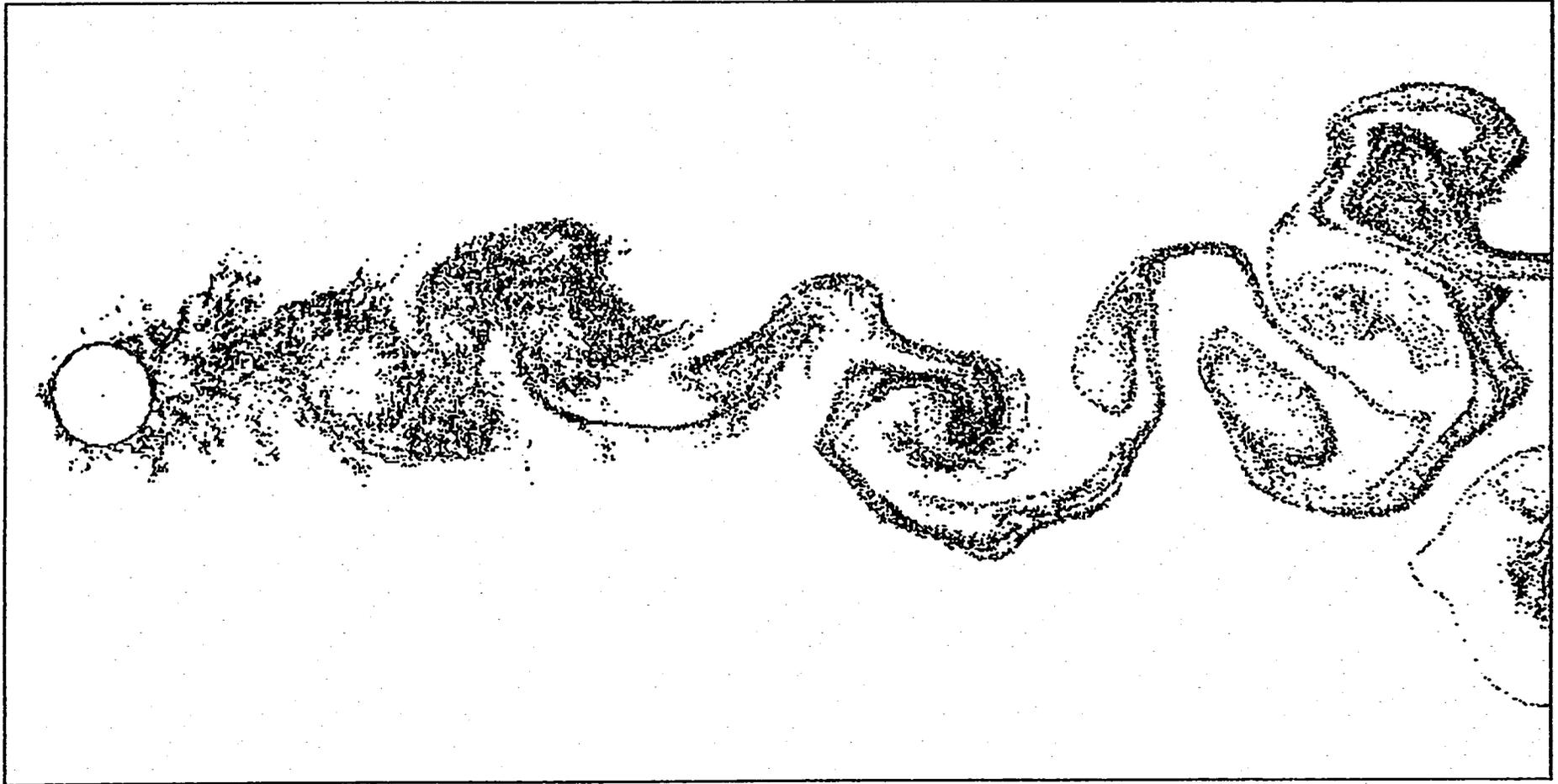


図2 カルマン渦の解析結果の可視化

補足資料 3

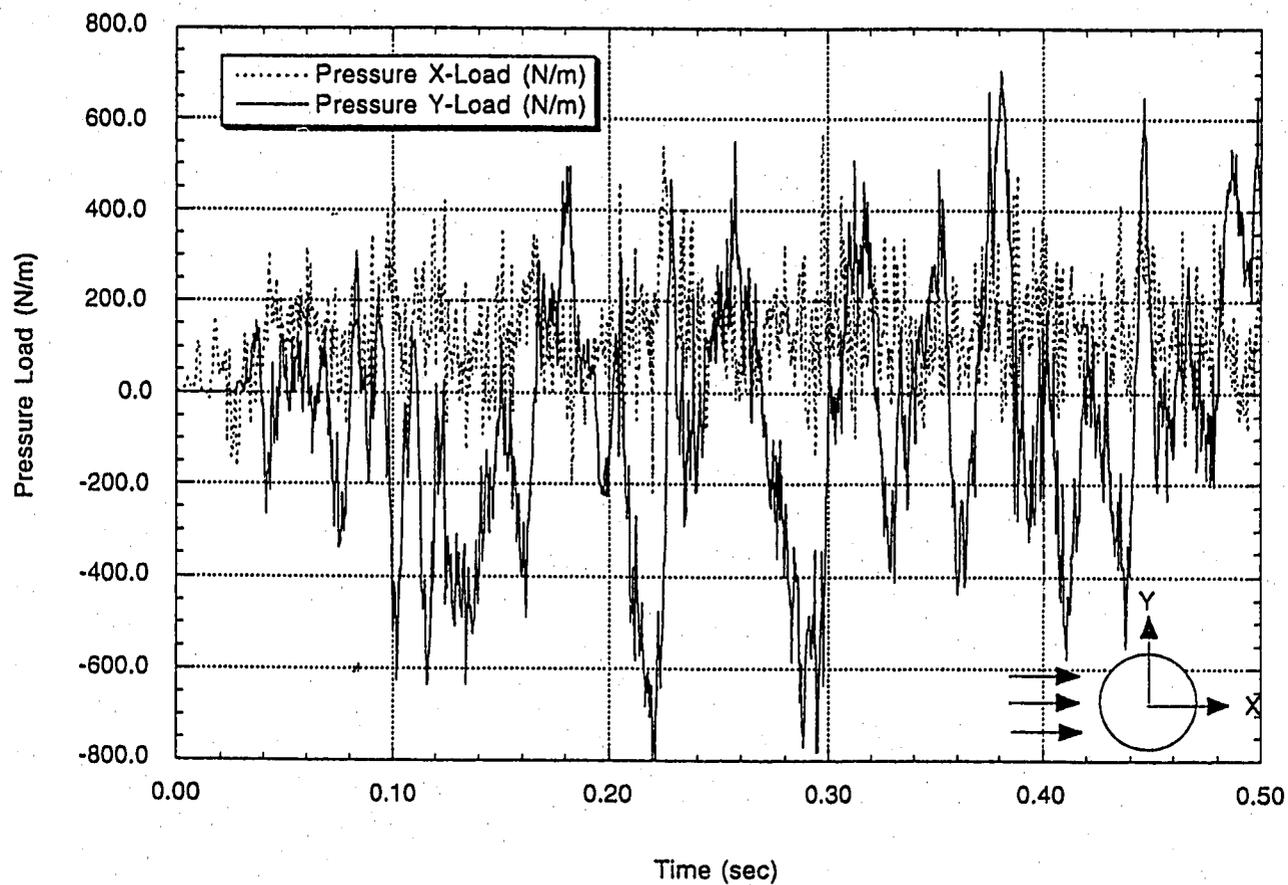


図3 温度計ウェルへの圧力荷重時刻歴 (100%流量条件)

補足資料 3

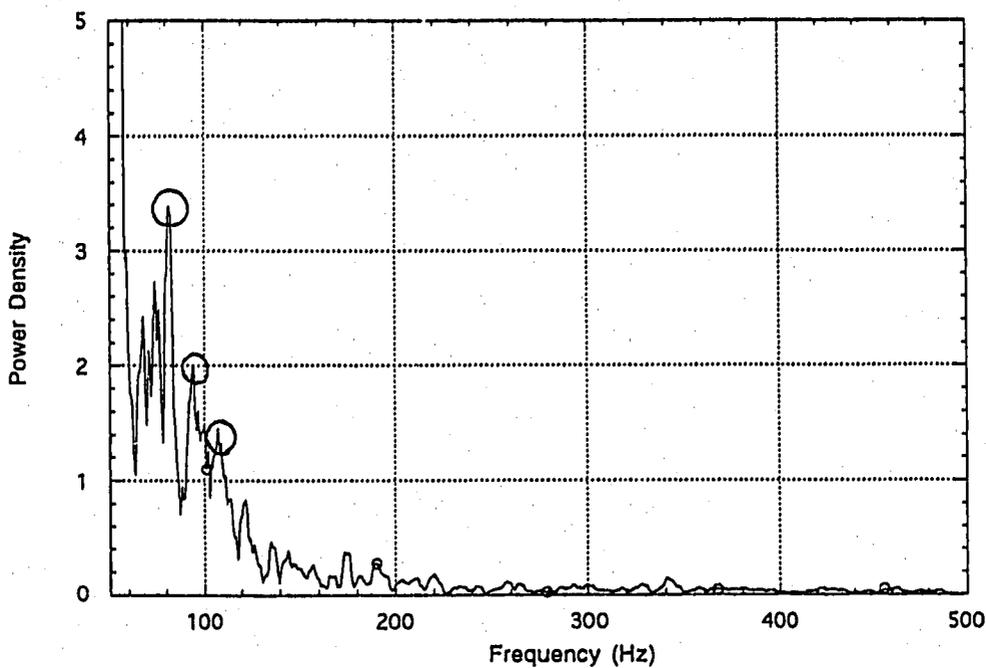


図4 流れと直交方向への圧力荷重（揚力）のパワースペクトル（100%流量条件）

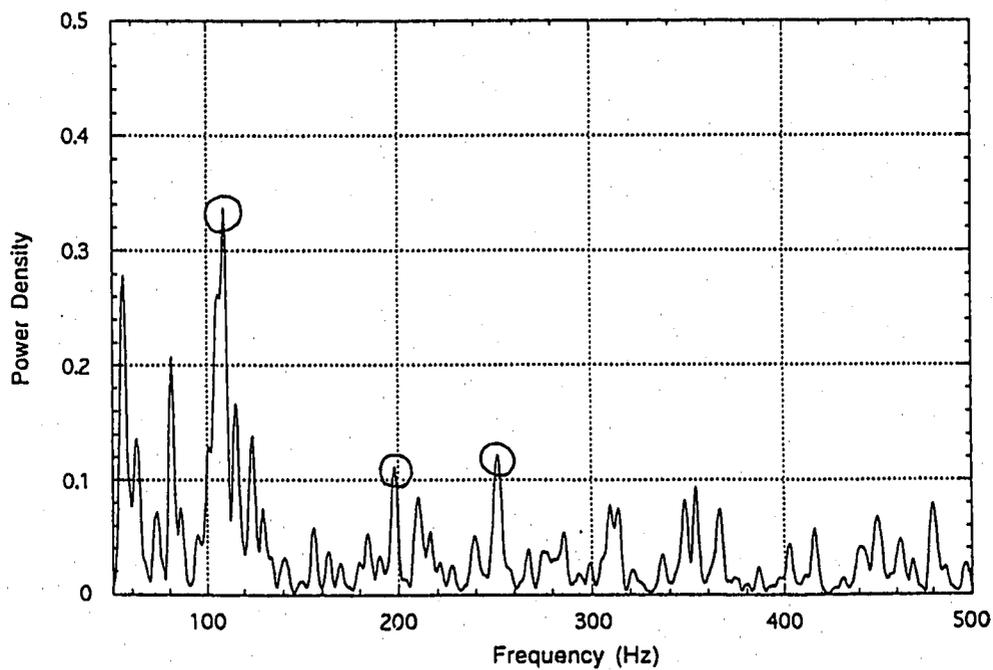


図5 流れ方向への圧力荷重（抗力）のパワースペクトル（100%流量条件）

流力連成振動解析による圧力荷重の算定 (100%流量条件)

1 目的

温度計ウェルの振動特性が、温度計ウェルの後流に発生するカルマン渦の周波数特性あるいは流れによる温度計ウェルへの圧力荷重に及ぼす影響を定量評価する。そのため、SPLASH-ALEコードの流力振動モデルを開発し、二次元解析を実施した。本解析を定格100%流量条件について実施した。

2 解析の概要

以下に解析の概要を示す。解析コードはArbitrary Lagrangian Eulerian有限要素法流動解析コードSPLASH-ALEであり、二次元解析を実施した。解析メッシュを図1に示す。図1の下方よりナトリウムは流入し、上方に流出する。下方の円形が温度計ウェルである。

温度計ウェルは質量と流れ方向及び流れと直交方向のばねと減衰器をモデル化し、オイラーの陽差分公式で時間について離散化した。流体-構造連成モデルは、ラグランジュ法（流体粒子軌跡追跡）ステップにおける反復計算の中で温度計ウェルの運動方程式を解き、その速度を流速境界条件として、ナビエ-ストークス式を解いている。一方、温度計ウェルの運動方程式では、流動解析の圧力方程式を解いて得られる圧力荷重を強制振動項として用いた。また、温度計ウェルの位置が時々刻々変化するので、温度計ウェル上の節点と解析体系の境界節点の間（図1で、ウェルを中心として放射状にメッシュ分割している領域）のメッシュ間隔を初期のメッシュ分割割合となるように毎時刻、格子移動させている。

解析では、初期流速は0 m/sとし、瞬時に所定の流速(5 m/s)とするいわゆる衝撃条件としている。

以下に解析条件を示す。

(1) 流動解析部

		100%流量試験時	100%出力運転時 (参考)
ナトリウム流速	v	5.0 m/s	5.4 m/s
レイノルズ数	Re	9.9×10^4	1.7×10^5
ナトリウム密度	ρ	903 kg/m ³ (at 200°C)	831 kg/m ³ (at 505°C)
単位面積当たり質量流量	ρv	4500 kg/m ² s	4500 kg/m ² s

100%流量試験時の流速は、質量流量を一定として試験時の温度から算定した。単位面

補足資料 4

積当たりの質量流量は100%試験時と出力運転時とで合致する。

(2) 温度計ウェル

質量	m	0.515 kg/m
減衰定数	h	0.5 % of critical damping
固有振動数	f_1	175 Hz (流体質量効果を考慮すると164Hzに相当する)
	f_2	273 Hz (流体質量効果を考慮すると250Hzに相当する)

3 流体構造連成モデル

図2に温度計ウェルの解析モデルの概念図を示す。温度計ウェルの運動を記述するため、以下の方程式をオイラーの陽差分公式で解いている。

$$\begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{d}_x \\ \ddot{d}_y \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c & 0 \\ 0 & c \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{d}_x \\ \dot{d}_y \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k & 0 \\ 0 & k \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d_x \\ d_y \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} f_x \\ f_y \end{Bmatrix} \quad (1)$$

$$\begin{Bmatrix} f_x \\ f_y \end{Bmatrix} = - \int_0^{2\pi} 2\pi R P(\theta) \begin{Bmatrix} \cos(\theta) \\ \sin(\theta) \end{Bmatrix} d\theta \quad (2)$$

ただし θ はX軸正方向から反時計回りにとる。Rは温度計ウェルの半径、 $P(\theta)$ はナビエストークス式を解いて得られる温度計ウェル表面の圧力分布である。また、 d_x 、 d_y 、 f_x 、 f_y はそれぞれ流れ方向の変位と圧力荷重(抗力)、流れと直交方向の変位と圧力荷重(揚力)である。

質量mは2章に述べた値とした。剛性kと減衰係数cは以下の方法により決定した。温度計ウェルの固有振動数と質量および剛性に関し、次式が成立する。

$$f_i = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_i}{m}} \quad (3)$$

ここで添字iは振動モードの次数である。(3)式からまず剛性 k_i を求めることができる。次に2章に述べた減衰定数hと質量m、剛性 k_i に関して次式が成立する。

$$c_i = 2h\sqrt{m k_i} \quad (4)$$

補足資料 4

(4)式から減衰係数 c_i を決定することができる。すなわち、 k_i と c_i は、質量 m の温度計ウェルにつき、その固有振動数 f_i に合致するように、各振動モード毎に算出している。

4 主要な解析結果

(1) ウェルの振動数164Hz (1次モード)

図3には圧力荷重のY方向成分(揚力)とX方向成分(抗力)の時刻歴を示す。図4には温度計ウェルの流れ直交方向と流れ方向の変位を示す。圧力荷重(揚力と抗力)のパワースペクトルを図5と図6に、Y方向とX方向変位のパワースペクトルを図7と図8にそれぞれ示す。圧力荷重に関しては、流体-構造連成を考慮しない場合と比べると若干の減衰効果が見られる。パワースペクトルに関しては、温度計ウェルの流体質量効果を考慮した固有振動数周辺にピークが解析されており、流体-構造連成モデルが妥当であることを示している。

(2) ウェルの振動数250Hz (2次モード)

図9には圧力荷重のY方向成分(揚力)とX方向成分(抗力)の時刻歴を示す。図10には温度計ウェルの流れ直交方向と流れ方向の変位を示す。圧力荷重(揚力と抗力)のパワースペクトルを図11と図12に、Y方向変位とX方向のパワースペクトルを図13と図14にそれぞれ示す。圧力荷重に関しては、流体-構造連成を考慮しない場合と比べると若干の減衰効果が見られる。パワースペクトルに関しては、温度計ウェルの流体質量効果を考慮した固有振動数周辺にピークが解析されており、流体-構造連成モデルが妥当であることを示している。

5 結論

(1) 二次元の流力振動と流体-構造連成モデルを作成し、SPLASH-ALEにコード導入した。SPLASH-ALEにより、流体付加質量効果等の流体-構造連成が妥当に解析されることを確認した。解析結果により得られた圧力時刻歴を温度計ウェルの動的構造応答解析への入力荷重として利用する。

(2) 流体-構造の連成効果を考慮した結果、抗力と揚力の周波数成分には、温度計ウェルの固有振動数相当に新たなピークが生じることが確認された。ここで算定した圧力荷重時刻歴はその結果を反映したものである。

(3) 流力振動に伴うカルマン渦のひきこみ現象に関しては、今後、解析・検討を進める予定である。

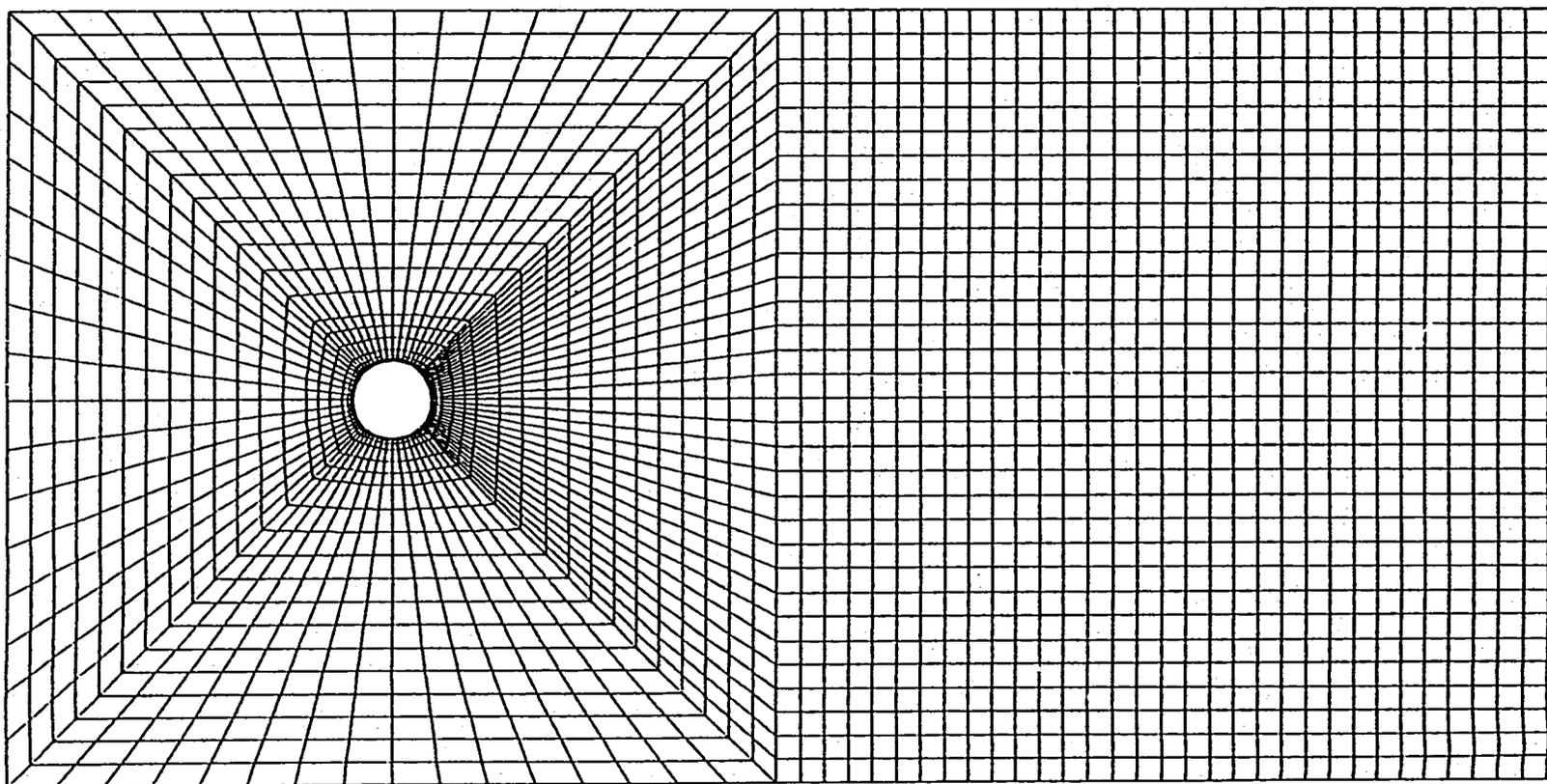


図1 解析体系とメッシュ分割

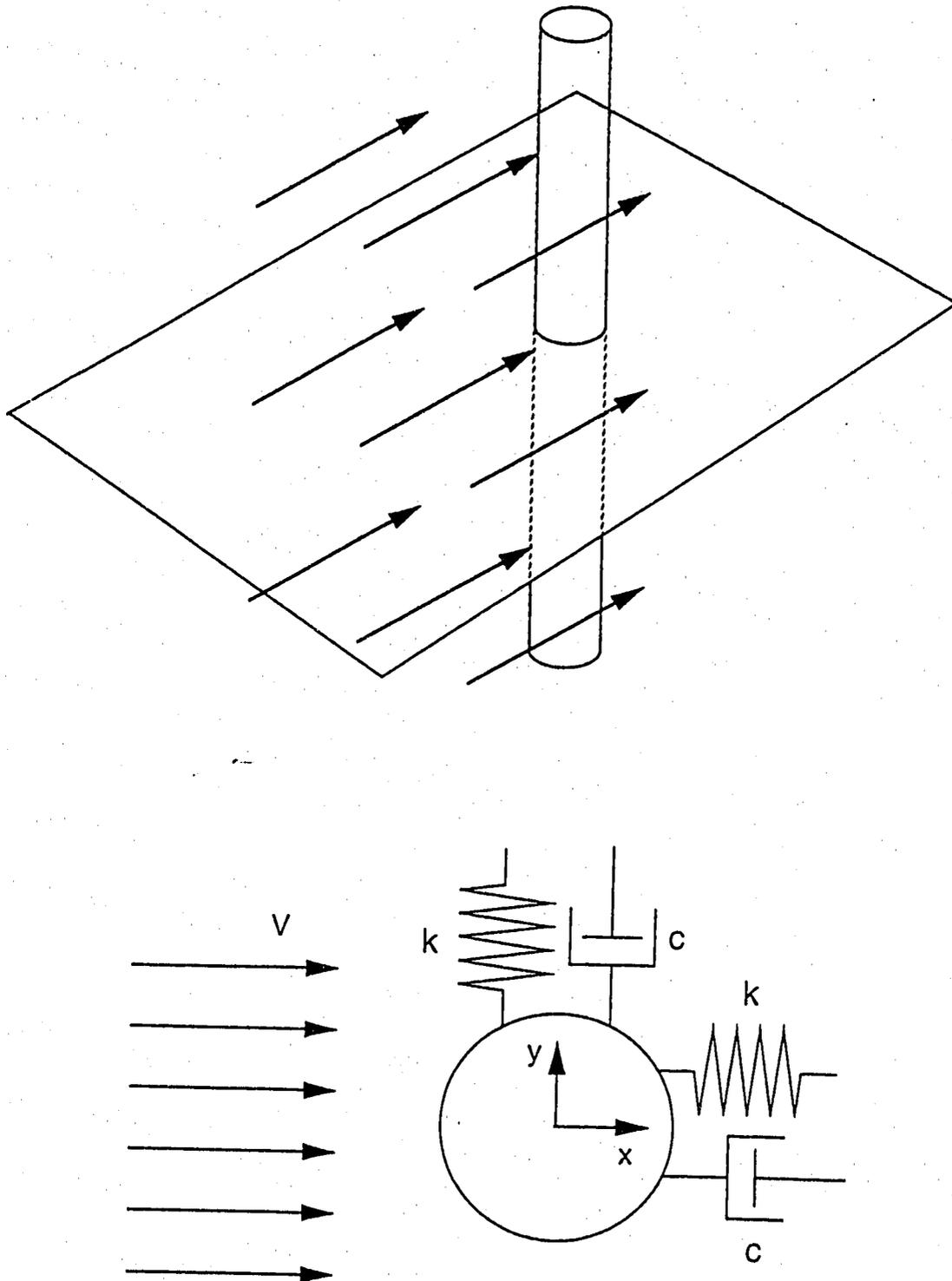


図2 温度計ウェルの流力振動解析モデル
 ウェルの変位速度を流動解析の流速境界条件に用いる
 ウェルの変位を用いて流動解析のメッシュを毎時刻、更新する

補足資料 4

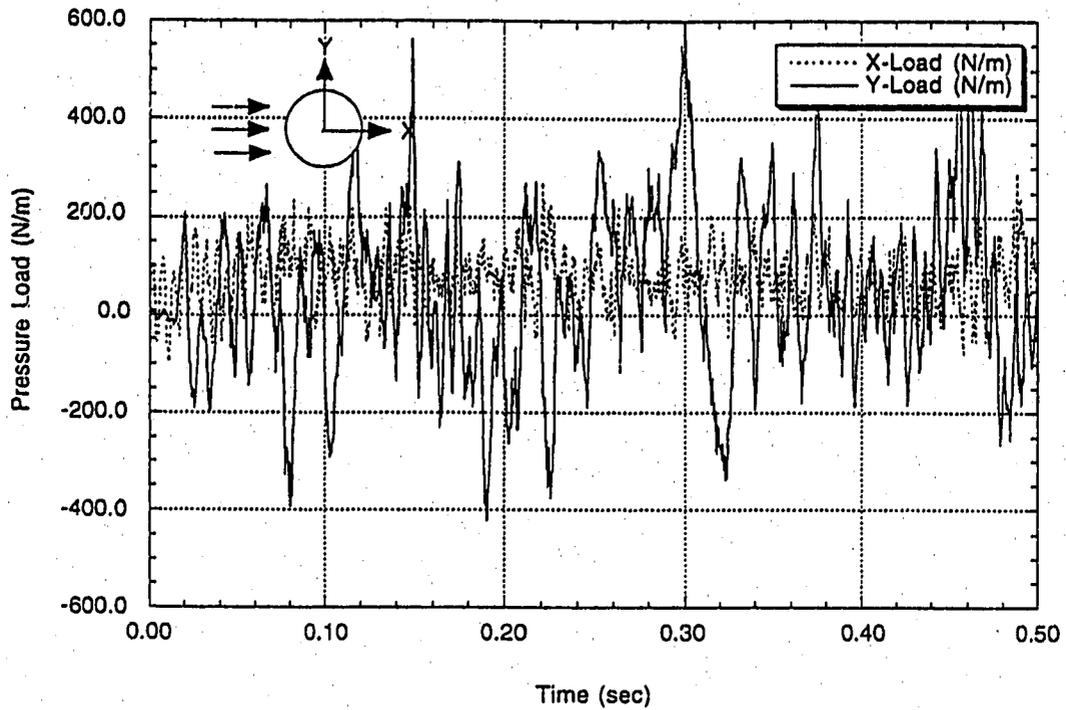


図3 温度計ウェルの圧力荷重時刻歴(ウェルの固有振動数164Hz)

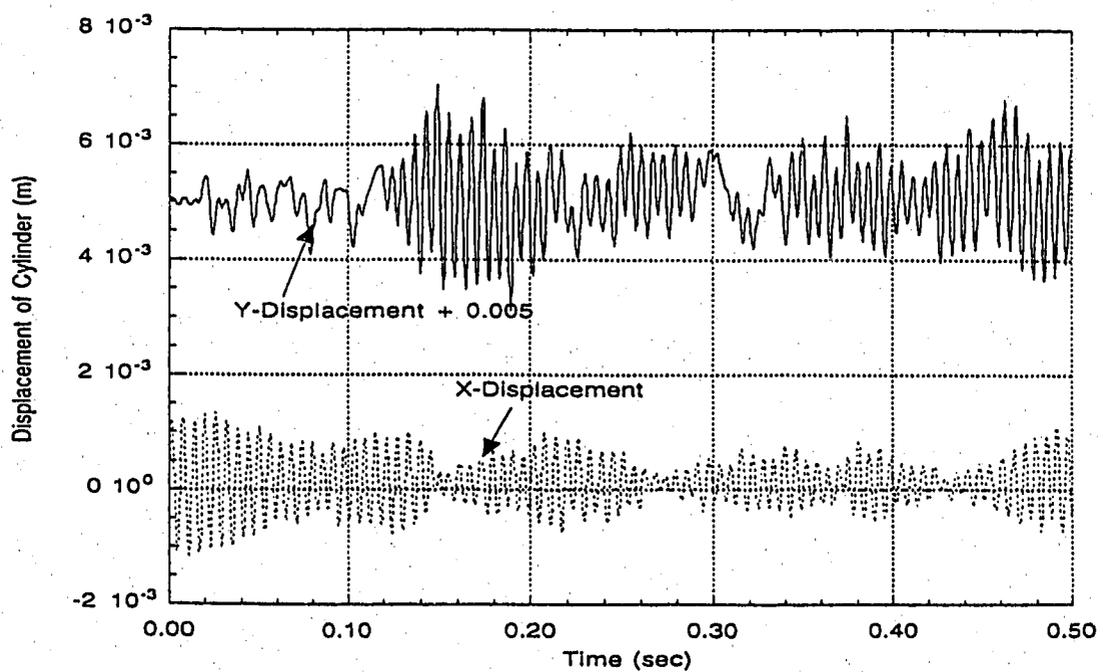


図4 温度計ウェルの変位時刻歴(ウェルの固有振動数164Hz)

補足資料 4

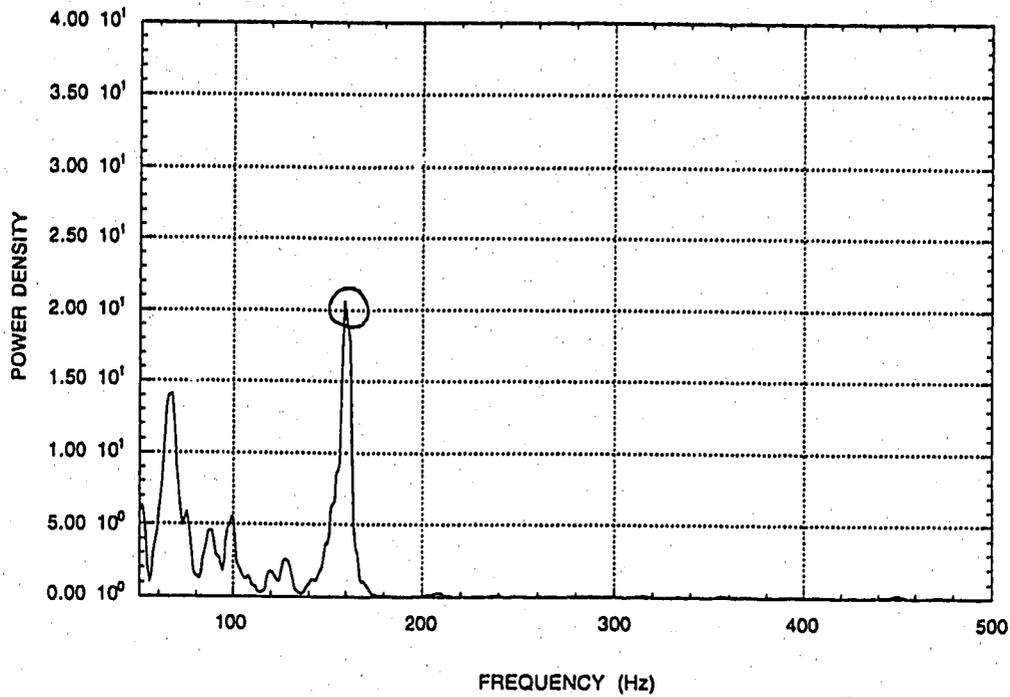


図5 流れと直角方向圧力荷重のパワースペクトラム (ウエルの固有振動数164Hz)

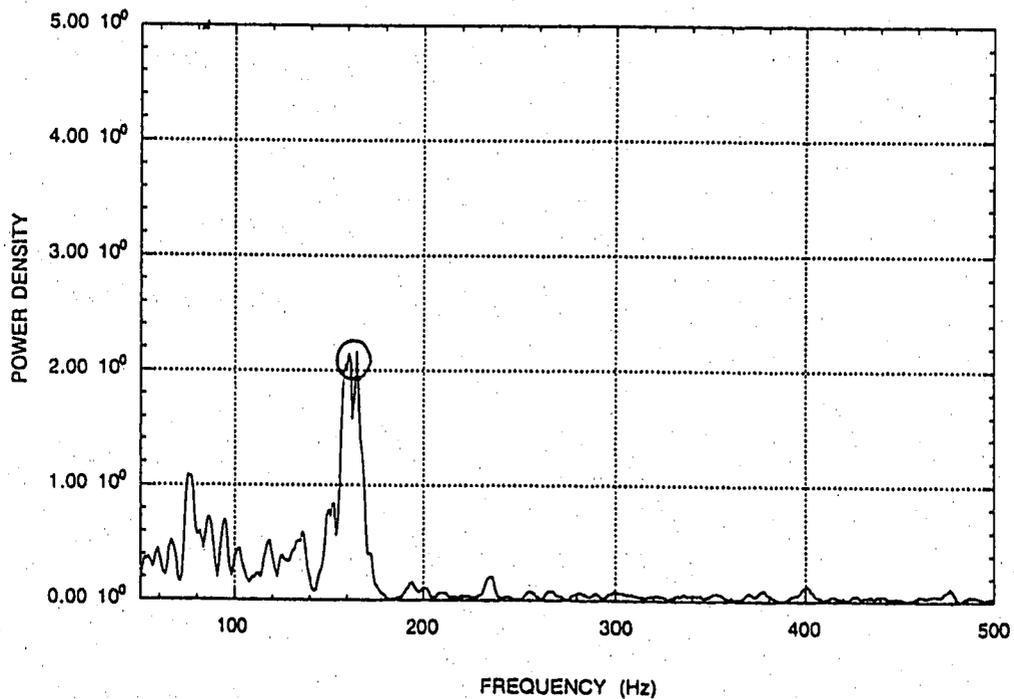


図6 流れ方向圧力荷重のパワースペクトラム (ウエルの固有振動数164Hz)

補足資料 4

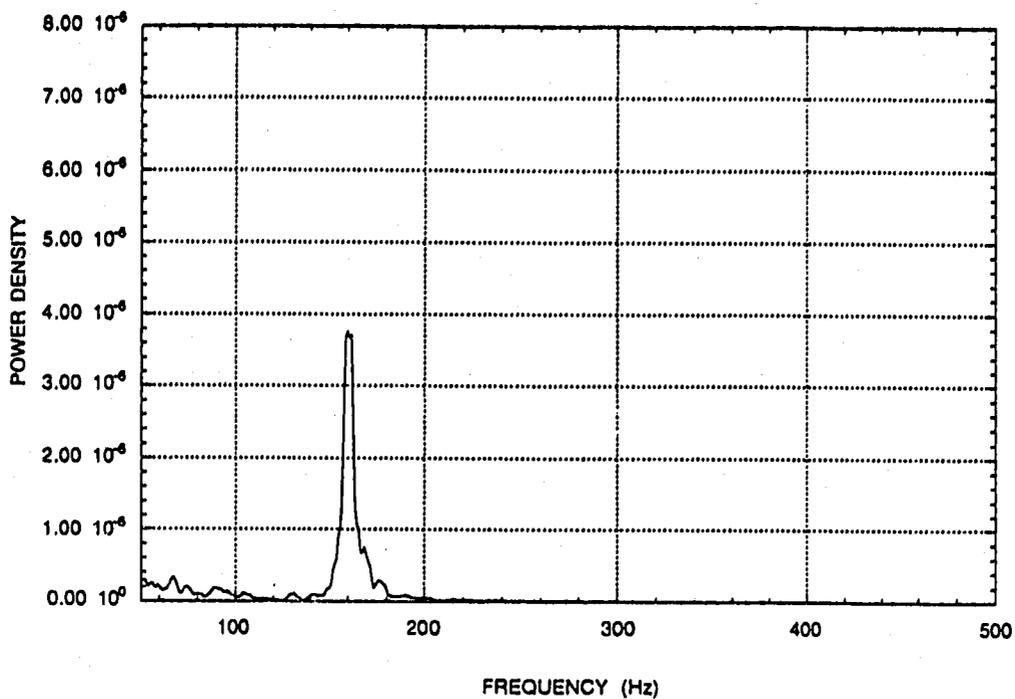


図7 流れと直交方向変位のパワースペクトラム (ウエルの固有振動数164Hz)

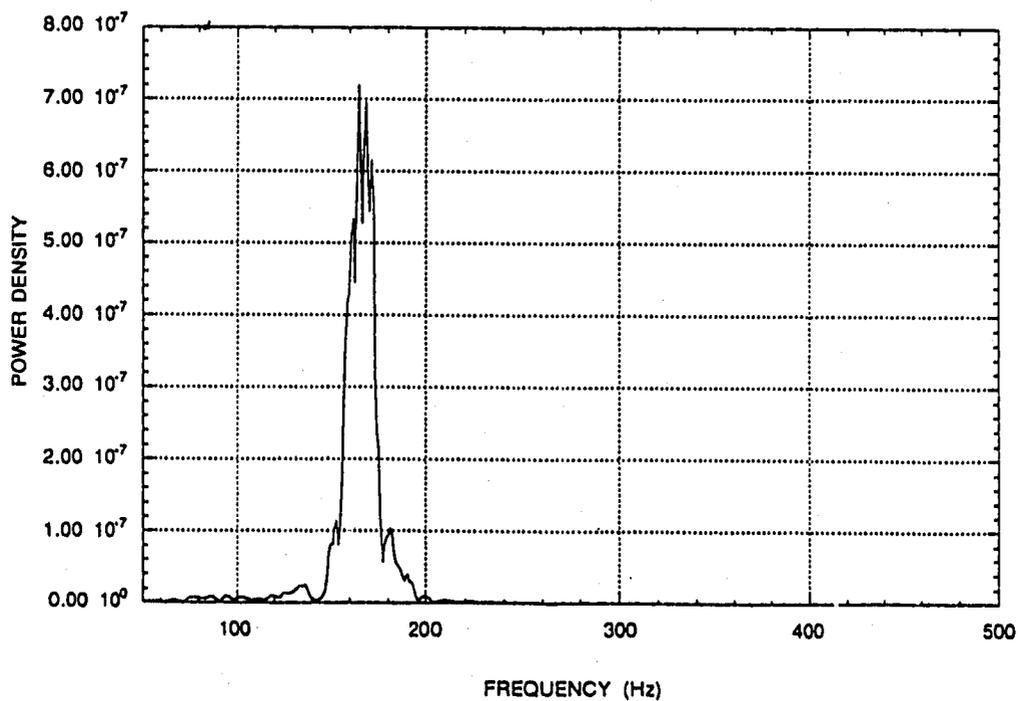


図8 流れ方向温度計ウエル変位のパワースペクトラム (ウエルの固有振動数164Hz)

補足資料 4

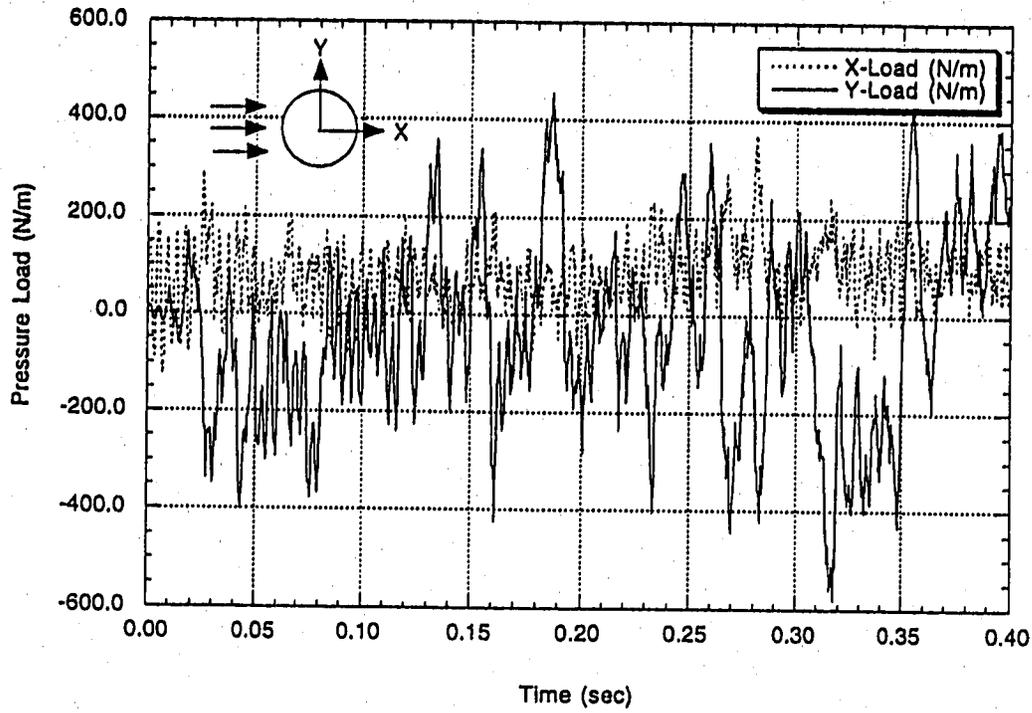


図9 温度計ウェルの圧力荷重時刻歴(ウェルの固有振動数250Hz)

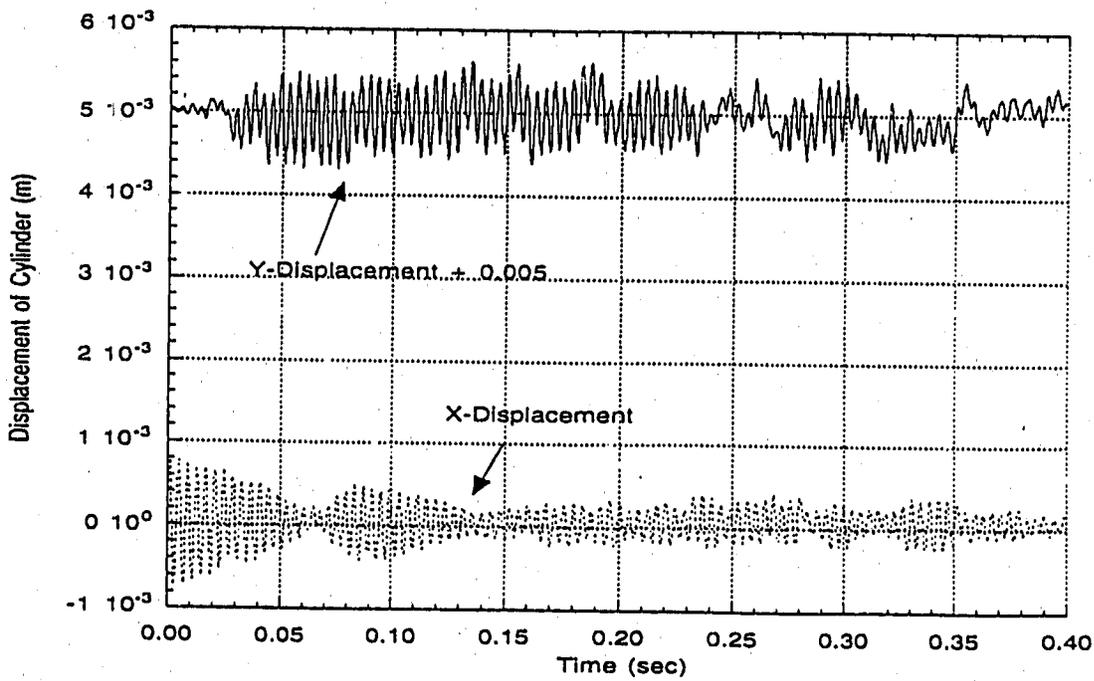


図10 温度計ウェルの変位時刻歴(ウェルの固有振動数250Hz)

補足資料 4

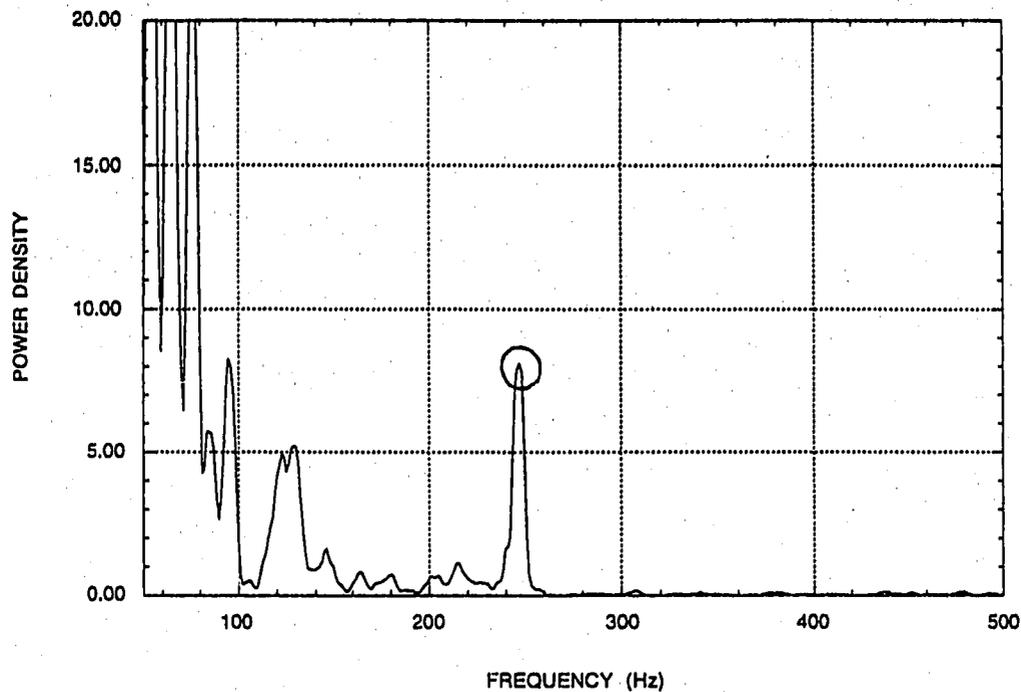


図 1.1 流れと直交方向圧力荷重のパワースペクトラム (ウエルの固有振動数250Hz)

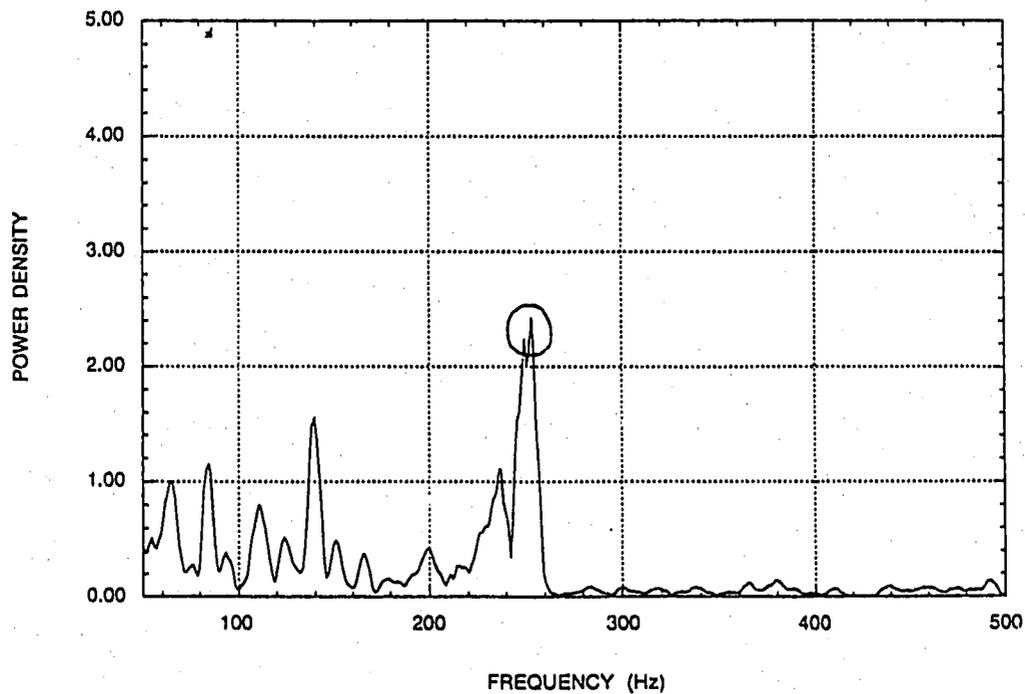


図 1.2 流れ方向圧力荷重のパワースペクトラム (ウエルの固有振動数250Hz)

補足資料 4

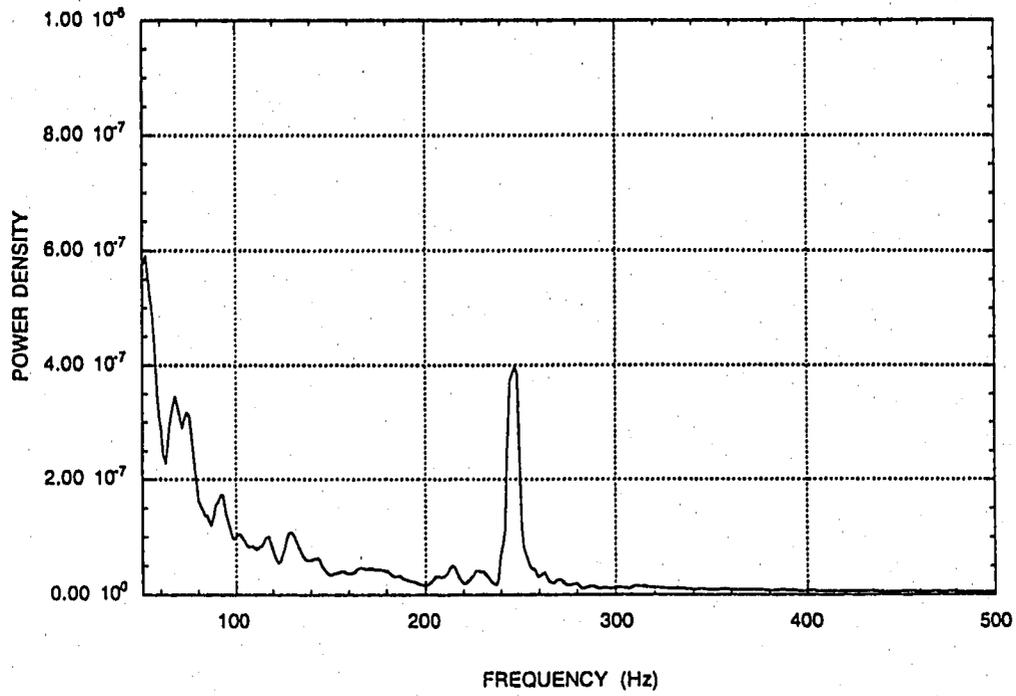


図 1 3 流れ方向変位のパワースペクトラム (ウエルの固有振動数250Hz)

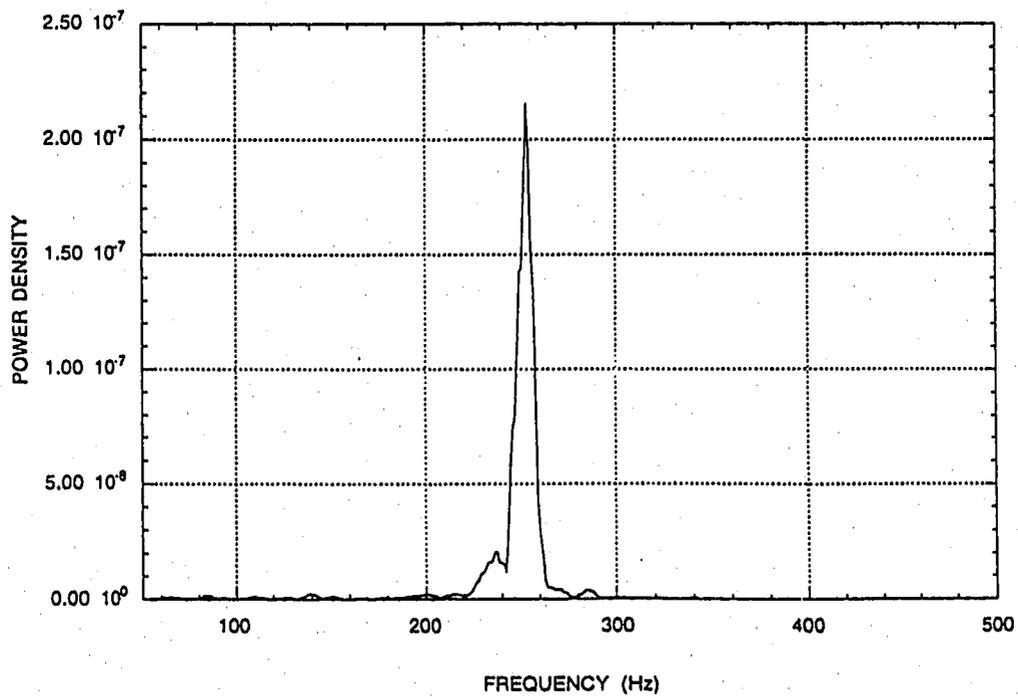


図 1 4 流れと直交方向変位のパワースペクトラム (ウエルの固有振動数250Hz)

補足資料 5

流体力による温度計の振動応答

1. 入力条件

流力連成振動解析によって、温度計ウエルの1次及び2次の固有振動数に対応する圧力荷重がそれぞれ算定されている。これらの圧力荷重を用いた予備的な解析によれば*、2次の固有振動数に対応する圧力荷重は1次のそれに対して、ウエル先端の最大変位で約6倍、ウエル細管付根段付部の最大応力で約7倍の応答を与える。このため、ここでは2次の固有振動数に対応する圧力荷重を用いて温度計の振動応答解析を行う。

* 解析方法と条件は、荷重の分布形状を簡易にしている点を除き、以下の解析と同一である。

2. 解析の方法

解析モデルは固有値解析と同一で、流れの方向（抗力）及び流れに直交方向（揚力）の圧力荷重を温度計ウエルのうち細管（ $\Phi 10\text{mm}$ ）の部分に分布荷重として負荷した。減衰は一律0.5%とし、計算はモーダル時刻歴によった。

3. 解析の結果

【圧力荷重の特性】（図1，2）

圧力荷重は、時刻歴で比較すると揚力の大きさが抗力のそれを上回っており、相対的に低い振動数成分が見られる。抗力には有意な平均値成分があるが、揚力はほぼ両振りである。応答スペクトルは、ともに流れと構造の連成の結果、ウエルの振動数領域（約260Hz）での卓越が顕著である（図1，2）。ただし、このピークの幅は抗力のほうが若干広い。また、揚力にはカルマン渦の放出振動数と見られるピーク（90～120Hz）がある。

【温度計の流力振動応答】（図3～6）

上記の荷重に対して、ウエル先端の最大変位は流れの方向（抗力に対する応答）に約1.2mm、流れ直交方向（揚力に対する応答）に約0.9mmである（図3）。時刻歴を見ると、ウエルの変位振幅は0.03～0.05secの周期で増減を繰り返している（この傾向は揚力に対する応答において特に顕著である）。これは、カルマン渦列の放出振動数の引込み⇒応答の増大⇒引込み条件が崩れる⇒応答の減少、というサイクルが繰り返されていると考えれば理解できる。

補足資料 5

図3下段の周波数伝達関数から明らかなように、ウェルは両方向ともにほぼ2次の固有振動数で振動していると見られ、1次モードの寄与は無視できる程小さい。このことは、図4に示したウェルの最大変位応答の軸方向分布からも明らかである。

図5はウェル先端の変位応答の軌跡を示したものであるが、大振幅時にはウェル先端はほぼ楕円の軌跡を描きながら振動している。これは、抗力と揚力に対してウェルが同一の振動数で応答していることによる。なお、ベクトルの合成したウェル先端変位の最大値は約1.3mmである。

図6はウェル細管付根段付部における発生応力（軸方向の曲げ応力）を示している。最大振幅は、抗力による応力が揚力による応力を上回っており、それぞれ約12kg/mm²、約9kg/mm²である。なお、ウェル付根溶接部の最大応力は高々2kg/mm²程度であり、段付部と比較すると十分低い。

ウェル先端変位の軌跡から、（単一の面内曲げの場合と異なり）曲げ振動による断面内の最大応力の発生位置に注意する必要がある。この観点から、中間位置での最大応力を下式によって抗力と揚力に対する最大応力から推定し、実際の解析結果と比較した。

$$\sigma(\theta) = \sqrt{(\sigma_{\theta=0} \cos \theta)^2 + (\sigma_{\theta=90} \sin \theta)^2} \quad (1)$$

結果を下に示すが、断面内の最大応力は上記のSRSS (Square Root of Sum of Squares) によって評価できることがわかる。

角度 (deg)	0	30	60	90
解析結果 (kg/mm ²)	11.9	11.5	9.7	8.9
(1)式 (kg/mm ²)	—	11.2	9.7	—

なお、100%流量条件に相当する水流動試験において、抗力に対するウェルの振動応答が揚力に対するそれを大きく上回る、との実験結果がある。本解析でも抗力による応答が揚力による応答を上回っており、この点は実験結果と定性的に一致している。ただし、解析では両者にそれほど大きな差はなく、この点については今後検討する計画としている。

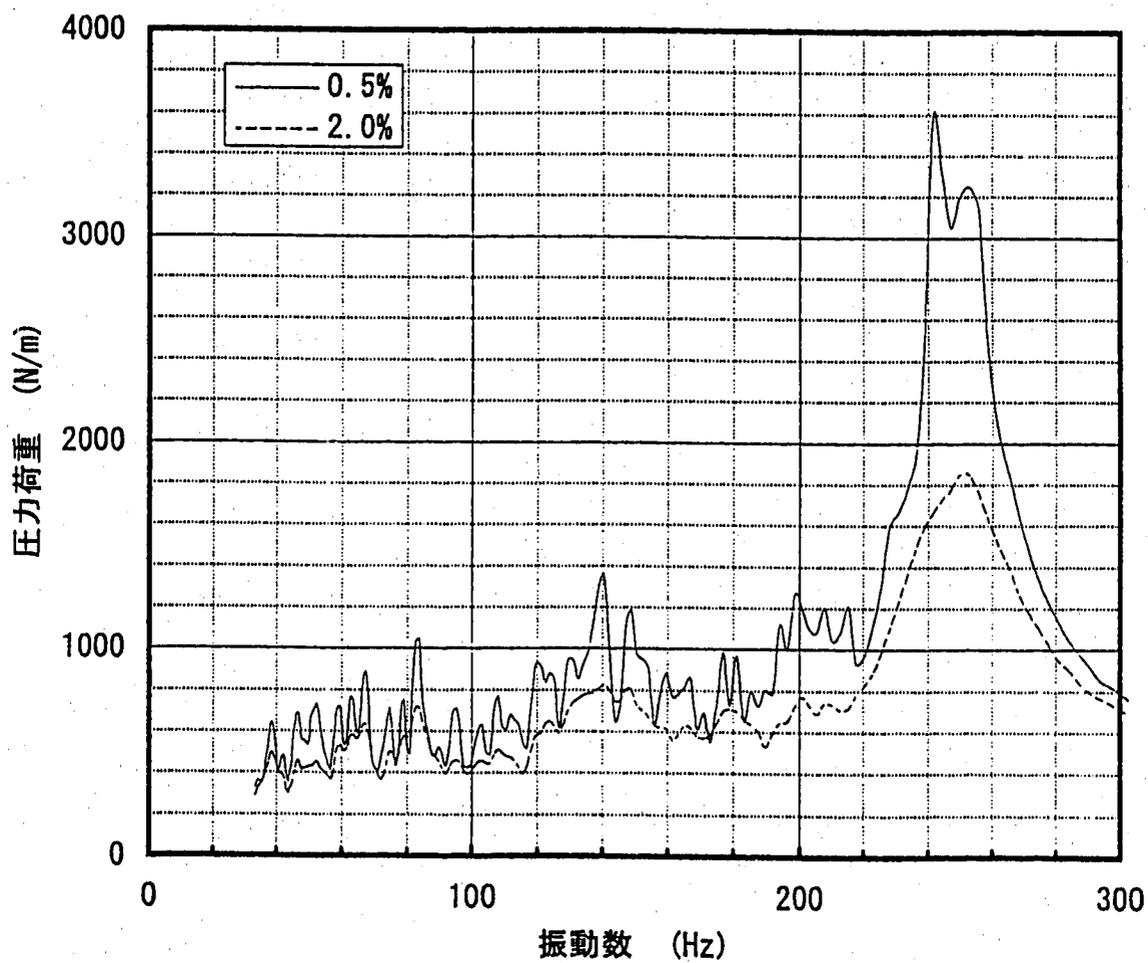
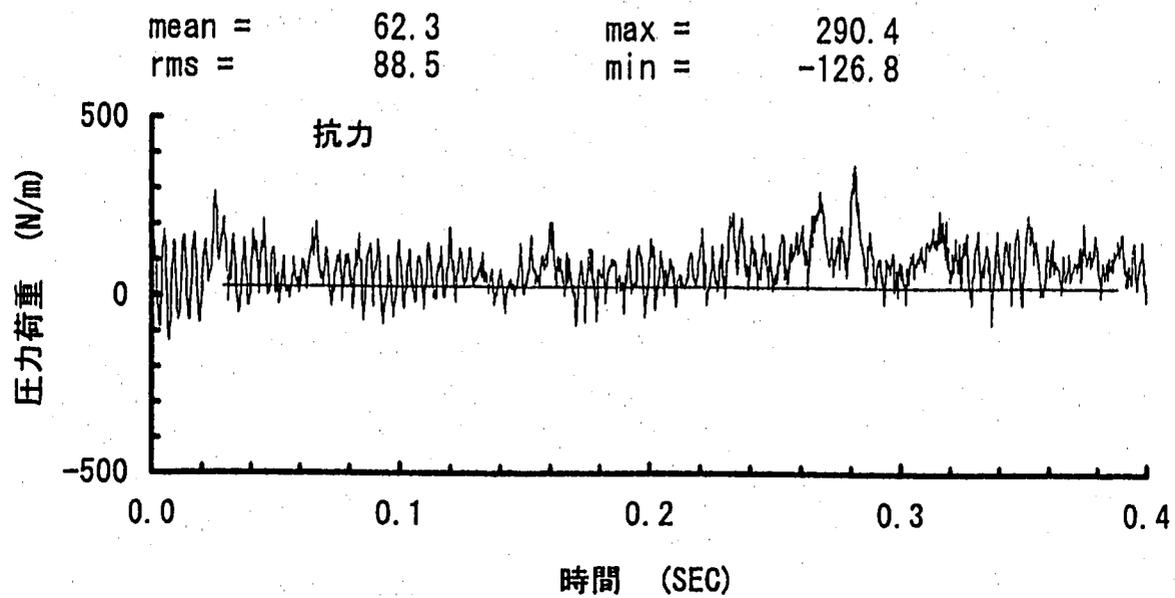


図1 抵抗力の時刻歴と応答スペクトル (100%流量)

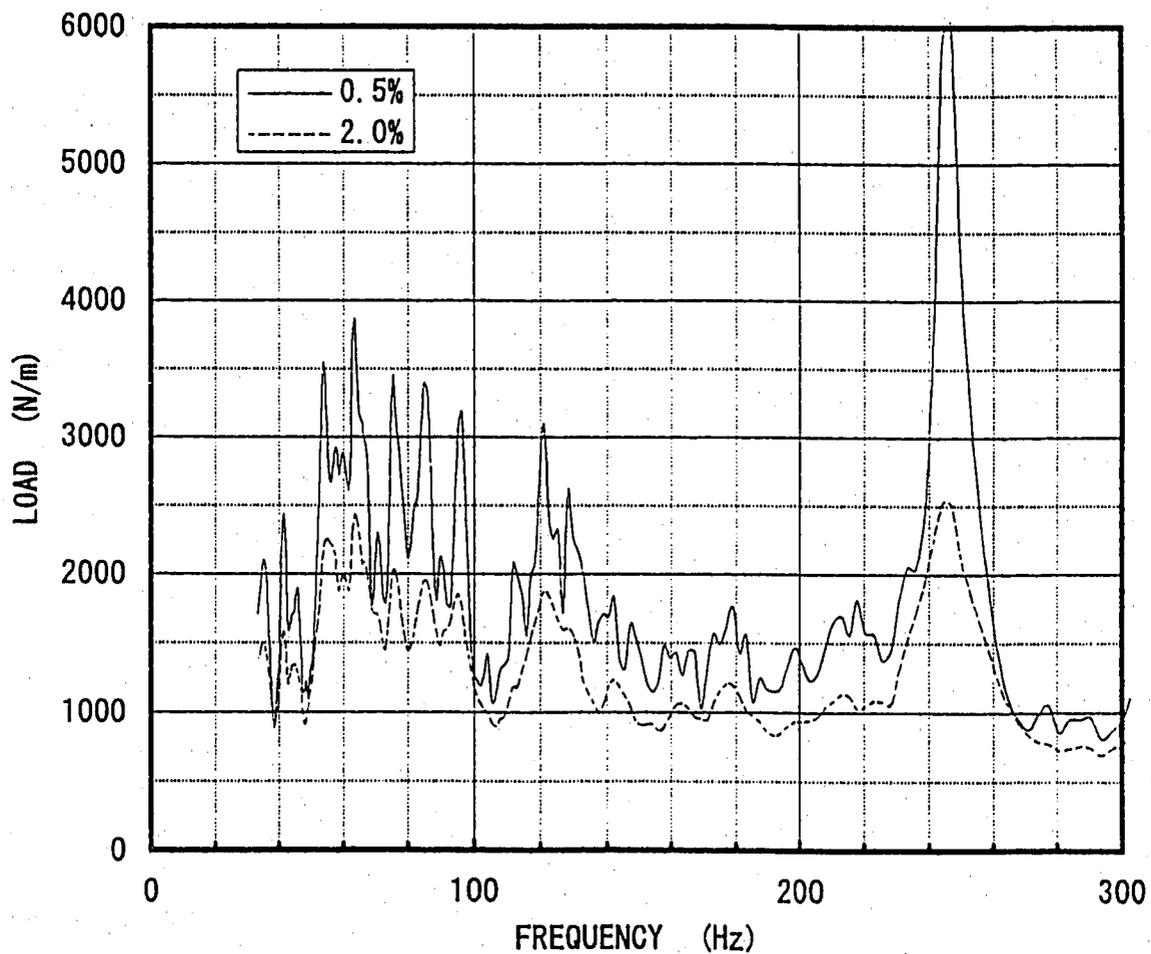
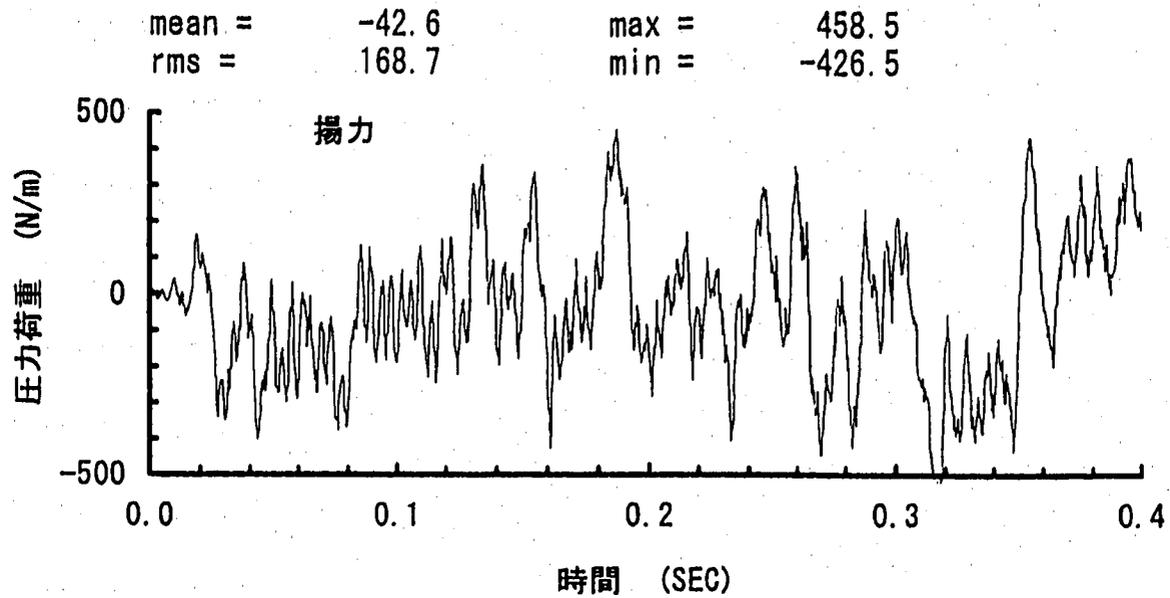


図2 揚力の時刻歴と応答スペクトル (100%流量)

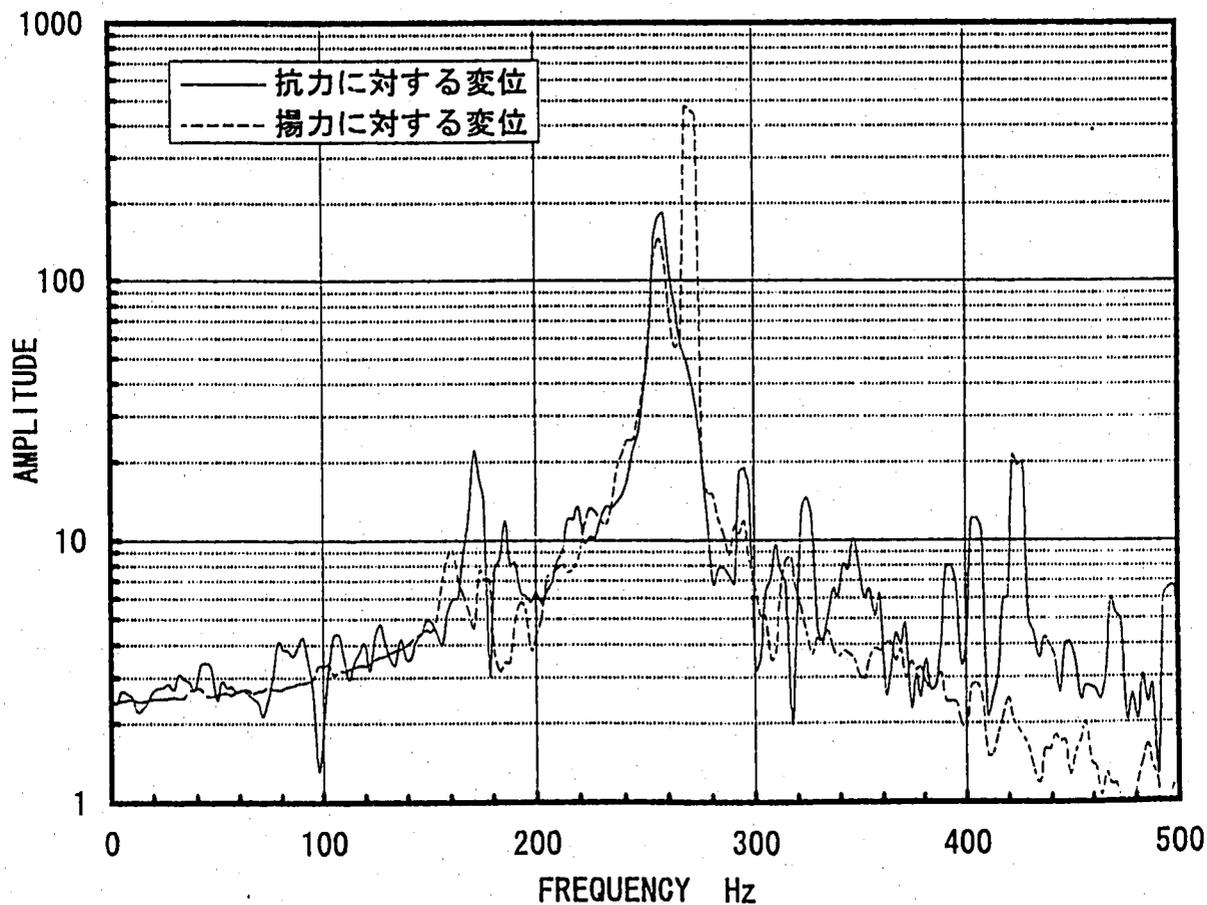
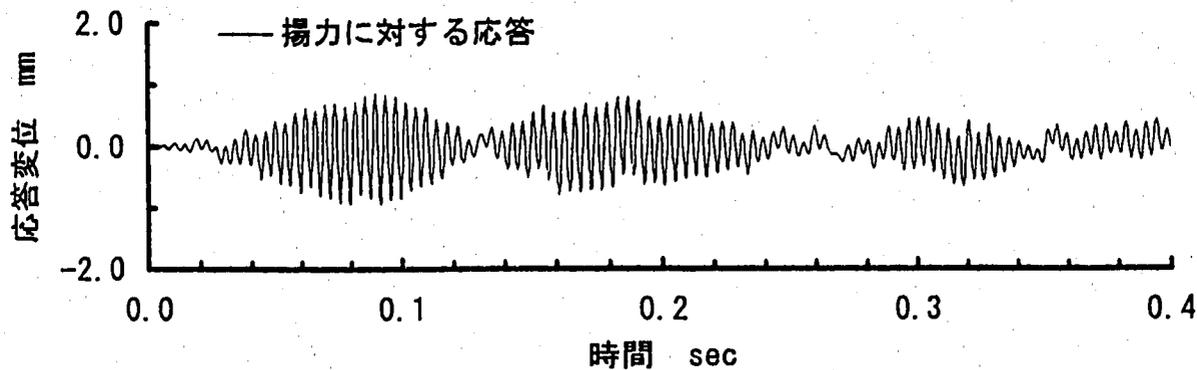
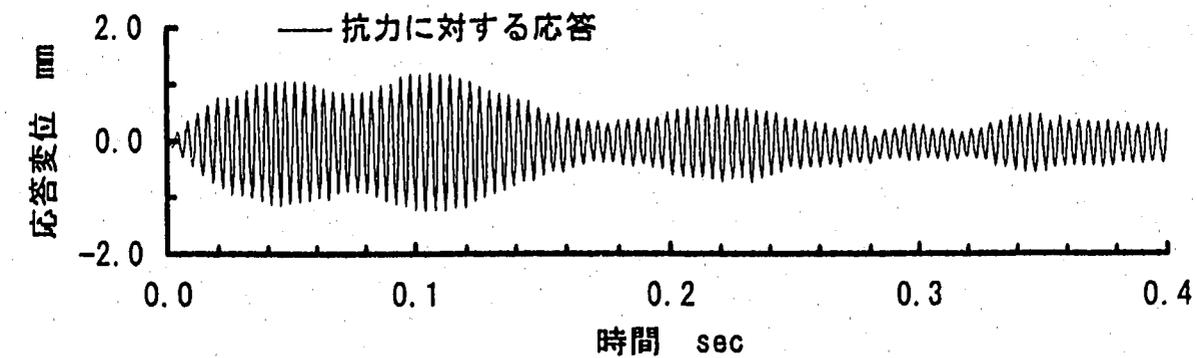


図3 ウェル先端の変位応答の時刻歴と伝達関数

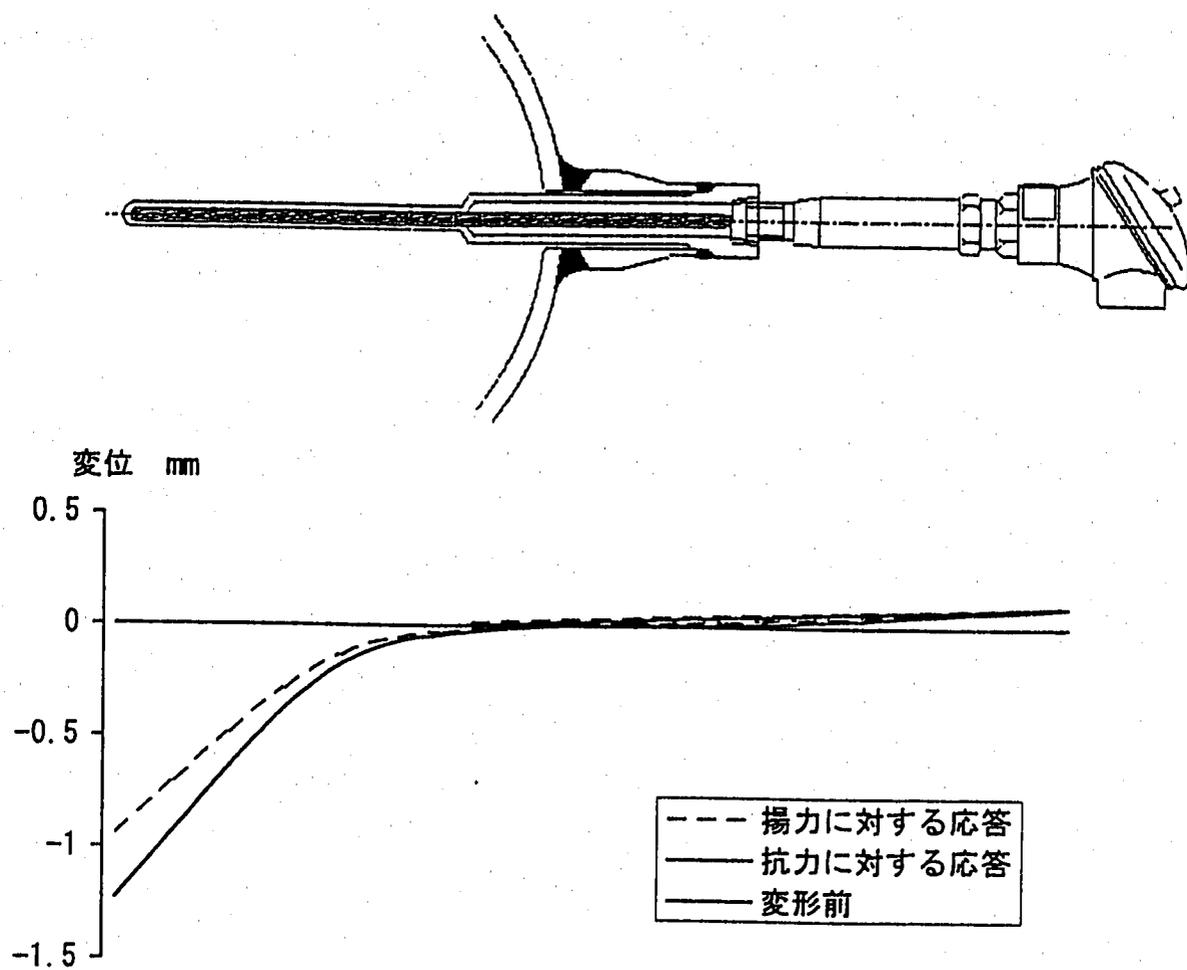


図4 ウェルの最大変位応答分布

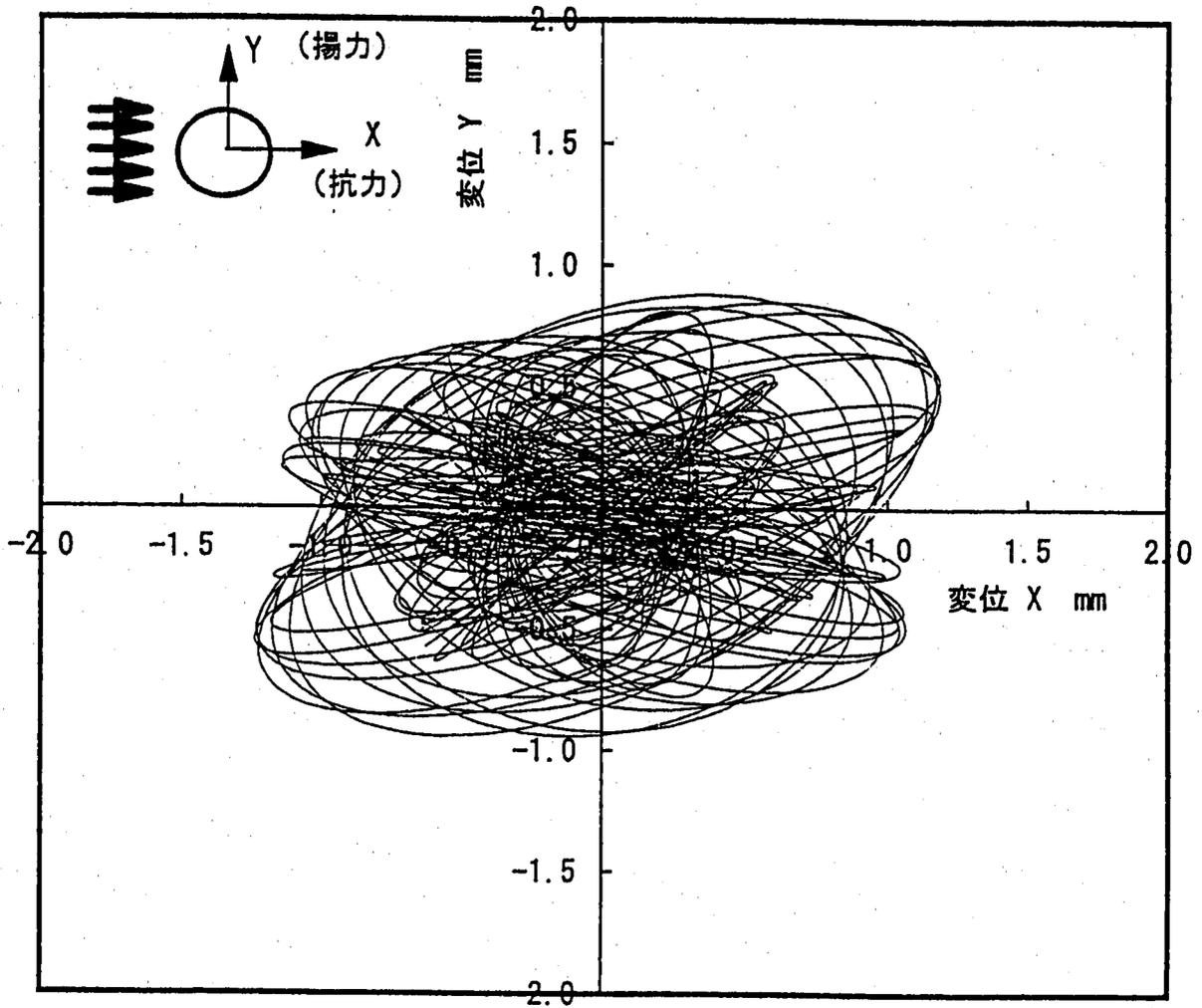


図5 ウェル先端の変位軌跡

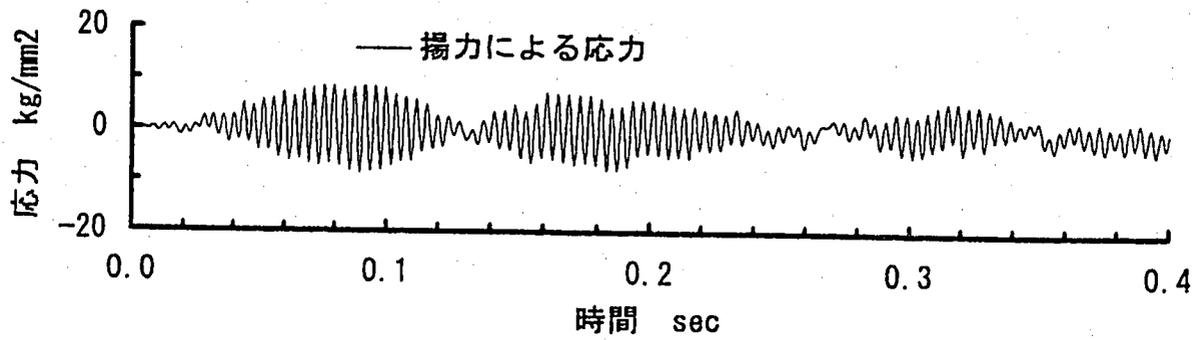
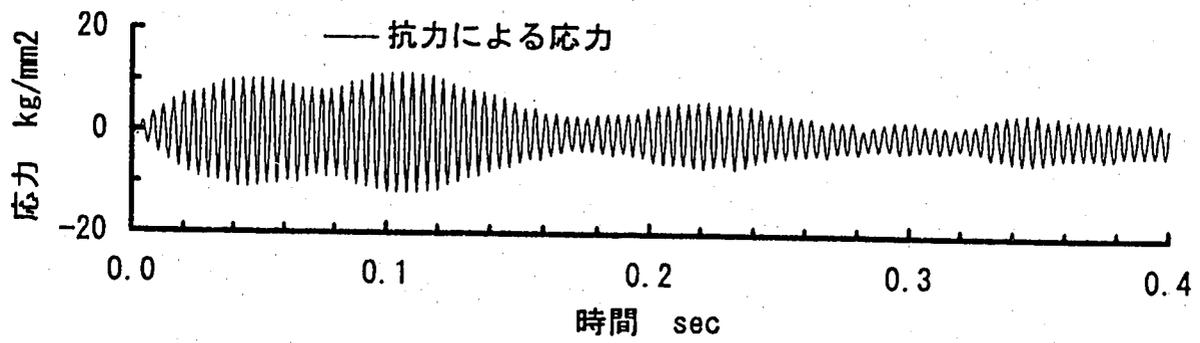


図6 ウェル細管付根段付き部の応力

疲労損傷の評価

段付部の最大応力振幅（公称値）はウェル付根溶接部のその約6倍であり、応力集中係数（段付部に対して2～3、溶接部に対して3～5）を見込んだピーク応力振幅についても有意に上回っている。従って、疲労破損はまず段付部で生じるものと推定される。

この応力評価に基づいて、累積疲労損傷係数を算定する上で、連成振動解析において①解析初期を衝撃条件としていることから立ち上がり部分の精度が確保されていない恐れがあること、②解析時間が0.4秒と短く周期性が確認されていないことが課題となる。このため、解析方法を改良してより長時間の解析を行い、これに基づいて累積疲労損傷係数の算定を行う予定である。

流体力による温度計の振動について（中間報告第2報）
—100%流量状態の再検討—

平成8年2月20日

1. 当該温度計は、主配管の横腹に設けられた管台に溶接支持され、温度計ウェルが配管内に約185mm水平に突き出した構造となっている。このうち、温度計ウェル先端約150mmの部分は、直径が10mmと細くなっている。管台より外側には、温度計保護管とコネクタがネジ止めされている。現在、流体力による温度計の振動に関して、200℃、100%定格流量状態を対象にした解析を継続して実施している。
2. 温度計の振動解析によれば、管台溶接部を中心として全体が回転するモード（振動数約165Hz）と、温度計ウェル先端の細管部が太管部に弾性支持された片持ちはりとして、ほぼ独立に振動するモード（振動数約260Hz）が存在する。前者（1次モード）は流体力によってほとんど励起されない。なお後者（2次モード）については、ウェルの内部構造（熱電対シース）等が減衰特性に及ぼす効果を把握するために、空気中でウェル先端部を強打又は有意な初期変位状態から解放する自由振動試験を付加した。その結果、一定の変位振幅を越えると減衰定数が大きな値を示すことが判明した。
3. 温度計の振動と温度計ウェル外表面の圧力変動が相互作用することを考慮して連成振動解析を行った。この際、構造系はウェル太管部に弾性支持された細管部のたわみモード関数を用いて相当質量、バネ、減衰及び外力（圧力荷重）を算定し、先端の振動変位（抗力及び揚力方向）に係る1質点2自由度の振動モデルとした。流体系はウェル細管部に相当する剛体円柱（抗力及び揚力方向に並進運動する。）に直交する一様な流れ場が作用する2次元モデルとし、剛体円柱の運動をもって上記質点の運動とした。流体解析にあっては、上記円柱表面の境界層を厚さ方向に数メッシュに分割する等により、局所的圧力変動を正確に把握することを図った。

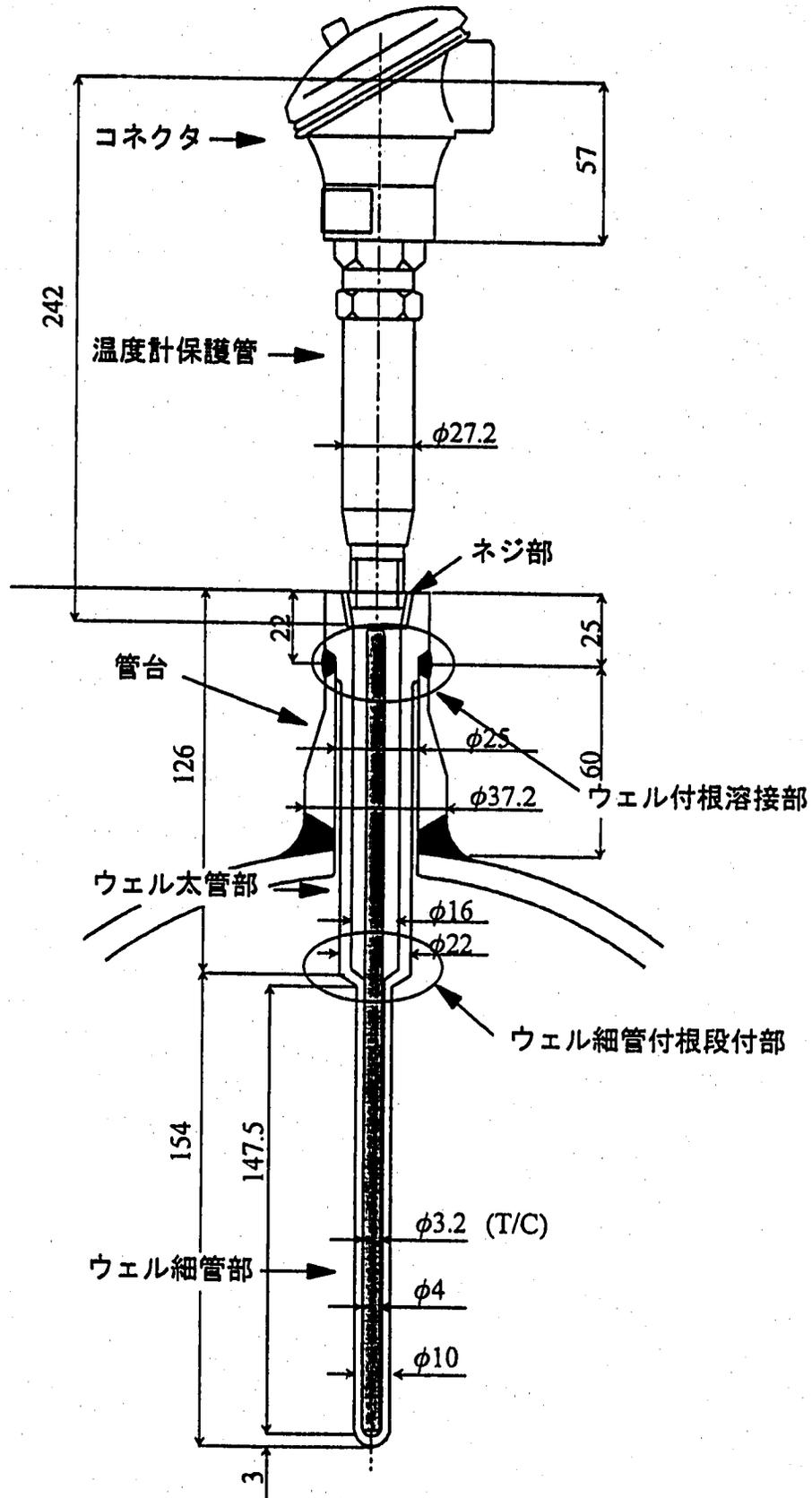
温度計の減衰定数をパラメータとして本連成振動解析を行った結果、温度計の2次モードの固有振動数に相当する約250Hzにおいて抗力方向に卓越した振動が生じることが判明した。この振動にあつて、揚力方向の直径の両端点で円柱表面の圧力変動が同期していることから、本振動は対称渦放出 (symmetric vortex shedding) によるものであり、抗力方向 (in-line) の自励振動と見られる。

4. 別途実施された同型温度計の水流動試験によれば、定格100%流量の付近で、振動数約250Hzの卓越した抗力方向振動が生じており、前項の解析結果と符合している。
5. 今後、温度計ウェル先端部の流れ場、ウェル細管部の圧力荷重の相関長さ等について考察を加えて行く。

以上

補足資料 1

温度計の構造



補足資料 2

温度計の振動特性

1. 目的

温度計の基本的な固有振動特性を解析及び打振試験によって把握するとともに、減衰定数を測定する。さらに、流体力が温度計ウェルに作用する場合の温度計の振動応答を、特にモードの寄与の観点から定量的に評価する。

2. 振動（固有値）解析

温度計は、振動系としては中央部で支持されるはりを見なすことができるので、振動解析ははり要素によるモデルを用いて行った。図1に解析モデルを示すが、モデル化の対象範囲はウェル、温度計保護管、コネクタ、及び管台等である。寸法データ等は可能な限り実測値を用いた。ウェルのナトリウム接液部については流体付加質量を考慮した。ここで、配管内部については排除質量を、管台との狭い間隙部分については仮想付加質量を、それぞれ付加した。また、管台を支持する主配管の局部剛性は、当該部分の静的応力解析（3次元シェルモデル）によって評価し、これを回転バネで表現した。

解析によって得られた固有振動数（ウェル温度 200°C）は、1次：163Hz、2次：257Hz である。図2は固有振動モードであるが、1次は管台溶接部近傍を中心として上下がそれぞれはりとしてたわみながら全体として回転するモード^{*}、2次はウェル細管部分が太管部に弾性支持された片持ちはりとして局部的に振動するモードである。なお、1次固有振動数は主配管のたわみ性やネジ部の締結状態等の条件に対して敏感であるが、2次固有振動数はこれらの条件の影響をほとんど受けずほぼ一定値に保たれる。例として図3にネジ部の締結状態を回転剛性で模擬した場合の解析結果を示すが、ネジ部の回転剛性低下とともに1次モードの固有振動数は著しく低下する。この時、振動モードはコネクタ部分のみが振動するモードに変化していく。

* 正確には、温度計の回転中心は主配管外表面から外側に約 1cm の位置にある。主配管の局部変形による回転剛性及び管台のはりとしての回転剛性は、それぞれ、
 主配管： 1.1×10^7 kg*mm/rad
 管台： 2.1×10^7 kg*mm/rad
 である。温度計の回転中心は両者の大小関係に支配され、上記の位置となっている。

3. 打振試験

実機と同一の温度計を用いて打振試験を実施した。図4に試験概念を示すが、実機と同様に水平姿勢で管台に支持された温度計の保護管をインパルスハンマで打振し、コネクタ、ネジ部、及びウェル先端の加速度応答を計測してFFT（高速フーリエ変換）アナライザを用いて伝達関数を算出し、これにより固有振動数を求めた。

図5は試験結果の一例であるが、この場合の固有振動数の計測値は1次が約150Hz、2次が約260Hzである。試験は温度計保護管部のねじ込み状態（トルクを管理）及びヘッドへの模擬配線管の取り付けの有無等、種々の条件で行ったが、2次固有振動数は解析と同様にこれらの条件に影響されない（約260Hz一定）。一方、1次固有振動数は変動が大きい。

試験に対応する室温・大気中条件での解析結果は1次が約217Hz、2次が約280Hzである。1次固有振動数の乖離が大きいのが、これは、解析では管台の下端とネジ部を完全固定としていること（支持治具やネジ部の影響を無視）等に起因するものと推定される。後述のように1次モードは流体力によってほとんど励起されないため、この差異は評価上特に問題になるものではないと考えている。

4. 減衰定数の測定

打振試験と同一の試験体を用いて、スナップバックによる減衰測定を行った。試験では、ウェルの先端に初期変位を与え、これを解放した時に生じる自由振動波形から減衰定数を評価した。

図6(a)はその結果を整理して示したものである。スナップバック試験の結果（図中の●印）では、減衰定数は約1.2%～1.4%の間に分布しており、初期変位に対して緩やかな増加傾向を示している。自由振動波形を詳細に分析したところ、減衰特性にはウェル先端変位約0.1mmを境界として明らかな変化が認められた。すなわち、変位振幅が大きい間は図6(a)に示したように1.3%内外の減衰があるが、振幅が0.1mmを下回った後は、減衰定数は（初期変位にかかわらず）0.5%程度まで低減する。これは、例えば微小振幅時にはウェルとシースの間の衝突や摩擦が生じなくなるなど、減衰機構が振幅によって変化することによるものと推定している。図6(b)は減衰定数の切替わりを考慮した振幅包絡線と実験による自由振動波形の対比を示しているが、広い振幅の範囲にわたって実験データとの一致が見られる。

図6(a)には、長さ約2mの配管モデルに取り付けた温度計の打振試験による減衰測定結果をあわせて示している（x印）。スナップバック試験の結果と比較すると若干ばらつきは大きいものの、ほぼ同様の傾向である。

これらの結果に基づき、有意な変位振幅を伴う流力振動応答を評価する観点からは減衰定数を 1% ~ 1.5% と見積もっておけばよい、と判断している。

5. 振動応答解析

流体力によるウエルの振動応答の基本的特性を予備的な解析により検討した。解析モデルは固有値解析と同一で、圧力荷重の時刻歴をウエルの細管部分に分布荷重として負荷した。減衰は一律 0.5% とし、計算はモーダル時刻歴によった。

図 7 は、100Hz~300Hz でほぼ一様な周波数特性を持つホワイトノイズに対するウエル先端変位の周波数伝達関数であるが、ウエルの応答は 2 次の固有振動数が明確に卓越しており、1 次モードの寄与は小さいことがわかる。応答解析において用いるモードを種々変えた場合の最大応答値の比較を以下に示すが、1 次モードの寄与は高々 5~10% であること、及び 3 次以上の高次モードは無視できること、等が明らかである。

解析に用いた モード次数	ウエル先端変位	段付部応力	温度計-管台 溶接部応力	管-管台溶接部 応力
1 次+2 次	1.00*	1.00	1.00	1.00
1 次~5 次	0.99	1.01	1.09	1.00
1 次のみ	0.12	0.06	0.06	1.00
2 次のみ	0.89	0.95	0.94	0.04

* 表中の数値は 1 次+2 次の応答に対する比を表している。

1 次モードの影響が小さいことをさらに確認するために、1 次と 2 次のそれぞれの固有振動数による調和加振の解析を行った。荷重は単位振幅とし、それぞれ 1 次及び 2 次モードの両方を用いて解析している。結果を以下に示すが、共振状態においても、1 次モードの応答は 2 次モードと比較して格段に小さいことがわかる。特に、段付部とウエル付根溶接部の応力が小さいが、これは 1 次モードの振動形状のこの部分での曲率が小さいことによる。なお、主配管と管台の溶接部の強度に着目する場合には逆に 1 次モードが重要となる。

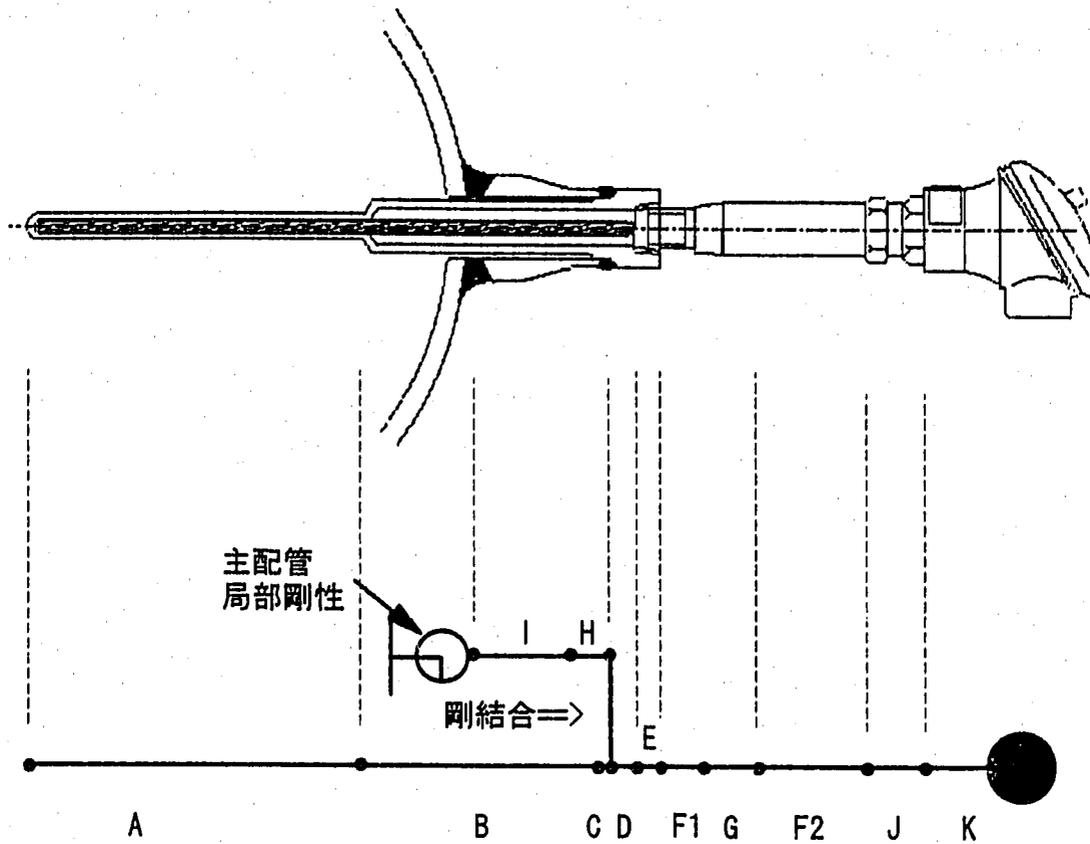
加振振動数	ウエル先端変位	段付部応力	温度計-管台 溶接部応力	管-管台溶接部 応力
162 Hz	0.11	0.05	0.05	20.65
257 Hz	1.00*	1.00	1.00	1.00

* 表中の数値は 257Hz 加振の応答に対する比を表している。

以上の検討から、温度計ウェルの流体力による振動の評価にあたっては2次モードに着目するのが適切であることがわかる。

5. 結 論

- (1) 200°Cにおける温度計の固有振動数は1次が約165Hz、2次が約260Hzである。1次モードは温度計全体の回転振動であり、配管の局部剛性やネジ部の影響を受けやすい。2次モードはウェル細管部が太管部に弾性支持された片持ちはりとして振動するモードである。
- (2) 打振試験の結果と解析結果は、2次モードの固有振動数についてはほぼ一致した。1次モードの差がやや大きいですが、これは上記(1)に示す条件の影響と推定される。
- (3) 温度計の減衰定数を室温・大気中条件で測定したところ、有意な変位振幅を伴う振動に対して1%～1.5%の値を得た。
- (4) ウェルが流体の圧力荷重によって励振される場合、ウェルの応答は2次モードに支配され、1次モードの寄与は無視できるほど小さい。



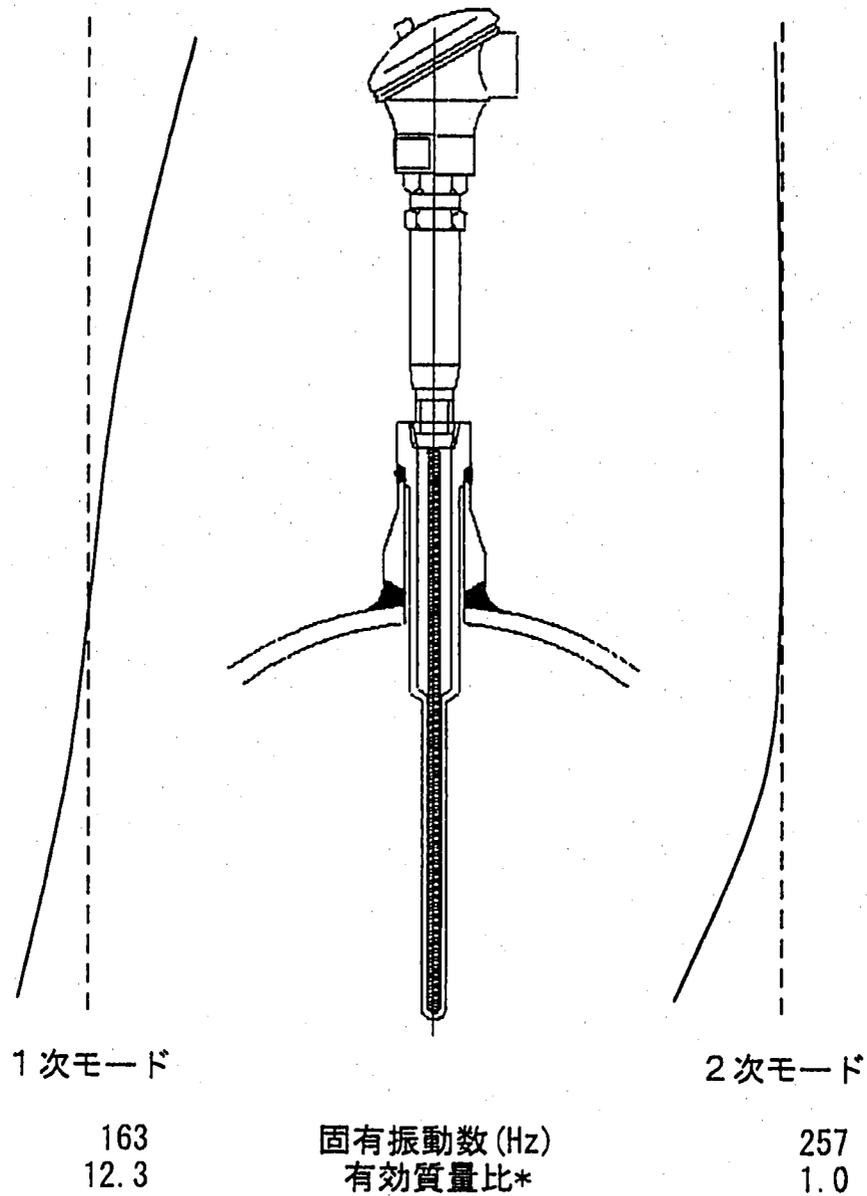
温度計の寸法・重量データ

部材	外径	内径	長さ	付加重量	温度	備考
A	10.4	3.8	154	0.0109	200	Naの付加質量を考慮
B	22.4	15.7	96	0.0314	200	(Na比重量: $8.23 \times 10^{-7} \text{ kgf/mm}^3$)
C	25.0	15.7	3		150	
D	34.0	15.7	17		150	
E	34.0	4.0	10		150	
F1	27.2	4.0	30		150	
G	27.2	21.4	60		150	
F2	27.2	21.4	55		150	
H	34.0	25.0	11		200	管台
I	37.2	25.0	49		200	管台
J1	27.2	21.4	10	0.0317	150	ナット+スプリング関係重量を付加
J2	27.2	21.4	10	0.0117	150	スプリング関係重量を付加
J3	27.2	21.4	10	0.0397	150	ナット+スプリング関係重量を付加
K	剛なはりを想定		57		100	集中重量=258 g

mm mm mm kgf/mm³ °C

縦弾性係数: 1.87E+04 kg/mm²@ 200 °C
 (告示501号) 1.90E+04 kg/mm²@ 150 °C
 1.94E+04 kg/mm²@ 100 °C

図1 温度計の振動解析モデル



* 2次モードの値に対する比

図2 温度計の固有振動モード

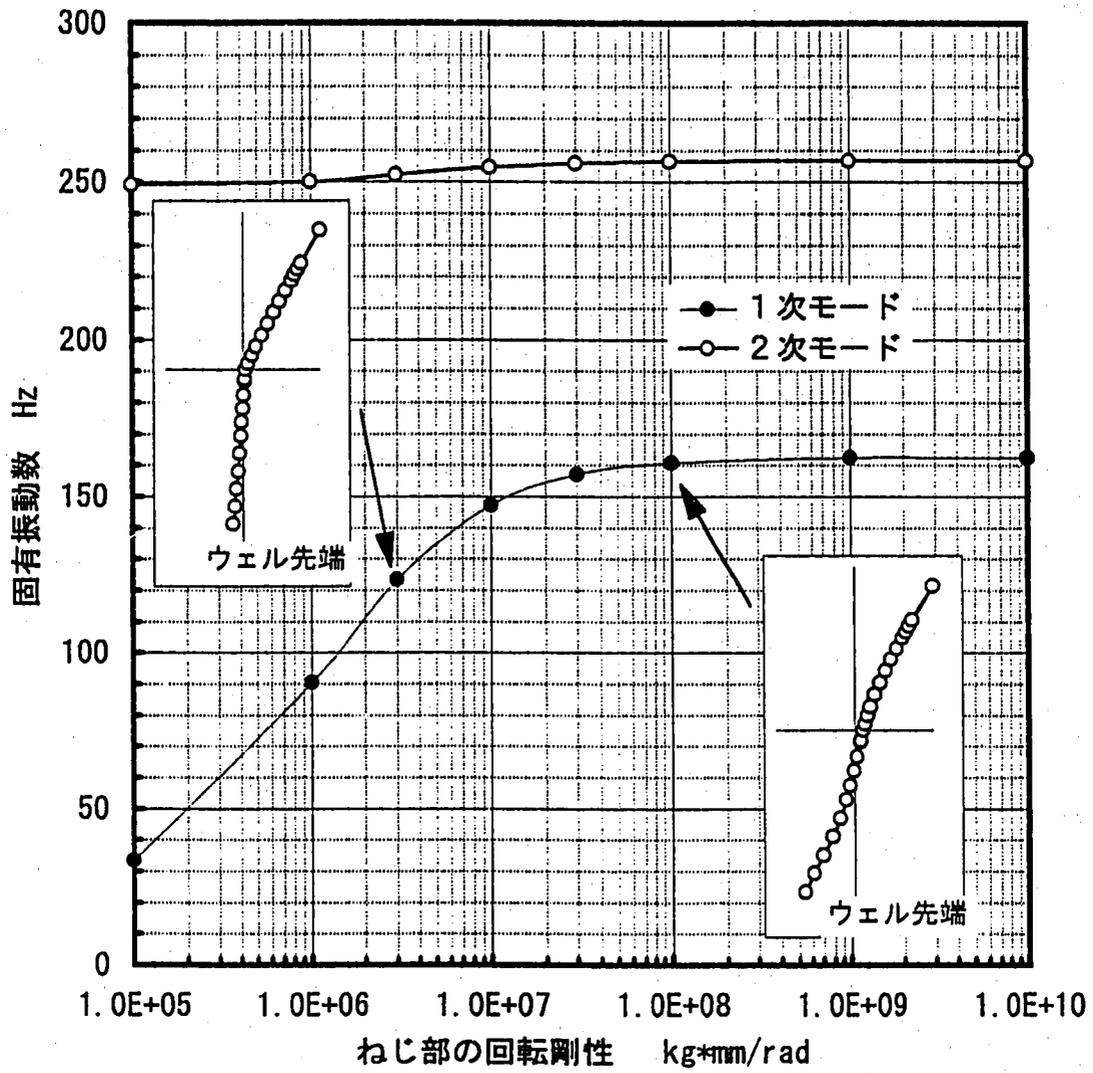


図3 ネジ部のゆるみが振動数に及ぼす影響

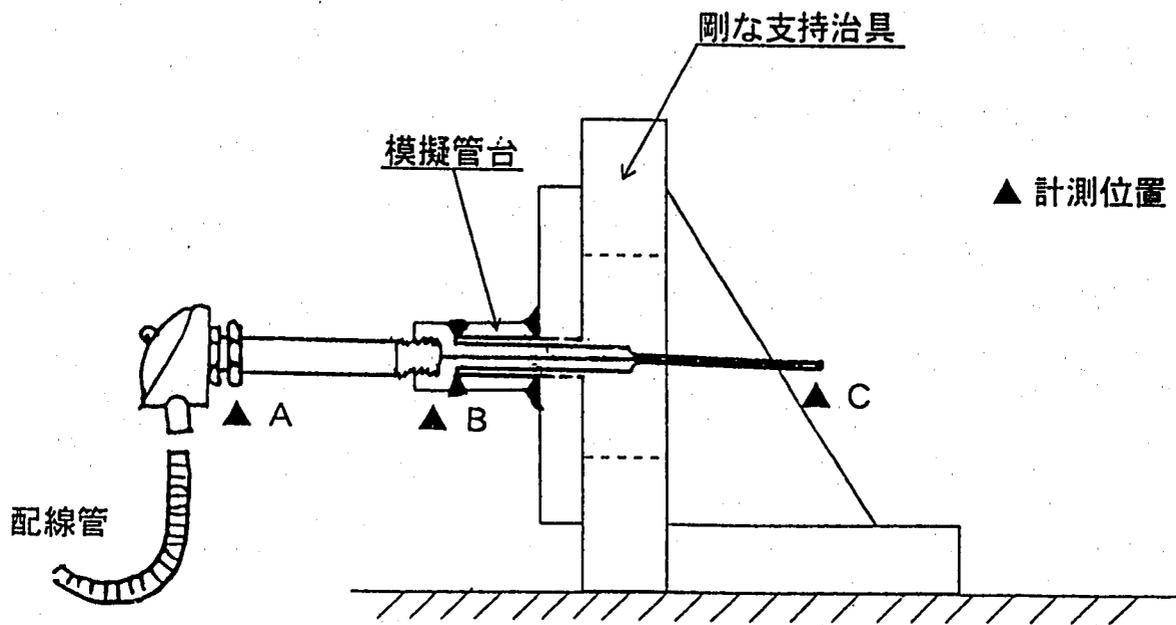


図4 打振試験の概念図

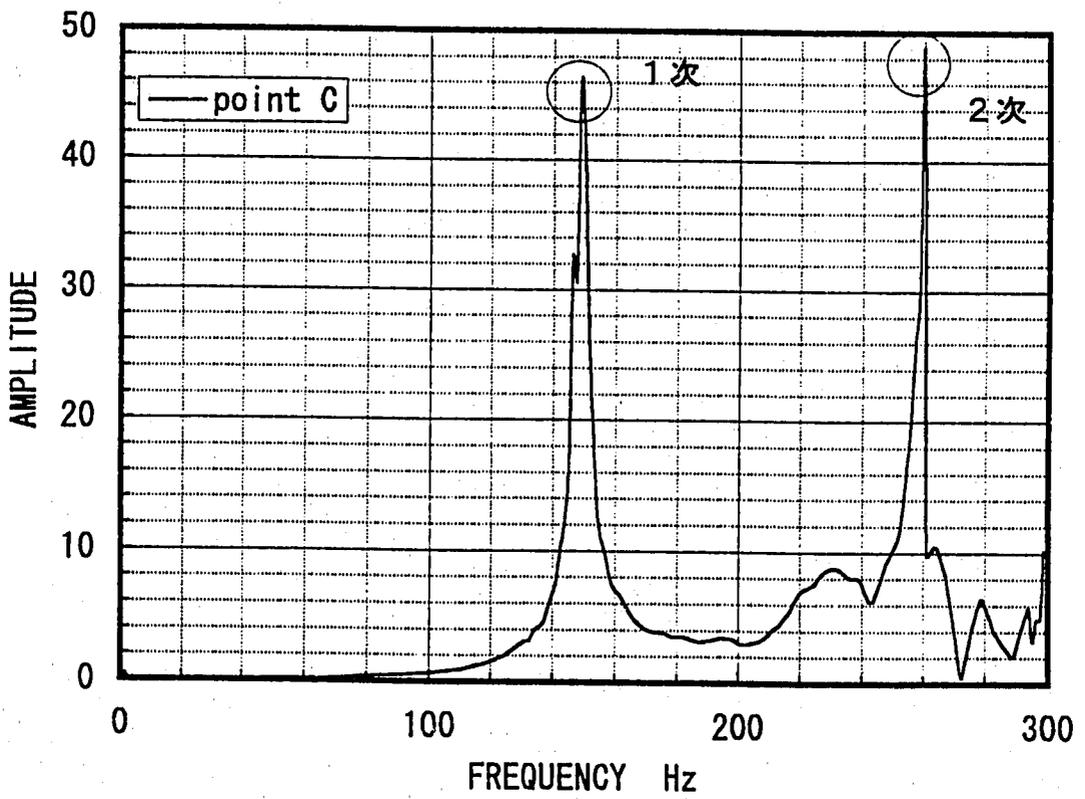
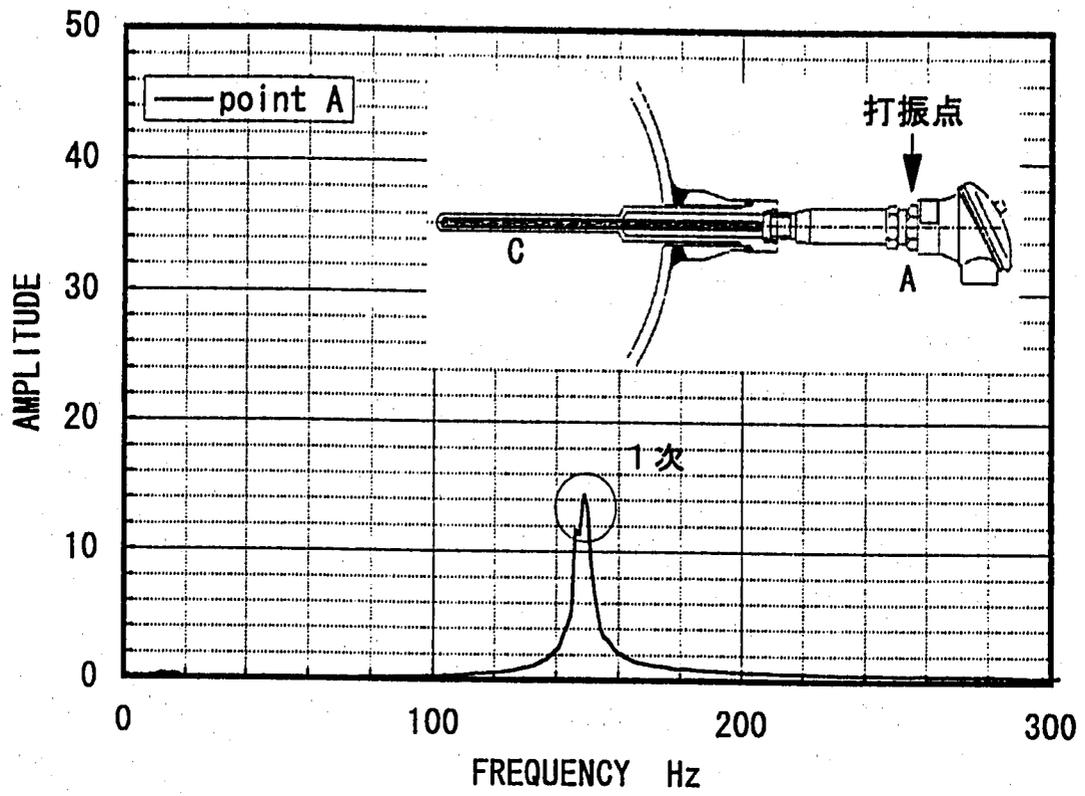
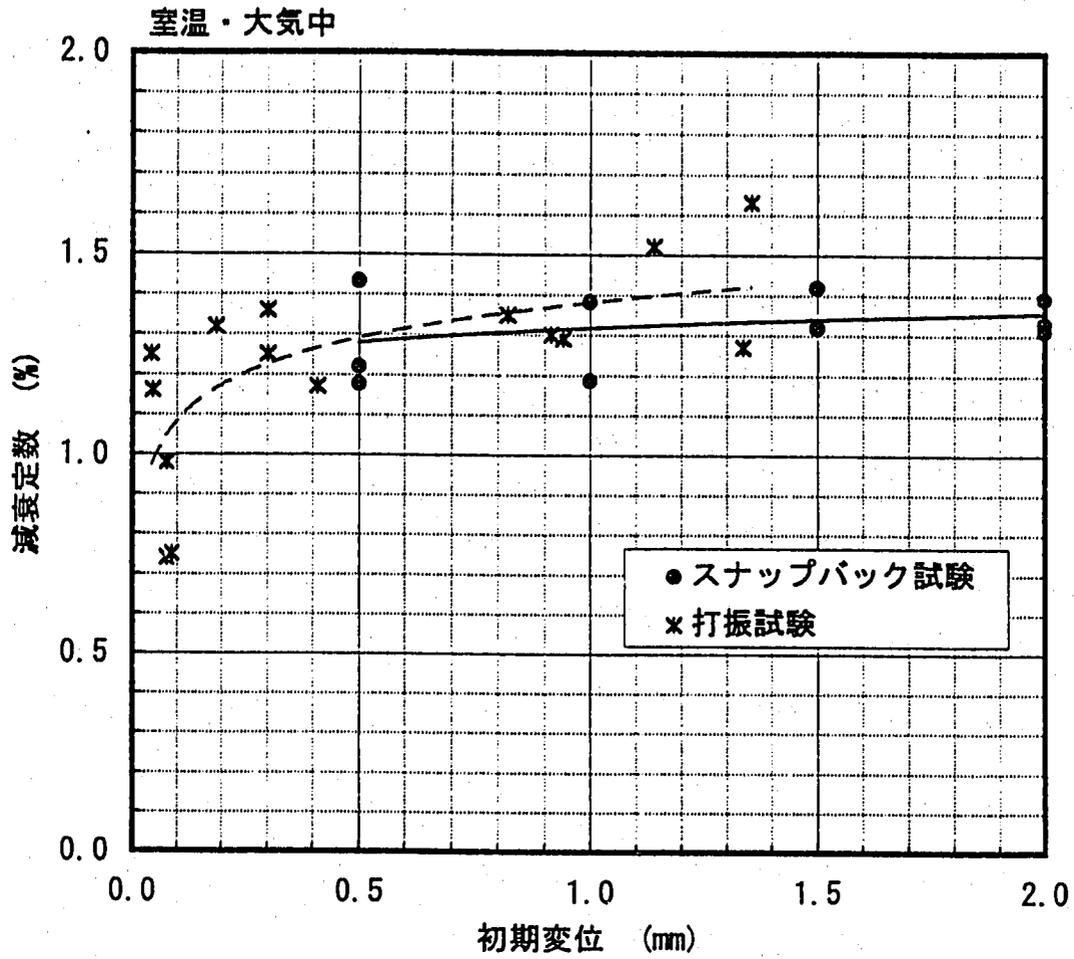
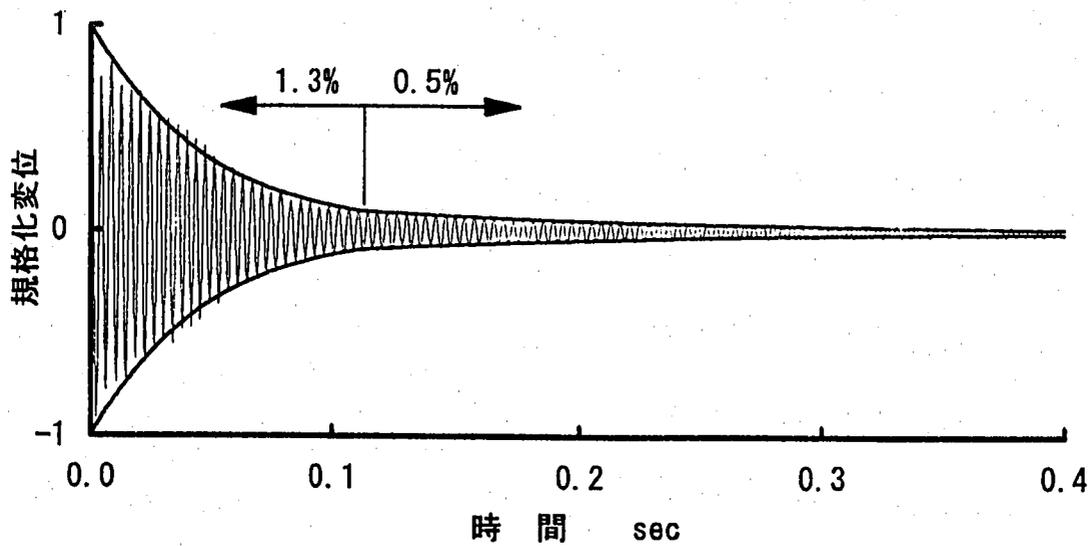


图5 代表的試驗結果 (打振試驗)



(a) 初期変位と減衰定数



(b) 減衰定数のあてはめ性

図6 減衰定数の測定結果

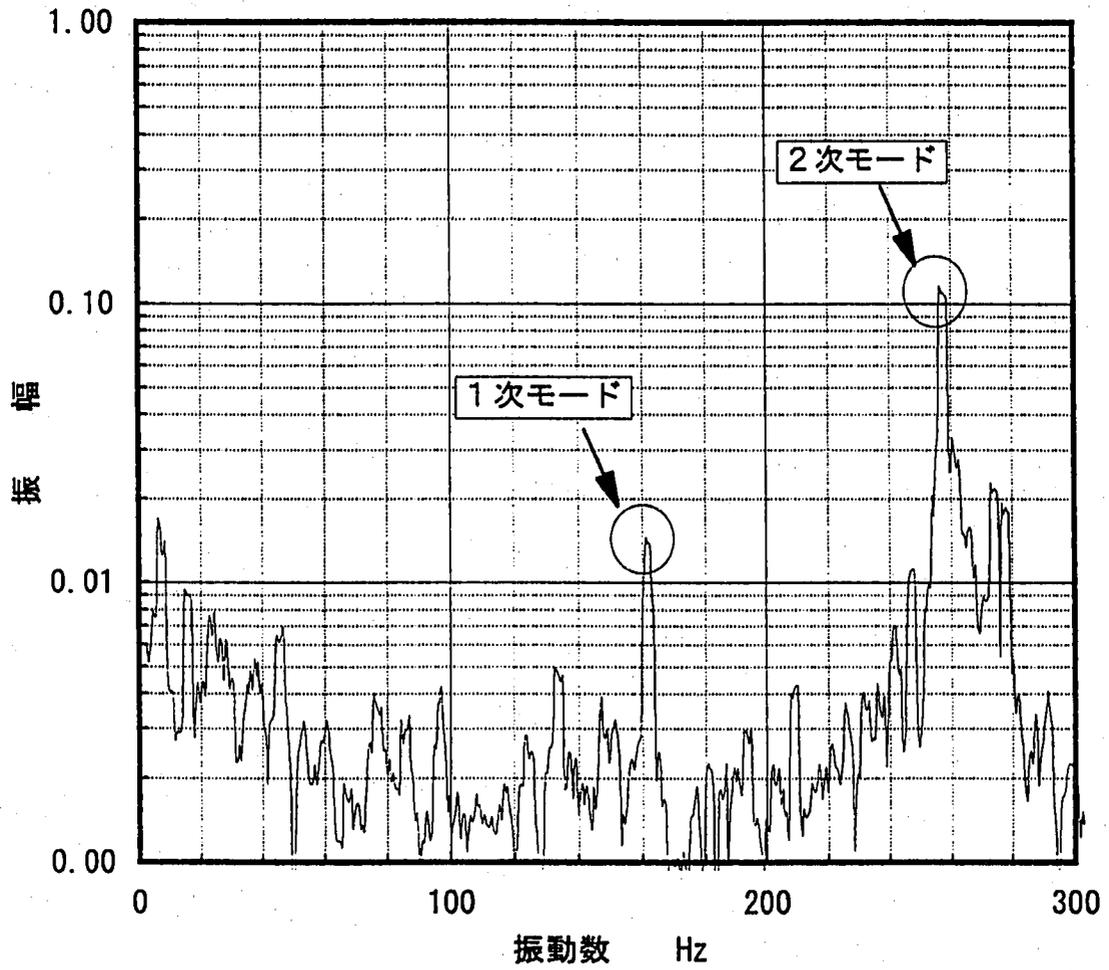


図7 ウェル先端変位の周波数伝達関数
(ホワイトノイズに対する応答解析結果)

温度計ウェルと流体の連成振動解析（100%流量条件）

1 目的

流体一構造連成振動解析により、温度計ウェルの振動とウェルの後流に発生する渦の相互作用を検討し、ウェルの先端応答変位を算定する。本解析では定格100%流量、200℃温度条件とした。

2 解析の概要

以下に解析の概要を示す。解析コードは有限要素法流動解析コードSPLASHであり、解析体系は二次元（温度計ウェル断面を含む平面）である。抗力方向（主流と平行で、ウェルを水平に振動させる）及び揚力方向（主流と直交する方向で、ウェルを上下に振動させる）にばねと減衰をもつ質点としてウェルをモデル化した。流体一構造連成を考慮するため、ウェルの運動方程式から求められた変位速度を流速境界条件としてナビエーストークス式に導入している。一方、ウェルの運動方程式では、流動解析の圧力方程式を解いて得られる圧力荷重を外力項として用いた。

二次元解析は、温度計ウェルは無限長さの円柱であり、渦が放出される時間とその周期はウェル長さにわたって一様である、というモデルとしたことに相当する。流体中に有限長さの円柱があるとき、ウェルの先端をまわって背面に流体が流れ込む効果（端部効果）により、抗力は無限長さ円柱の場合よりも低下する。当該ウェルの長さ／直径比はおおよそ15であり、そのとき抗力は、無限長さ円柱に比べて約17%減少するとのデータがある¹。また、三次元性を考慮すれば、渦の放出は、ウェル長手方向長さにわたって必ずしも一様ではないため、ウェル全長にわたって同位相で圧力荷重が作用するとは限らない。従って、二次元を仮定した今回の解析では、ウェルに作用する圧力荷重の上限を評価していると考えられる。

解析では、初期流速は0 m/sとし、0.05秒かけてランプ状に所定の流速（5.0 m/s）まで上昇させた。

以下に解析条件を示す。

補足資料 3

(1) 流動解析部

		100%流量試験 (200°C)	100%流量試験 (325°C)	100%出力運転時 (505°C) (参考)
ナトリウム流速	v	5.0 m/s	5.2 m/s	5.4 m/s
レイノルズ数	Re	1.0×10^5	1.4×10^5	1.7×10^5
ナトリウム密度	ρ	904 kg/m ³	874 kg/m ³	831 kg/m ³
単位面積当たり 質量流量	ρv	4500 kg/m ² s	4500 kg/m ² s	4500 kg/m ² s

100%流量試験時の流速は、質量流量を一定として試験時の温度から算定した。単位面積当たりの質量流量は100%試験時と出力運転時とで合致する。

(2) 温度計ウェル

細管部単位長さ質量	m	0.574 kg/m
減衰定数	h_2	パラメータとする
二次固有振動数	f_2	272 Hz (流体質量効果を考慮すると257Hzに相当する)
二次固有角振動数	ω_2	1.71×10^3 rad/sec ($= 2\pi f_2$)

減衰定数が解析結果に及ぼす影響を調べるため、補足資料2を参考として減衰定数が0.5%、1%、1.5%の解析を実施した。

3 流体構造連成解析モデル

図1に温度計ウェルの解析モデルの概念図を示す。ウェルの質量と流れ方向及び流れと直交方向のばねと減衰をモデル化している。ウェルはこの平面に垂直方向に配置されており、片持ちはりとして補足資料2に示されるモードで振動する。規格化したモード形状を図2に示す。

Blevins²⁾は、モーダル解析の考え方により、連続体(はり)の*i*次モードの運動を記述する偏微分方程式と等価な質点の運動方程式、(1)式を示した。これは、はりと質点の運動エネルギーが等しくなるような変換となっている。

²⁾R. D. Blevins, Flow-induced vibration, Van Nostrand Reinhold, New York (1977)

補足資料 3

$$\begin{pmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \end{pmatrix} + \begin{bmatrix} 2h_i\omega_i & 0 \\ 0 & 2h_i\omega_i \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \end{pmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_i^2 & 0 \\ 0 & \omega_i^2 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix} = \frac{1}{m} \frac{\int_0^l \phi_i(z) dz}{\int_0^l \phi_i^2(z) dz} \begin{pmatrix} P_x(t) \\ P_y(t) \end{pmatrix} \quad (1)$$

ここで、 x と y はそれぞれ抗力方向と揚力方向の変位、 $(\ddot{\cdot})$ と $(\dot{\cdot})$ はそれぞれ、時間に関する1階と2階の微分を表す。 m はウエルの単位長さあたりの質量である。 i 次のモードに関して、 ω_i は固有角振動数、 h_i は減衰定数、 ϕ_i はウエル先端変位で規格化されたモード関数である。右辺の $P_x(t)$ 、 $P_y(t)$ はそれぞれ、単位長さあたりの主流方向の圧力荷重（抗力）と主流と直交する方向の圧力荷重（揚力）であり、次式で計算される。

$$\begin{pmatrix} P_x(t) \\ P_y(t) \end{pmatrix} = - \int_0^{2\pi} 2\pi R P(\theta, t) \begin{pmatrix} \cos \theta \\ \sin \theta \end{pmatrix} d\theta \quad (2)$$

θ は x 軸正方向から反時計回りにとる。 R はウエルの半径、 $P(\theta, t)$ は二次元のナビエーストークス方程式を解いて求められるウエル表面の圧力分布である。

以上から、はりと等価な質点の運動を記述するために、圧力荷重に次式で計算される係数 a を乗ずればよいことがわかる。

$$a = \frac{\int_0^l \phi_i(z) dz}{\int_0^l \phi_i^2(z) dz} \quad (3)$$

図2に示されるモード形状から

$$\int_0^l \phi_i(z) dz = 0.452 \quad (4)$$

$$\int_0^l \phi_i^2(z) dz = 0.286 \quad (5)$$

と計算されるので、 $a = 1.58$ を得る。

流体一構造連成を考慮するために、温度計ウエルの運動方程式を陰解法により解き、求められた変位速度を流速境界条件として、ナビエーストークス式に導入している。一方、ウエルの運動方程式では、流動解析の圧力方程式を解いて得られる圧力荷重を外力項とし

補足資料 3

て用いた。

以上に述べた流体-構造連成解析より、ウェル先端の変位が求められる。

4 解析結果

4-1 連成振動解析 (減衰定数 0.5%)

図3に解析メッシュ図 (全体図および温度計ウェル周辺の拡大図) を示す。中央の円形が温度計ウェルである。ウェル周辺のメッシュ寸法は境界層厚さの約5分の1程度とした。またウェル周辺では、周方向にも細分割している。時間刻み幅は、解析精度と数値安定性から判断して約1μsecとした。

図4と図5には圧力荷重のx方向成分 (抗力) とy方向成分 (揚力) の時刻歴、図6と図7にはウェルの抗力方向と揚力方向の変位を示す。図8と図9にウェルの抗力方向と揚力方向の変位速度を示す。また、圧力荷重と変位の統計量を表1に示す。

この結果から、抗力方向の変位が支配的となっていることが分かる。これはKing³が実験的に研究したインライン振動 (抗力方向の振動) であると考えられる。ASMEコード⁴によれば、構造の固有振動数を n 、流速を v 、円柱直径を d とするとき、無次元流速 $\frac{v}{nd}$ と安定性のパラメータ k_s が次式のいずれかを満たすとき、抗力方向の振動が防止または抑制される。

$$\frac{v}{nd} \leq 1.0 \quad (6)$$

$$k_s \equiv \frac{2m_e \delta_s}{\rho d^2} \geq 1.2 \quad (7)$$

ここで m_e は単位長さあたりの等価質量であるが、円柱の単位長さあたりの質量 m が一樣の時は m_e は m と等しい。 δ_s は円柱の対数減衰率である。Kingの実験によれば、変位は $\frac{v}{nd} \approx 2.1$ で最大となり、その振幅は k_s に依存することが示されている。本解析の条件を代入すれば、

³Roger King, A Review of Vortex Shedding Research and Its Application, Ocean Engng, Vol.4, pp141-172 (1977)

⁴ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III, Division 1 Appendices, ASME, (1995)

補足資料 3

$$\frac{v}{nd} = 1.95 \quad (8)$$

$$k_s = 0.42 \quad (9)$$

である。

Kingは、この無次元流速において抗力方向の振動が発生するとき、円柱後流渦は、円柱の両側面から交互に生成されるのではなく、同位相で対称に生成されることを観察している。図10に交番渦と対称な渦の様子を示す。図11に、円柱両側面（流れに相対する方向を0度として、+90度と-90度の点）の圧力時刻歴（0.4秒から0.5秒まで）を示す。参考に、同一入力条件で円柱を静止させた解析結果を図12に示す。静止円柱では、約100Hzで圧力が振動し、両点の圧力変動は位相が180度ずれる。一方、図11から、連成させたときには、+90度と-90度の点の圧力が同位相、約250Hzで変動していることがわかる。すなわち、円柱を静止させたときは交番渦となっているが、連成振動を考慮すれば対称な渦が生成されており、図10の実験結果と一致している。従って、この解析の条件においては、抗力方向に温度計ウェルの自励振動が生じていたものと考えられる。

図13と図14にそれぞれ抗力と、温度計ウェルの抗力方向変位のパワースペクトルを示す。約250Hzにピークが見られ、対称渦が放出される周波数とウェルの振動数はほぼ一致している。

初期の0.25秒を省いた解析結果から求めた荷重と変位の時間平均値と平均値まわりの二乗平均値(RMS)を表1に示した。時間平均は抗力方向変位は0.046mm、揚力方向の変位はほとんど0(0.003mm)である。平均値まわりの二乗平均値(RMS)は抗力方向変位は1.1mm、揚力方向の変位は0.071mmである。これら統計量から変位振幅の平均値を求める。狭帯域ランダム振動の振幅の平均値は、レイリー分布(自由度2の χ^2 分布)

$$f_A(x) = \frac{x}{\sigma_x^2} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{x}{\sigma_x}\right)^2\right) \quad (10)$$

に従う。 x はレイリー分布に従う独立変数であり、ここでは変位振幅の平均値である。 $f_A(x)$ はレイリー分布の確率密度関数、 σ_x は変位応答の平均値まわりのRMSに相当する。標準レイリー分布($\frac{x}{\sigma_x}$ を確率変数とした分布)の平均値は自由度の平方根に等しい5.6。

5J.R. Benjamin and Allin Cornell, Probability, Statistics, and Decision for Civil Engineers, McGraw-Hill Inc., pp297-300 (1970)

6J.S. Bendat and A.G.Piersol, Random Data: Analysis and Measurement Procedures, John Wiley & Sons, Inc., pp103-105 (1971)

補足資料 3

従って、平均値まわりのRMSを $\sqrt{2}$ 倍すれば変位振幅の平均値を求めることができる。表1にその結果を示した。片振幅にすれば抗力方向が1.56 mm、揚力方向が0.10 mmとなる。

なお表1では0.25秒から1.1秒までのデータから統計をとったが、初期条件の影響が除去されていることを確認するため、0.6秒から1.1秒までのデータを処理した結果を表2に示す。表1と比較すれば、初期の0.25秒のデータを除去すれば、初期条件の影響は実質的に現れないと言える。

4-2 連成振動解析 (減衰定数 1.0%)

図15と図16には抗力と揚力の時刻歴、図17と図18には温度計ウエルの抗力方向と揚力方向の変位を示す。図19と図20に温度計ウエルの抗力方向と揚力方向の変位速度を示す。また、圧力荷重と変位の統計量を表3に示す。

抗力方向の変位が支配的となっている点は減衰定数が0.5%の場合と同様である。この場合には、安定性のパラメータ k_s は

$$k_s = 0.84 \quad (11)$$

である。従って、(6)式と(7)式に示される抗力方向の振動が防止される範囲には含まれていない。図21に円柱両側面(+90度と-90度の点)の圧力時刻歴(0.4秒から0.5秒まで)を示す。圧力変動の周波数は約250Hzで、+90度と-90度の点と同位相で変動しており、対称渦が生成されていることがわかる。これらの結果は、減衰定数が0.5%の場合と同様であり、同一の現象(抗力方向の自励振動)が解析されていると考えられる。図22と図23にはそれぞれ、抗力とウエルの抗力方向変位のパワースペクトルを示す。約250Hzにピークが見られ、対称渦の生成周波数と温度計ウエルの振動数はほぼ一致している。

表3の結果から、減衰が1%の場合には、変位振幅の平均値は抗力方向に1.23mm、揚力方向が0.094mmとなる。減衰定数が0.5%の場合に比較して、抗力方向変位は79%に、揚力方向変位は93%に低減される。

4-3 連成振動解析 (減衰定数 1.5%)

図24と図25には圧力荷重の抗力と揚力の時刻歴、図26と図27には温度計ウエルの抗力方向と揚力方向の変位を示す。図28と図29に温度計ウエルの抗力方向と揚力方向の変位速度を示す。また、圧力荷重と変位の統計量を表4に示す。

抗力方向の変位が支配的となっている点は減衰定数が0.5%、1.0%の場合と同様である。この場合には、安定性のパラメータ k_s は

補足資料 3

$$k_s = 1.26 \quad (12)$$

である。図30に円柱両側面（+90度と-90度の点）の圧力時刻歴（0.4秒から0.5秒まで）を示す。圧力変動の周波数は約250Hzで、+90度と-90度の点と同位相で変動しており、対称渦が生成されていることがわかる。これらの結果は、減衰定数が0.5%、1.0%の場合と同様であり、抗力方向の自励振動現象と考えられる。図31と図32にはそれぞれ、抗力とウェルの抗力方向変位のパワースペクトルを示す。約250Hzにピークが見られ、対称渦の生成周波数と温度計ウェルの振動数はほぼ一致している。

表4の結果から、減衰が1.5%の場合には、変位振幅の平均値は抗力方向に0.91mm、揚力方向が0.15mmとなる。

5 結論

(1) 二次元の流体-構造連成モデルを作成し、SPLASHコードに導入した。SPLASHにより、温度計ウェルの構造減衰定数を0.5%、1.0%、1.5%として流体-構造連成解析を実施した。

(2) 減衰定数を0.5%とすれば、変位振幅の平均値は抗力方向が1.56 mm、揚力方向が0.10 mmであった。減衰定数を1.0%とすれば、抗力方向変位振幅の平均値は1.23mmに、揚力方向は0.094mmとなる。減衰定数を1.5%とすれば、変位振幅の平均値は、抗力方向が0.91 mm、揚力方向が0.15 mmであった。このように減衰定数を0.5%から1.5%と増すことにより、抗力方向の自励振動の変位振幅の平均値は1.56から0.91 mmへと変化する。

(3) 抗力方向の振動が卓越するという現象は、補足資料4に示す水流動試験において観察されているだけでなく、Kingら複数の研究者の実験でも現れている。今般の解析により、円柱両側面から、同期した対称渦が放出されるという現象も再現された。これらの結果を踏まえると、無次元流速が2程度の時に発生する抗力方向の自励振動が当該温度計ウェルで発生していたものと考えられる。

補足資料 3

表1 減衰定数0.5%の場合の圧力荷重と変位の統計量 (0.25秒から1.10秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	47.4	3.1	0.046	0.0029
平均値まわりのRMS	215	47.4	1.10	0.071
変位振幅の平均値	—	—	1.56	0.10

表2 減衰定数0.5%の場合の圧力荷重と変位の統計量 (0.60秒から1.10秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	47.1	4.7	0.046	0.0046
平均値まわりのRMS	214	41.8	1.10	0.062
変位振幅の平均値	—	—	1.55	0.088

表3 減衰定数1%の場合の圧力荷重と変位の統計量 (0.25秒から1.1秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	46.5	8.4	0.045	-0.0079
平均値まわりのRMS	173	40.4	0.87	0.066
変位振幅の平均値	—	—	1.23	0.094

補足資料 3

表4 減衰定数 1.5%の場合の圧力荷重と変位の統計量 (0.25秒から1.1秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	54.6	-6.4	0.052	- 0.0058
平均値まわりのRMS	132	58.9	0.64	0.10
変位振幅の平均値	—	—	0.91	0.15

補足資料 3

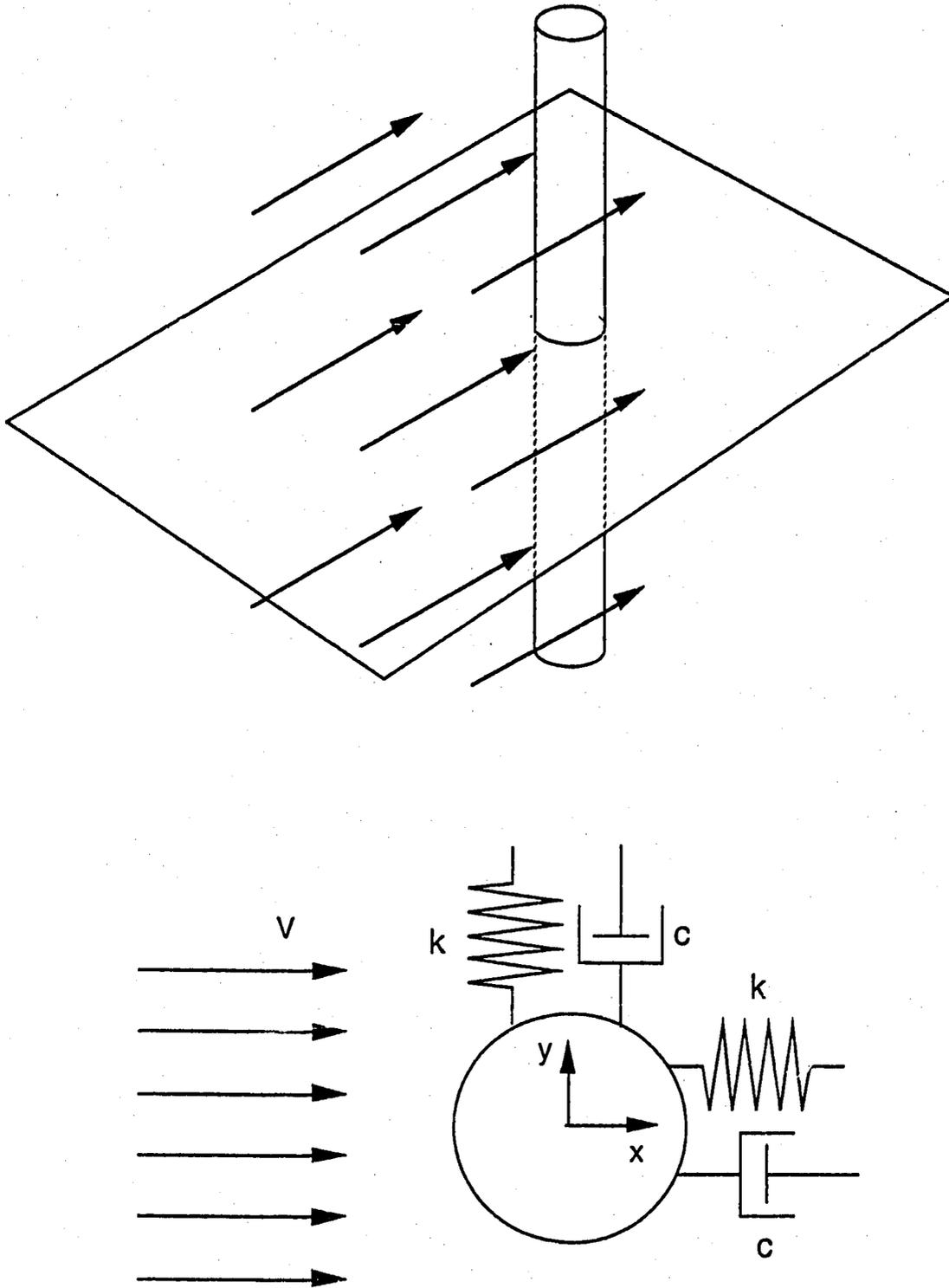


図1 温度計ウェルの流力振動解析モデル
 ウェルの変位速度を流動解析の流速境界条件に用いる
 ウェルの変位を用いて流動解析のメッシュを毎時刻、更新する

補足資料 3

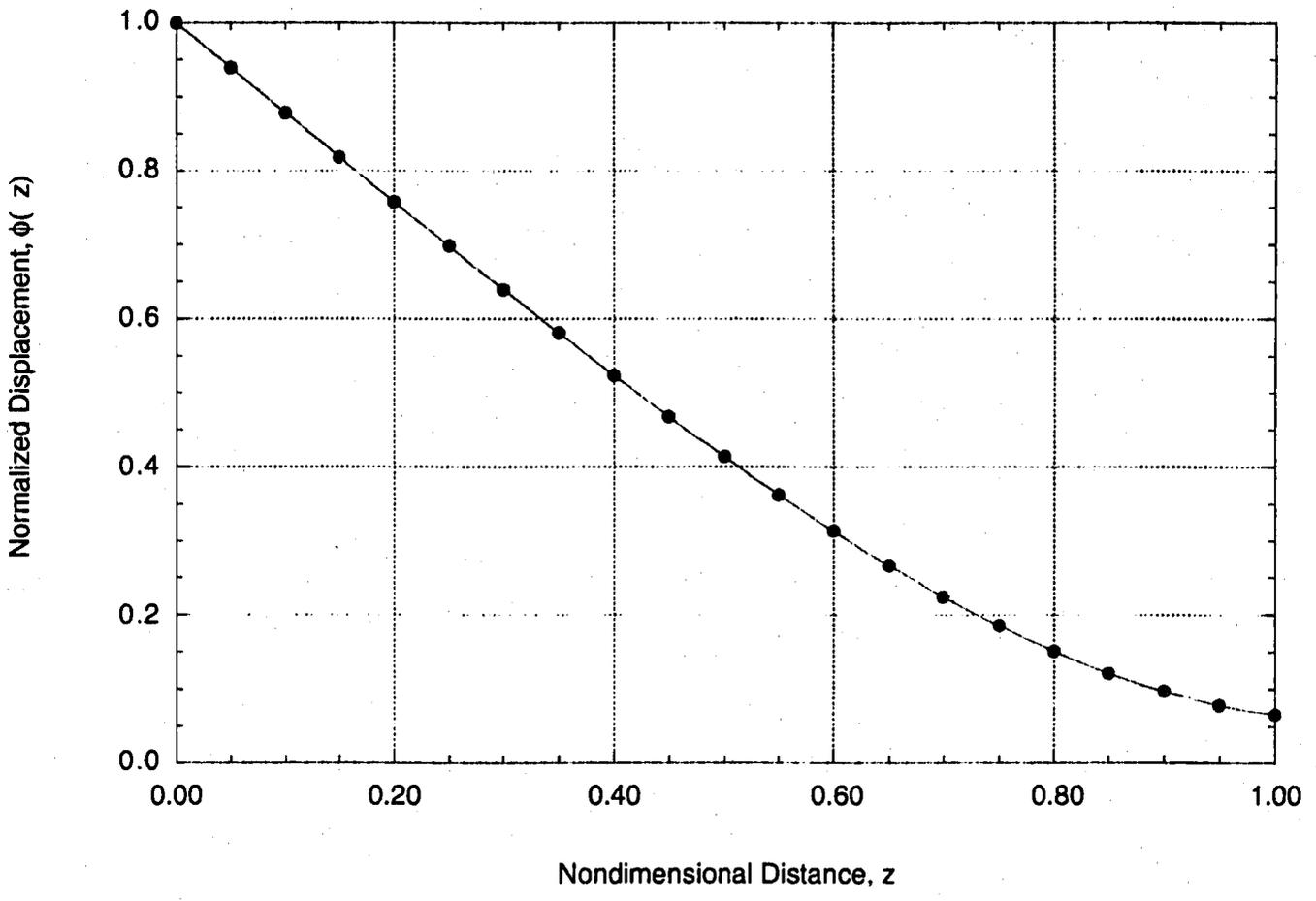


図2 規格化されたモード形状

補足資料 3

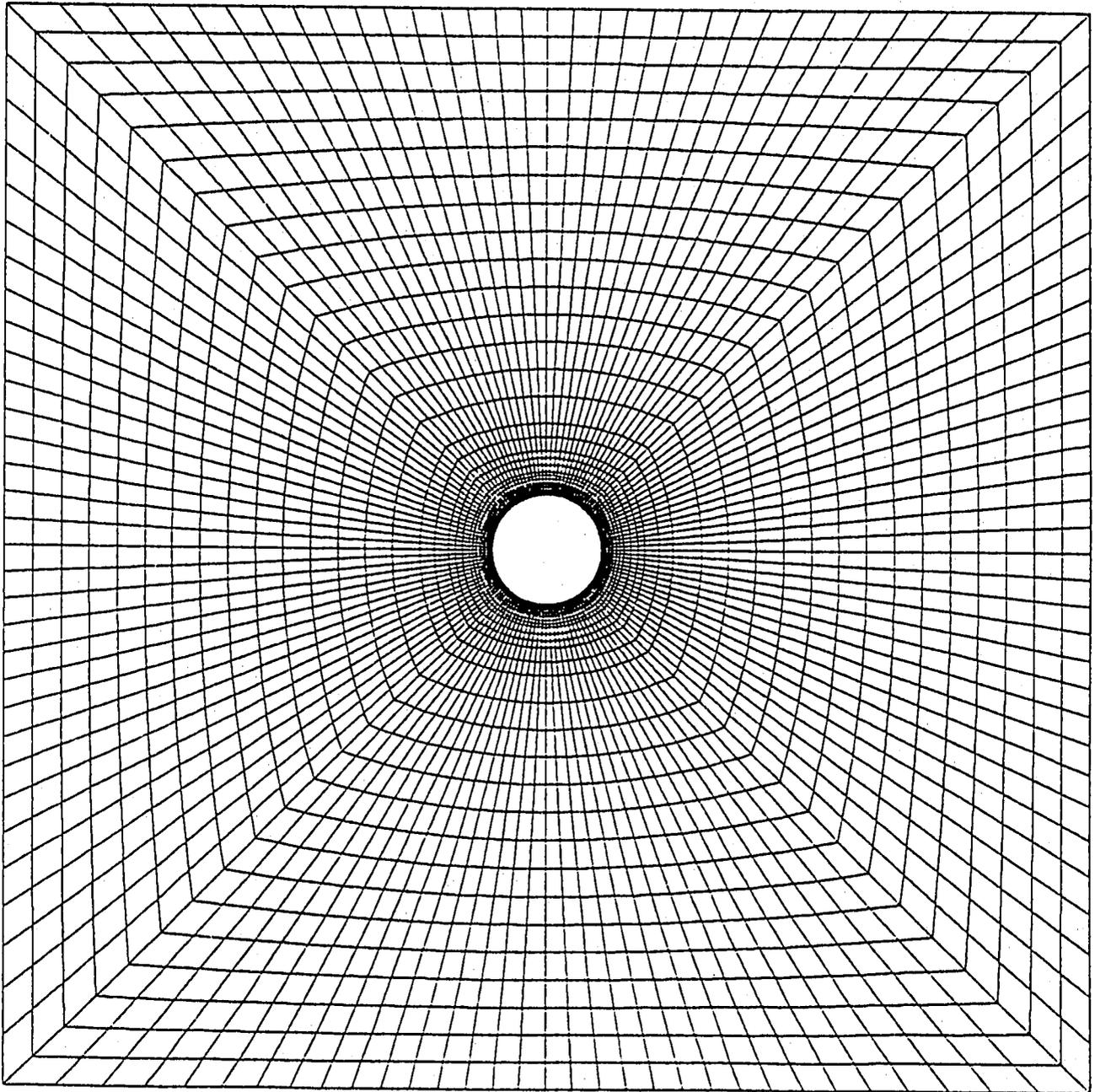


図3 解析メッシュ図

補足資料 3

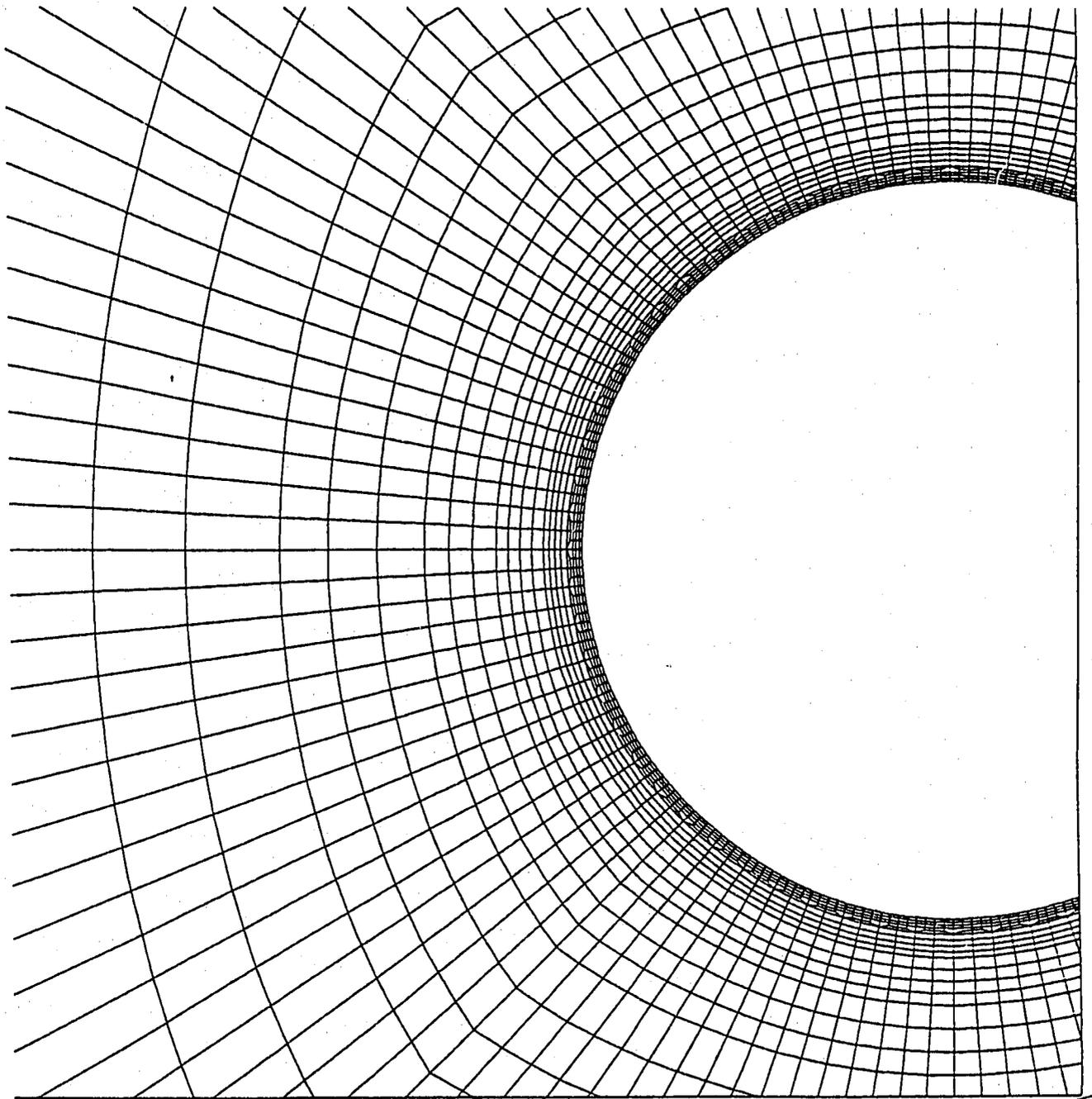


図3 (つづき) 温度計ウェル周辺の詳細解析メッシュ図

補足資料 3

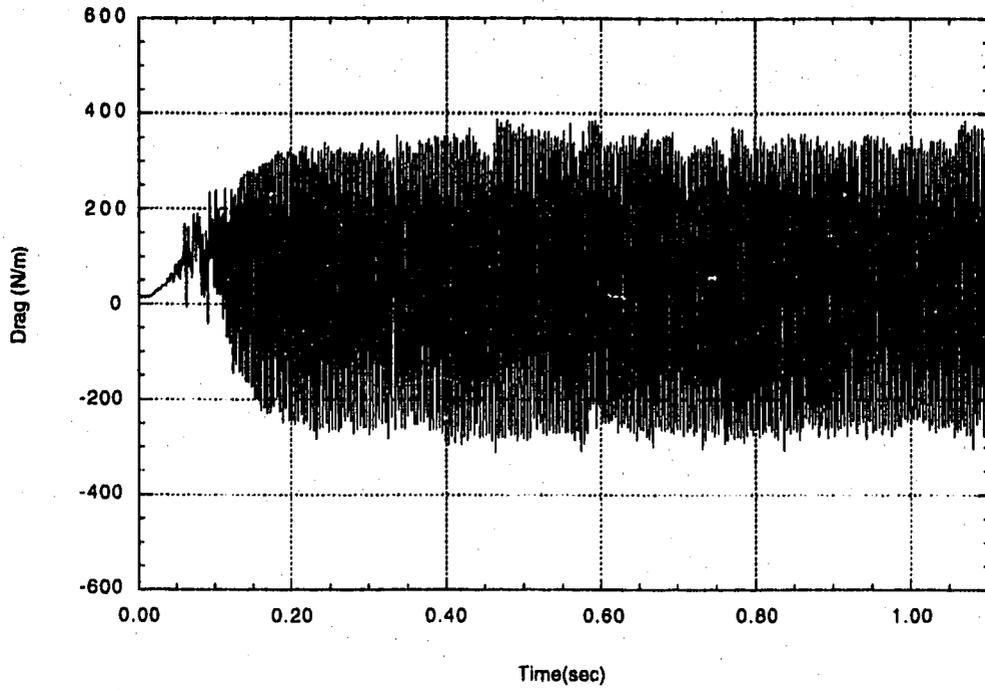


図4 抗力の時刻歴 (減衰定数0.5%)

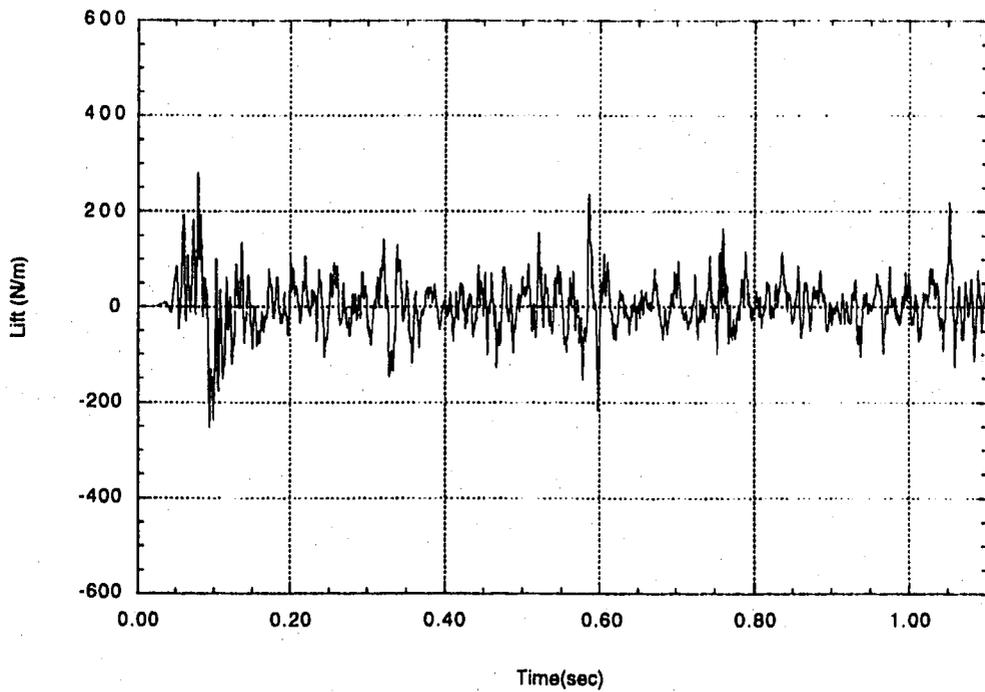


図5 揚力の時刻歴 (減衰定数0.5%)

補足資料 3

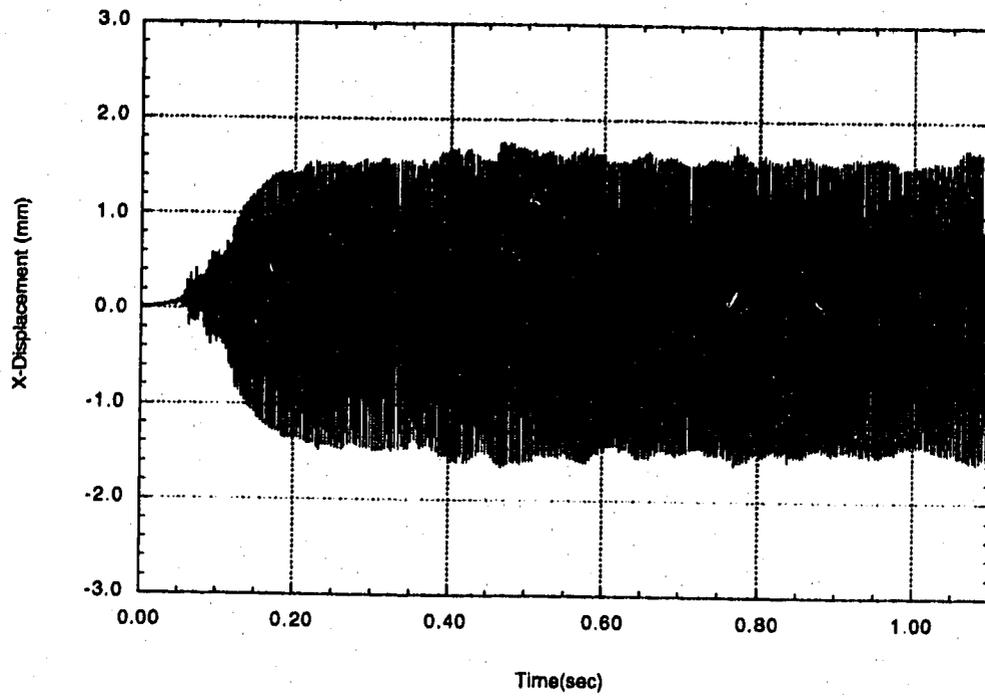


図6 抗力方向変位の時刻歴 (減衰定数0.5%)

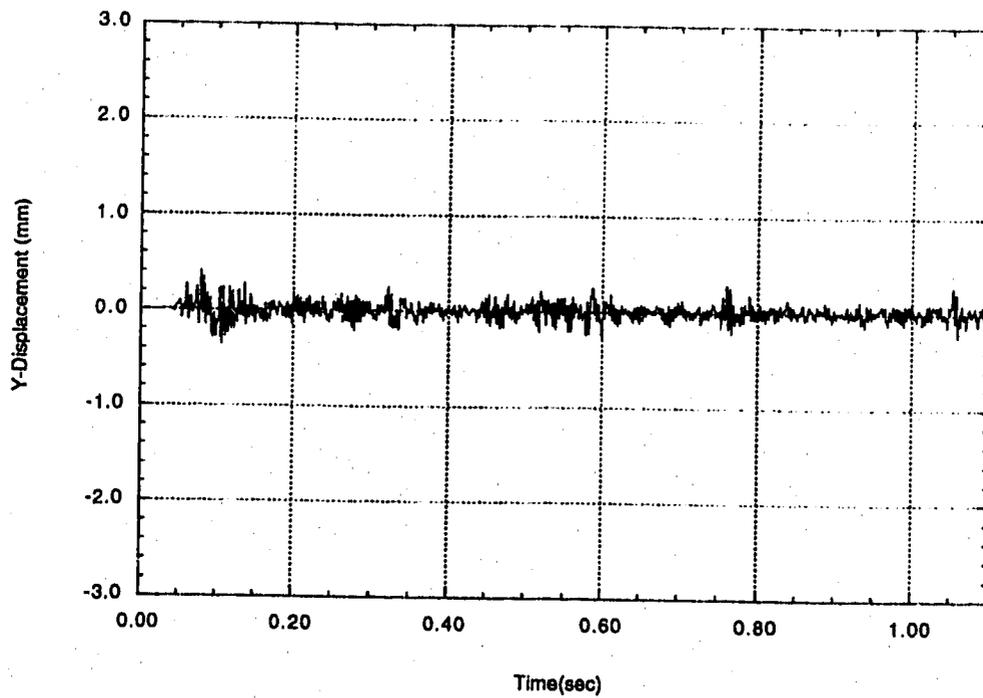


図7 揚力方向変位の時刻歴 (減衰定数0.5%)

補足資料 3

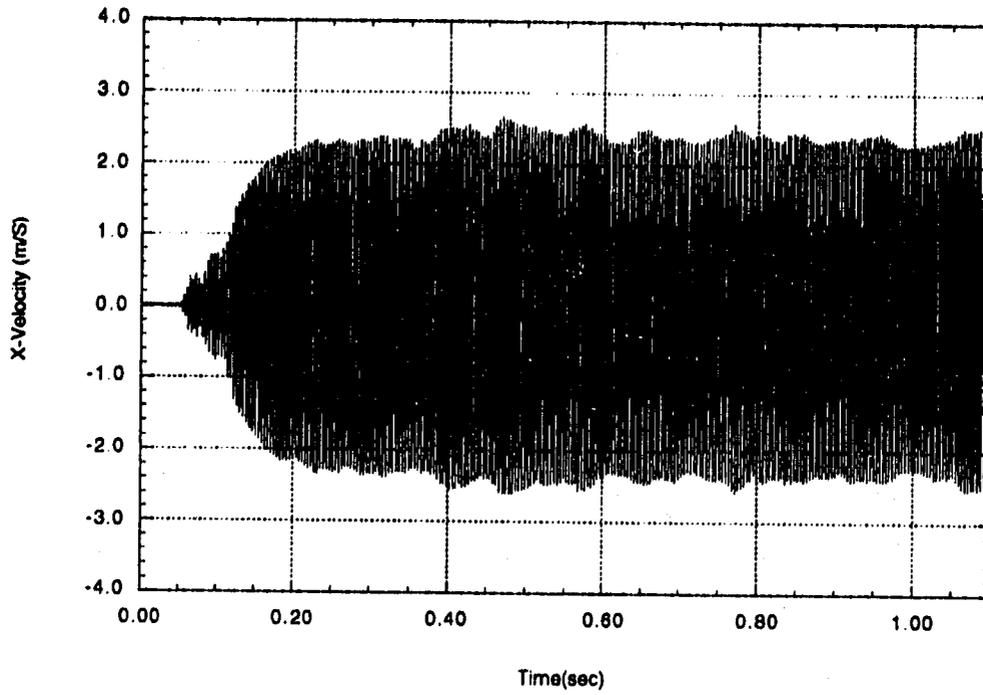


図8 抗力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数0.5%)

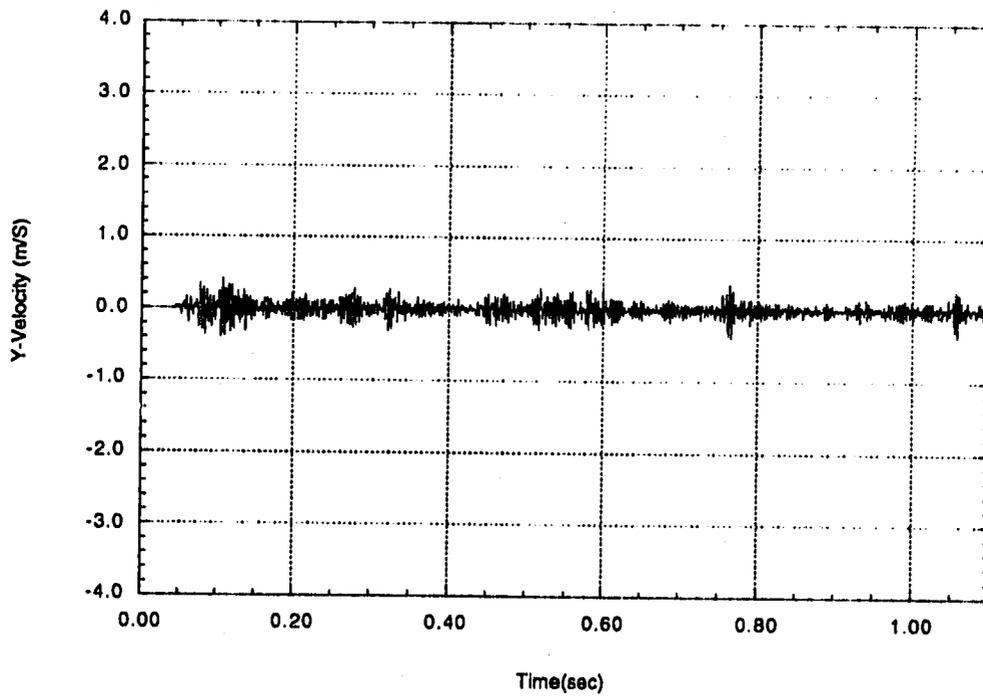


図9 揚力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数0.5%)

補足資料 3

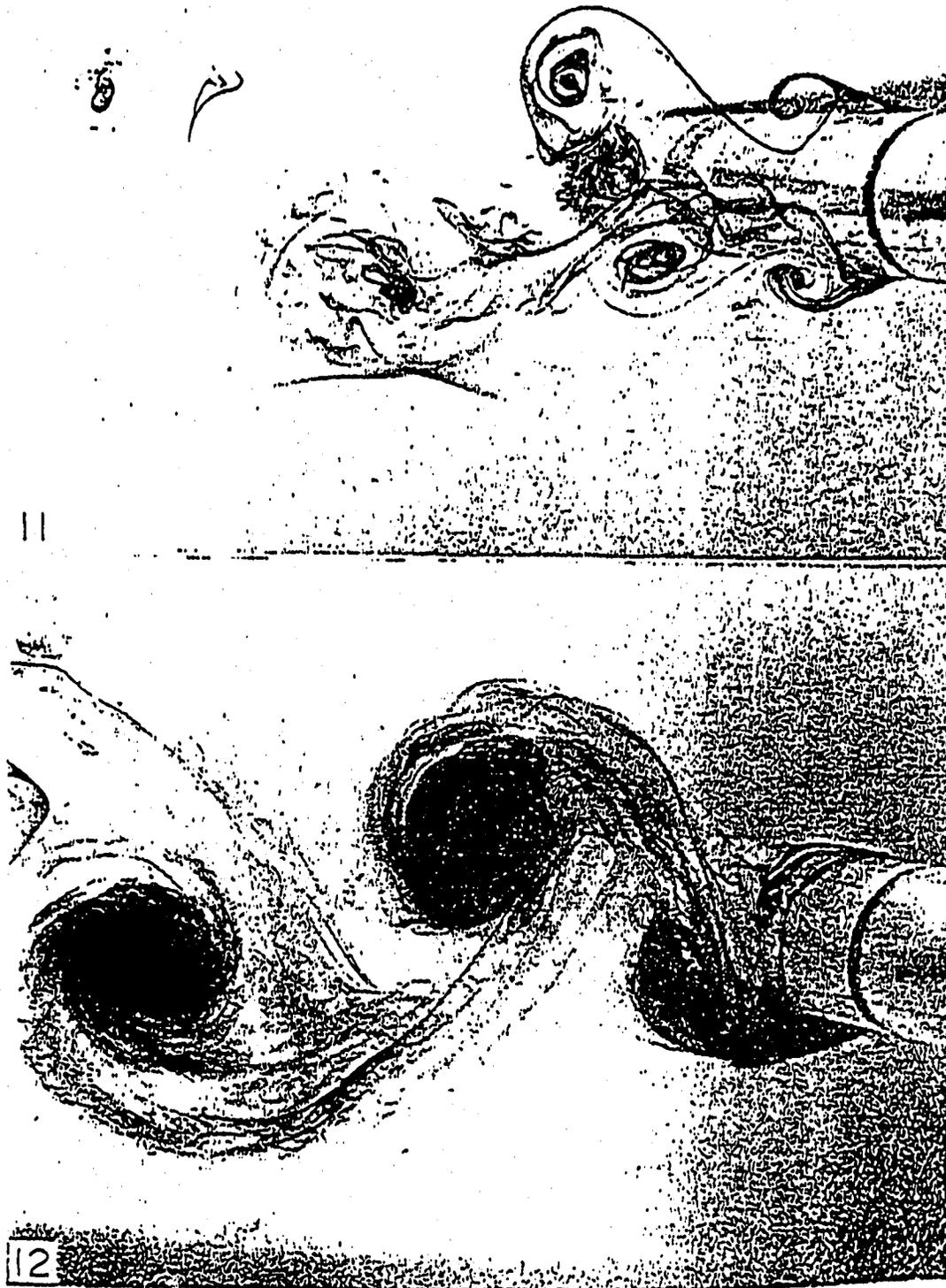


図10 円柱両側面より交互に放出される渦と対称に放出される渦の様子
(上段：対称に放出される渦、下段：交互に放出される渦、写真はKing²より)

補足資料 3

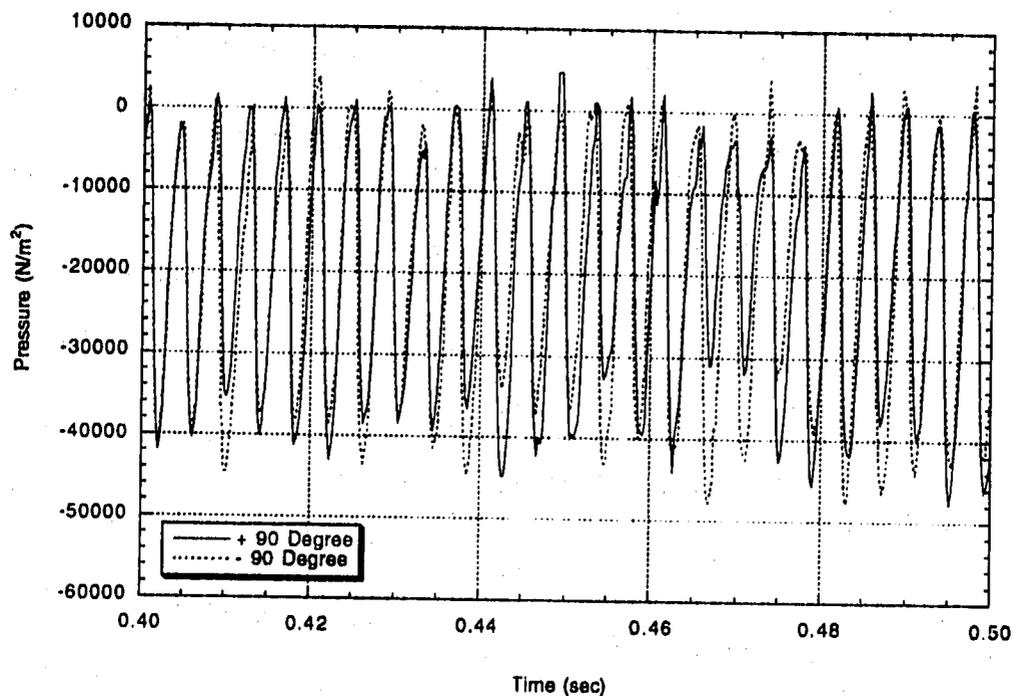


図11 円柱両側面（90度と-90度の点）の圧力時刻歴（減衰定数0.5%）

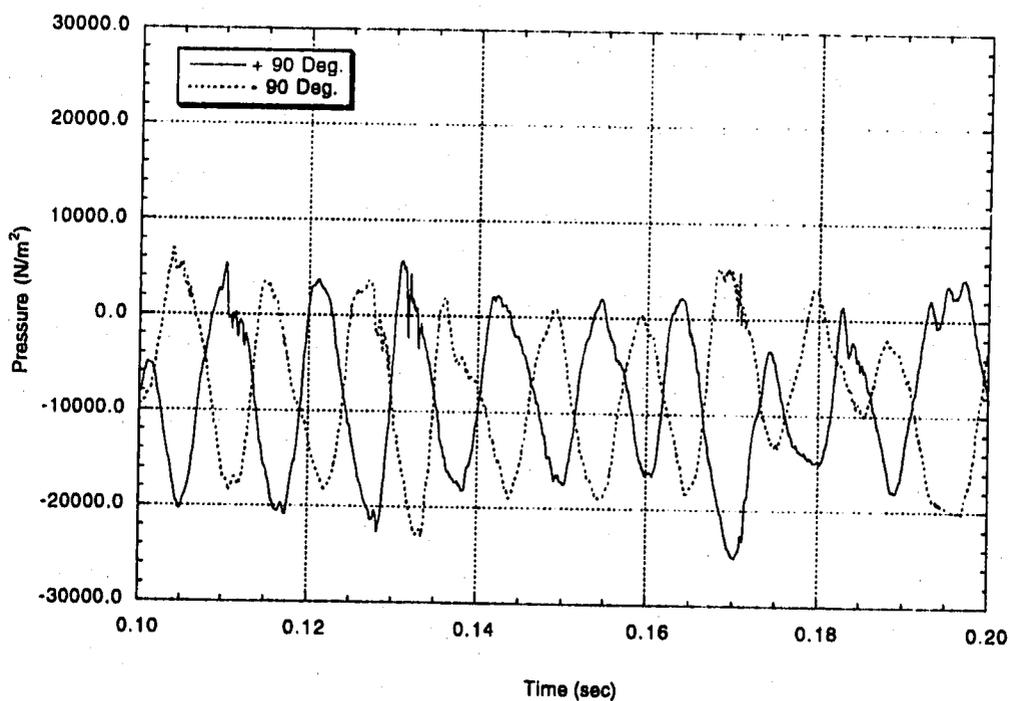


図12 （参考）静止円柱両側面（90度と-90度の点）の圧力時刻歴

補足資料 3

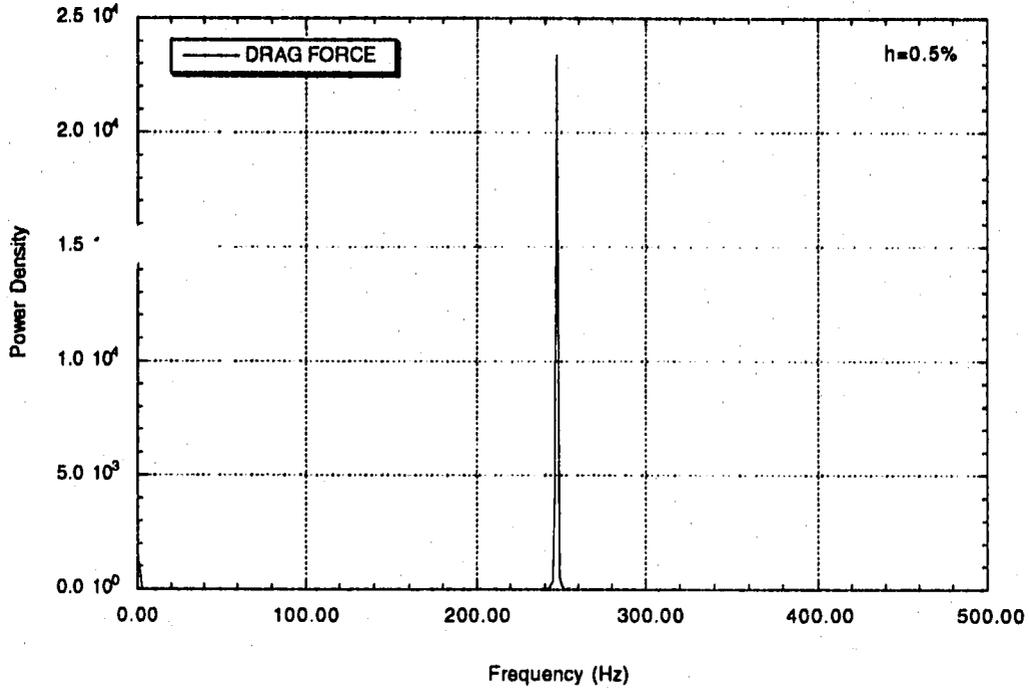


図13 抗力のパワースペクトル (減衰定数0.5%)

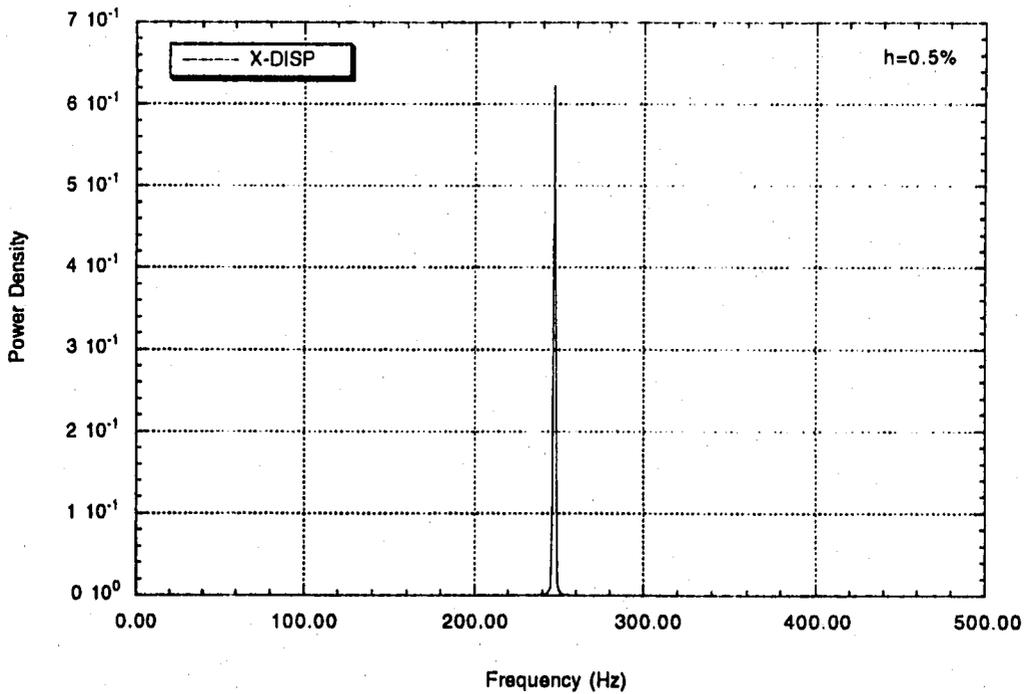


図14 抗力方向変位のパワースペクトル (減衰定数0.5%)

補足資料 3

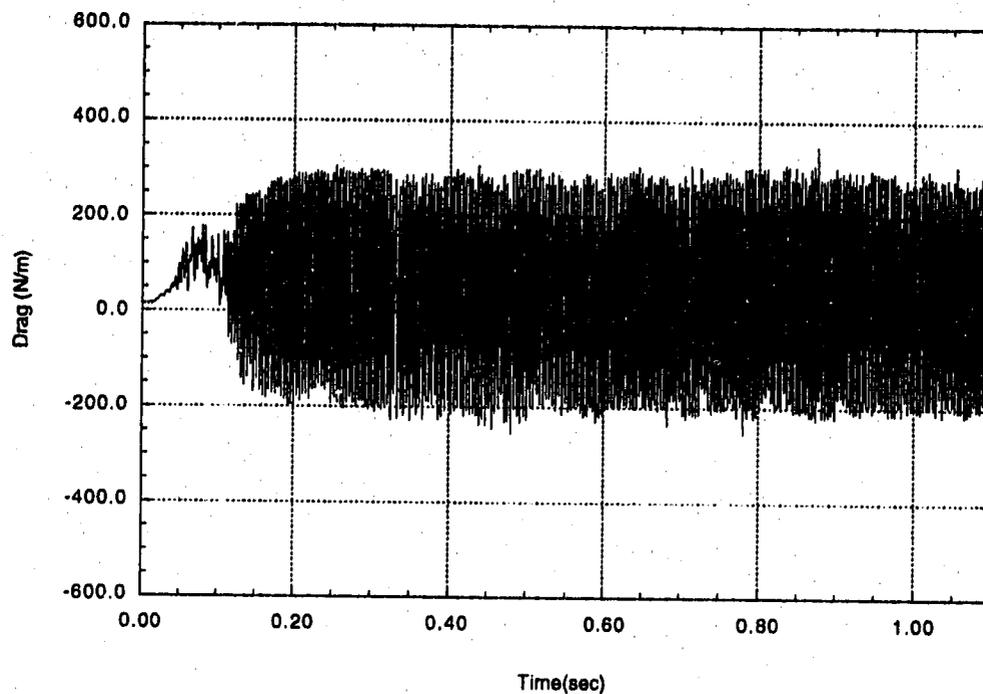


図15 抗力の時刻歴 (減衰定数1.0%)

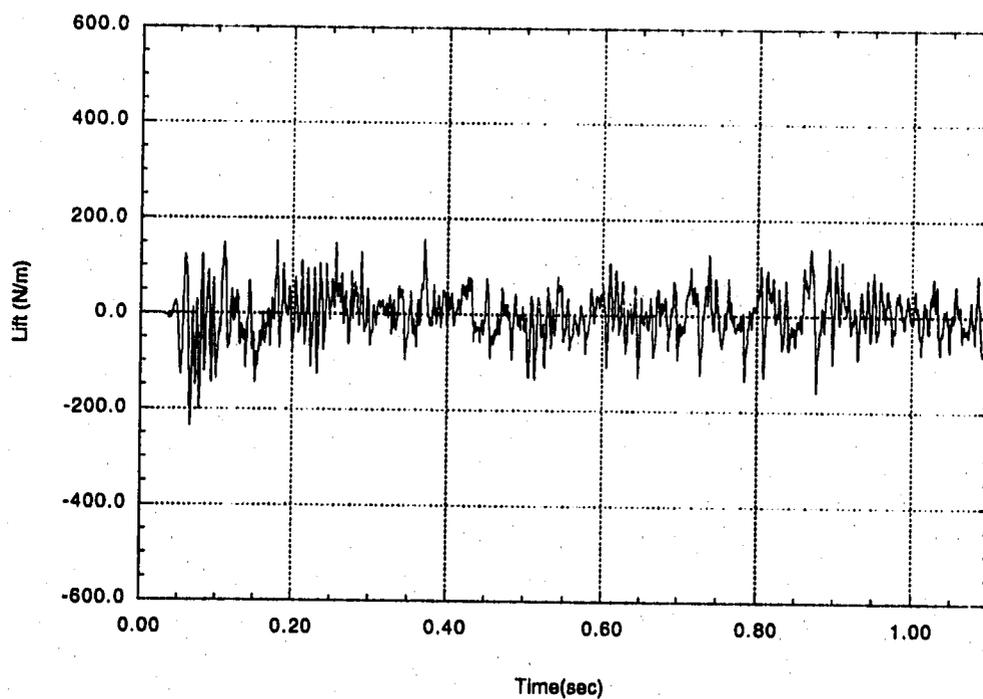


図16 揚力の時刻歴 (減衰定数1.0%)

補足資料 3

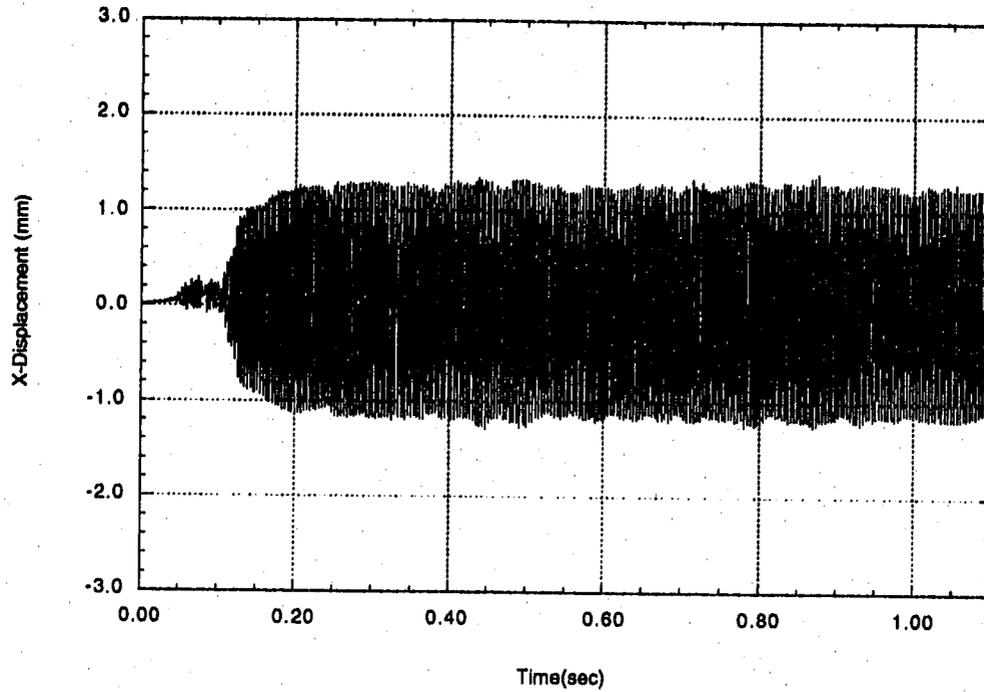


図17 抗力方向変位の時刻歴 (減衰定数1.0%)

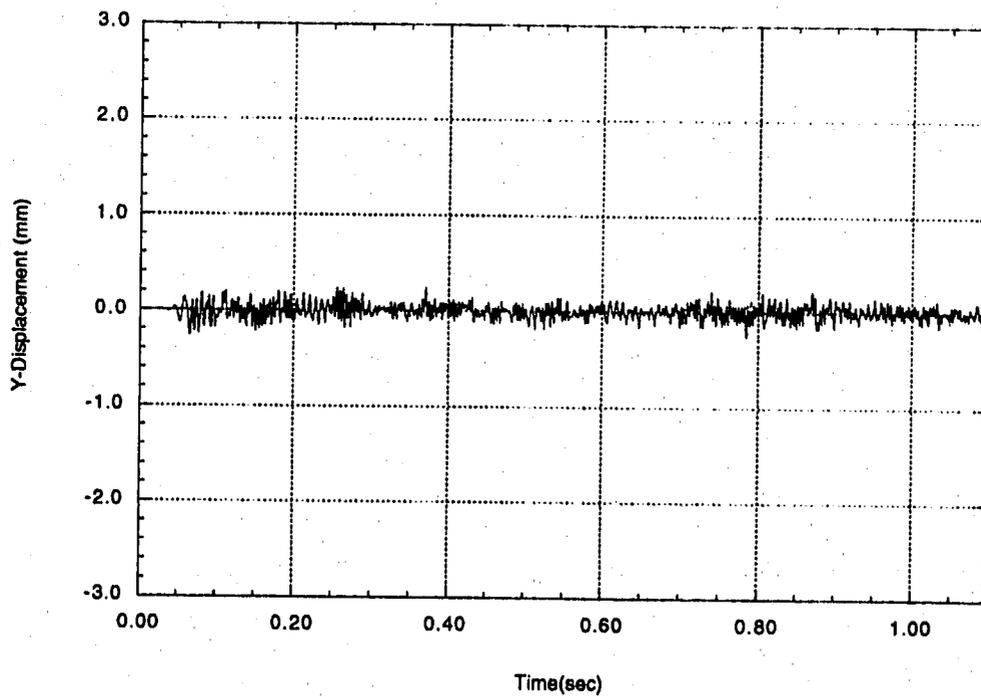


図18 揚力方向変位の時刻歴 (減衰定数1.0%)

補足資料 3

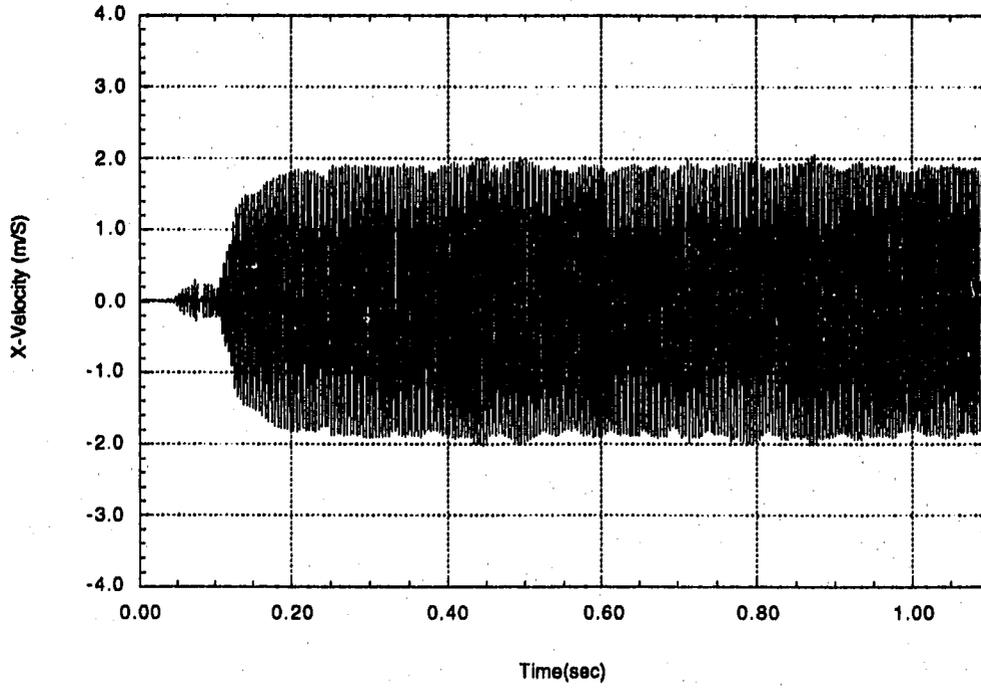


図19 抗力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数1.0%)

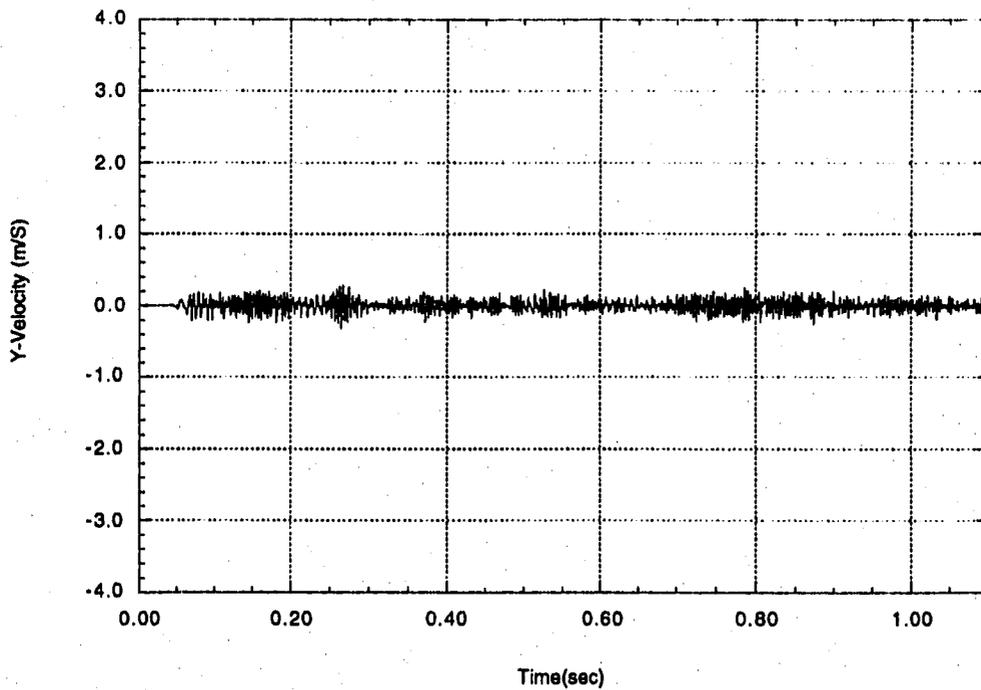


図20 揚力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数1.0%)

補足資料 3

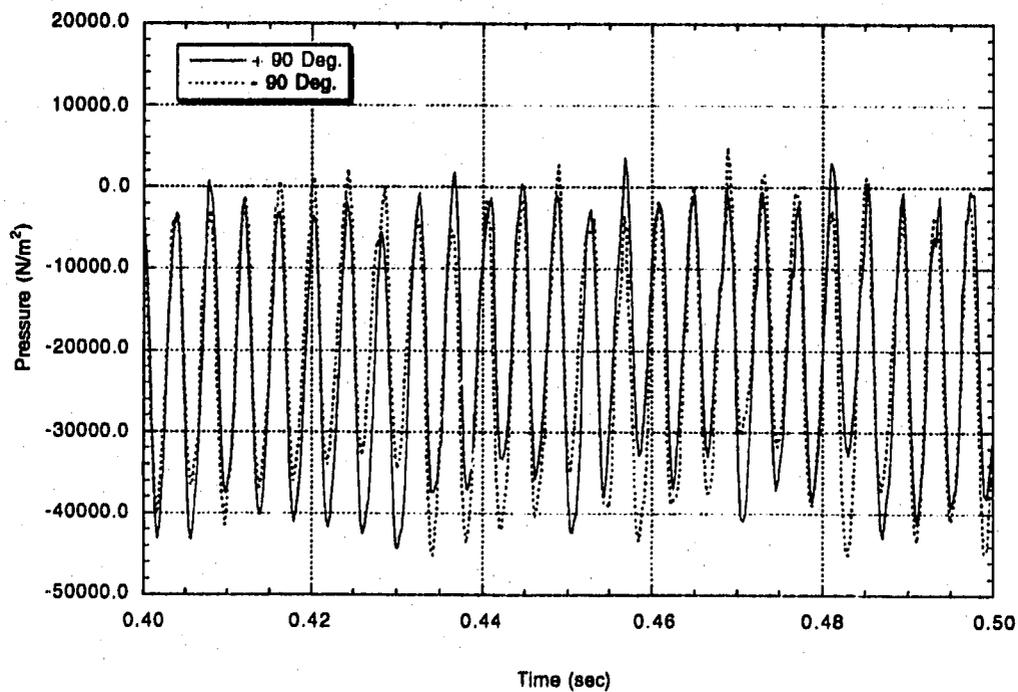


図21 円柱両側面（90度と-90度の点）の圧力時刻歴（減衰定数1.0%）

補足資料 3

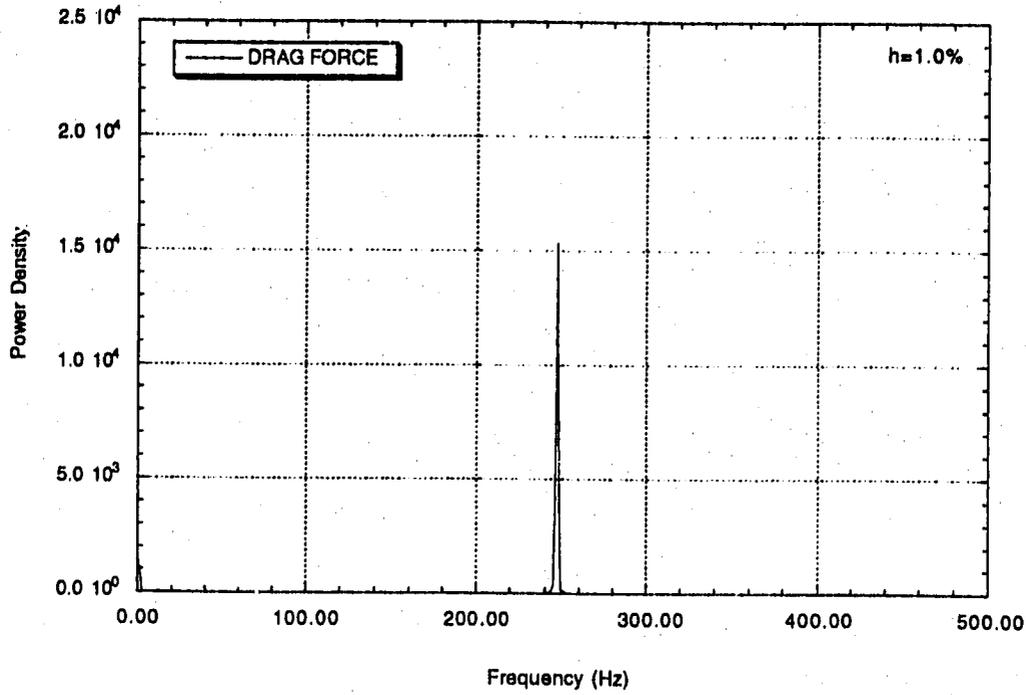


図22 抗力のパワースペクトル (減衰定数1.0%)

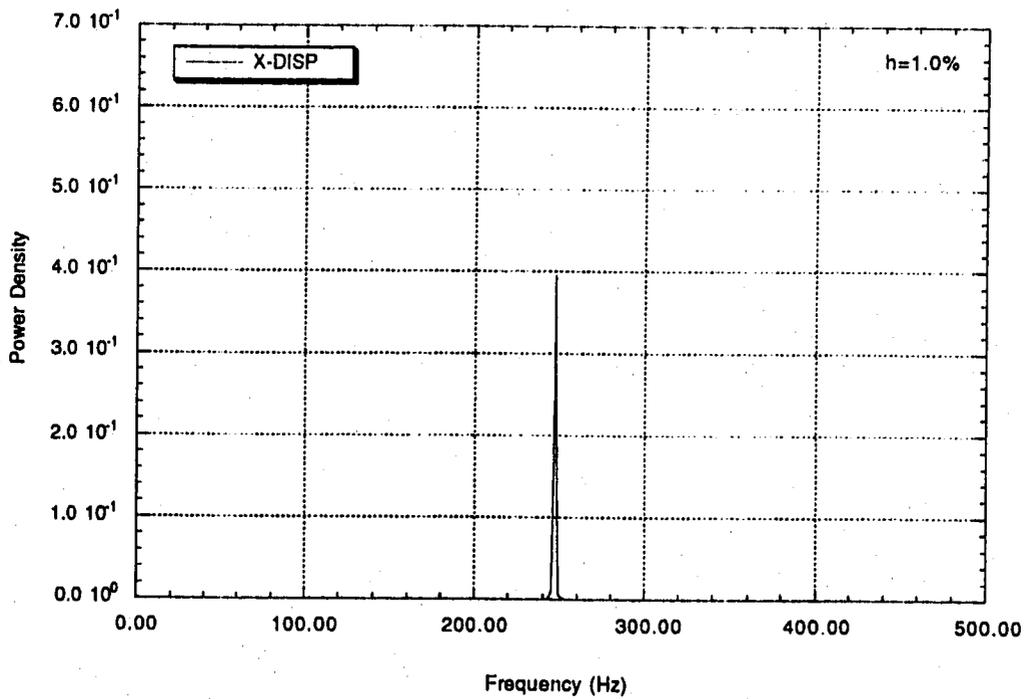


図23 抗力方向変位のパワースペクトル (減衰定数1.0%)

補足資料 3

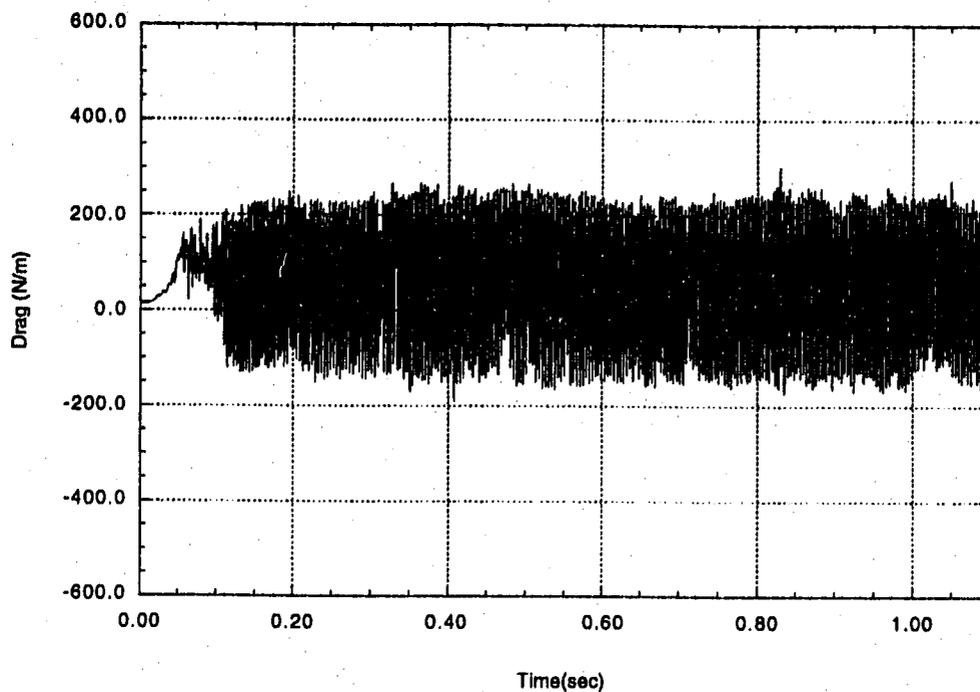


図24 抗力の時刻歴 (減衰定数1.5%)

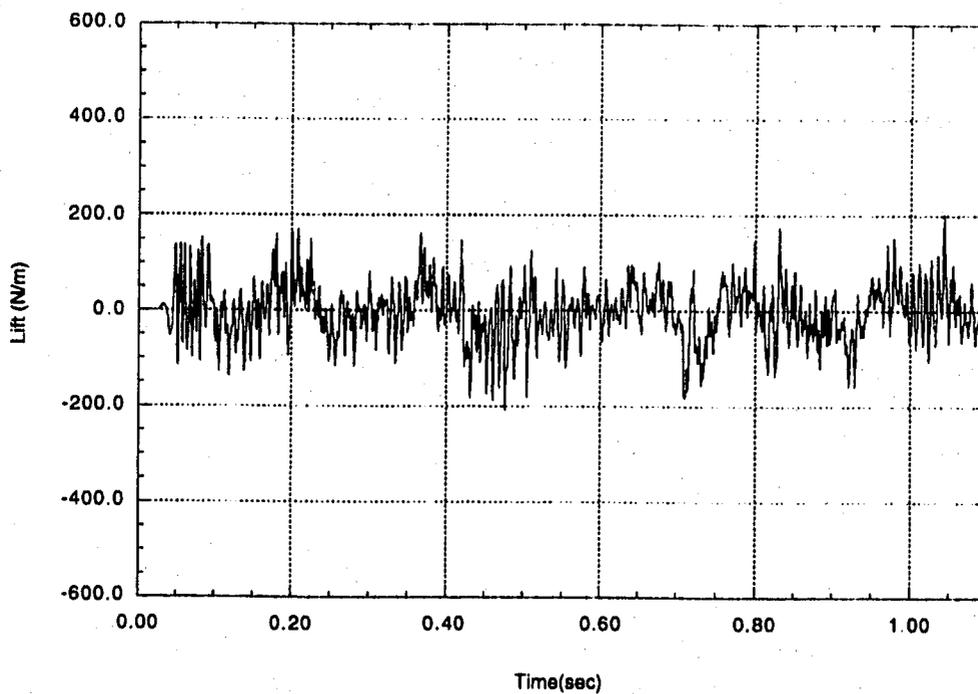


図25 揚力の時刻歴 (減衰定数1.5%)

補足資料 3

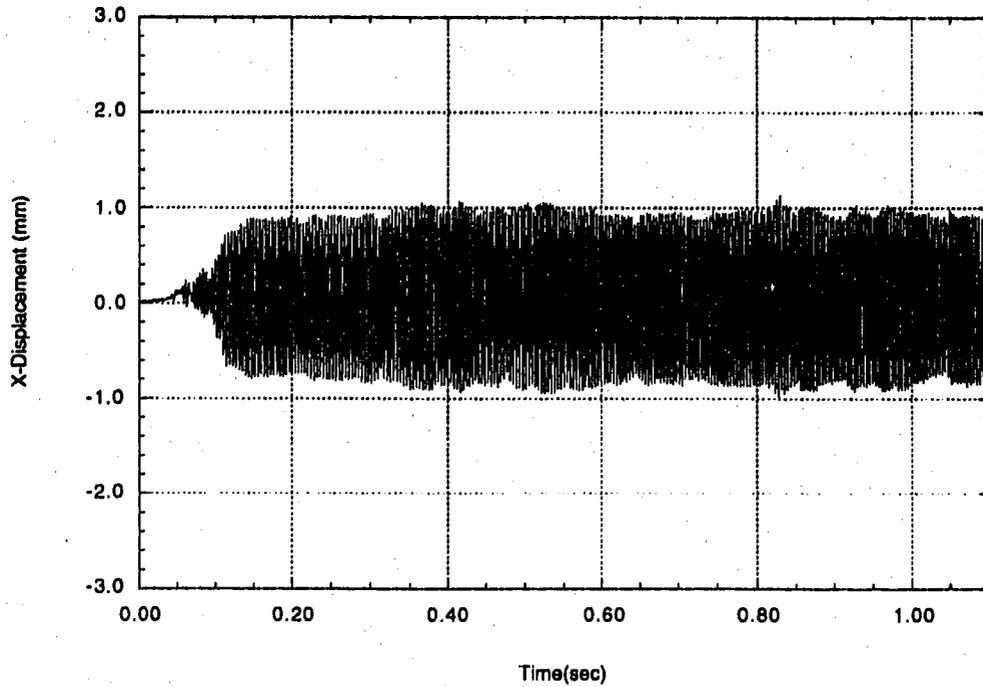


図26 抗力方向変位の時刻歴 (減衰定数1.5%)

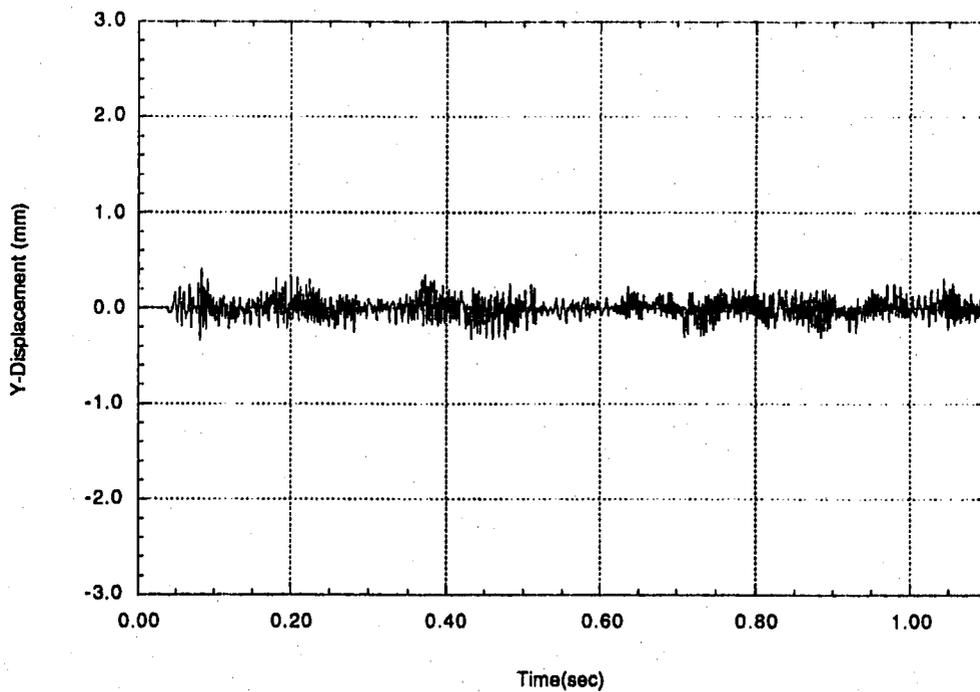


図27 揚力方向変位の時刻歴 (減衰定数1.5%)

補足資料 3

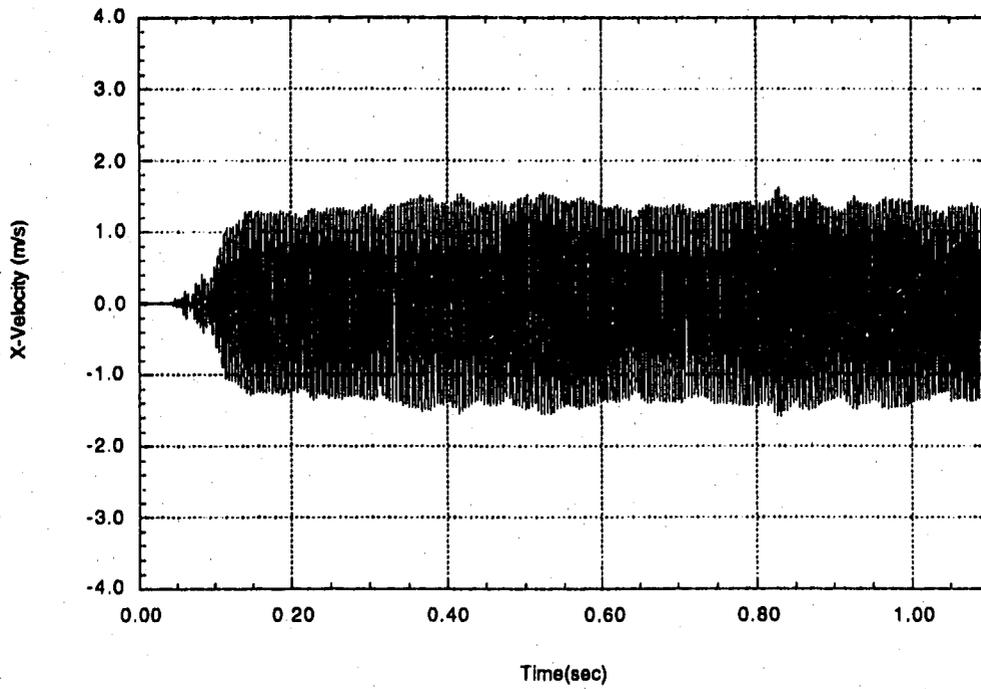


図28 抗力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数1.5%)

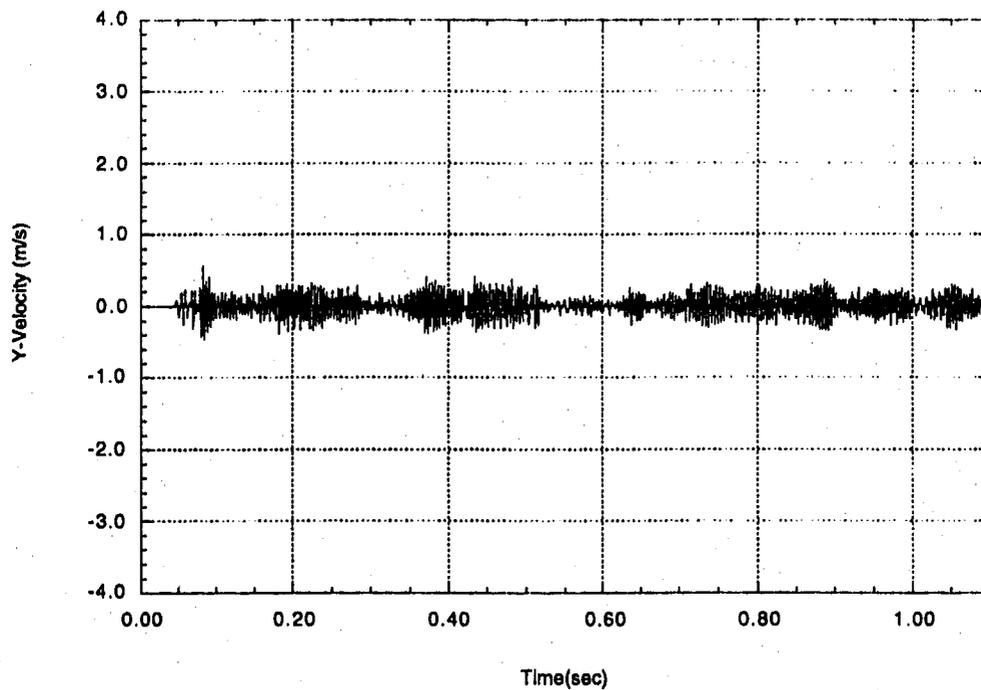


図29 揚力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数1.5%)

補足資料 3

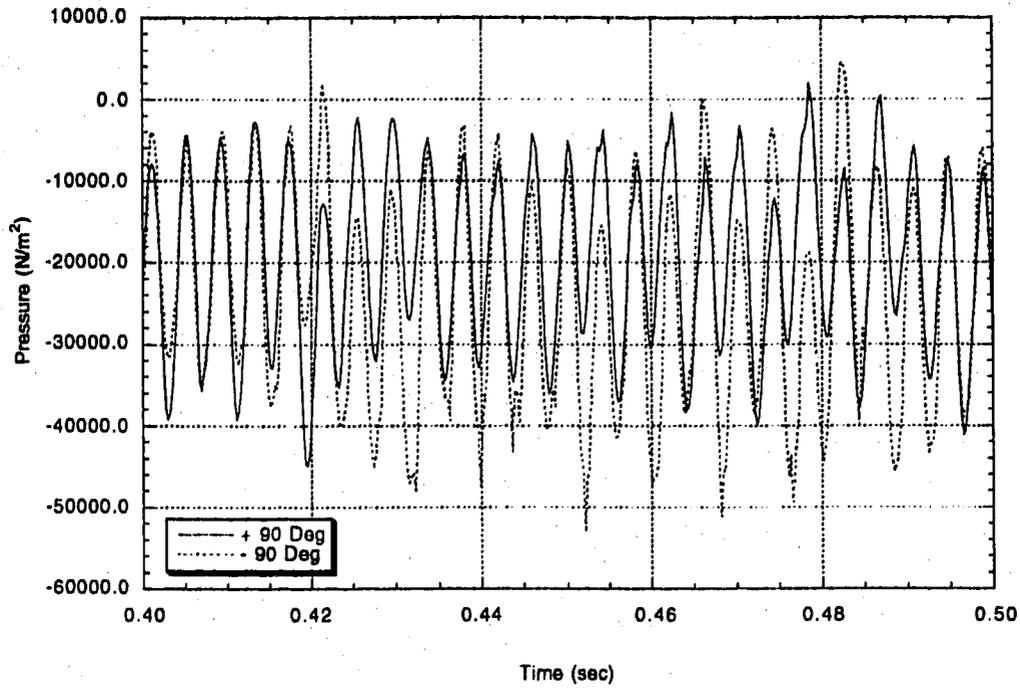


図30 円柱両側面（90度と-90度の点）の圧力時刻歴（減衰定数1.5%）

補足資料 3

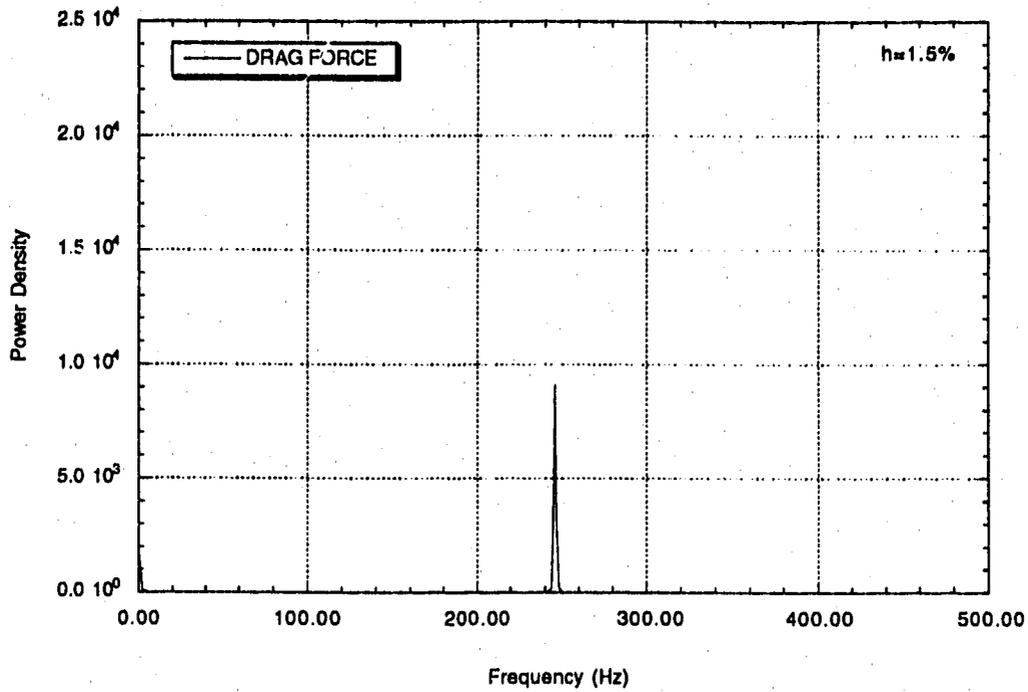


図31 抗力のパワースペクトル (減衰定数1.5%)

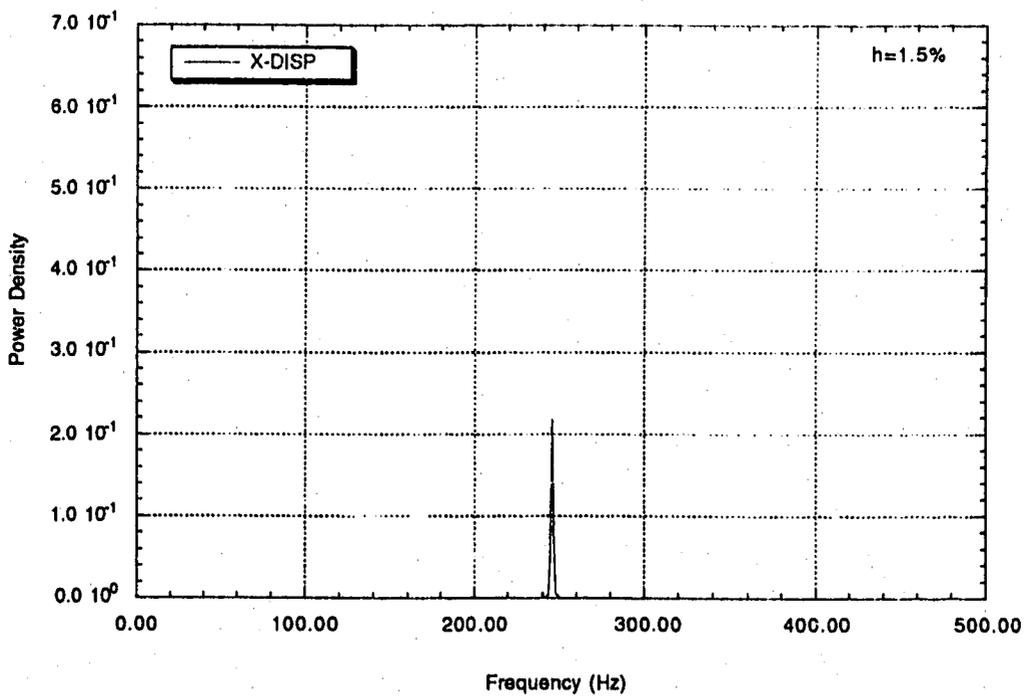


図32 抗力方向変位のパワースペクトル (減衰定数1.5%)

補足資料4

水流動試験中間報告

1. 概要

熱電対ウエルの流力振動特性を把握することを目的として、表1に示す通り下記3項目の水流動試験を計画し、実施している。

a. 予備試験

既存の水流動試験設備（厚肉の550A配管系）を使用した熱電対ウエル流力振動試験

b. フルモックアップ試験

実機と同一の薄肉配管を用いた熱電対ウエル流力振動試験

c. 縮小モデル試験

1/5縮尺で部分的にアクリルモデルを用い、熱電対ウエル設置部での旋回流等を確認する試験。この成果は「フルモックアップ試験」に反映する計画としている。

平成8年2月初旬の時点で予備試験を完了し、フルモックアップ試験を実施中である。また、縮小モデル試験もほぼ終了しており、Cループ当該部での流動状況がほぼ把握された状況である。

本資料では上記のうち「予備試験」と「フルモックアップ試験」の一部について現状得られた成果を報告する。

2. 試験結果

2.1 予備試験

(1) 目的

熱電対ウエルの流力振動特性を予備的に把握することを目的として、熱電対ウエルの実寸大模型を使用した水流動試験を実施した。

(2) 試験の概要

使用した水流動試験設備を図1に示す。本設備の配管口径は外径558.8mm（肉厚29mm）で実機の外径558.8mmと同等である。一方、配管の肉厚は実機（9.5mm）と比較して厚いので、ウエル管台部の剛性が振動特性に及ぼす影響を確認するため、図2のように管台部は実機模擬を行った「管台模擬」のケースについて試験を行った。この試験では熱電対のシース、ケーブル、保温材は設置していない。試験は配

管内流速と水温を変化させることで実機ナトリウム条件下でのレイノルズ数を模擬した。なお、各温度の水の密度についてはナトリウムのそれに比べて約1割程度大きくなっている。

(3) 主要な結果

a. 固有振動数

管台模擬、ナトリウム温度400℃相当（レイノルズ数換算、以下同様）における配管流れ方向のひずみゲージの周波数応答を図3に示す。温度計ウエル先端の細管部が付け根の太管部に弾性支持された片持ちはりとしてほぼ独立に振動するモード（約250Hz）に対応する成分が卓越している。

b. ひずみ応答

管台模擬、ナトリウム温度400℃相当の条件におけるウエル溶接部下部に設置した配管流れ方向と流れに直角方向のひずみゲージの応答（両振幅）を図4に示す。流れ方向のひずみは流速の増加と共に増加し、ほぼ定格流速（5.5m/s）で最大値をとる。流れと直角方向の振動については、流れ方向の振動と比較してその程度は小さい。この場合におけるウエル溶接部下部のひずみ応答を管台模擬の有無、および水温をパラメータとして整理した結果を図5に示す。振動の開始点は各ケースでほぼ同様である。一方、振動特性には温度依存性が認められる。

2. 2 フルモックアップ試験

(1) 目的

実機配管と同一薄肉配管の条件下で、熱電対ウエルの流力振動特性を把握することを目的として、熱電対ウエルの実寸大模型を使用した水流動試験を実施した。

(2) 試験の概要

使用した試験設備は予備試験と同様である。この試験では、配管については実機配管径と肉厚を模擬し、熱電対ウエルについては、ウエル本体、ニップル部及びコネクタ部まで含めて模擬した。さらにウエル先端の振動挙動をより精度良く把握するためにウエル先端にも加速度計を設置した。但し、配管レイアウトは実機とは異なっている。また、ウエル先端に加速度計設置するため、先端部の内径を4.5mmとし、熱電対シースは設置していない。

(3) 主要な結果

a. 固有振動数

図6に示すように、ウエル先端に設置した加速度計の応答から、温度計ウエル先

端の細管部が付け根の太管部に弾性支持された片持ちはりとしてほぼ独立に振動するモード（約250Hz）で振動していることが確認された。

b. 加速度応答

図7のナトリウム温度450℃相当のケースに見られるように、実機定格流速までの範囲（5.5m/s以下）では、流れ方向（抗力方向）の加速度は流速の増加と共に増加し、流速約5m/sでほぼ最大値をとり、それ以上の流速では低減する傾向を示す。一方、流れと直角方向の振動については流れ方向と比較してその程度は小さい。

図8に各温度のフルモックアップ試験から得られたウエル先端振幅と無次元流速の関係を示す。振動特性には温度依存性があり、ウエル先端部の変位の最大値（両振幅）は温度が高いほど小さくなる傾向を示す。実測された加速度と固有振動数から、ナトリウム温度200℃相当条件での流れ方向振動振幅は約3mm、450℃相当条件では約2mm（両振幅）と算出された。

図9に示すようにナトリウム温度450℃相当のケースでは流速が約6.5m/s以上で再度振動が測定された。

3. まとめ

予備試験およびフルモックアップ試験の結果、現状までに得られた結果は以下の通りである。

- (i) 実機定格流速までの範囲で、配管流れ方向（抗力方向）に卓越する熱電対ウエルの振動が観察された。同振動では温度計ウエル先端の細管部が付け根の太管部に弾性支持された片持ちはりとしてほぼ独立に振動するモード（約250Hz）に対応する成分が卓越している。
- (ii) ウエルの固有振動数(f)とウエル先端部の直径(d)の積でノーマライズした無次元流速 ($u=U/fd$) で整理すると、上記振動は低流速の幅広い領域（例えばナトリウム温度450℃相当条件では $u=1.5\sim 2.5$ ）で生じていることが確認された。なお、この振動特性には温度依存性が観察された。
- (iii) ナトリウム温度450℃相当条件（レイノルズ数換算）では、定格流量を超える高流速領域 ($u\sim 3$) において、再度振動が観察された。

表1 水流動試験の全体工程

	12月	1月	2月	3月
予備試験 (厚肉の550A配管系での熱電対ウェル流力振動試験)	試験準備	固定管台ウェル試験 管台模擬ウェル試験		
フルモックアップ試験 (実機と同じ配管系での熱電対ウェル流力振動試験)		実機配管系ウェル試験	旋回流下でのウェル試験、き裂模擬ウェルの試験	水中疲労試験
縮小モデル試験 (1/5縮小で部分的にフルモデルを用いた旋回流等確認試験)	C/P・ホットレグ配管流況確認試験			

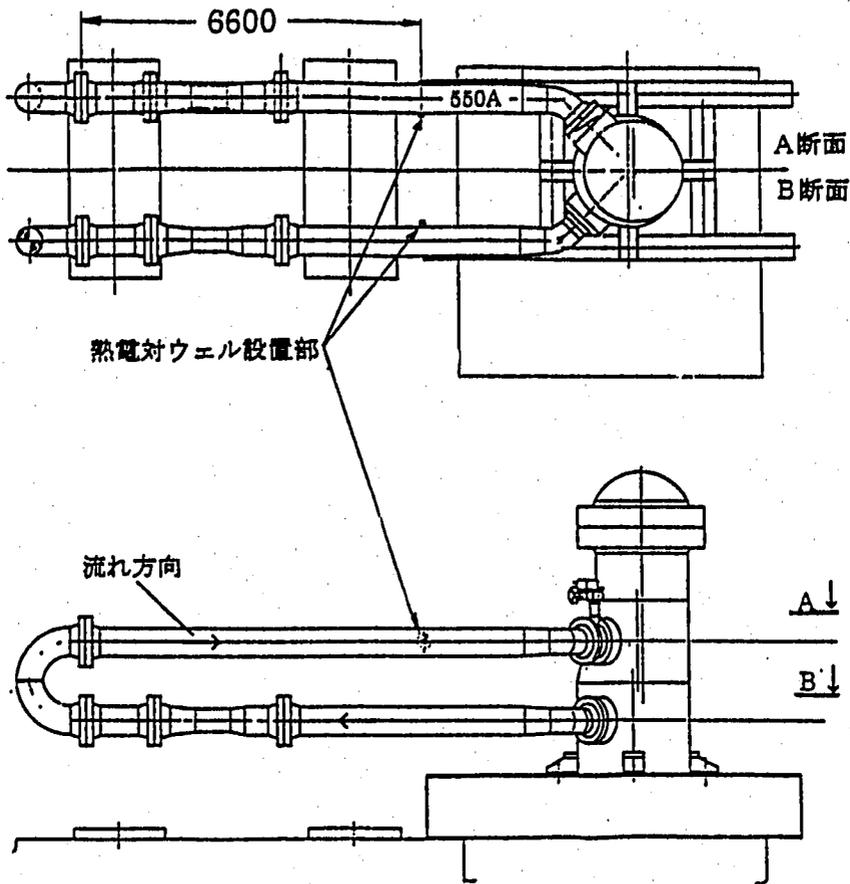


図-1 既設水流動試験装置

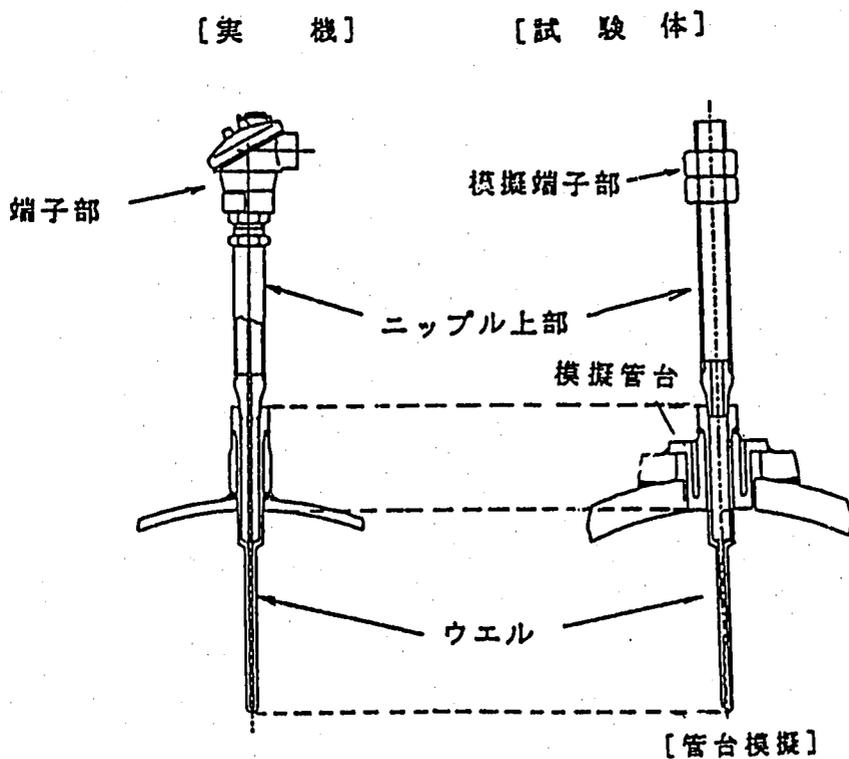


図-2. 熱電対ウエルの試験体概念 (予備試験)

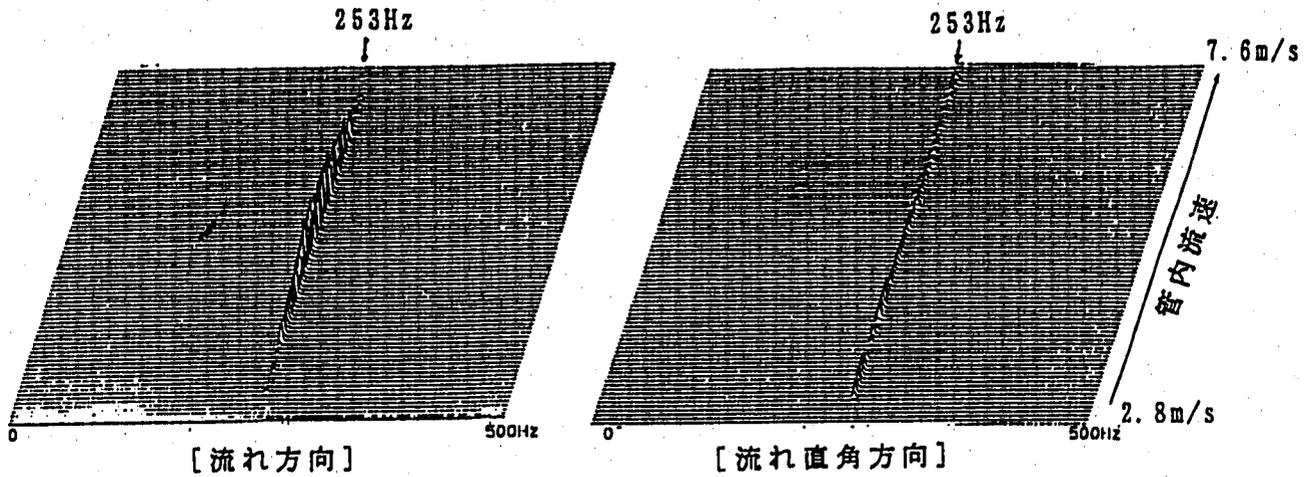


図-3. 固有振動数分析結果 (ウエル溶接部下部ひずみゲージ応答)
 (管台模擬、ナトリウム温度400℃相当模擬)

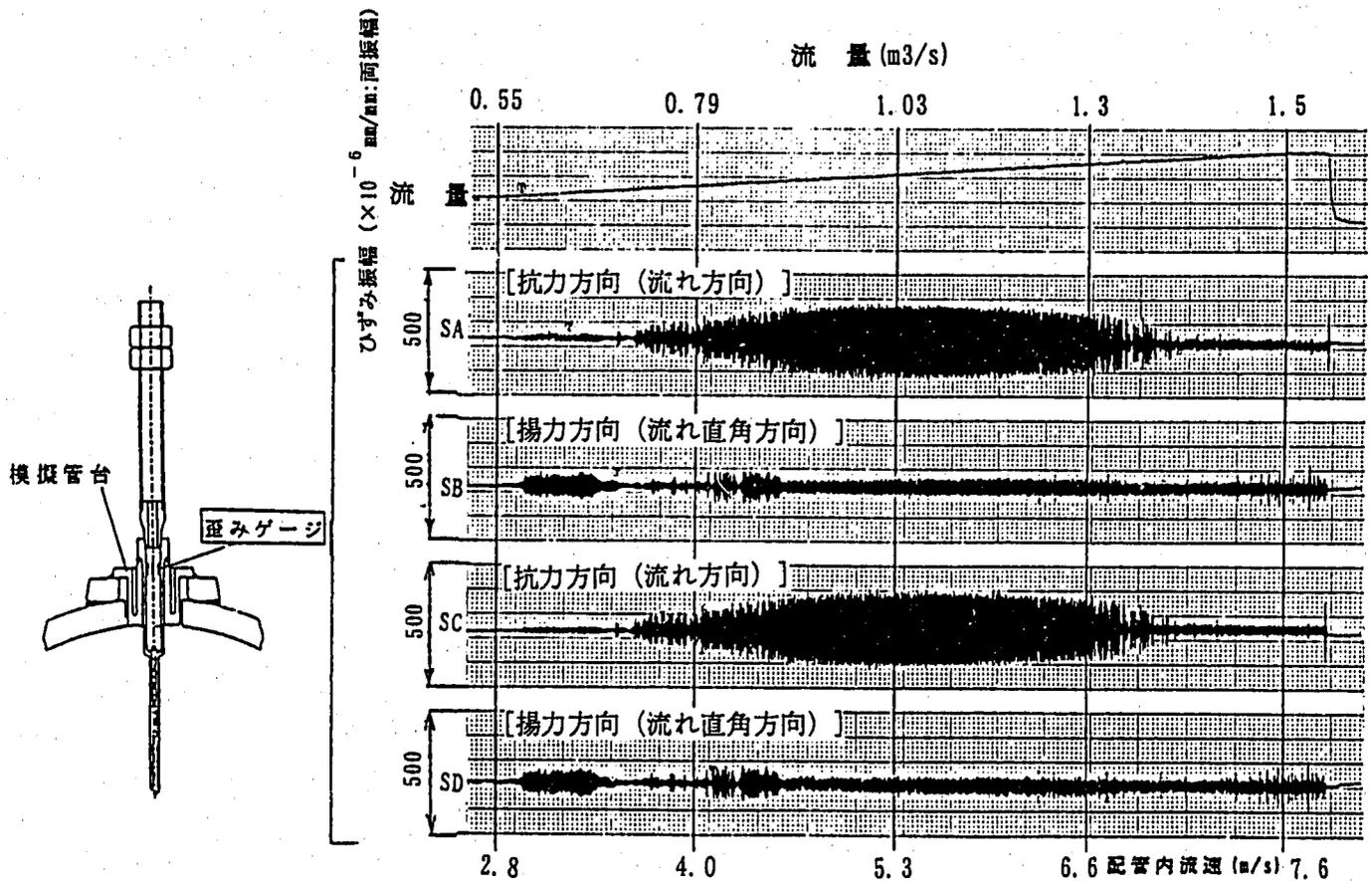


図-4. ウエル溶接部下部ひずみ計測結果
 (管台模擬、ナトリウム温度400℃相当模擬)

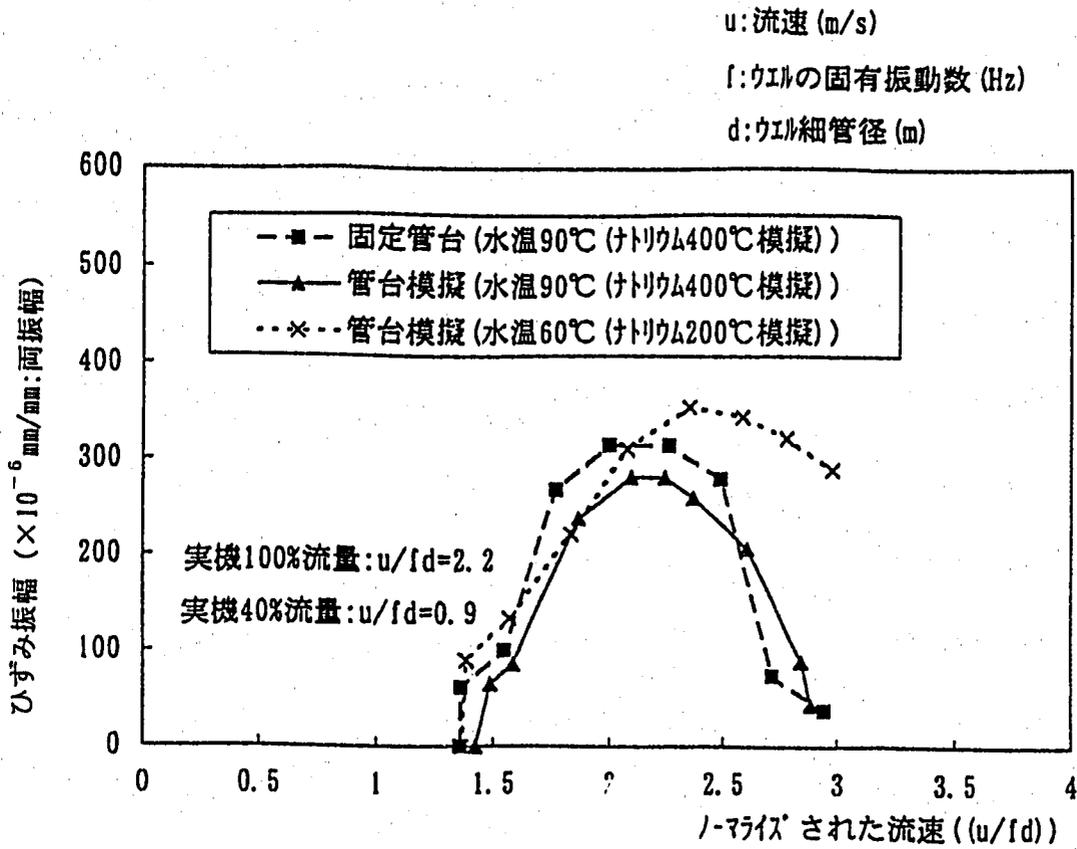


図-5. ウェル溶接部下部ひずみ計測結果の比較

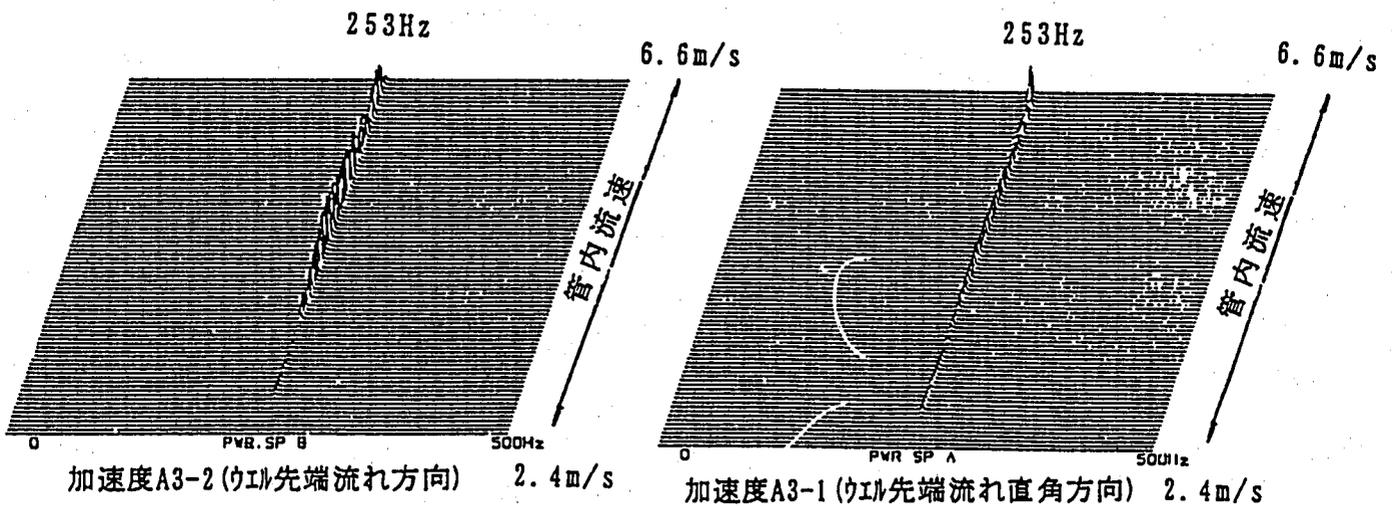


図-6. 固有振動数分析結果 (ウェル先端加速度計応答)
 (ナトリウム温度450℃相当模擬)

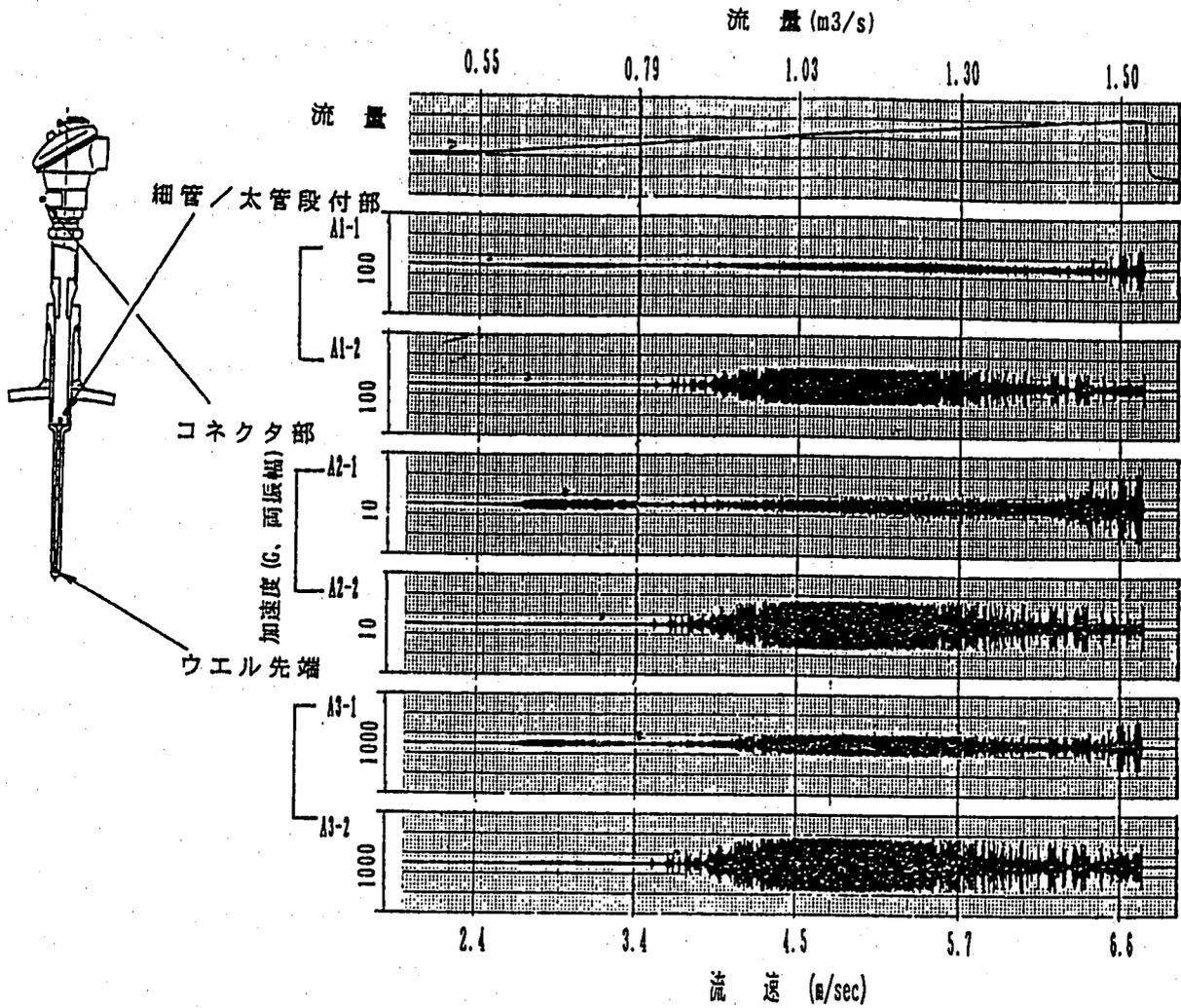


図-7. 加速度計測結果(ナトリウム温度450℃相当模擬)

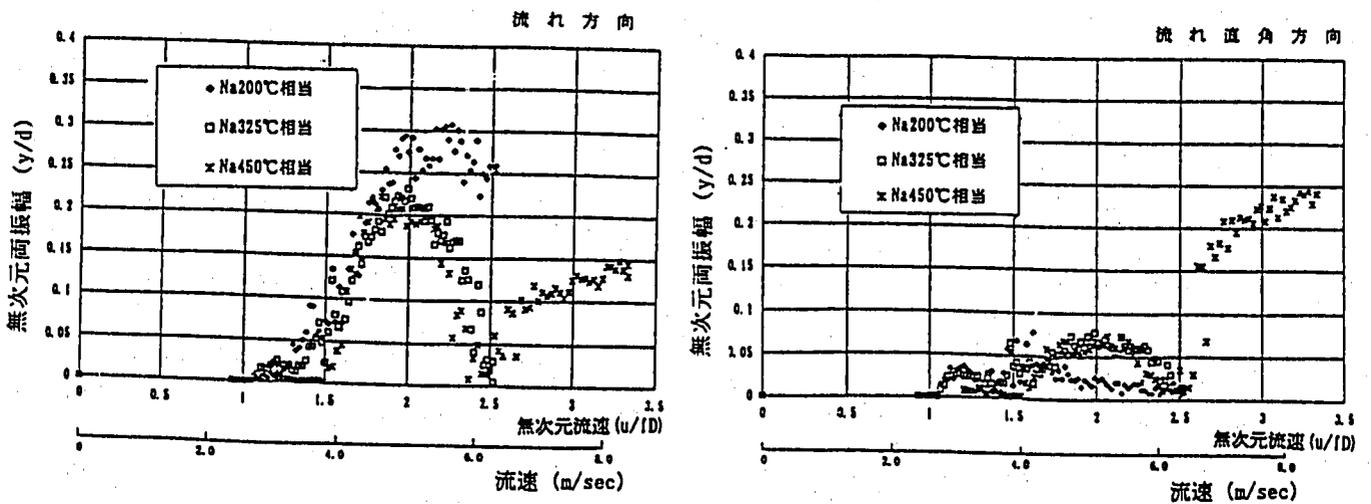


図-8. ウエル先端振動振幅と無次元流速との関連

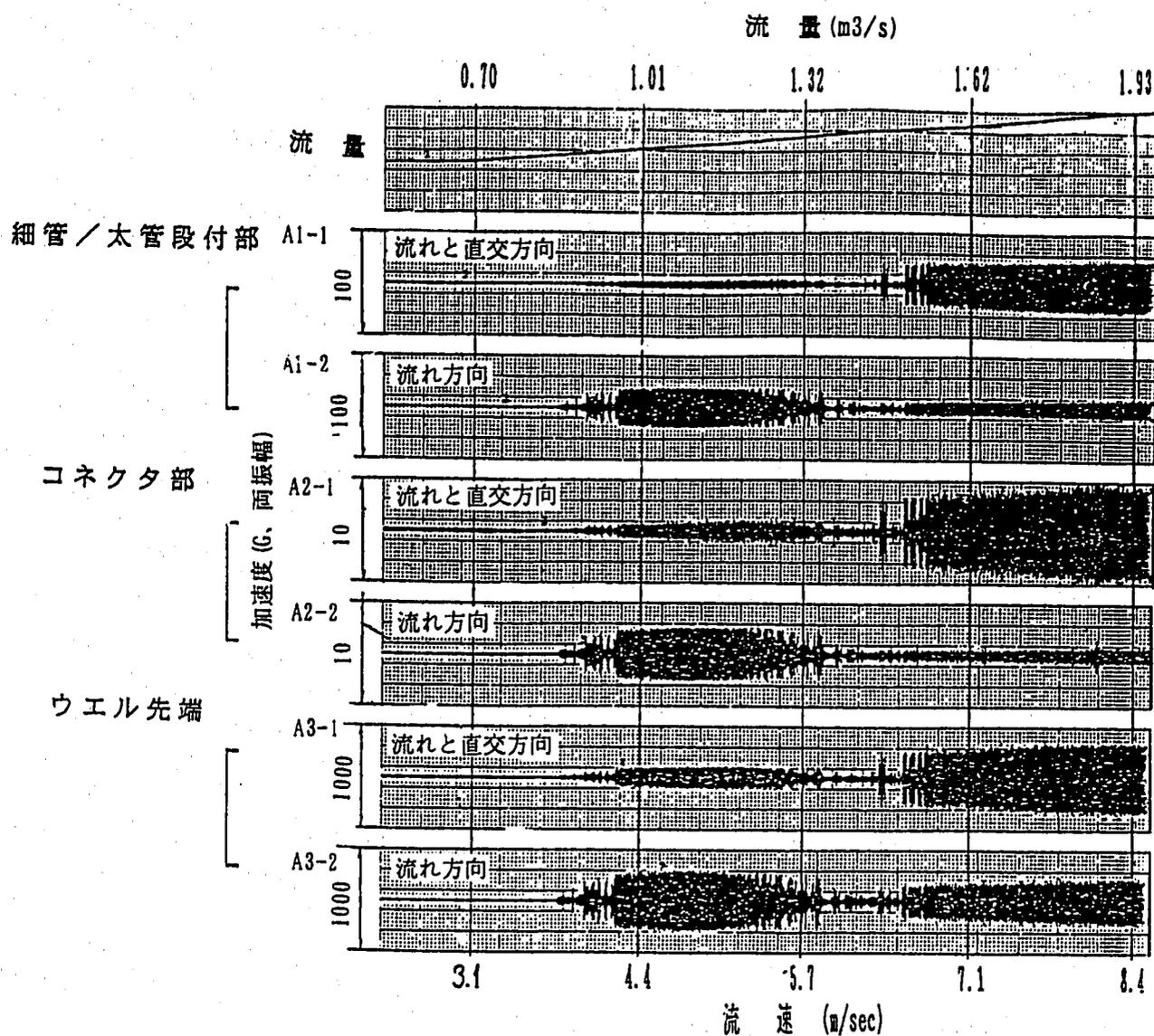


図-9. 加速度計測結果(ナトリウム温度450℃相当模擬、高流速領域含む)

流体力による温度計の振動について（中間報告第3報） — 100%流量状態の検討（その3） —

平成8年3月5日

1. 当該温度計は、主配管の横腹に設けられた管台に溶接支持され、温度計ウェルが配管内に約185mm水平に突き出した構造となっている。このうち、温度計ウェル先端約150mmの部分は、直径が10mmと細くなっている。管台より外側には、温度計保護管とコネクタがネジ止めされている。現在、流体力による温度計の振動に関して、100%定格流量状態を対象にした解析を継続して実施している。

2. 温度計の振動解析によれば、管台溶接部を中心として全体が回転するモード（振動数約165Hz）と、温度計ウェル先端の細管部が太管部に弾性支持された片持ちはりとして、ほぼ独立に振動するモード（振動数約260Hz）が存在する。前者（1次モード）は流体力によってほとんど励起されない。
 後者（2次モード）について、ウェルの内部構造（熱電対シース）の効果等を含む減衰特性を把握するために、空気中でウェル先端部を強打又は有意な初期変位状態から解放する自由振動試験に加えて、正弦波掃引試験を実施した。これらの実験結果に基づき、連成振動解析に用いる減衰定数としては、有意な変位振幅を伴う振動に対して約1%が妥当と判断した。

3. 温度計の振動と温度計ウェル表面に作用する力が相互作用することを考慮して連成振動解析を行った。この際、構造系はウェル太管部に弾性支持された細管部のたわみモード関数を用いて相当質量、バネ、減衰及び外力¹を算定し、先端の振動変位（抗力及び揚力方向）に係る1質点2自由度の振動モデルとした。流体系はウェル細管部に相当する剛体円柱（抗力及び揚力方向に並進運動する）に直交する一様な流れ場が作用する2次元モデルとし、剛体円柱の運動をもって上記質点の運動とした。流体解析にあっては、上記円柱表面の境界層を厚さ方向に数メッシュに分割する等により、局所的圧力変動を正確に把握することを図った。
 定格100%流量における運転温度200℃と325℃の2つの状態について連成振動解析を行った結果、いずれの状態においても温度計の2次モードの固有

¹ 中間報告第2報の連成振動解析において、温度計先端の変位と作用荷重が時間的にほぼ同位相で変化（抗力方向と揚力方向のそれぞれで）していることが判明した。このことから、本報告の解析では温度計に作用する荷重は長手方向にモード形状に比例して分布するとして算定した。また、第2報で無視していた温度計表面に作用する粘性による摩擦（せん断）力も考慮に入れた。

振動数に近い約250Hzにおいて抗力方向に卓越した振動が生じることが判明した。この振動にあって、揚力方向の直径の両端点で円柱表面の圧力変動が同期していることから、本振動は対称渦放出(symmetric vortex shedding)によるものであり、抗力方向(in-line)の自励振動と見られる。

4. 別途実施された同型温度計の水流動試験によれば、定格100%流量の付近で、振動数約250Hzの卓越した抗力方向振動が生じており、前項の解析結果と符合している。
5. 前項の振動により疲労破損が生じる部位としては、ウェル付根溶接部及びウェル細管付根段付部が考えられるが、解析の結果によれば、後者の部位の応力は前者のそれを有意に上回っている。従って、疲労損傷があるとすれば、まず後者の部位で生じると考えられる。

100%流量の運転期間中(720時間)温度が200℃一定であるとして、後者の部位に対して、温度計の減衰定数(構造減衰)を1%として疲労損傷を評価したところ、材料の疲労強度として期待下限値から期待上限値までの幅を考慮すると、ひずみ集中係数を2.1～3.0とした場合に累積疲労損傷係数が1になると推定される。

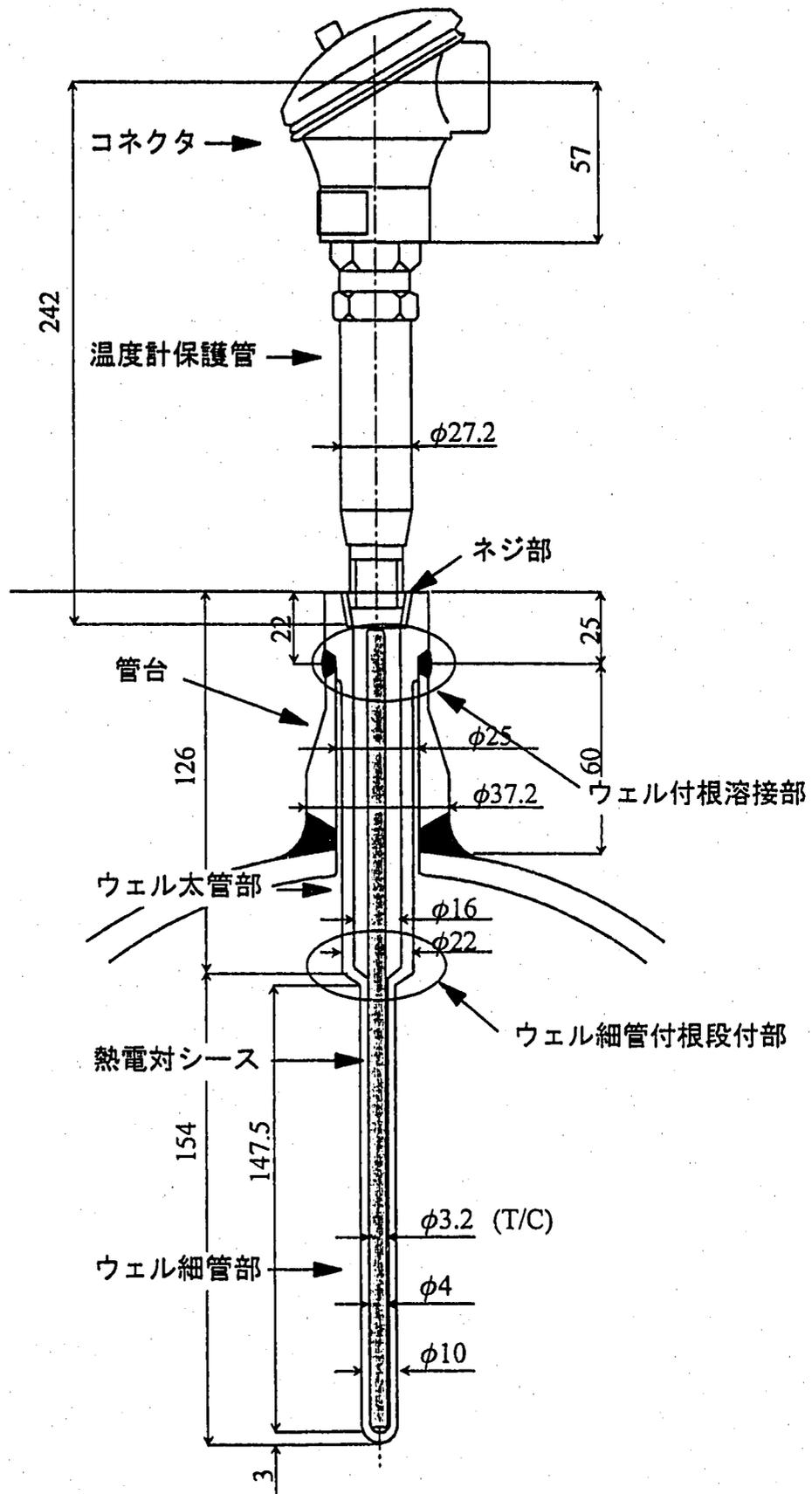
100%流量運転期間中の温度条件(200℃、325℃)を考慮して、上記と同じ条件で評価したところ、疲労損傷は325℃の運転期間中の発生応力に支配されており、ひずみ集中係数を1.5～2.3とした場合に累積疲労損傷係数が1になると推定される。

6. 以上の累積疲労損傷係数の算出結果は、100%流量の運転により、温度計ウェル細管付根段付部の上流側及び下流側において、周方向にある幅をもって有意なき裂が生じていた可能性が大きいことを示唆している。

き裂の発生以降、進展及び貫通に至る挙動については、運転履歴に基づき破壊力学的に検討することが適切と考える。

以上

温度計の構造



温度計の振動特性

1. 目 的

温度計の基本的な固有振動特性を解析及び打振試験によって把握するとともに、減衰定数を測定する。さらに、流体力が温度計ウェルに作用する場合の温度計の振動応答を、特にモードの寄与の観点から定量的に評価する。

2. 振動（固有値）解析

温度計は、振動系としては中央部で支持されるはりを見なすことができるので、振動解析ははり要素によるモデルを用いて行った。図1に解析モデルを示すが、モデル化の対象範囲はウェル、温度計保護管、コネクタ、及び管台等である。寸法データ等は可能な限り実測値を用いた。ウェルのナトリウム接液部については流体付加質量を考慮した。ここで、配管内部については排除質量を、管台との狭い間隙部分については仮想付加質量を、それぞれ付加した。また、管台を支持する主配管の局部剛性は、当該部分の静的応力解析（3次元シェルモデル）によって評価し、これを回転バネで表現した。

解析によって得られた固有振動数（ウェル温度 200°C）は、1次：163Hz、2次：257Hz である。図2は固有振動モードであるが、1次は管台溶接部近傍を中心として上下がそれぞれはりとしてたわみながら全体として回転するモード*、2次はウェル細管部分が太管部に弾性支持された片持ちはりとして局部的に振動するモードである。1次固有振動数は主配管のたわみ性やネジ部の締結状態等の条件に対して敏感であるが、2次固有振動数はこれらの条件の影響をほとんど受けずほぼ一定値に保たれる。例として図3にネジ部の締結状態を回転剛性で模擬した場合の解析結果を示すが、ネジ部の回転剛性低下とともに1次モードの固有振動数は著しく低下する。この時、振動モードはコネクタ部分のみが振動するモードに変化していく。

なお、ウェル温度 325°Cにおける2次モードの固有振動数は縦弾性係数Eの温度依存性により低下し、約 251Hz となる。

* 正確には、温度計の回転中心は主配管外表面から外側に約 1cm の位置にある。主配管の局部変形による回転剛性及び管台のはりとしての回転剛性は、それぞれ、
 主配管： 1.1×10^7 kg*mm/rad
 管台： 2.1×10^7 kg*mm/rad
 である。温度計の回転中心は両者の大小関係に支配され、上記の位置となっている。

3. 打振試験

実機と同一の温度計を用いて打振試験を実施した。図4に試験概念を示すが、実機と同様に水平姿勢で管台に支持された温度計の保護管をインパルスハンマで打振し、コネクタ、ネジ部、及びウェル先端の加速度応答を計測してFFT（高速フーリエ変換）アナライザを用いて伝達関数を算出し、これにより固有振動数を求めた。

図5は試験結果の一例であるが、この場合の固有振動数の計測値は1次が約150Hz、2次が約260Hzである。試験は温度計保護管部のねじ込み状態（トルクを管理）及びヘッドへの模擬配線管の取り付けの有無等、種々の条件で行ったが、2次固有振動数は解析と同様にこれらの条件に影響されない（約260Hz一定）。一方、1次固有振動数は変動が大きい。

試験に対応する室温・大気中条件での解析結果は1次が約217Hz、2次が約280Hzである。1次固有振動数の乖離が大きいのが、これは、解析では管台の下端とネジ部を完全固定としていること（支持治具やネジ部の影響を無視）等に起因するものと推定される。後述のように1次モードは流体力によってほとんど励起されないため、この差異は評価上特に問題になるものではないと考えている。

4. 減衰定数の測定

4.1 スナップバック試験

打振試験と同一の試験体を用いて、スナップバックによる減衰測定を行った。試験では、ウェルの先端に初期変位を与え、これを解放した時に生じる自由振動波形から減衰定数を評価した。

図6(a)はその結果を整理して示したものである。減衰定数は約1.2%～1.4%の間に分布しており、初期変位に対して緩やかな増加傾向を示している。自由振動波形を詳細に分析したところ、減衰特性にはウェル先端変位約0.1mmを境界として明らかな変化が認められた。すなわち、変位振幅が大きい間は図6(a)に示したように1.3%内外の減衰があるが、振幅が0.1mmを下回った後は、減衰定数は（初期変位にかかわらず）0.5%程度まで低減する。これは、例えば微小振幅時にはウェルとシースの間の衝突や摩擦が生じなくなるなど、減衰機構が振幅によって変化することによるものと推定している。図6(b)は減衰定数の切替わりを考慮した振幅包絡線と実験による自由振動波形の対比を示しているが、広い振幅の範囲にわたって実験データとの一致が見られる。

4.2 打振試験および強制加振試験

実機の設置状況に近い状態での温度計の減衰特性を把握し、さらに減衰に及ぼす種々の因子の影響を明らかにすることを目的として、配管モデルに取り付けた温度計の打振試験及び正弦掃引波による強制加振試験を行って減衰を測定した。試験体は図7に概要を示すように、両端を支持した長さ約2mの配管（外径約590mm、肉厚約9.5mm）の横腹に温度計を取付け、配管クランプ、保温材、温度計ケーブル（下向き）を装着している。

試験の結果を整理すると以下のようである。

- (1) 微小振幅の領域を除き、シースの有無によって減衰定数は明確に変化する。（図8）
- (2) 減衰に及ぼす流体（静止水）の影響は見られない。（図9）
- (3) 強制加振試験の場合、減衰特性に振動方向の依存性が見られ、効力方向の振動における減衰が揚力方向のそれを上回る。（図10）
- (4) 加振方法による減衰特性の差異がみられ、打振試験による減衰が強制加振試験によるそれを上回っている。ただし、両者の差異は振幅の増加に伴って減少する傾向が見られる。（図11）
- (5) 保温材の有無や、ケーブルの有無など、他の試験パラメタの影響は無い。

以上の結果から実機の減衰特性を推定する基礎データとして、シースなしのデータおよび強制加振試験における流れ直交方向のデータを除いたものを用いることとした。これらを、前述のスナップバック試験結果とあわせて図12に示す。打振試験の結果はスナップバック試験の結果と比較して振幅依存性が若干大きいものの、ほぼ同様の傾向である。平均値は約1.3%と、スナップバック試験結果と一致している。一方、強制加振試験による結果は前二者と比較して若干小さい値である。この相違は、変位振幅が小さいことが主たる原因であると推定しているが、今後詳細な検討を要する点である。

これらの結果に基づき、有意な変位振幅を伴う流力振動応答を評価する観点からは減衰定数を1%程度と見積もっておくことが適切であると判断している。

5. 振動応答解析

流体力によるウェルの振動応答の基本的特性を予備的な解析により検討した。解析モデルは固有値解析と同一で、圧力荷重の時刻歴をウェルの細管部分に分布荷重として負荷した。減衰は一律0.5%とし、計算はモーダル時刻歴によった。

図13は、100Hz～300Hzでほぼ一様な周波数特性を持つホワイトノイズに対するウェル先端変位の周波数伝達関数であるが、ウェルの応答は2次の固有振動数が明確に卓越しており、1次モードの寄与は小さいことがわかる。応答解析において

用いるモードを種々変えた場合の最大応答値の比較を以下に示すが、1次モードの寄与は高々5~10%であること、及び3次以上の高次モードは無視できること、等が明らかである。

解析に用いた モード次数	ウェル先端変位	段付部応力	温度計-管台 溶接部応力	管-管台溶接部 応力
1次+2次	1.00*	1.00	1.00	1.00
1次~5次	0.99	1.01	1.09	1.00
1次のみ	0.12	0.06	0.06	1.00
2次のみ	0.89	0.95	0.94	0.04

* 表中の数値は1次+2次の応答に対する比を表している。

1次モードの影響が小さいことをさらに確認するために、1次と2次のそれぞれの固有振動数による調和加振の解析を行った。荷重は単位振幅とし、それぞれ1次及び2次モードの両方を用いて解析している。結果を以下に示すが、共振状態においても、1次モードの応答は2次モードと比較して格段に小さいことがわかる。特に、段付部とウェル付根溶接部の応力が小さいが、これは1次モードの振動形状のこの部分での曲率が小さいことによる。なお、主配管と管台の溶接部の強度に着目する場合には逆に1次モードが重要となる。

加振振動数	ウェル先端変位	段付部応力	温度計-管台 溶接部応力	管-管台溶接部 応力
162 Hz	0.11	0.05	0.05	20.65
257 Hz	1.00*	1.00	1.00	1.00

* 表中の数値は257Hz加振の応答に対する比を表している。

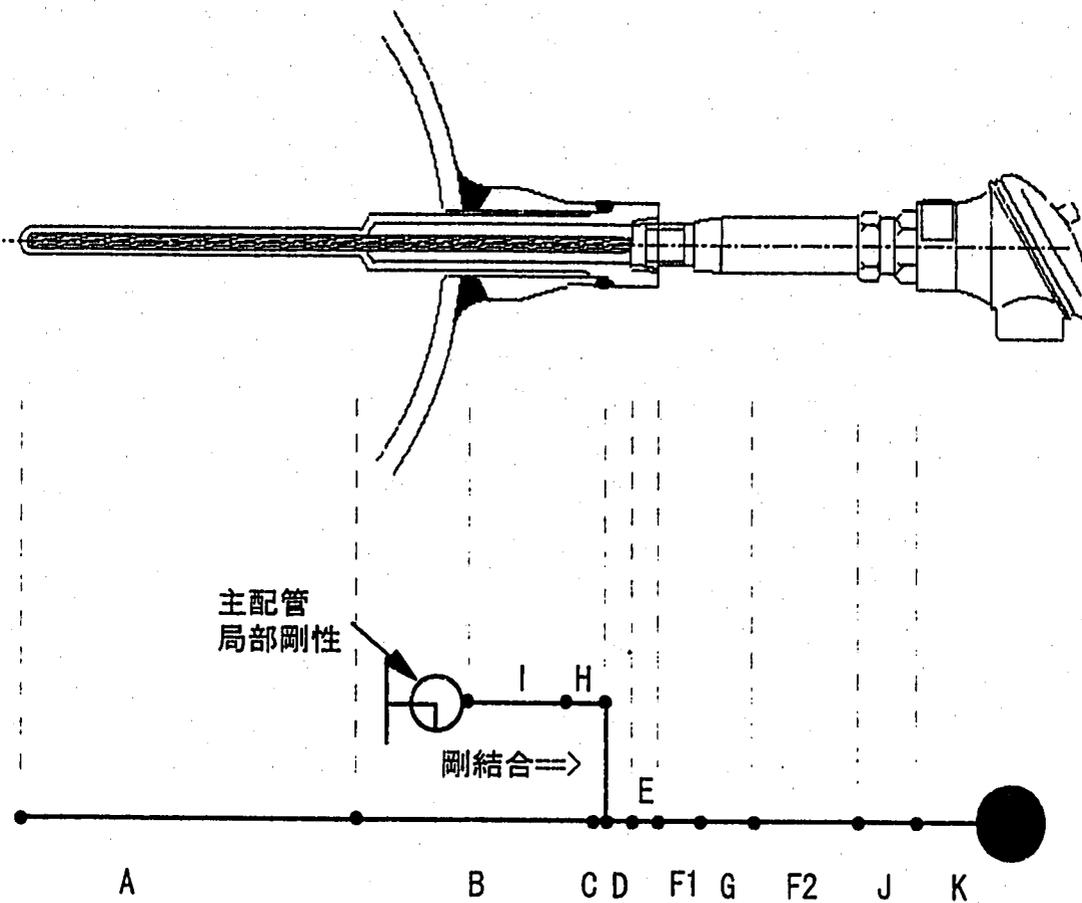
以上の検討から、温度計ウェルの流体力による振動の評価にあたっては2次モードに着目するのが適切であることがわかる。

6. 結 論

- (1) ウェル温度 200°Cにおける温度計の固有振動数は1次が約 165Hz、2次が約 260Hz である。1次モードは温度計全体の回転振動であり、配管の局部剛性やネジ部の影響を受けやすい。2次モードはウェル細管部が太管部に弾性支持された片持ちはりとして振動するモードである。なお、ウェル温度 325°Cにおけ

る2次モードの固有振動数は約251Hzである。

- (2) 打振試験の結果と解析結果は、2次モードの固有振動数についてはほぼ一致した。1次モードの差がやや大きいですが、これは上記(1)に示す条件の影響と推定される。
- (3) 温度計の減衰定数を室温・大気中条件で測定した結果に基づき、連成振動解析に用いる減衰定数として、有意な変位振幅を伴う振動に対して約1%の値が妥当と判断した。
- (4) ウェルが流体の圧力荷重によって励振される場合、ウェルの応答は2次モードに支配され、1次モードの寄与は無視できるほど小さい。



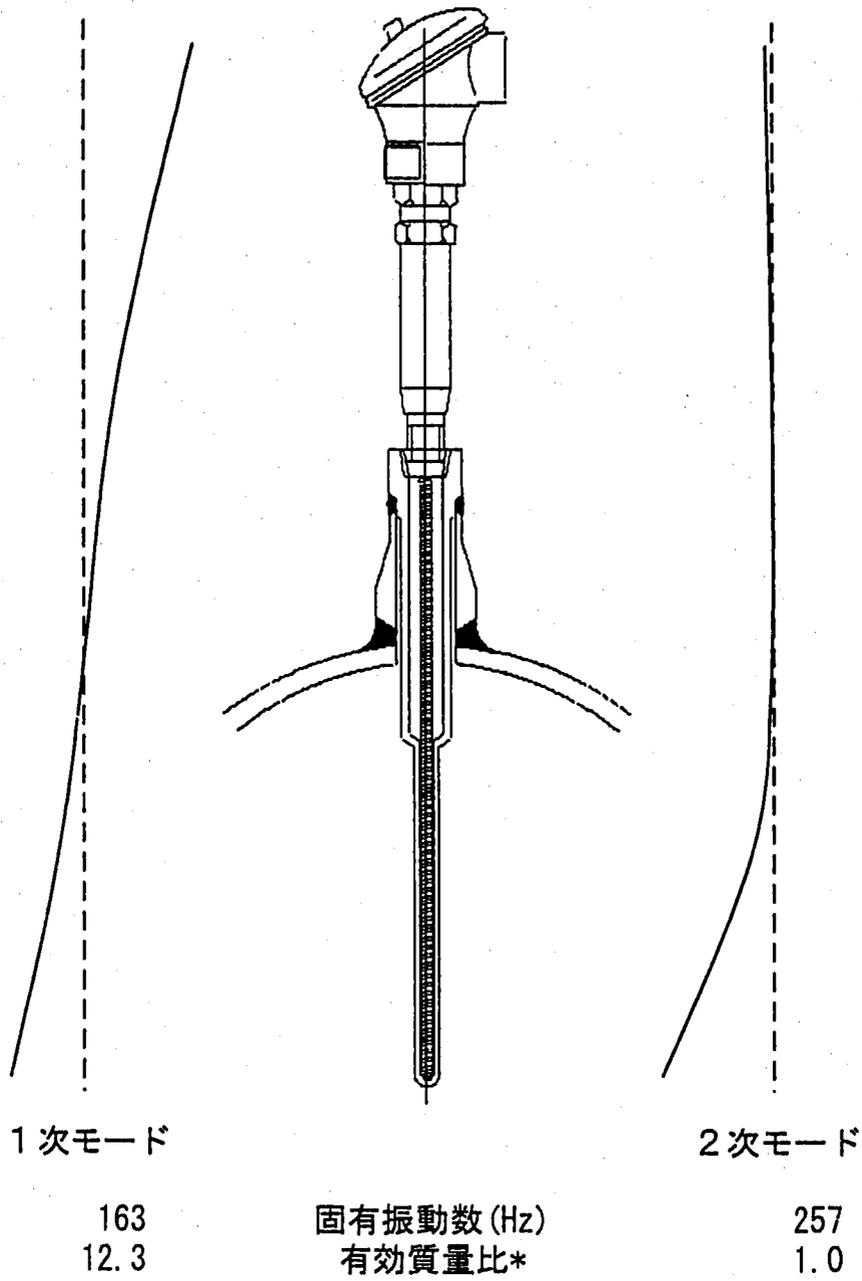
温度計の寸法・重量データ

部材	外径	内径	長さ	付加重量	温度	備考
A	10.4	3.8	154	0.0109	200	Naの付加質量を考慮
B	22.4	15.7	96	0.0314	200	(Na比重量: 8.23×10^{-7} kgf/mm ³)
C	25.0	15.7	3		150	
D	34.0	15.7	17		150	
E	34.0	4.0	10		150	
F1	27.2	4.0	30		150	
G	27.2	21.4	60		150	
F2	27.2	21.4	55		150	
H	34.0	25.0	11		200	管台
I	37.2	25.0	49		200	管台
J1	27.2	21.4	10	0.0317	150	ナット+スプリング関係重量を付加
J2	27.2	21.4	10	0.0117	150	スプリング関係重量を付加
J3	27.2	21.4	10	0.0397	150	ナット+スプリング関係重量を付加
K	なほりを想		57		100	集中重量=258 g

mm mm mm kgf/mm³ °C

縦弾性係数: 1.87E+04 kg/mm²@ 200 °C
 (告示501号 1.90E+04 kg/mm²@ 150 °C
 1.94E+04 kg/mm²@ 100 °C

図1 温度計の振動解析モデル (200°C)



* 2次モードの値に対する比

図2 温度計の固有振動モード (200°C)

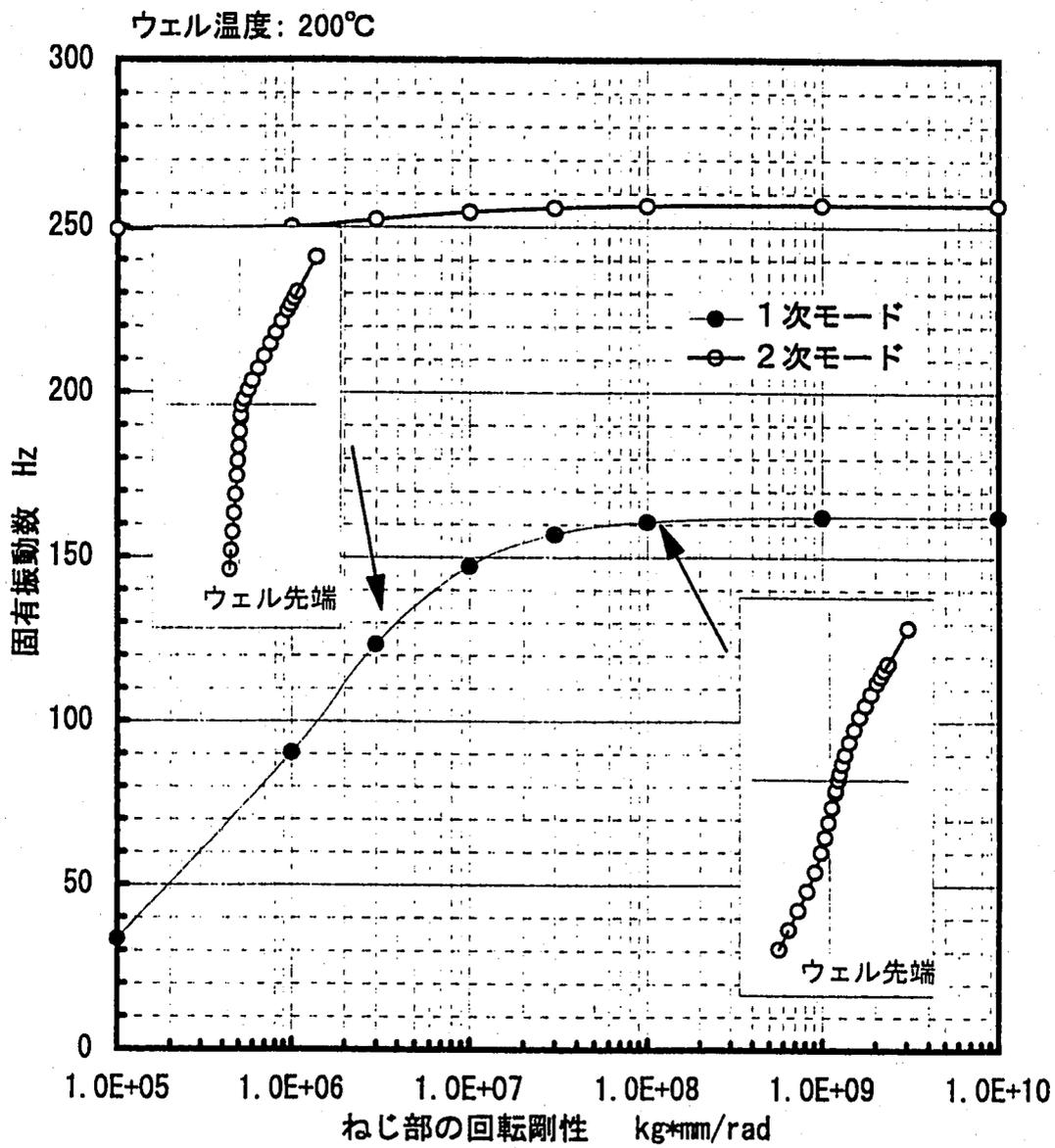
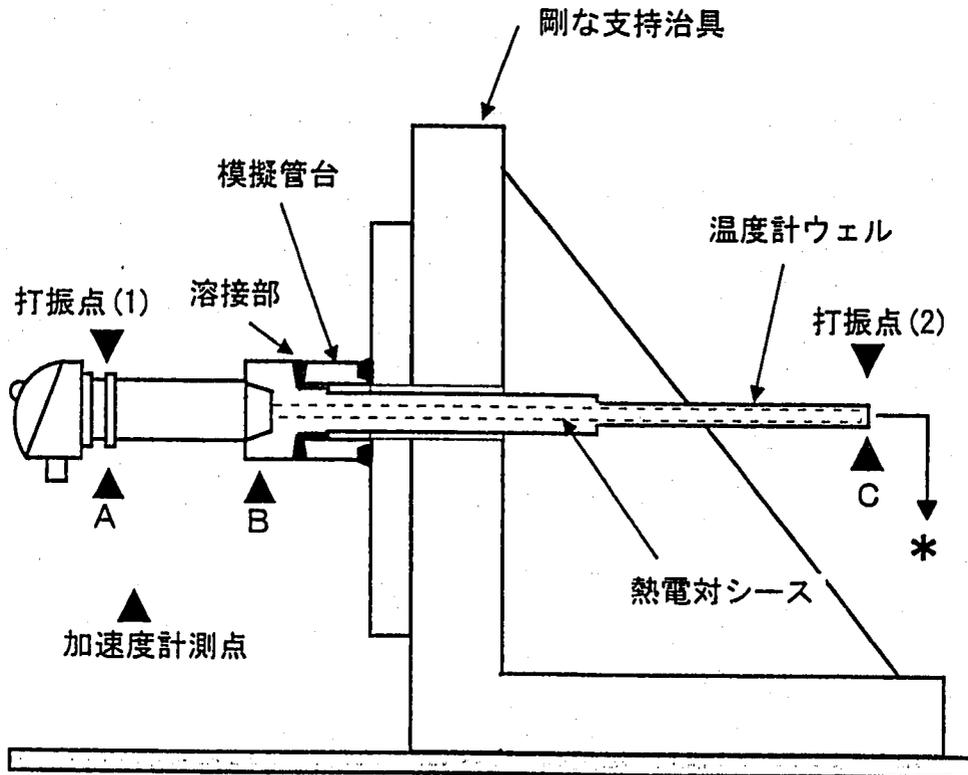


図3 ネジ部のゆるみが振動数に及ぼす影響



* スナップバック試験ではウェル先端に水平方向の初期変位を与え、これを開放して自由振動波形から対数減衰を評価した。

図4 打振試験の概念図

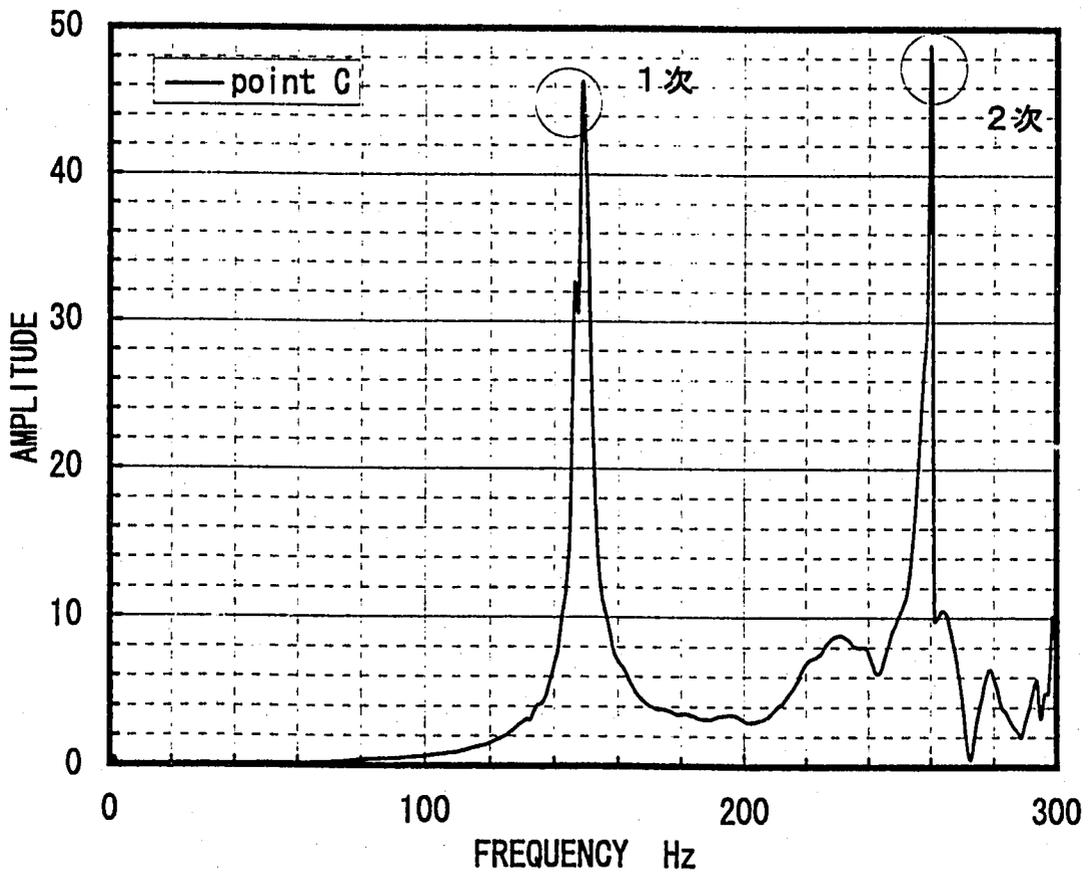
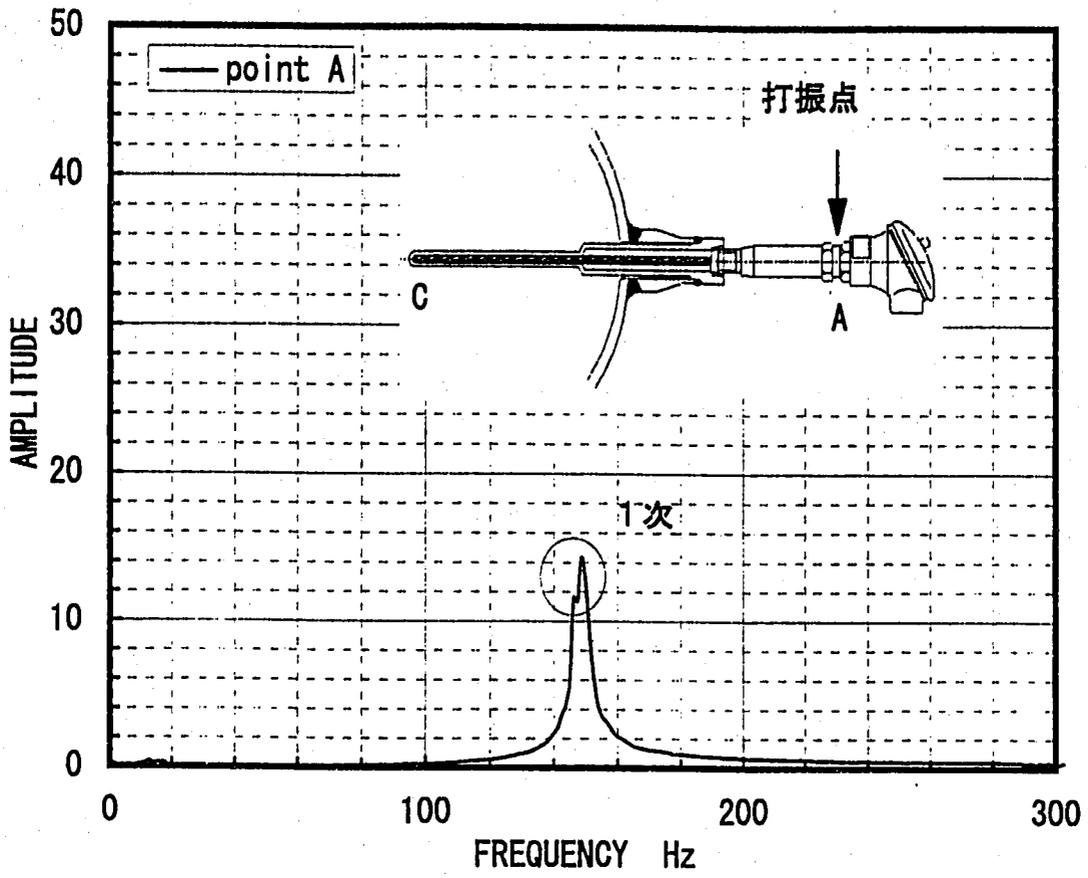
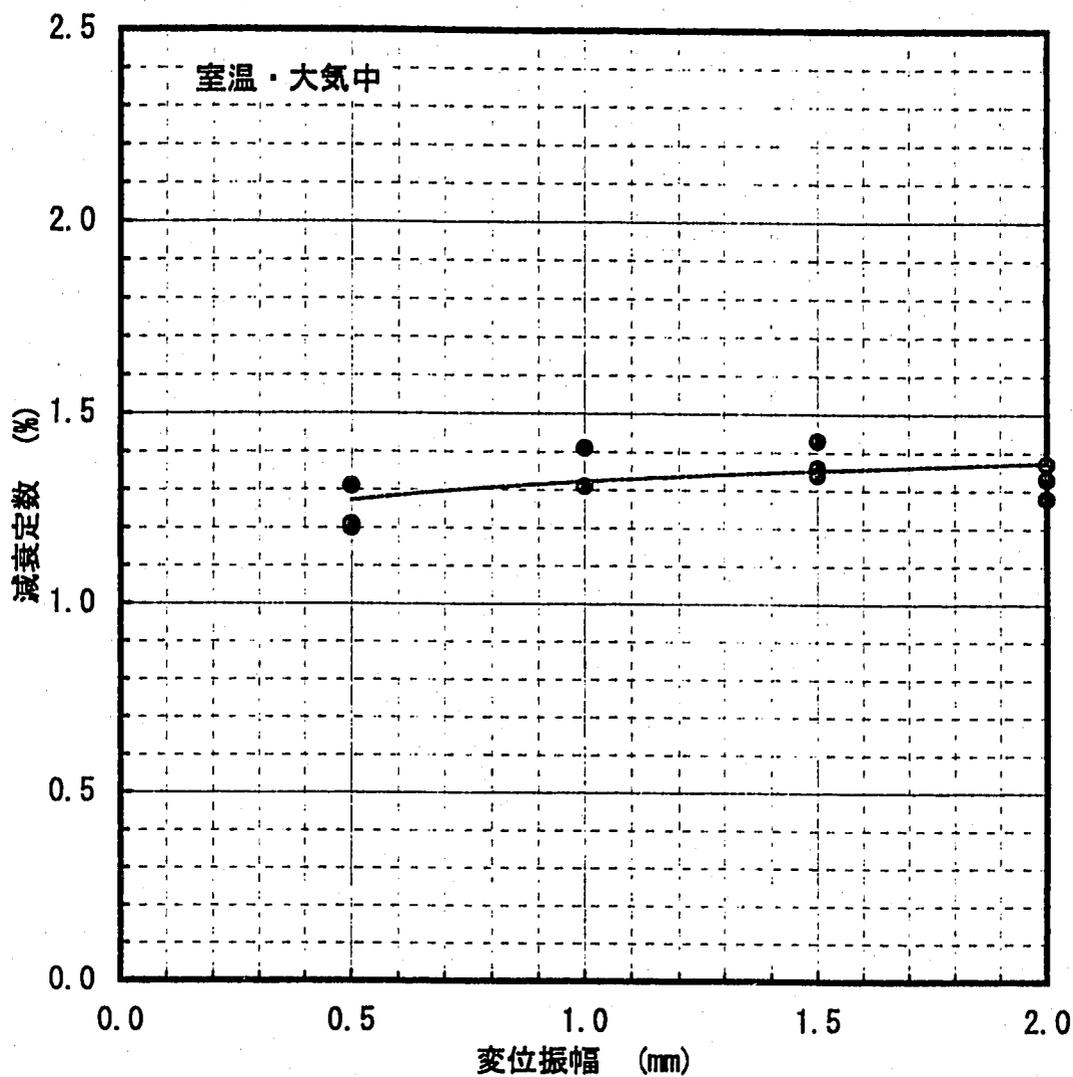
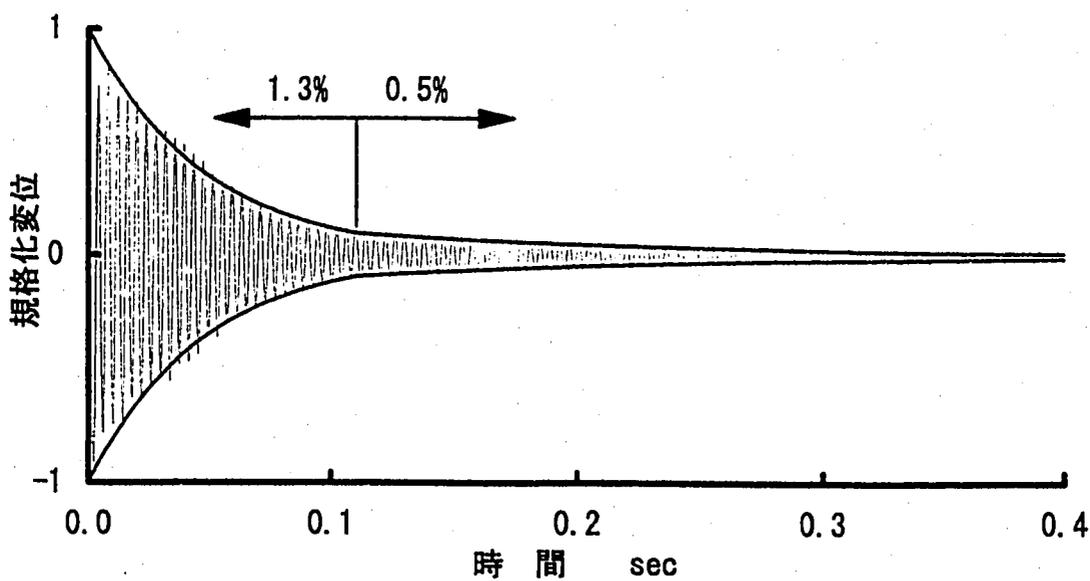


图5 代表的試驗結果 (打振試驗)

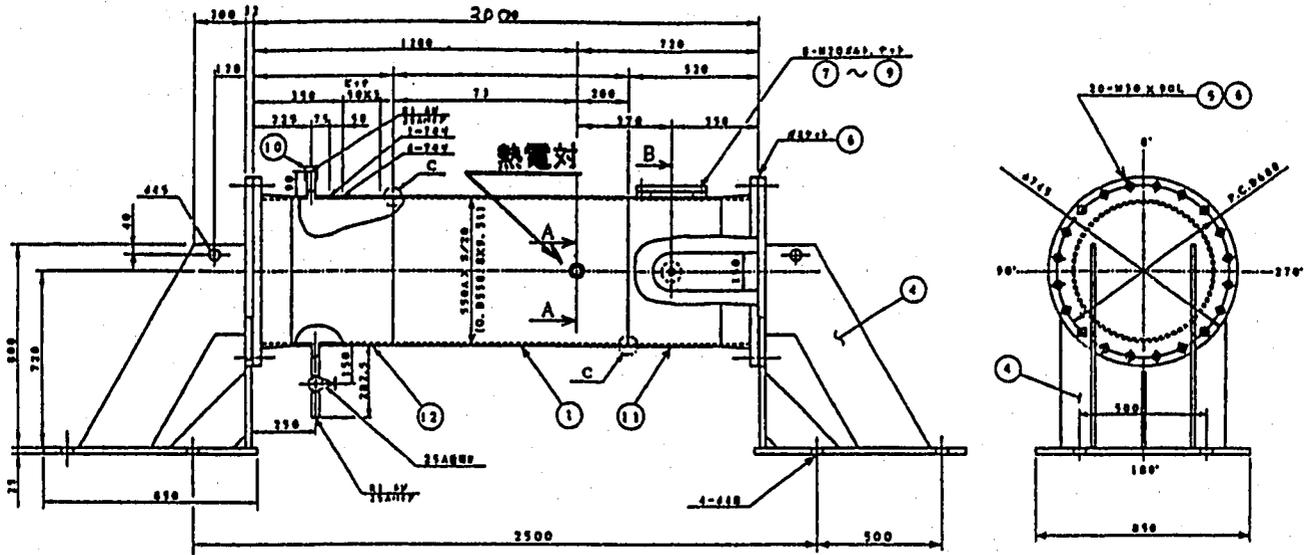


(a) 変位振幅と減衰定数

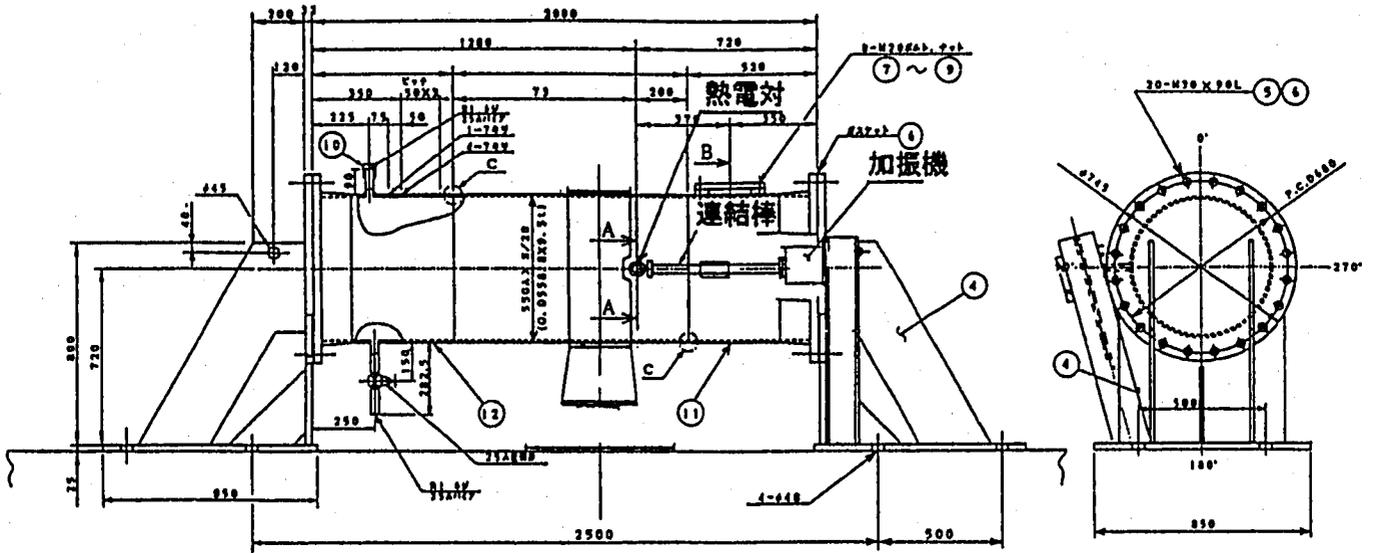


(b) 減衰定数のあてはめ性

図6 スナップバック試験による減衰定数の測定結果



(a) 打振試験



熱電対の端子箱を加振

(b) 強制加振試験

図7 打振試験および強制加振試験の全体図

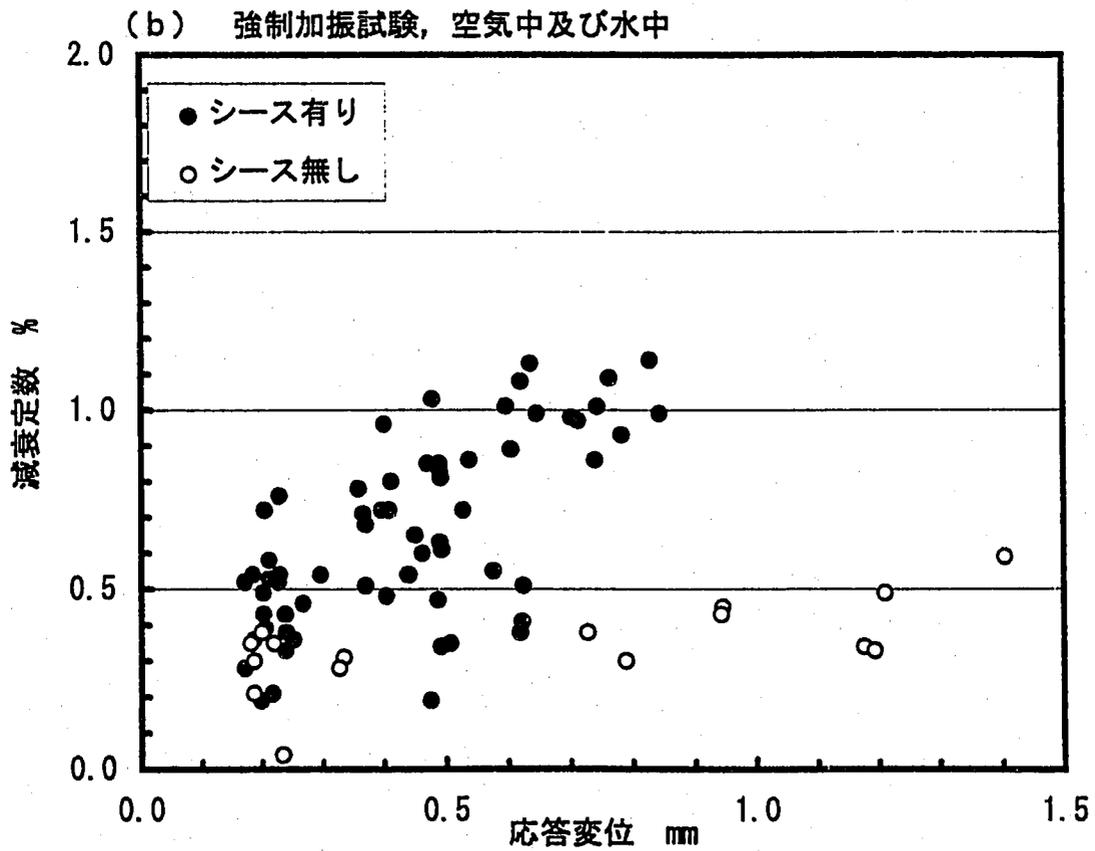
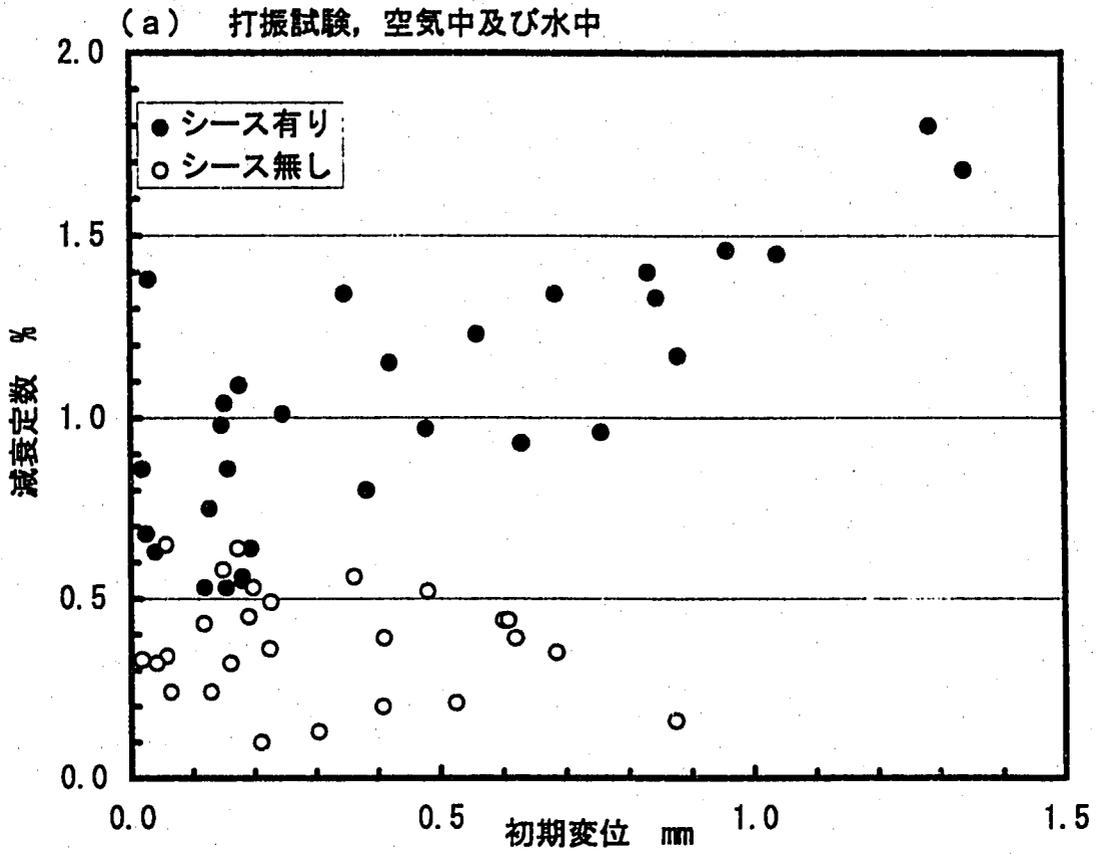


図8 温度計の減衰に及ぼすシースの効果

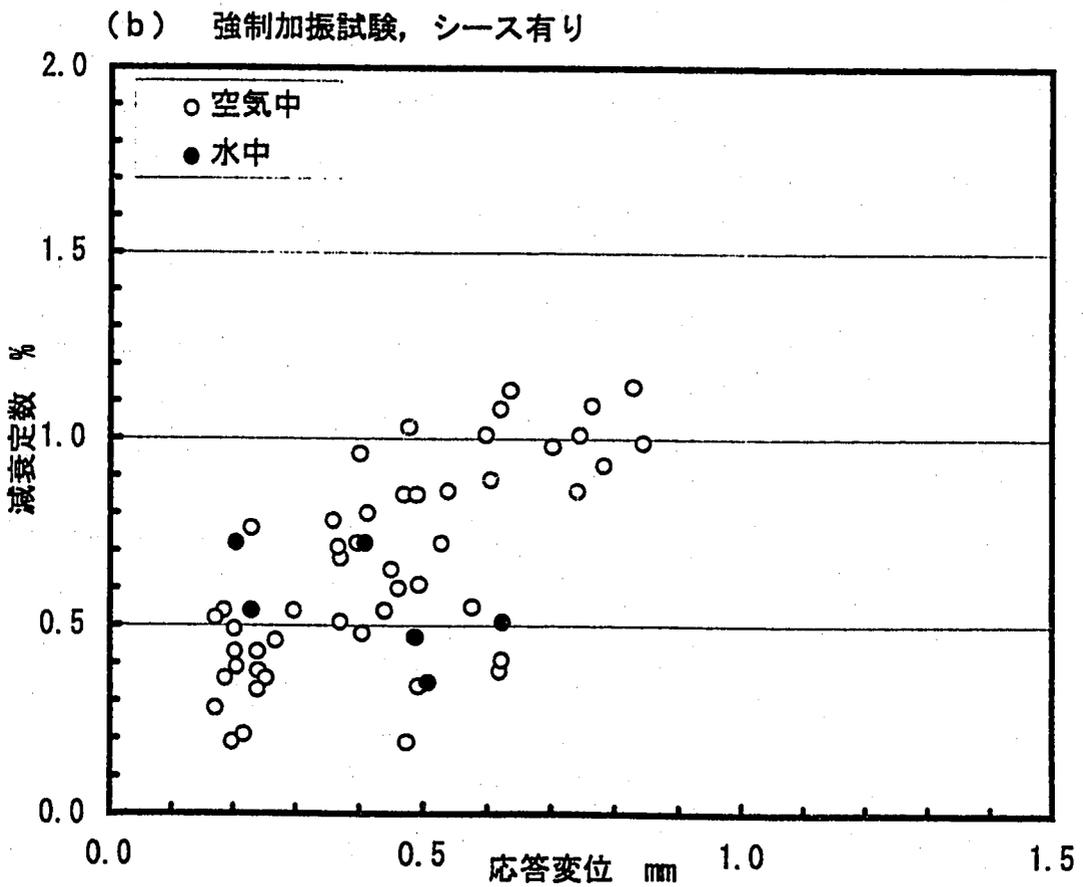
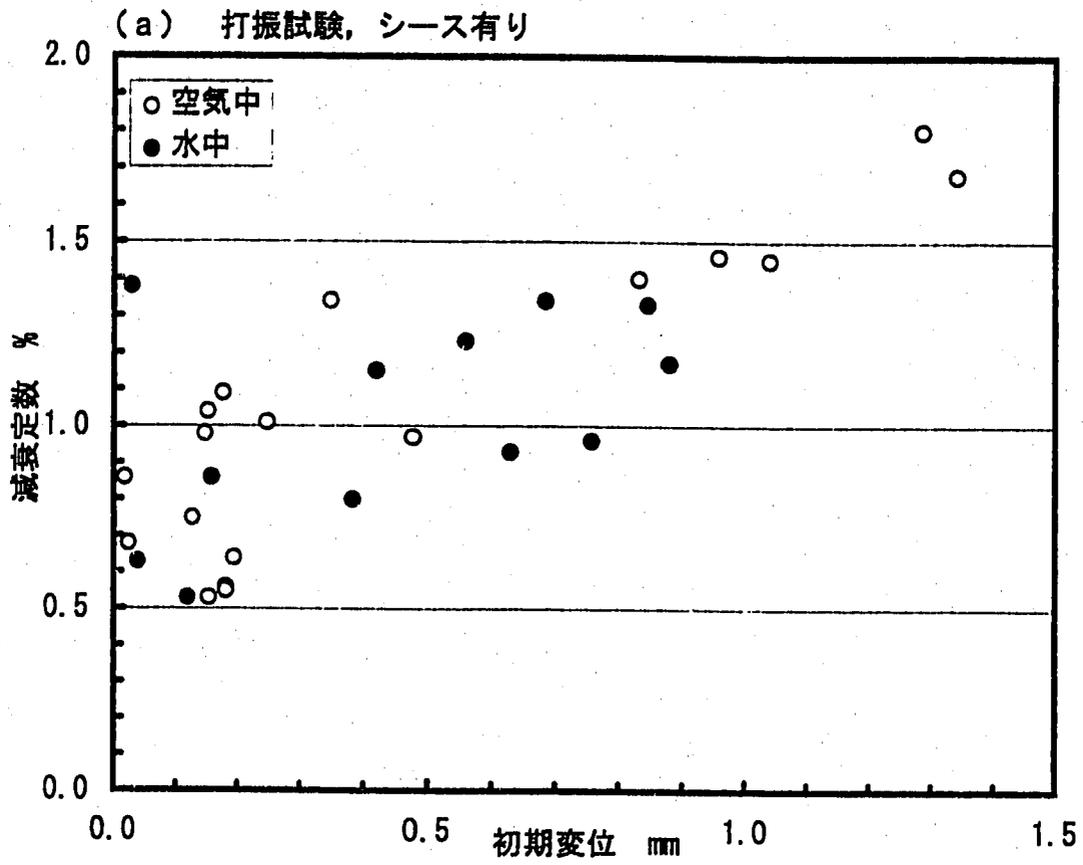


図9 温度計の減衰に及ぼす流体（静止水）の効果

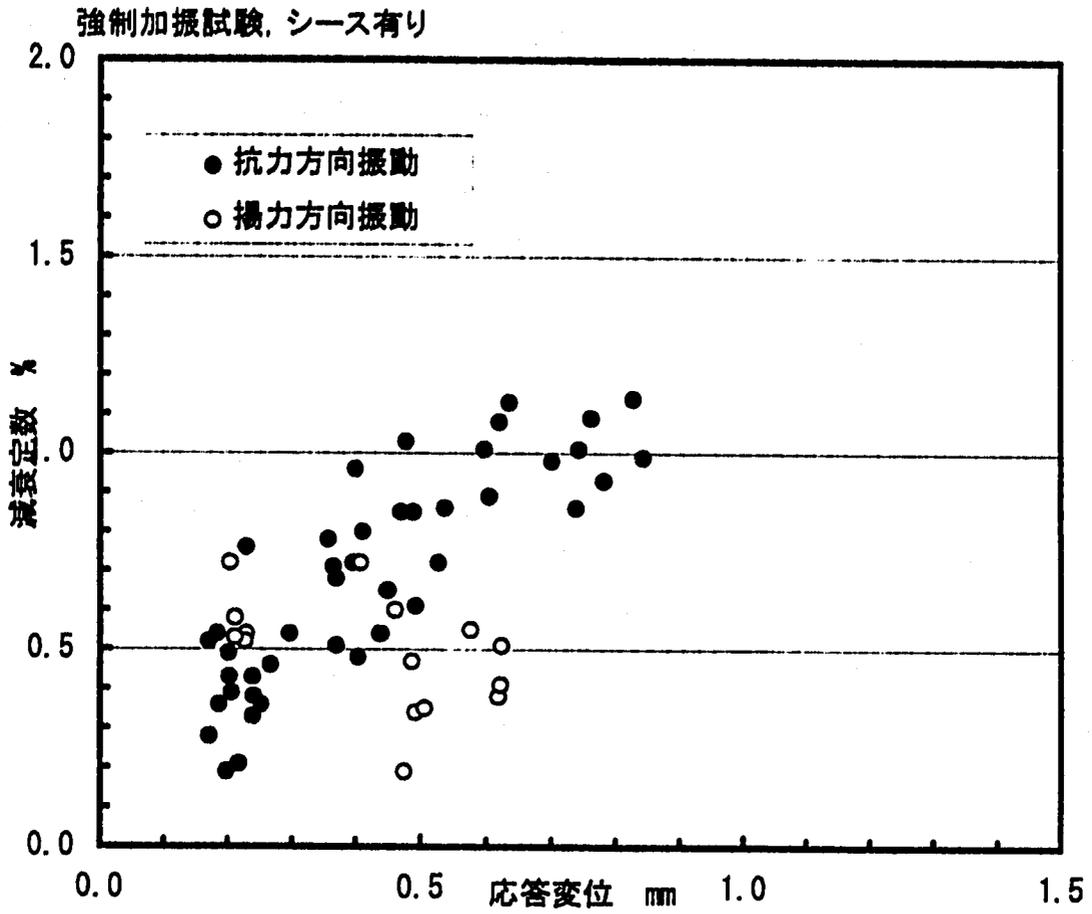


図10 温度計の減衰に及ぼす振動方向の影響

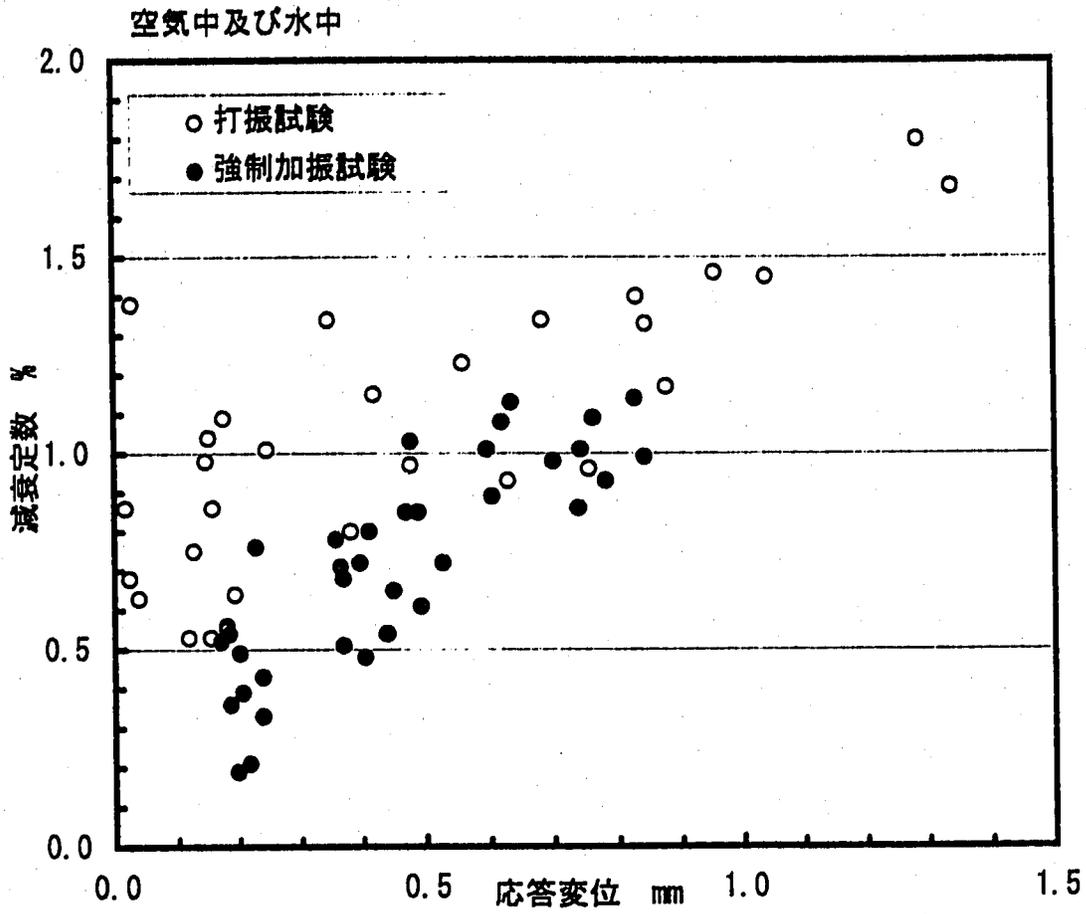


図11 打振試験と強制加振試験による減衰定数の比較

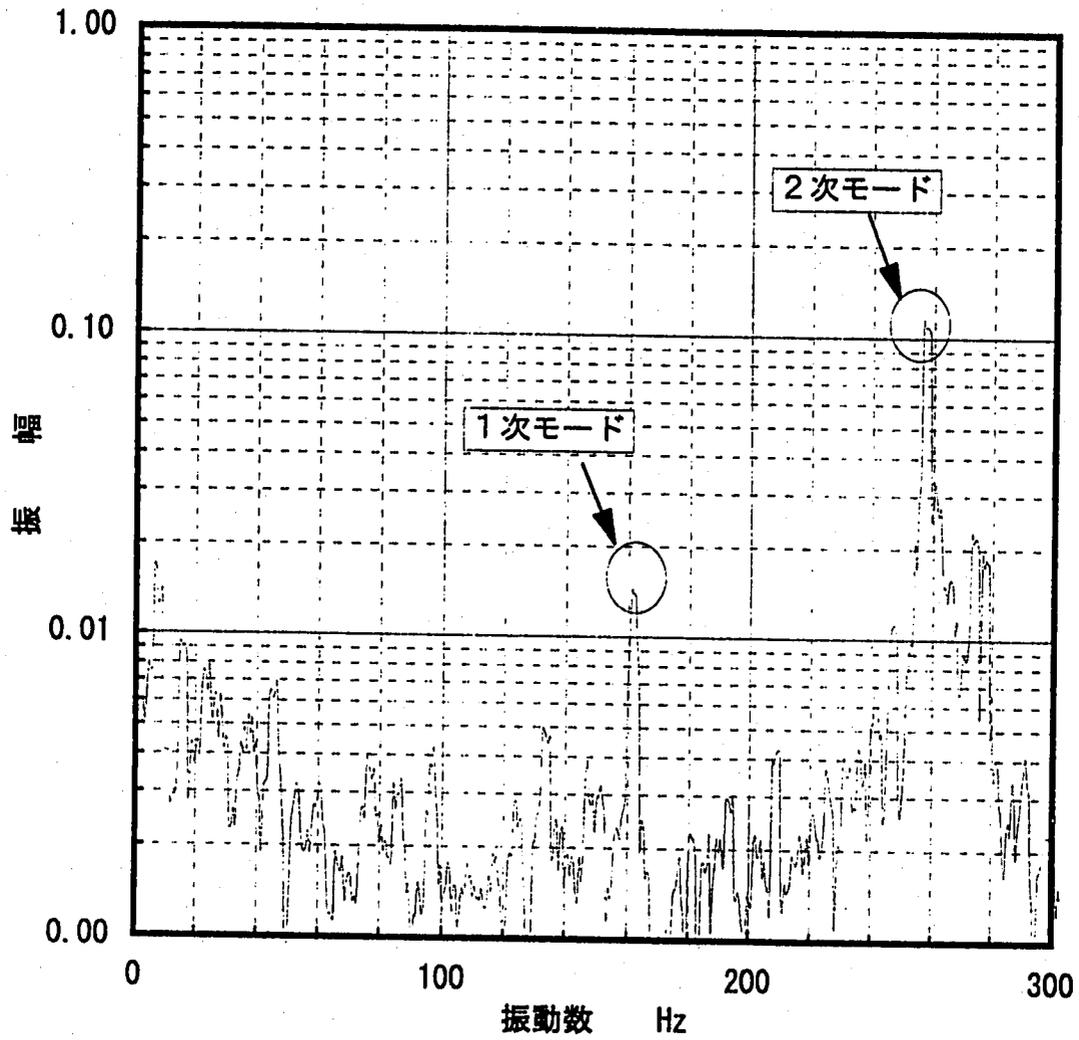


図13 ウェル先端変位の周波数伝達関数
(ホワイトノイズに対する応答解析結果)

平成8年3月5日

温度計ウェルと流体の連成振動解析 (100%流量条件)

1 目的

流体-構造連成振動解析により、温度計ウェルの振動とウェルの後流に発生する渦の相互作用を検討し、ウェルの先端応答変位、段付き部曲げ応力を算定する。本解析では定格100%流量条件とし、ナトリウム温度を200℃及び325℃とした。

2 解析の概要

以下に解析の概要を示す。解析コードは有限要素法流動解析コードSPLASHであり、解析体系は二次元（温度計ウェル断面を含む平面）である。抗力方向（主流と平行で、ウェルを水平に振動させる）及び揚力方向（主流と直交する方向で、ウェルを上下に振動させる）にばねと減衰をもつ質点としてウェルをモデル化した。流体-構造連成を考慮するため、ウェルの運動方程式から求められた変位速度を流速境界条件としてナビエ-ストークス式に導入している。一方、ウェルの運動方程式では、流動解析の圧力方程式を解いて得られる圧力とせん断応力から求められる抗力方向と揚力方向の荷重を外力項として用いた。

中間報告第2報では荷重をウェル長手方向に一様として等価荷重を算定したが、その解析結果から、抗力方向の自励振動時には、荷重は変位に比例して同位相で作用していることが示された。すなわち、変位のウェル長手方向の荷重分布はモード形状に従って相関しており、モード関数によって荷重の相関長さが表されると考えられる。本報告では、その点を考慮して等価荷重を算定した。

解析では、初期流速は0 m/sとし、0.05秒かけてランプ状に所定の流速（5.0 m/s）まで上昇させた。

以下に解析条件を示す。

補足資料 3

(1) 流動解析部

		100%流量試験 (200℃)	100%流量試験 (325℃)	100%出力運転時 (505℃) (参考)
ナトリウム流速	v	5.0 m/s	5.2 m/s	5.4 m/s
レイノルズ数	Re	1.0×10^5	1.4×10^5	1.7×10^5
ナトリウム密度	ρ	904 kg/m ³	874 kg/m ³	831 kg/m ³
単位面積当たり 質量流量	ρv	4500 kg/m ² s	4500 kg/m ² s	4500 kg/m ² s

100%流量試験時の流速は、質量流量を一定として試験時の温度から算定した。単位面積当たりの質量流量は100%試験時と出力運転時とで合致する。

(2) 温度計ウェル

細管部単位長さ質量	m	0.574 kg/m
二次固有振動数	f_2	272 Hz (流体質量効果を考慮すると257Hzに相当する)
二次固有角振動数	ω_2	1.71×10^3 rad/sec ($= 2\pi f_i$)

減衰定数 h_2 は、補足資料2を参考として1%とする。ただし、減衰定数が解析結果に及ぼす影響を調べるため、ナトリウム温度200℃の条件においては、減衰定数 h_2 を0.5%とした解析も実施した。

(3) 解析ケースの一覧

- a) ナトリウム温度 200℃、減衰定数 1.0%
- b) ナトリウム温度 200℃、減衰定数 0.5%
- c) ナトリウム温度 325℃、減衰定数 1.0%

3 流体構造連成解析モデルと応力算定式

図1に温度計ウェルの解析モデルの概念図を示す。ウェルの質量と流れ方向（効力方向）及び流れと直交方向（揚力方向）のばねと減衰をモデル化している。ウェルはこの平面に垂直方向に配置されており、片持ちはりとして補足資料2に示されるモードで振動する。規格化したモード形状を図2に示す。

補足資料 3

Blevins¹は、モーダル解析の考え方により、連続体（はり）の*i*次モードの運動を記述する偏微分方程式と等価な質点の運動方程式、(1)式を示した。これは、はりと質点の運動エネルギーが等しくなるような変換となっている。

$$\begin{Bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} 2h_i\omega_i & 0 \\ 0 & 2h_i\omega_i \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_i^2 & 0 \\ 0 & \omega_i^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ y \end{Bmatrix} = \frac{\int_0^l \begin{Bmatrix} P_x(t) \\ P_y(t) \end{Bmatrix} \phi_i(z) dz}{\int_0^l m \phi_i^2(z) dz} \quad (1)$$

ここで、*x*と*y*はそれぞれ抗力方向と揚力方向の変位、 $\dot{(\cdot)}$ と $\ddot{(\cdot)}$ はそれぞれ、時間に関する1階と2階の微分を表す。*m*はウエルの単位長さあたりの質量である。*i*次のモードに関して、 ω_i は固有角振動数、 h_i は減衰定数、 ϕ_i はウエル先端変位で規格化されたモード関数である。右辺の $P_x(t)$ 、 $P_y(t)$ はそれぞれ、単位長さあたりの主流方向の圧力荷重（抗力）と主流と直交する方向の圧力荷重（揚力）であり、次式で計算される。

$$\begin{Bmatrix} P_x(t) \\ P_y(t) \end{Bmatrix} = \int_0^{2\pi} \begin{bmatrix} -p(\theta, t) - \tau_\theta(\theta, t) \\ \tau_\theta(\theta, t) - p(\theta, t) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \cos \theta \\ \sin \theta \end{Bmatrix} R d\theta \quad (2)$$

θ は*x*軸の正方向から反時計回りにとる。*R*はウエルの半径、 $p(\theta, t)$ は二次元のナビエーストークス方程式を解いて求められるウエル表面の圧力分布、 $\tau_\theta(\theta, t)$ はウエル表面の接線方向流速の半径方向勾配から計算されるせん断応力の周方向分布である。二次元の場合、せん断応力は

$$\tau_\theta(\theta, t) = \mu \frac{\partial v_\theta}{\partial r} \quad (3)$$

により表される。 μ は粘性係数である。

中間報告第2報補足資料3の結果から、抗力方向の自励振動が発生しているときには、荷重はウエル変位に比例して同位相で作用することが示された。従って、ウエル先端における荷重を $P(t)$ とすれば、荷重のウエル長手方向の分布は

$$P(z, t) = P(0, t) \phi_i(z) \quad (4)$$

¹R. D. Blevins, Flow-induced vibration, Van Nostrand Reinhold, New York (1977)

補足資料 3

と表されると考えられる。また、単位長さあたりのウエルの質量は、長手方向にわたり一様であるから積分の外に出すことができる。従って(1)式は

$$\begin{Bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} 2h_1\omega_1 & 0 \\ 0 & 2h_1\omega_1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_1^2 & 0 \\ 0 & \omega_1^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ y \end{Bmatrix} = \frac{1}{m} \begin{Bmatrix} P_x(t) \\ P_y(t) \end{Bmatrix} \quad (5)$$

と書き換えられ、抗力方向の自励振動が発生しているときには、(5)式によってはりと等価な質点の運動を記述することができる。詳細は、別添資料「流体一構造連成解析における等価荷重の考え方」に示す。

流体一構造連成を考慮するために、温度計ウエルの運動方程式を陰解法により解き、求められた変位速度を流速境界条件として、ナビエストークス式に導入している。一方、ウエルの運動方程式では、流動解析の圧力方程式を解いて得られる荷重を外力項として用いた。

以上に述べた流体一構造連成解析より、ウエル先端の変位が求められる。はりの変位が $\phi(z)q(t)$ と変数分離されるとすれば、はりのモーメントとたわみの関係式から、ウエル先端の変位 $q(t)$ の関数として段付部公称曲げ応力 $\sigma(l, t)$ は下式で与えられる。

$$\sigma(l, t) = \frac{E d}{2L^2} \left. \frac{d^2 \phi(z)}{dz^2} \right|_{z=l} q(t) \quad (6)$$

ここで、 E は縦弾性係数、 d はウエル外径、 L はウエル細管部の長さである。(6)式から、曲げ応力はウエル先端の変位に比例する。その比例定数は、200℃では118 GPa/m (12.0 kgf/mm²/mm)、325℃では112 GPa/m (11.4 kgf/mm²/mm) である。

4 解析結果

図3に解析メッシュ図(全体図および温度計ウエル周辺の拡大図)を示す。中央の円形が温度計ウエルである。ウエル周辺のメッシュ寸法は境界層厚さの約5分の1程度とした。またウエル周辺では、周方向にさらに細分割している。時間刻み幅は、解析精度と数値安定性から判断して約1μsecとした。

4-1 連成振動解析(ナトリウム温度200℃、減衰定数1.0%)

図4と図5には荷重の x 方向成分(抗力)と y 方向成分(揚力)の時刻歴、図6と図7にはウエルの抗力方向と揚力方向の変位を示す。図8と図9にウエルの抗力方向と揚力方

補足資料 3

向の変位速度を示す。また、応答がほぼ定常的になった範囲（0.3秒から1.3秒）の荷重と変位応答を表1に示す。

この結果から、抗力方向の変位が支配的となっていることが分かる。これはKing²が実験的に研究したインライン振動（抗力方向の振動）であると考えられる。ASMEコード³によれば、構造の固有振動数を n 、流速を v 、円柱直径を d とするとき、無次元流速 $\frac{v}{nd}$ と安定性のパラメータ k_s が次の(7)式と(8)式のいずれかを満たすとき、抗力方向の振動が防止または抑制される。

$$\frac{v}{nd} < 1.0 \quad (7)$$

$$\frac{v}{nd} < 3.3 \quad \text{かつ} \quad k_s \equiv \frac{2m_c \delta_s}{\rho d^2} > 1.2 \quad (8)$$

ここで m_c は単位長さあたりの等価質量である。 δ_s は円柱の対数減衰率である。Kingの実験によれば、変位は $\frac{v}{nd} \approx 2.1$ で最大となり、それは k_s に依存することが示されている。本解析の条件を代入すれば、

$$\frac{v}{nd} = 1.95 \quad (9)$$

$$k_s = 0.84 \quad (10)$$

である。

Kingは、この無次元流速において抗力方向の振動が発生するとき、円柱後流渦は、円柱の両側面から交互に生成されるのではなく、同位相で対称に生成されることを観察している。図10に実験により観察された交番渦と対称な渦の様子を、図11には解析により得られた対称な渦放出の様子を示す。図12に、円柱両側面（流れに相対する方向を0度とし

²Roger King, A Review of Vortex Shedding Research and Its Application, Ocean Engng, Vol.4, pp141-172 (1977)

³ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III, Division 1 Appendix N, Article N-1300 ASME, (1995)

⁴図11は本節の解析条件とは異なり、減衰定数を0.5%、荷重をウェル長手方向に一樣として等価荷重を算定したケースであるが、同様の抗力方向の自励振動が解析されている。

補足資料 3

て、+90度と-90度の点)の圧力時刻歴(0.4秒から0.5秒まで)を示す。参考に、同一入力条件で円柱を静止させた解析結果を図13に示す。静止円柱では、約100Hzで圧力が振動し、両点の圧力変動は位相が180度ずれる。一方、図12から、連成させたときには、+90度と-90度の点の圧力が同位相、約250Hzで変動していることがわかる。すなわち、円柱を静止させたときは交番渦となっているが、連成振動を考慮すれば対称な渦が生成されており、図10の実験結果と一致している。従って、この解析の条件においては、抗力方向に温度計ウェルの自励振動が生じていたものと考えられる。

図14と図15にはそれぞれ、抗力方向変位と抗力の時刻歴を0.8秒から0.9秒まで示す。この図を比較すれば、抗力と抗力方向変位は同じ位相で推移していることが確認され、確かに荷重のウェル長手方向分布がモード形状に比例するであろうと考えられる。

図16と図17にそれぞれ、温度計ウェルの抗力方向変位と揚力方向変位のパワースペクトルを示す。約250Hzにピークが見られ、対称渦が放出される周波数とウェルの振動数はほぼ一致している。

初期の0.4秒を省いた解析結果から求めた荷重と変位の時間平均値と平均値まわりの二乗平均値(RMS)を表1に示した。時間平均は抗力方向変位は0.040 mm、揚力方向の変位は0.00028 mmである。平均値まわりの二乗平均値(RMS)は抗力方向変位は0.56mm、揚力方向の変位は0.095 mmである。変位応答は正弦波に近いので、平均値まわりのRMSを $\sqrt{2}$ 倍して平均変位振幅を求めることができる。表1にその結果を示した。抗力方向の平均変位振幅は0.79 mm、揚力方向は0.13 mmとなる。抗力方向の平均変位振幅を用いれば、(6)式より段付き部曲げ応力の平均振幅は93.2 MPa (9.48 kgf/mm²)と計算される。

4-2 連成振動解析(ナトリウム温度200°C、減衰定数0.5%)

減衰定数が解析結果に及ぼす影響を見るため、4-1節の解析条件の減衰定数を0.5%と変更して解析を実施した図18と図19には抗力と揚力の時刻歴、図20と図21には温度計ウェルの抗力方向と揚力方向の変位を示す。図22と図23に温度計ウェルの抗力方向と揚力方向の変位速度を示す。また、応答がほぼ定常的になった範囲(0.4秒から1.3秒)の荷重と変位応答を表2に示す。

抗力方向の変位が支配的となっている点は減衰定数が1.0%の場合と同様である。この場合には、安定性のパラメータ k_s は

$$k_s = 0.42 \quad (11)$$

である。従って、(7)式と(8)式に示される抗力方向の振動が防止される範囲には含まれていない。図24に円柱両側面(+90度と-90度の点)の圧力時刻歴(0.4秒から0.5秒まで)を示す。圧力変動の周波数は約250Hzで、+90度と-90度の点が同位相で変動しており、

補足資料 3

対称渦が生成されていることがわかる。これらの結果は、減衰定数が 1.0% の場合と同様であり、同一の現象（抗力方向の自励振動）が解析されていると考えられる。図25と図26にはそれぞれ、ウェルの抗力方向変位と揚力方向変位のパワースペクトルを示す。約 250Hz にピークが見られ、対称渦の生成周波数と温度計ウェルの振動数は一致している。

表 2 の結果から、減衰が 0.5 % の場合には、平均変位振幅は抗力方向に 1.27 mm、揚力方向が 0.078 mm となる。抗力方向の平均変位振幅を用いれば、(6)式より段付き部曲げ応力の平均振幅は 150 MPa (15.2 kgf/mm²) と計算される。

4-3 連成振動解析（ナトリウム温度 325℃、減衰定数 1.0 %）

100%流量、325℃においても試験が実施されており、ナトリウム温度の影響を見るため、4-1節の解析条件のナトリウム温度を 325℃と変更して解析を実施した。1節に示されるように、ナトリウム密度が小さくなるため流速は約 4% 大きくなる。図27と図28には抗力と揚力の時刻歴、図29と図30には温度計ウェルの抗力方向と揚力方向の変位を示す。図31と図32に温度計ウェルの抗力方向と揚力方向の変位速度を示す。また、応答がほぼ定常的になった範囲（0.3秒から1.3秒）荷重と変位応答を表 2 に示す。

抗力方向の変位が支配的となっている点は、ナトリウム温度が 200℃の場合と同様である。ナトリウム温度が高くなることによりナトリウム密度が小さくなり、流速の増加とウェルの固有振動数が低下するため、無次元流速は大きくなる。一方、安定性のパラメータ k_s は、ナトリウム密度の低下により若干大きくなる。本解析の条件を代入すれば、

$$\frac{v}{nd} = 2.1 \quad (12)$$

$$k_s = 0.86 \quad (13)$$

である。(12)式は、Kingが実験的に示した変位が最大となる無次元流速にほぼ等しくなっている。図33に円柱両側面（+90度と-90度の点）の圧力時刻歴（0.4秒から0.5秒まで）を示す。圧力変動の周波数は約 250Hz で、+90度と-90度の点が同位相で変動しており、対称渦が生成されている。これらの結果から判断して、ナトリウム温度が 200℃の場合と同様であり、同一の現象（抗力方向の自励振動）が解析されていると考えられる。図34と図35にはそれぞれ、ウェルの抗力方向変位と揚力方向変位のパワースペクトルを示す。約 250Hz にピークが見られ、対称渦の生成周波数と温度計ウェルの振動数は一致している。

表 3 の結果から、平均変位振幅は抗力方向に 0.91 mm、揚力方向が 0.18 mm となる。抗力方向の平均変位振幅を用いれば、(6)式より段付き部曲げ応力の平均振幅は 101 MPa

補足資料 3

(10.3 kgf/mm²) と計算される。

5 結論

(1) 二次元の流体—構造連成モデルを作成し、SPLASHコードに導入した。SPLASHにより、100%流量、ナトリウム温度が200℃および325℃の状態温度計ウエルの流体—構造連成解析を実施した。ナトリウム温度が200℃の条件については、構造減衰定数を1.0%、および0.5%、325℃の条件では減衰定数を1.0%とした。

(2) ナトリウム温度が200℃、減衰定数を1.0%の条件では、平均変位振幅は抗力方向が0.79 mm、揚力方向が0.13 mmであった。抗力方向の変位から、段付き部曲げ応力の平均振幅は93.2 MPa (9.48 kgf/mm²) と計算される。減衰定数を0.5%とすれば、抗力方向の平均変位振幅は1.27 mmに、曲げ応力の平均振幅は150 MPa (15.2 kgf/mm²) と大きくなる。また揚力方向の平均変位振幅は0.078 mmとなる。ナトリウム温度を325℃、減衰定数を1.0%とすれば、抗力方向の平均変位振幅は0.91 mmに、曲げ応力の平均振幅は101 MPa (10.3 kgf/mm²) と大きくなる。また揚力方向の平均変位振幅は0.18 mmとなる。

(3) 抗力方向の振動が卓越するという現象は、水流動試験において観察されているだけでなく、Kingら複数の研究者の実験でも現れている。今般の解析により、円柱両側面から、同期した対称渦が放出されるという現象も再現された。これらの結果を踏まえると、無次元流速が2程度の時に発生する抗力方向の自励振動が当該温度計ウエルで発生していたものと考えられる。

補足資料 3

表1 ナトリウム温度200℃、減衰定数1.0%の場合の荷重と変位応答
(0.3秒から1.3秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	66.4	-0.38	0.040	-0.00028
平均値まわりのRMS	126	80.4	0.56	0.095
平均変位振幅	—	—	0.79	0.13

表2 ナトリウム温度200℃、減衰定数 0.5%の場合の荷重と変位応答
(0.4秒から1.3秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	50.4	-2.1	0.031	-0.0013
平均値まわりのRMS	189	48.2	0.90	0.055
平均変位振幅	—	—	1.27	0.078

表3 ナトリウム温度325℃、減衰定数 1.0%の場合の荷重と変位応答
(0.3秒から1.3秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	62.9	8.4	0.039	0.0052
平均値まわりのRMS	130	76.7	0.64	0.13
平均変位振幅	—	—	0.91	0.18

補足資料 3

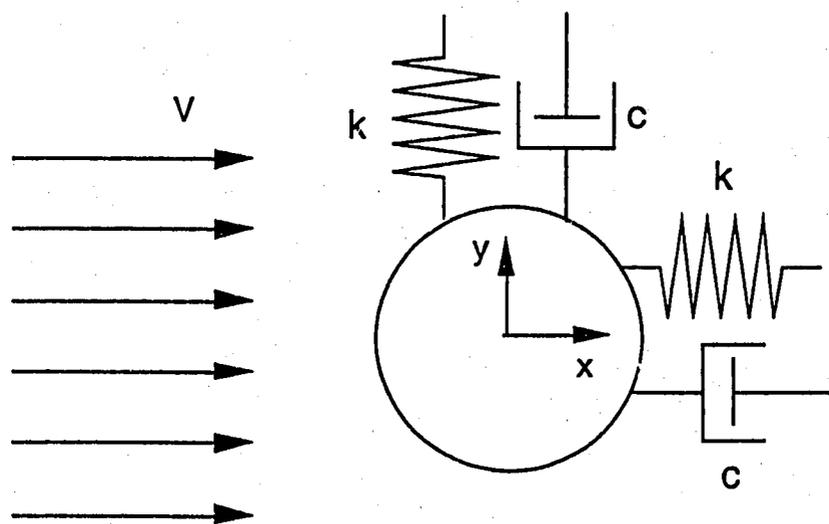
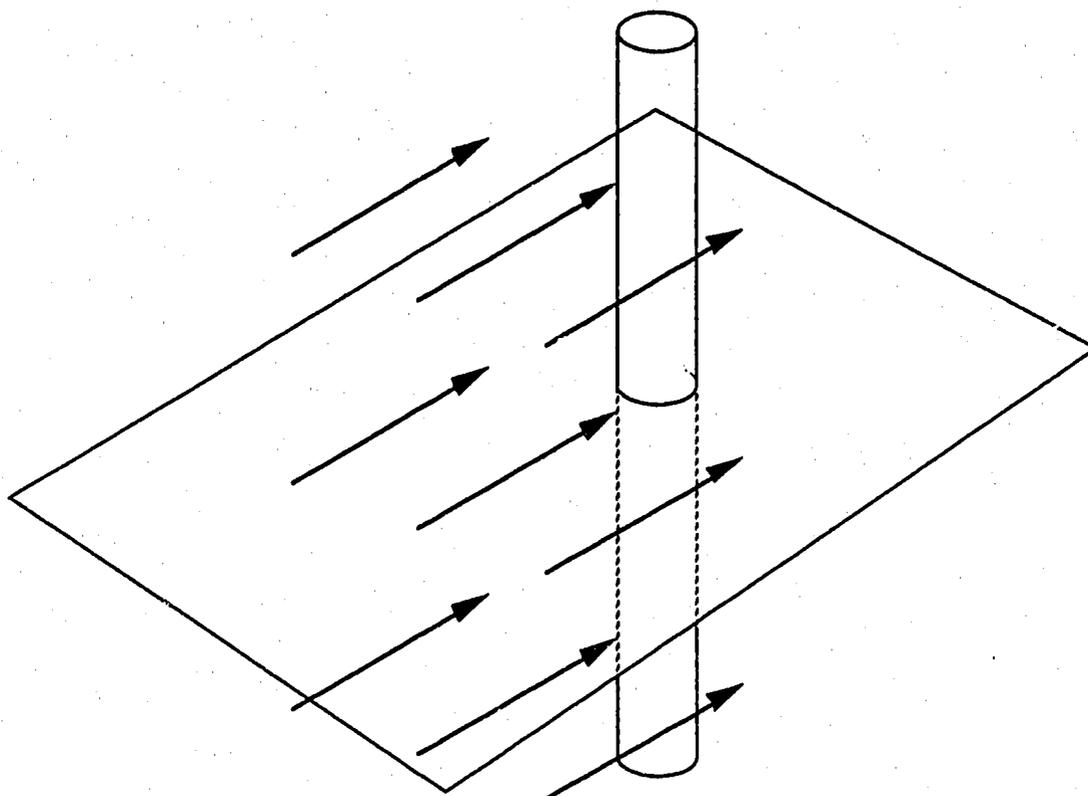


図1 温度計ウェルの流力振動解析モデル
 ウェルの変位速度を流動解析の流速境界条件に用いる

補足資料 3

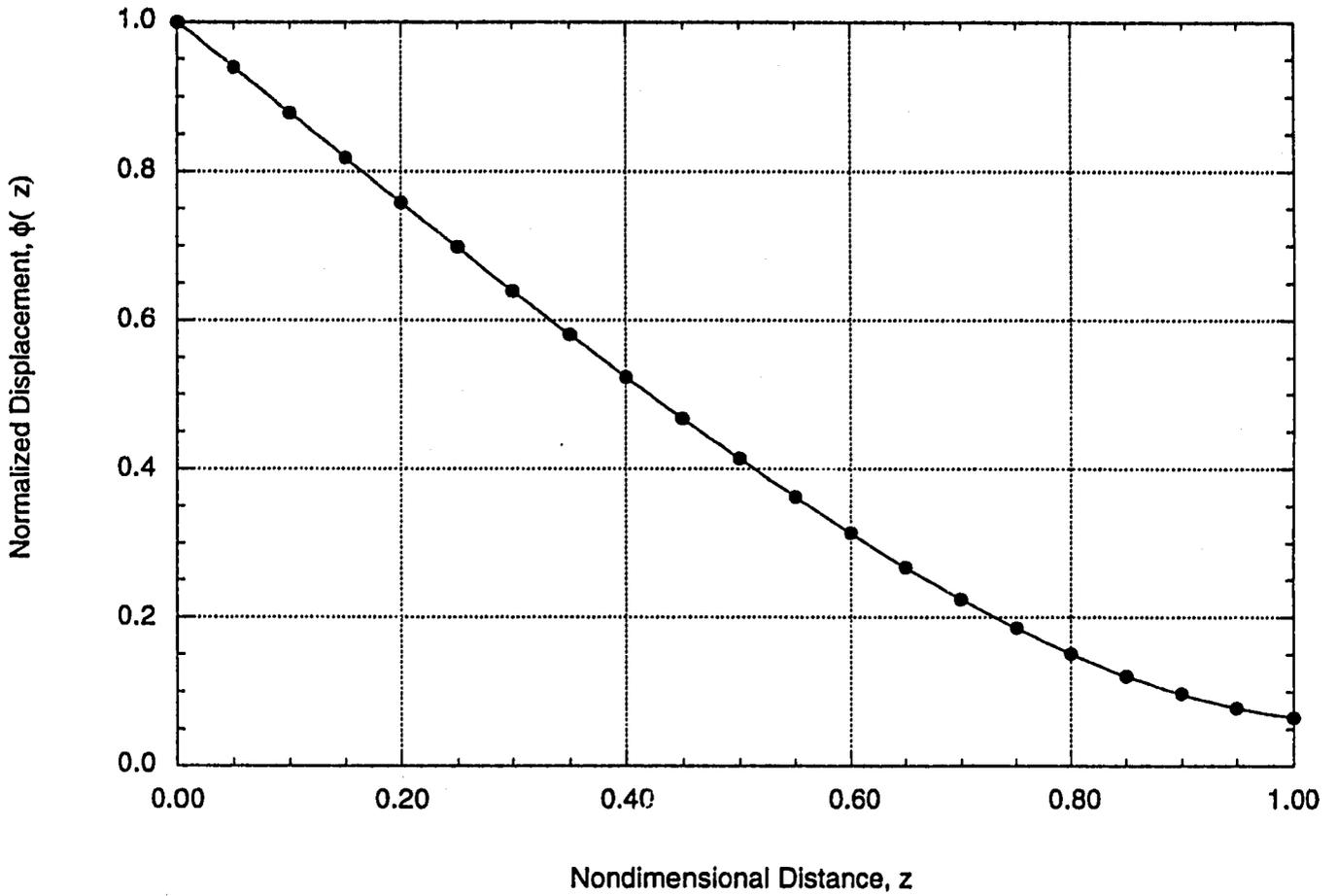


図2 規格化されたモード形状

補足資料 3

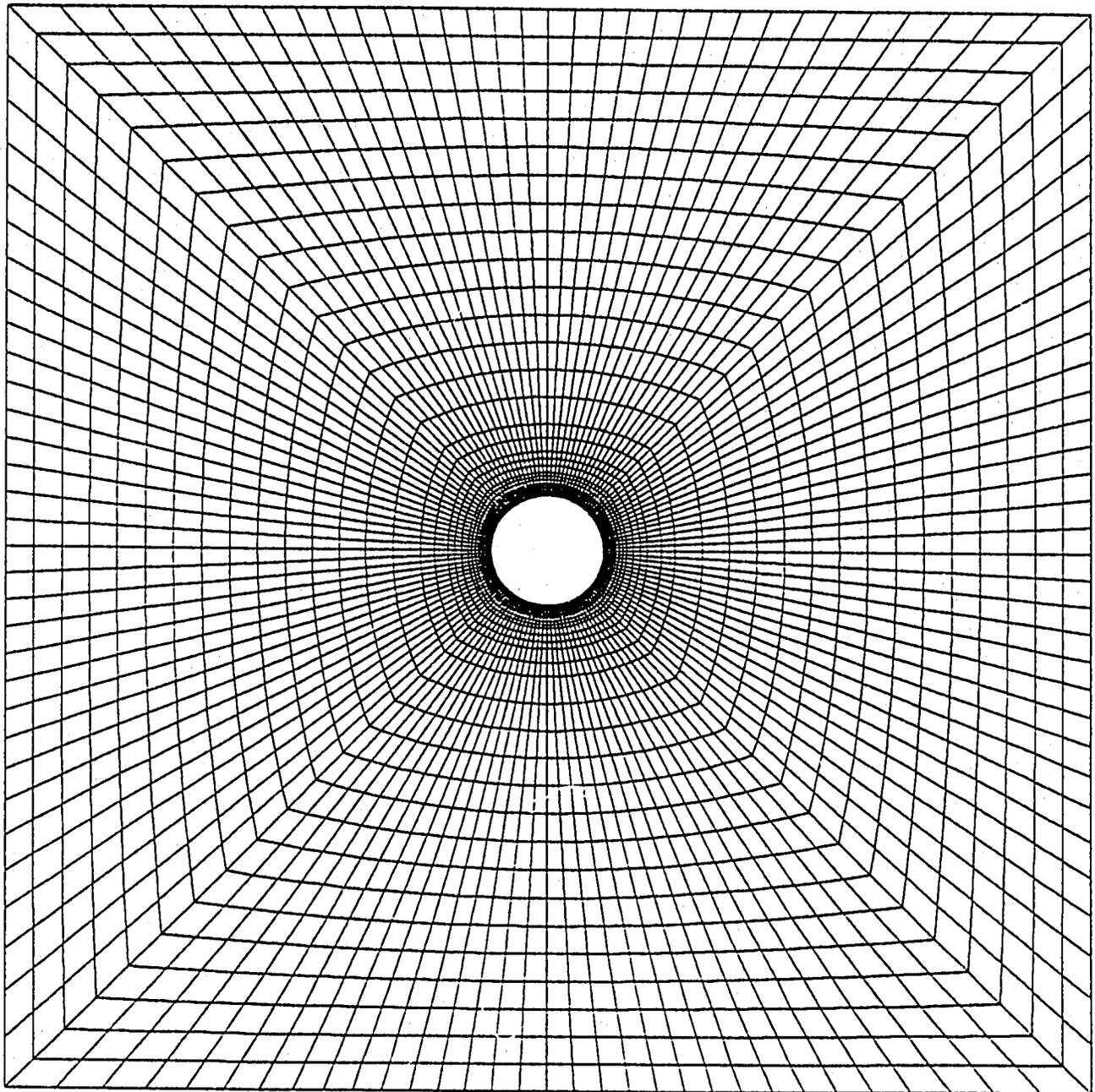


図3 解析メッシュ図

補足資料 3

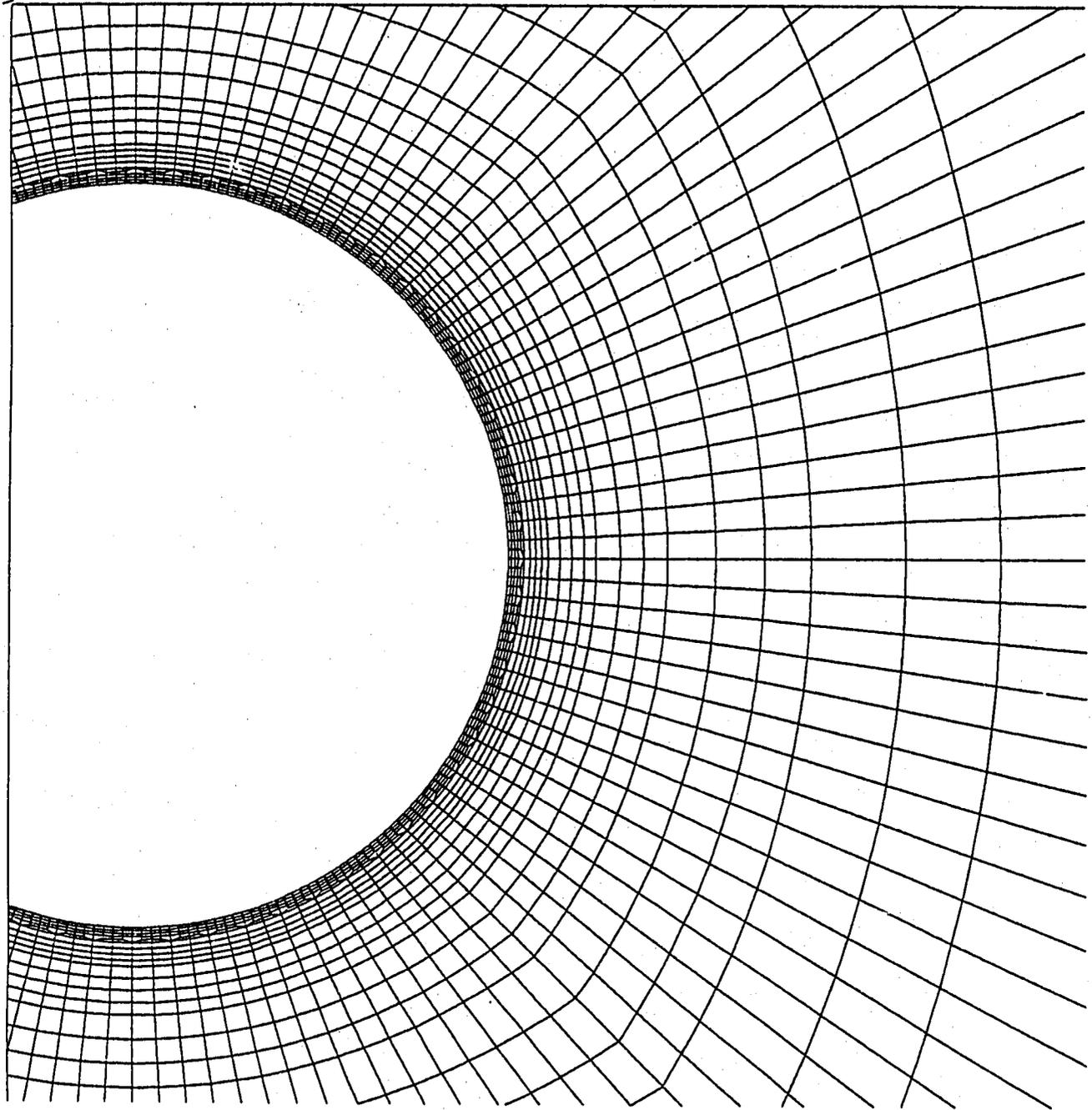


図3 (つづき) 温度計ウェル周辺の詳細解析メッシュ図

補足資料 3

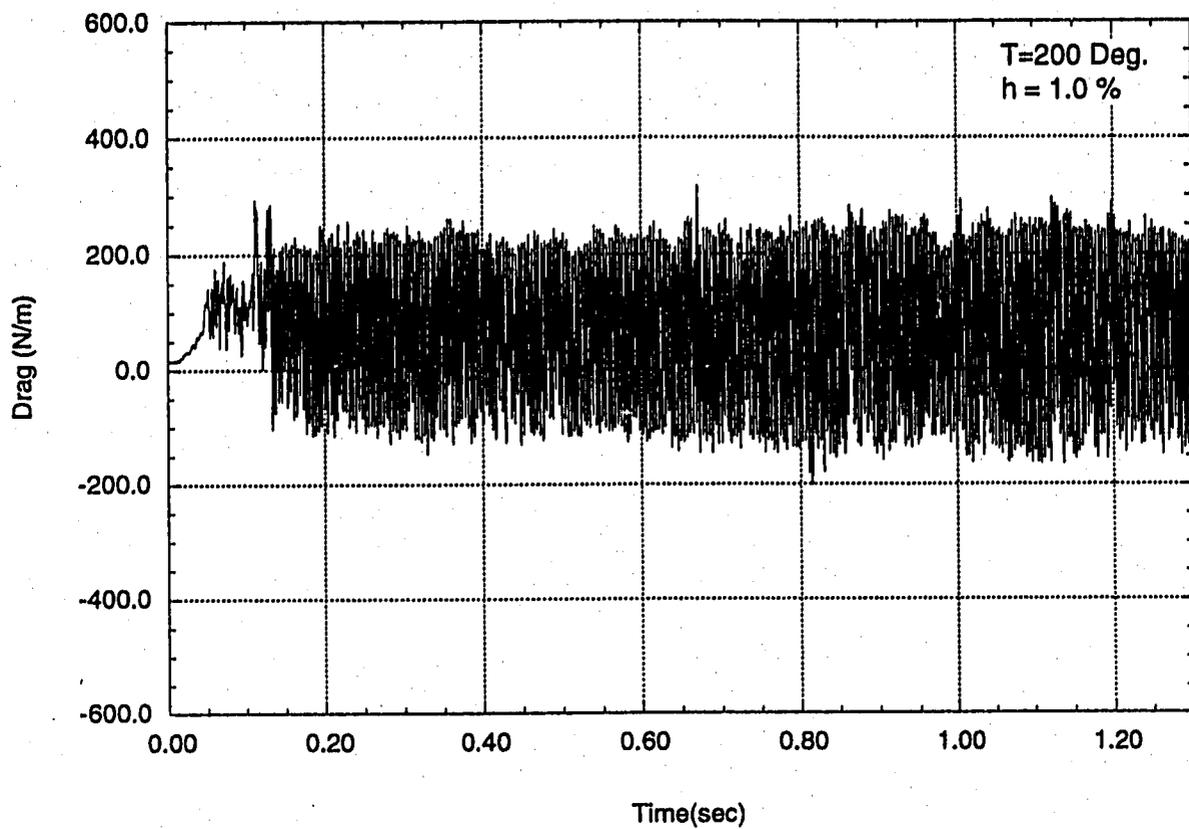


図4 抗力の時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数1.0%)

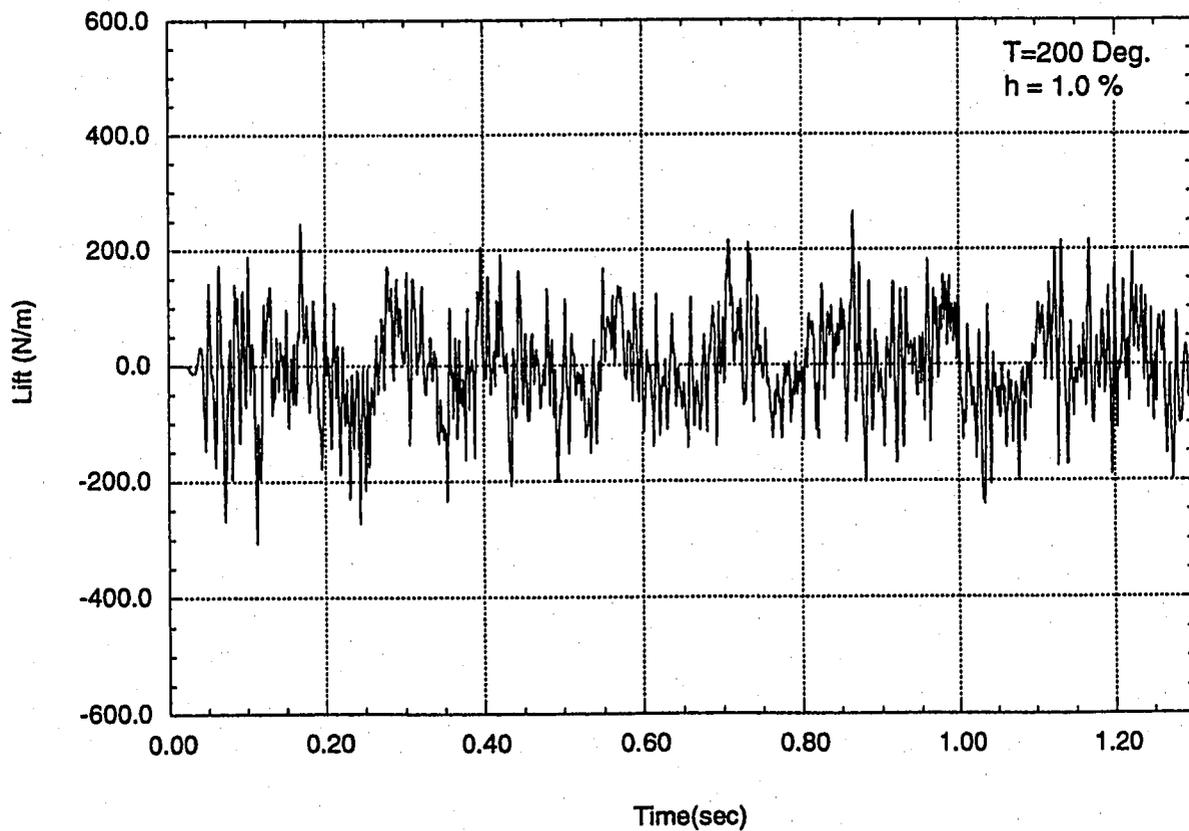


図5 揚力の時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数1.0%)

補足資料 3

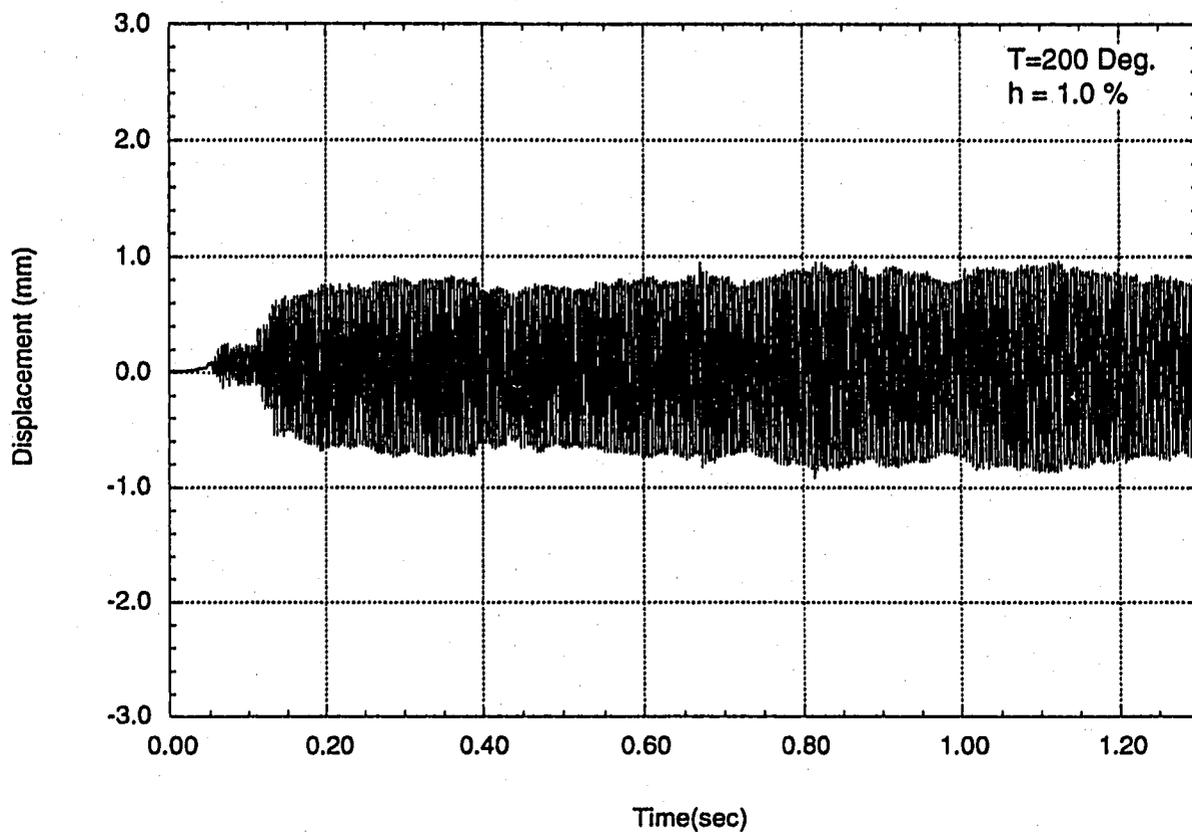


図6 抵抗力方向変位の時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数1.0%)

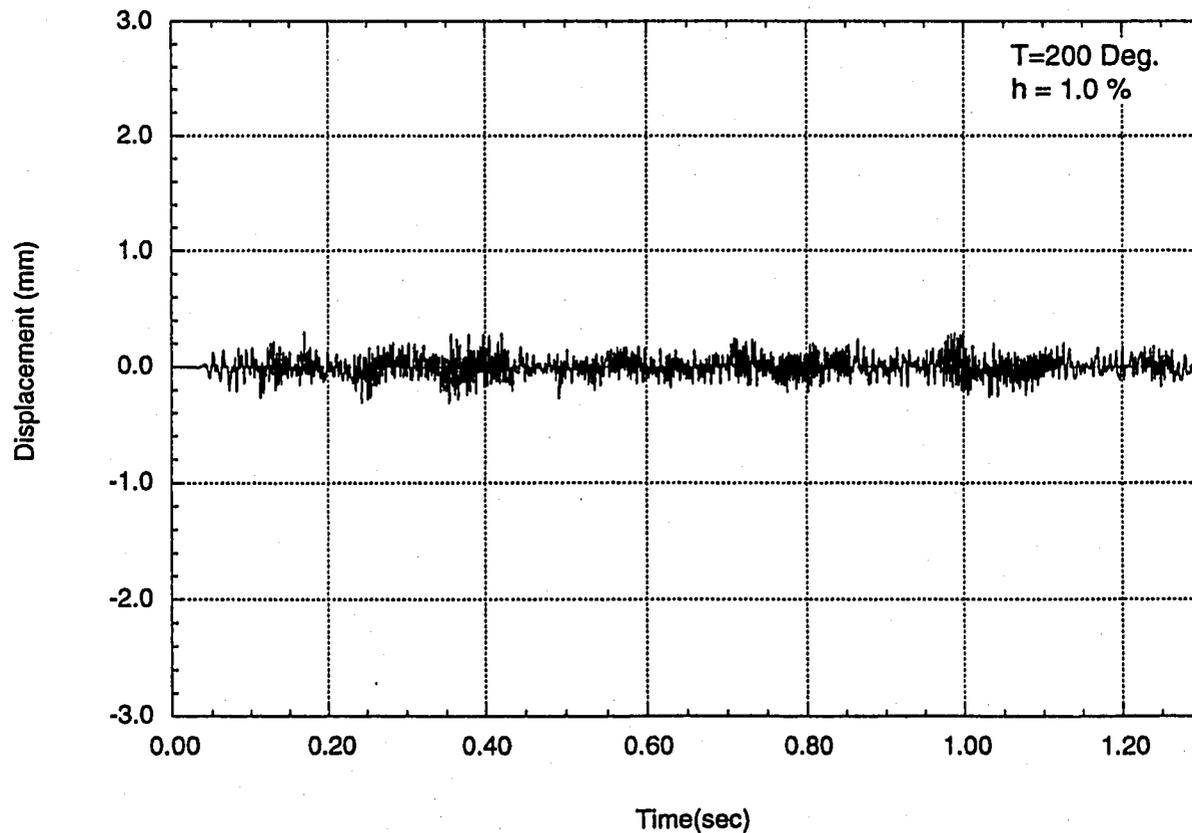


図7 揚力方向変位の時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数1.0%)

補足資料 3

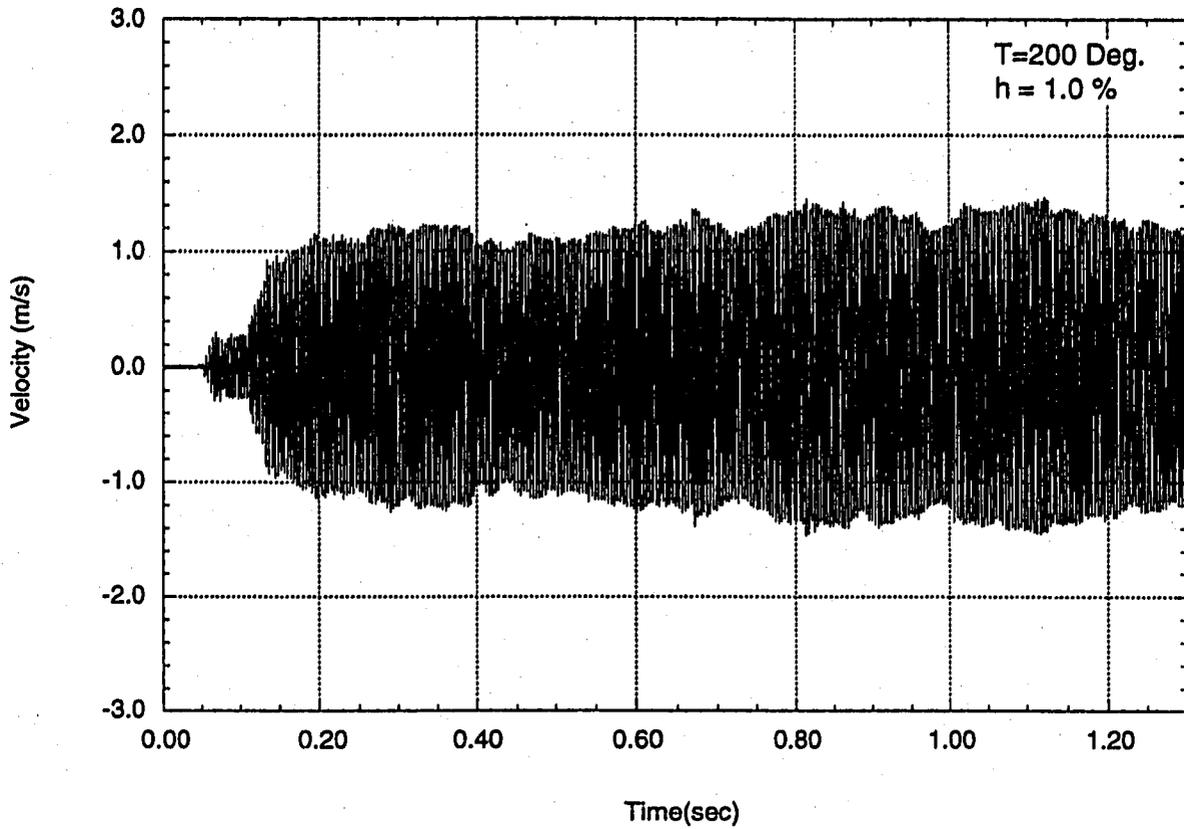


図8 抗力方向変位速度の時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数1.0%)

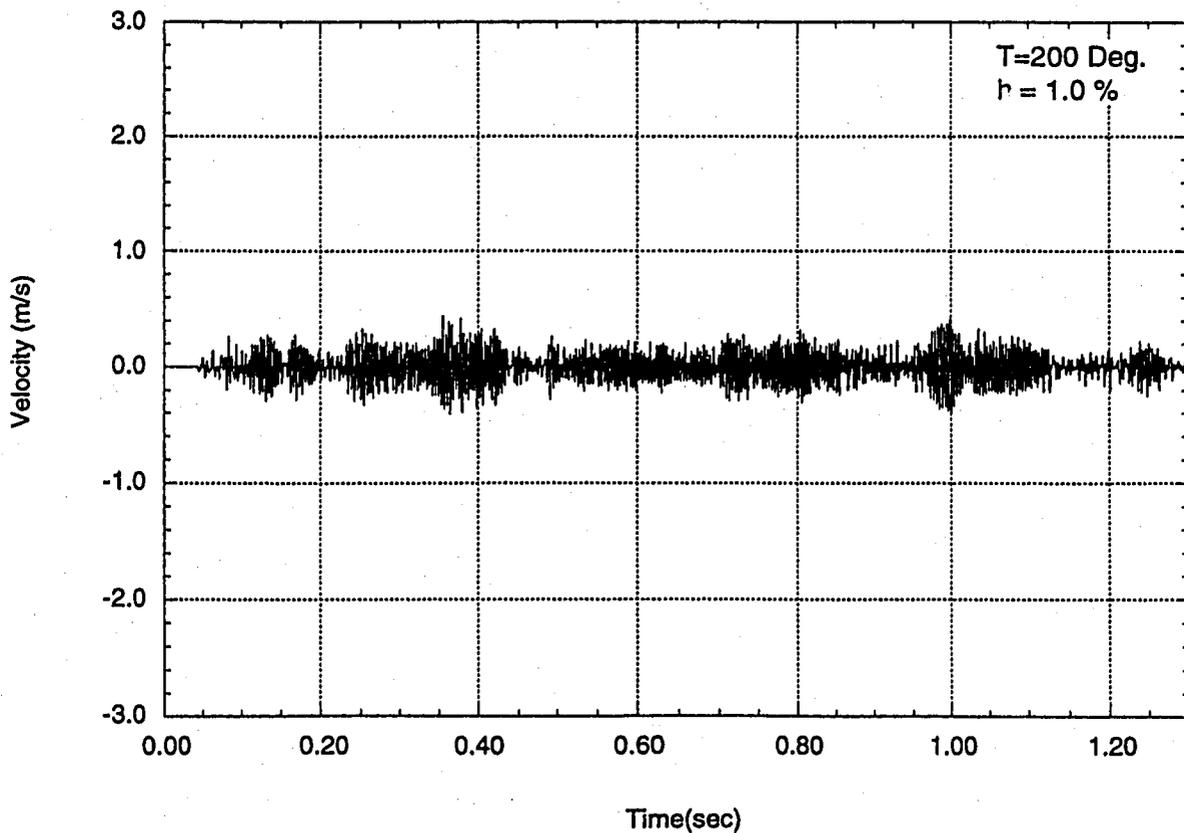


図9 揚力方向変位速度の時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数1.0%)

補足資料 3

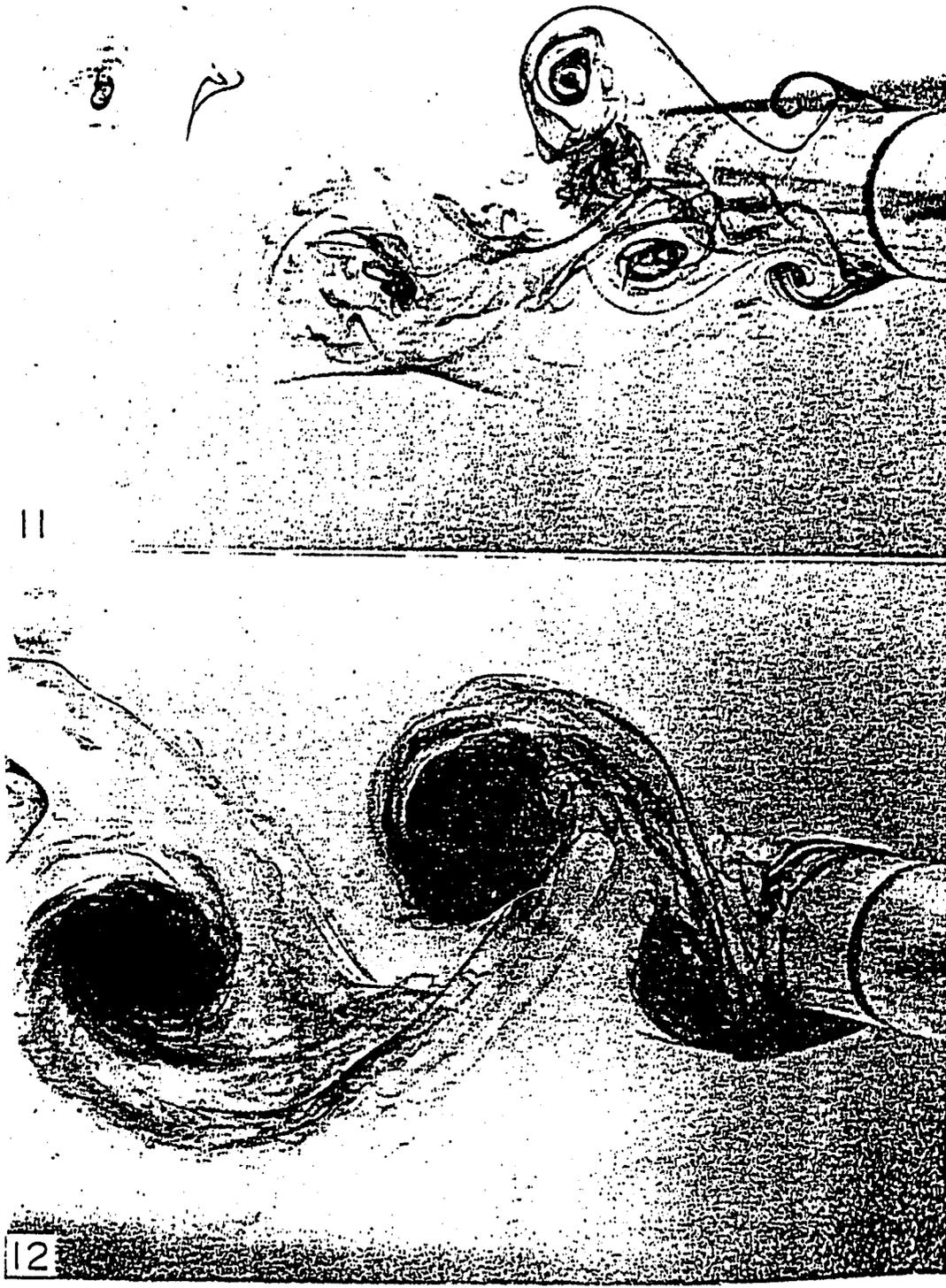


図10 円柱両側面より交互に放出される渦と対称に放出される渦の様子
(上段：対称に放出される渦、下段：交互に放出される渦、写真はKing²より)

補足資料 3

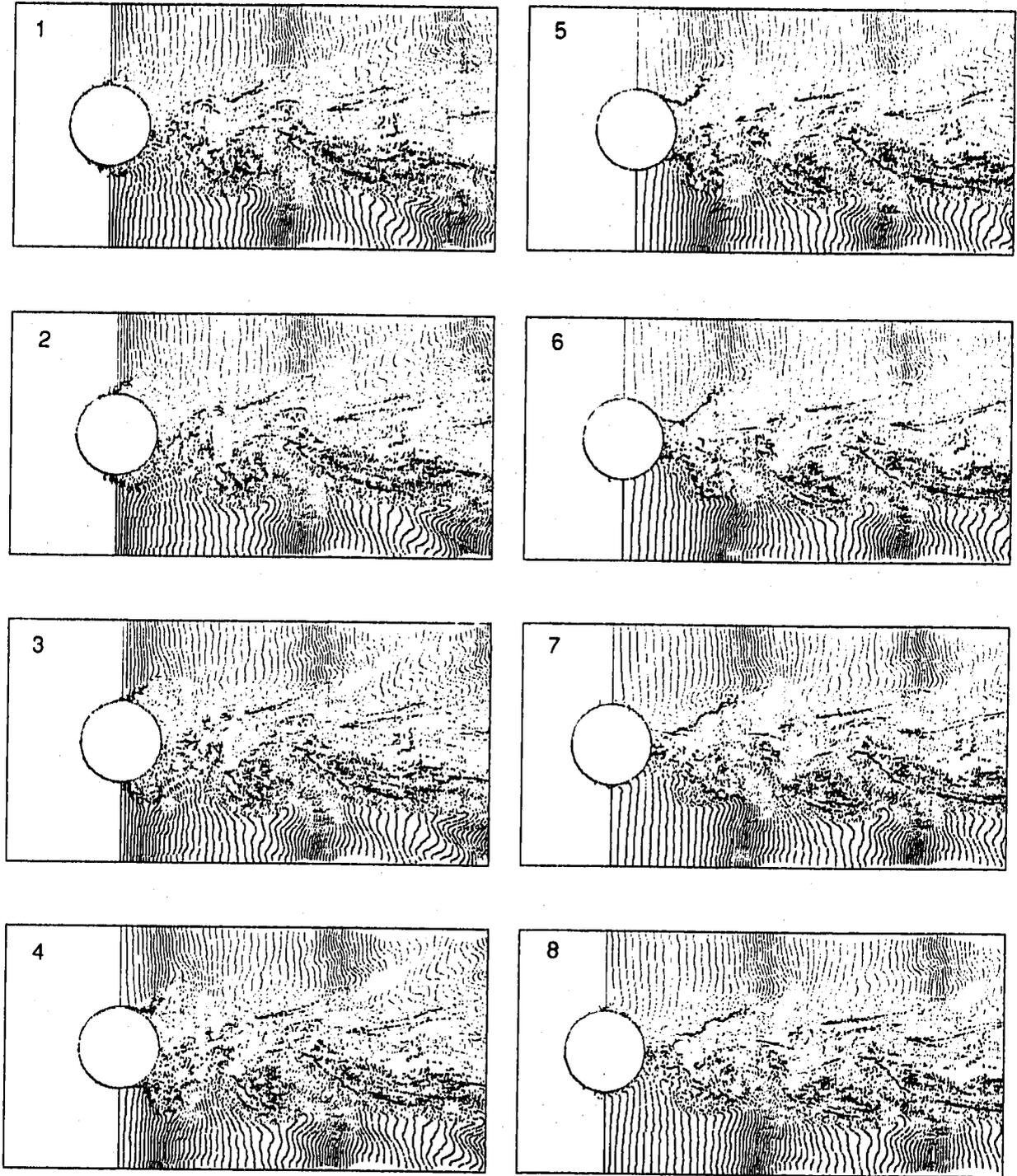


図11 円柱の振動と円柱両側面より対称に放出される渦の様子

補足資料 3

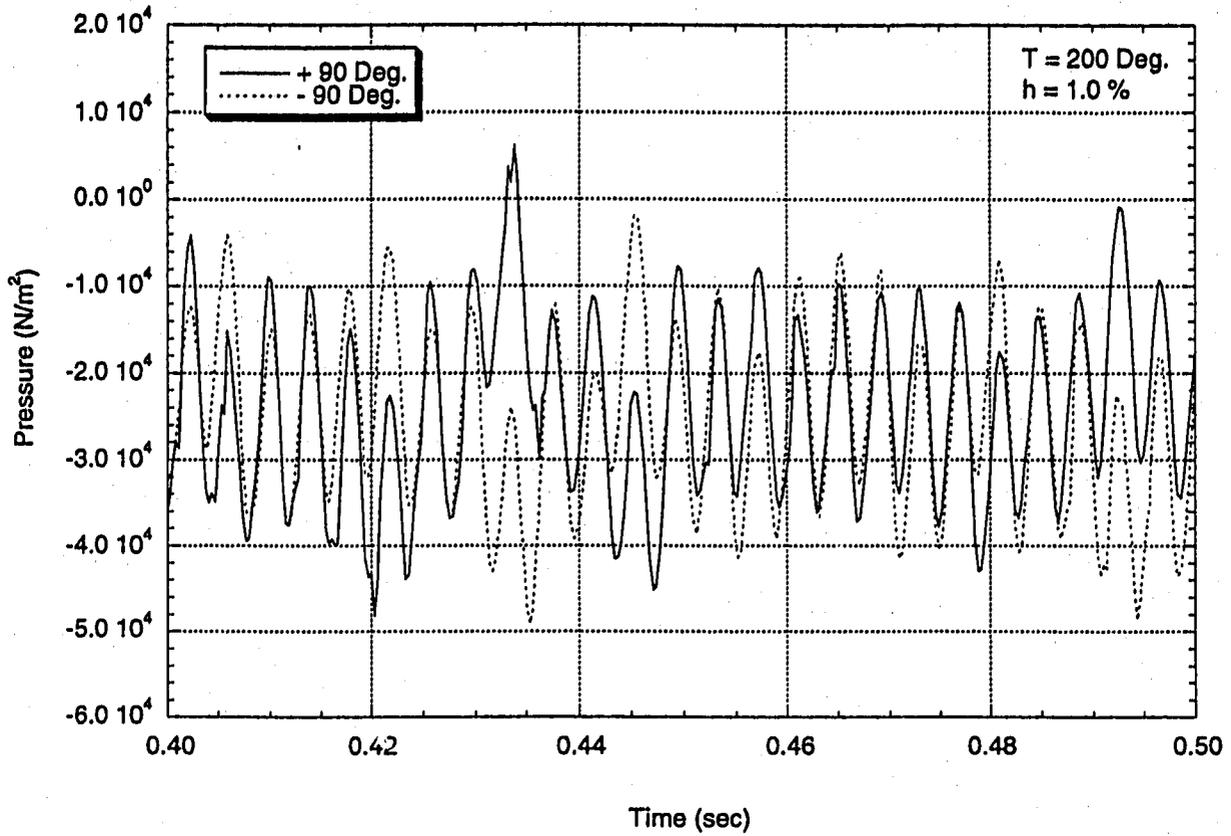


図12 円柱両側面(±90度の点)の圧力時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数1.0%)

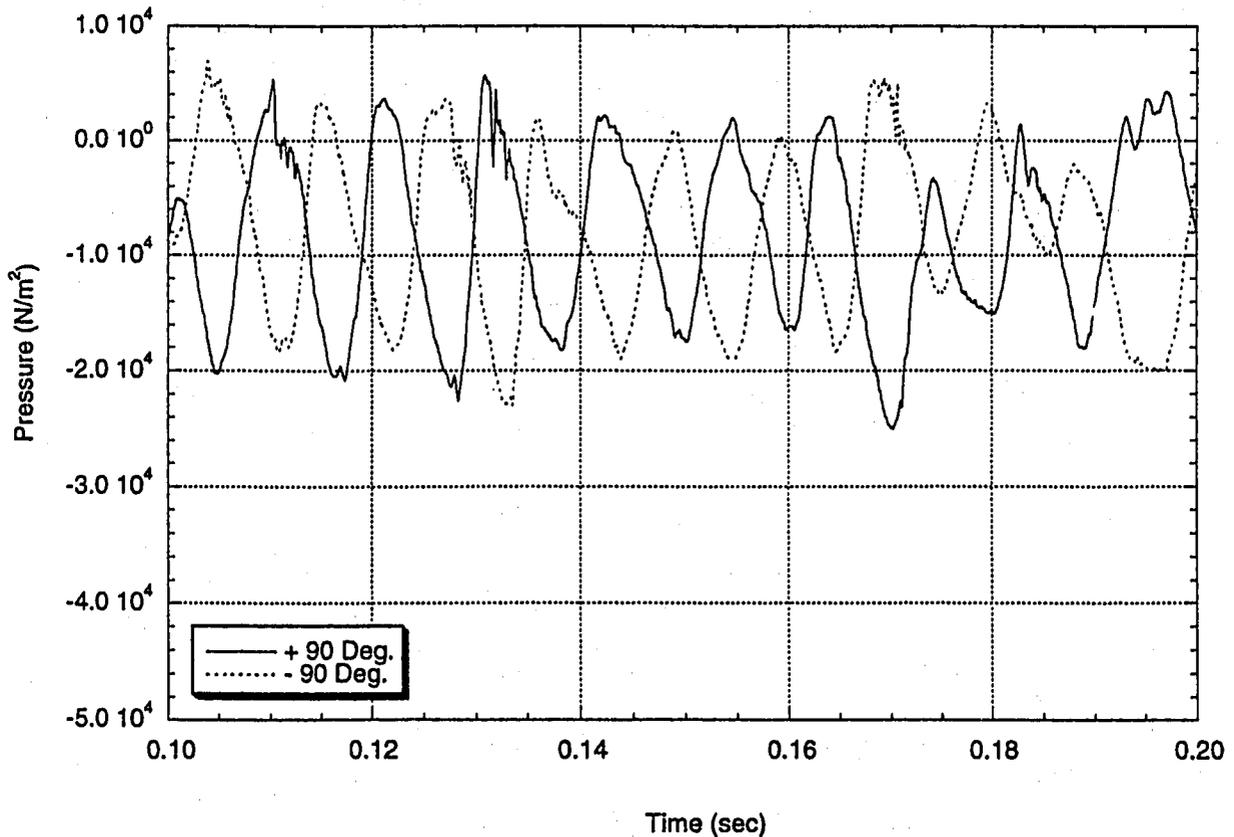


図13 (参考) 静止円柱両側面 (±90度の点) の圧力時刻歴

補足資料 3

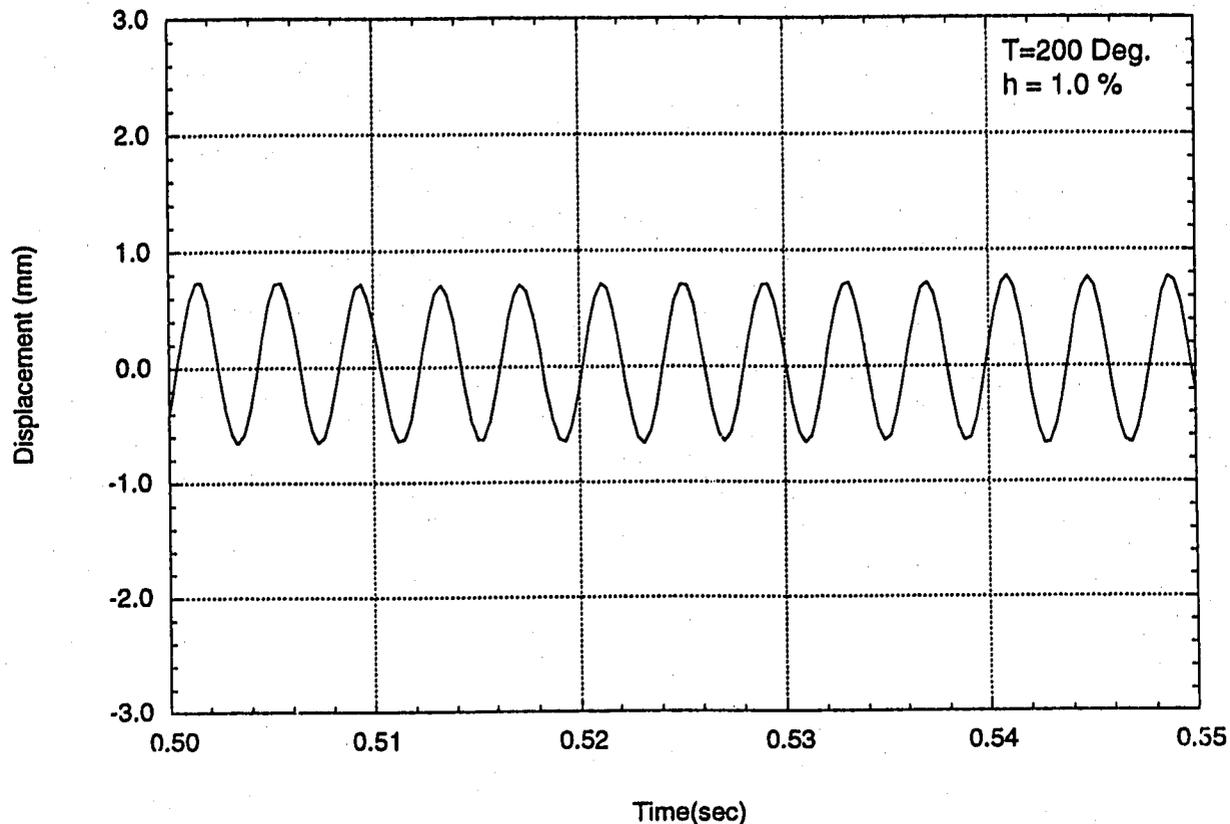


図14 抗力方向変位の時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数1.0%)

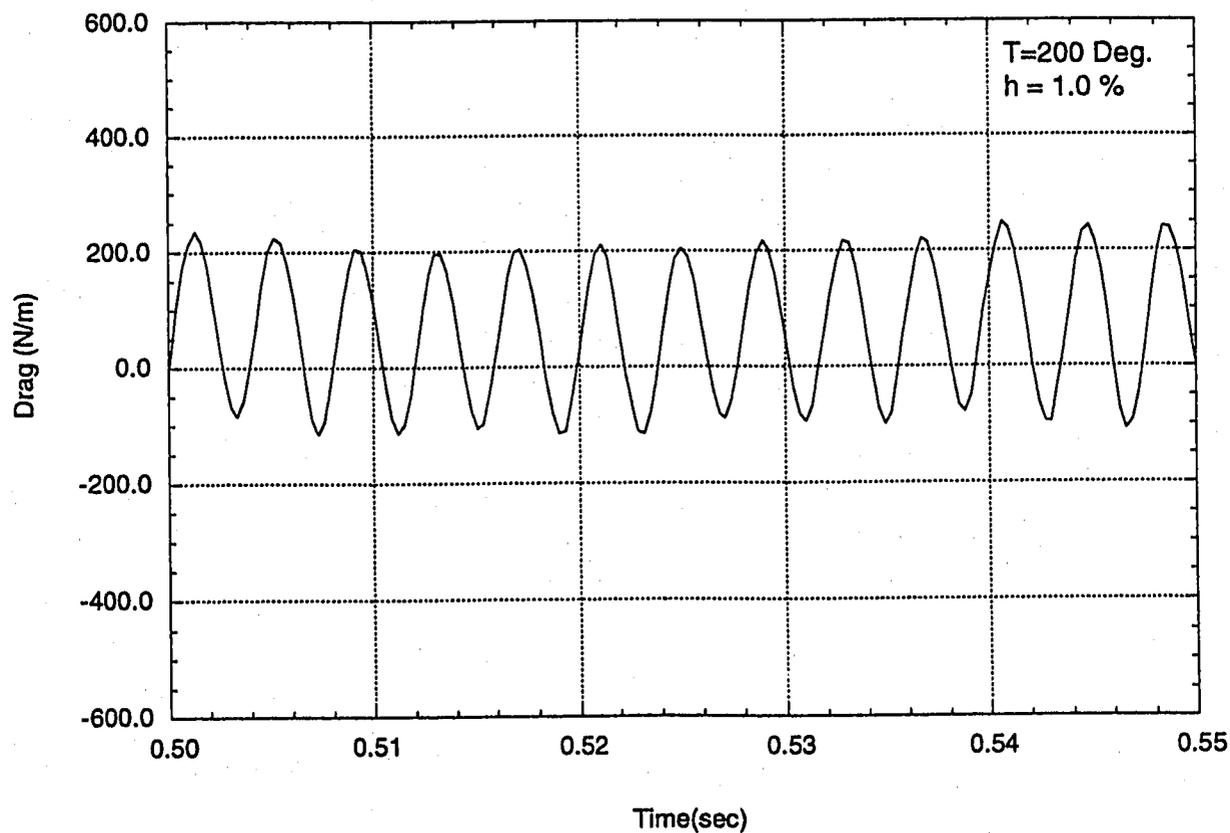


図15 抗力の時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数1.0%)

補足資料 3

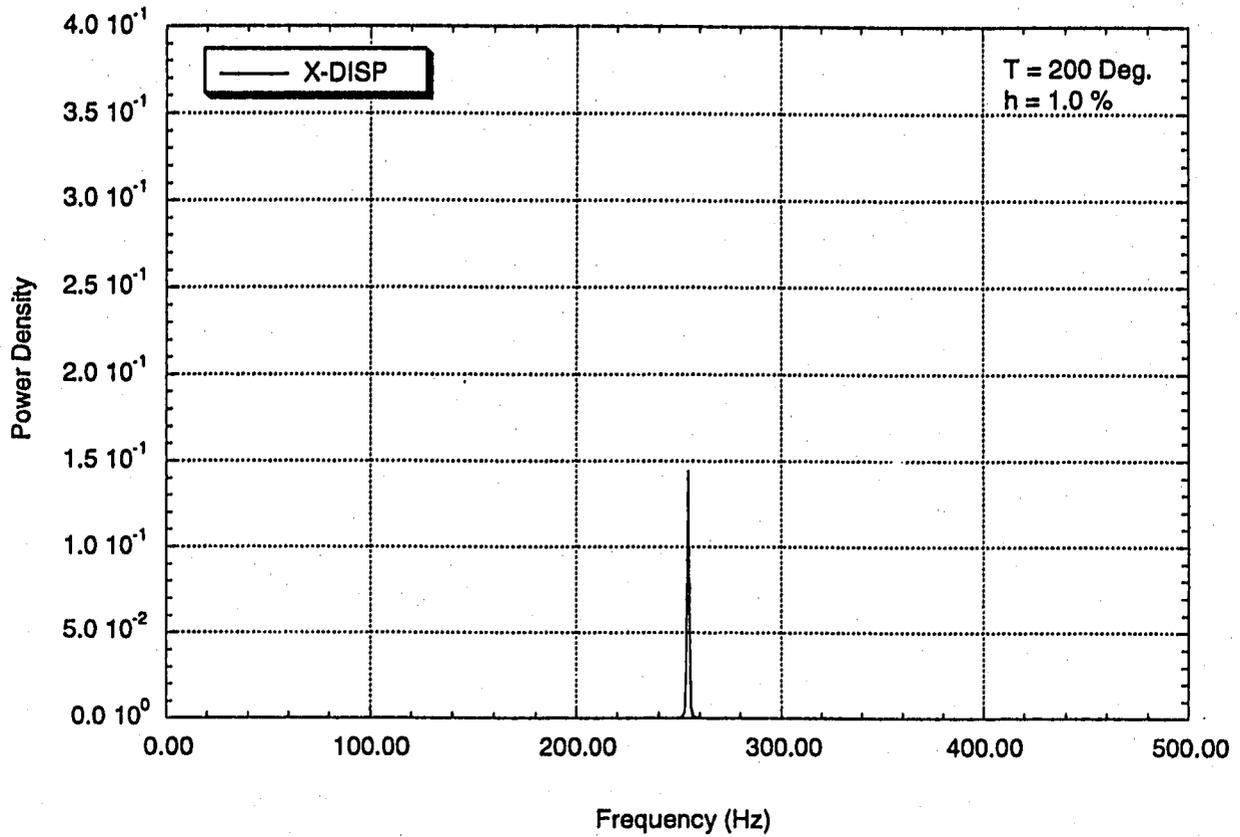


図16 抗力方向変位のパワースペクトル (ナトリウム温度200℃、減衰定数1.0%)

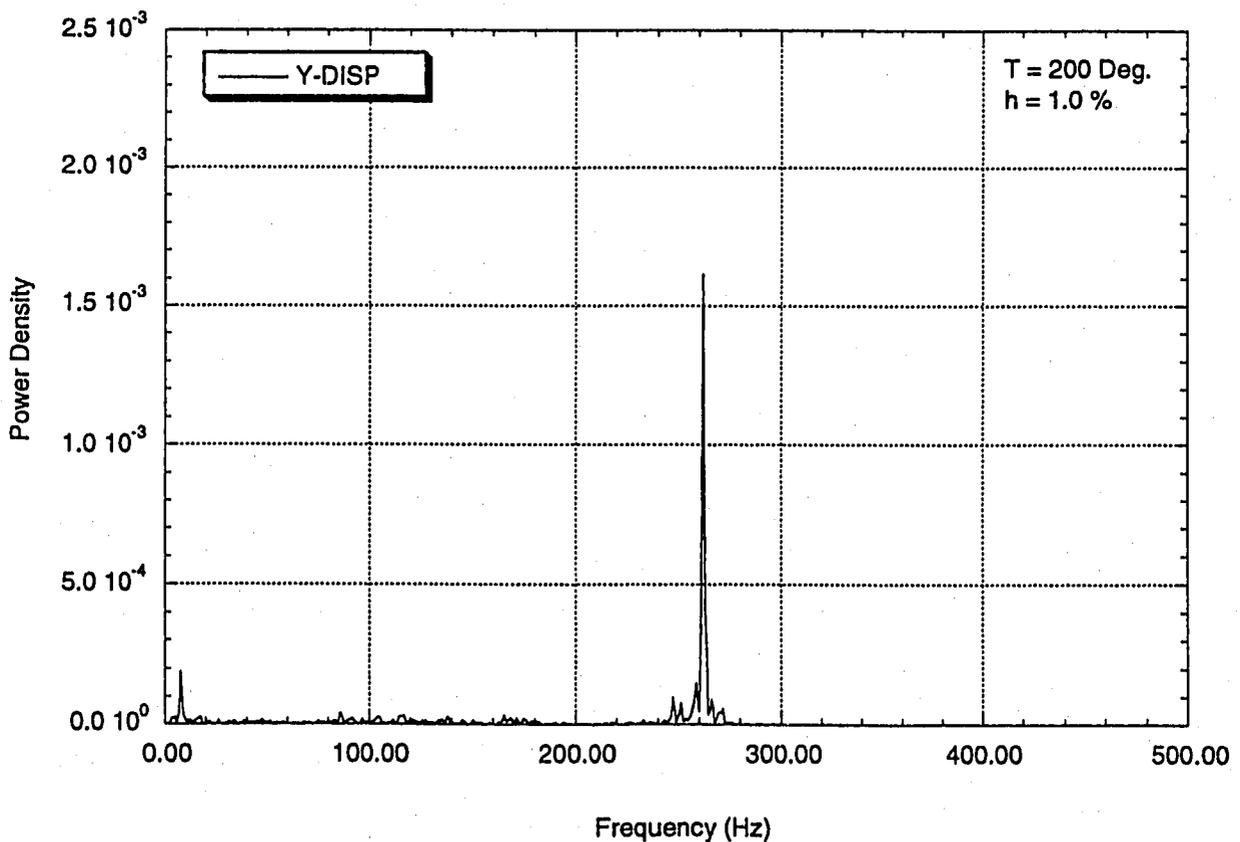


図17 揚力方向変位のパワースペクトル (ナトリウム温度200℃、減衰定数1.0%)

補足資料 3

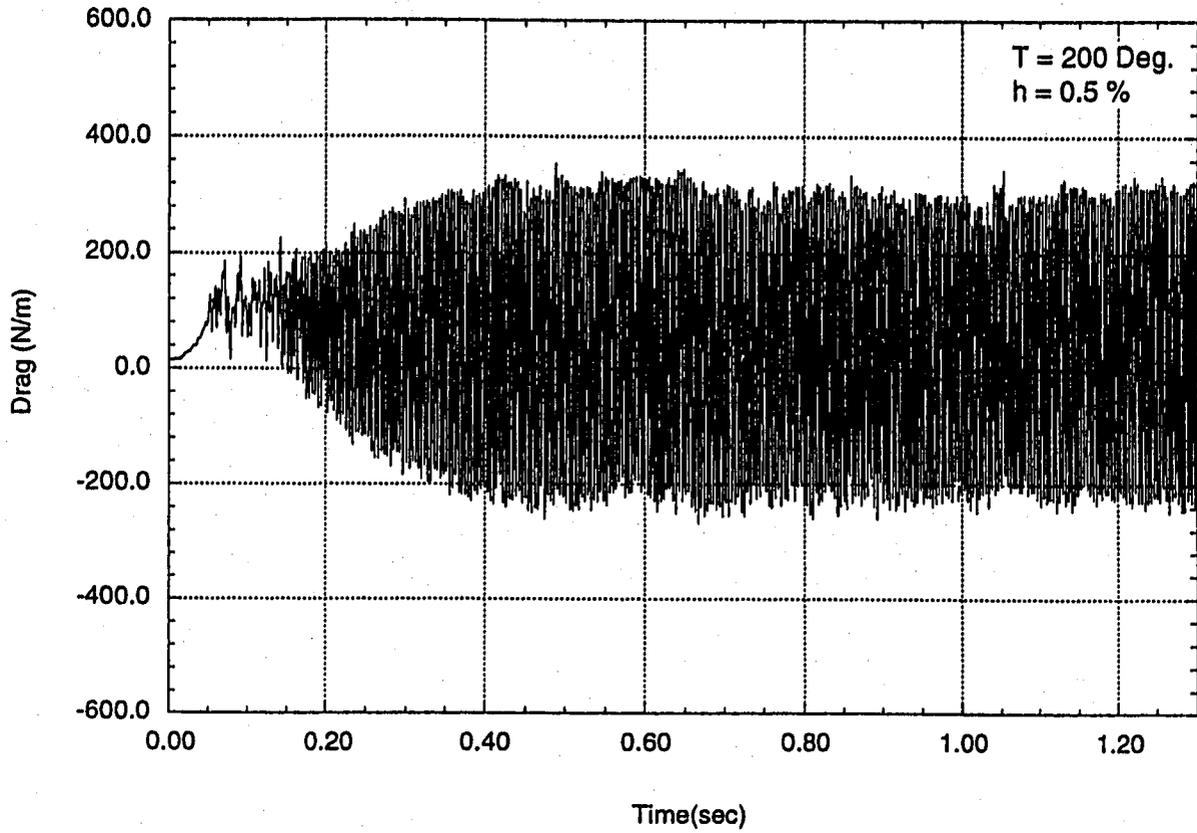


図18 抗力の時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数0.5%)

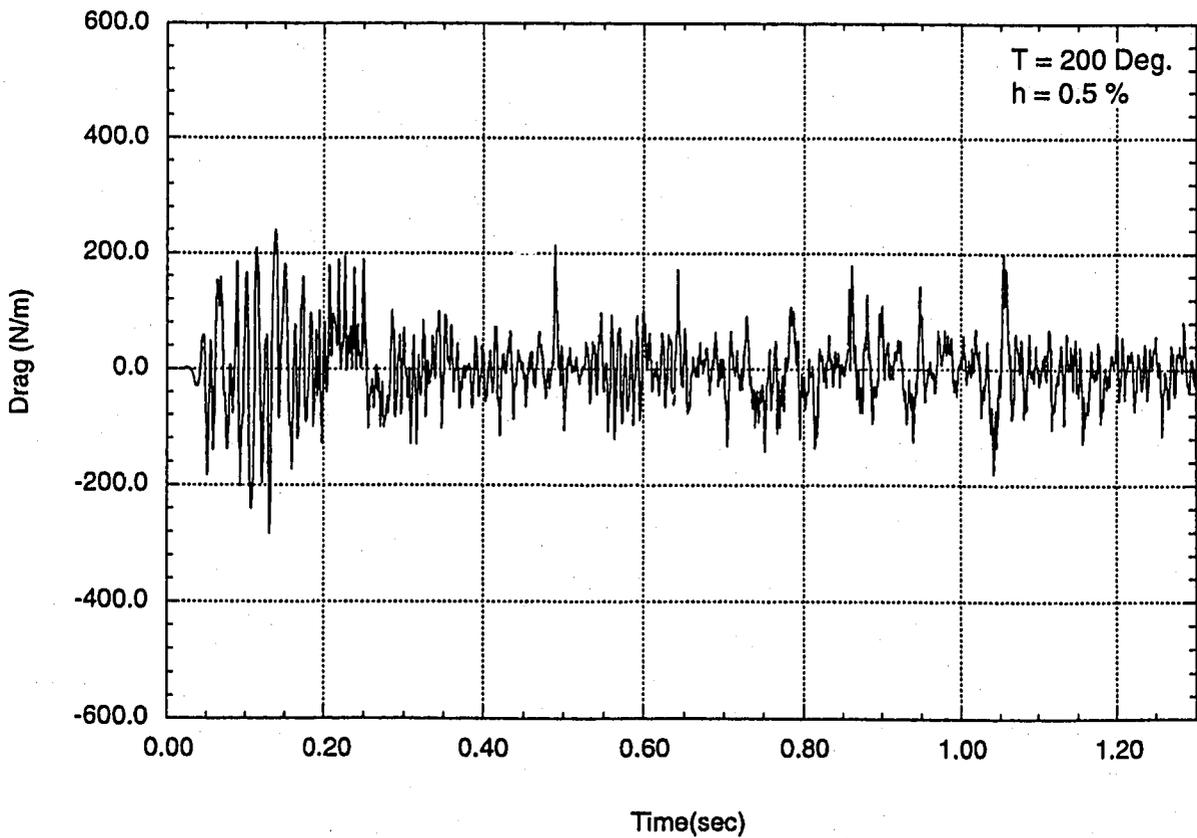


図19 揚力の時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数0.5%)

補足資料 3

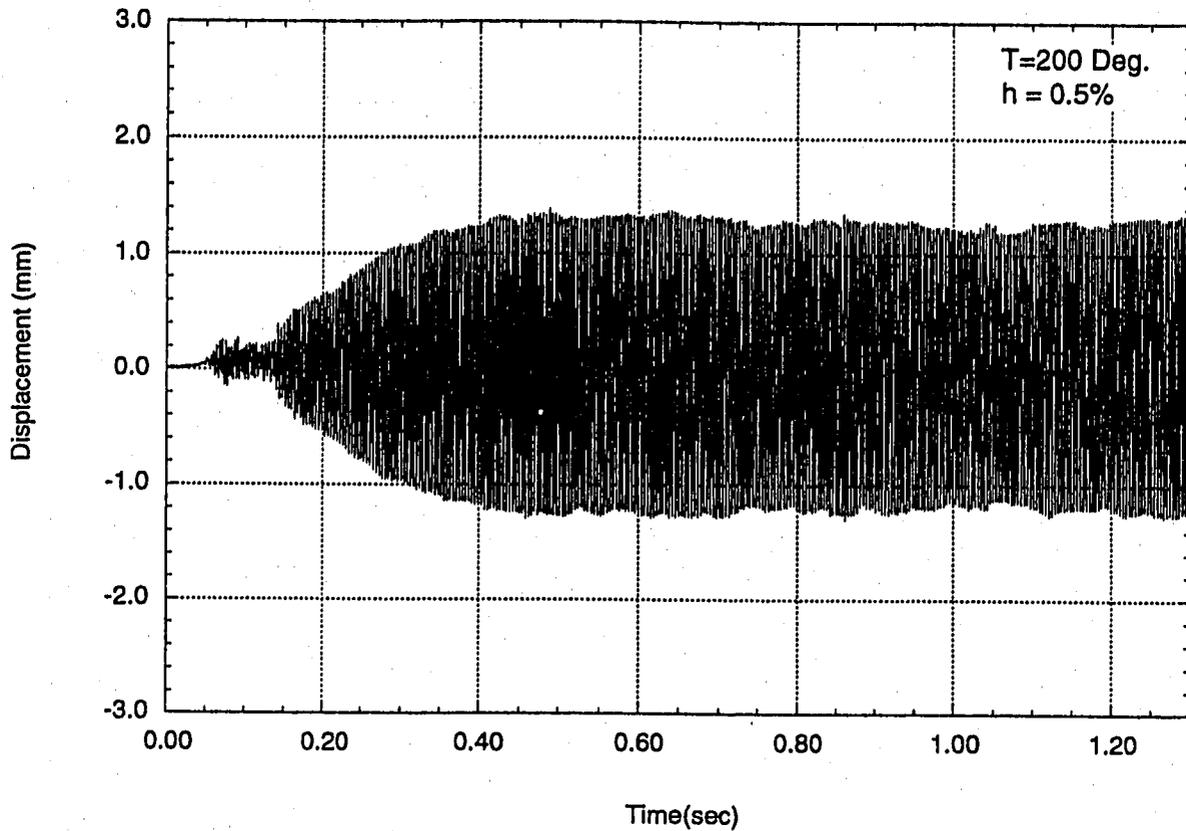


図20 抗力方向変位の時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数0.5%)

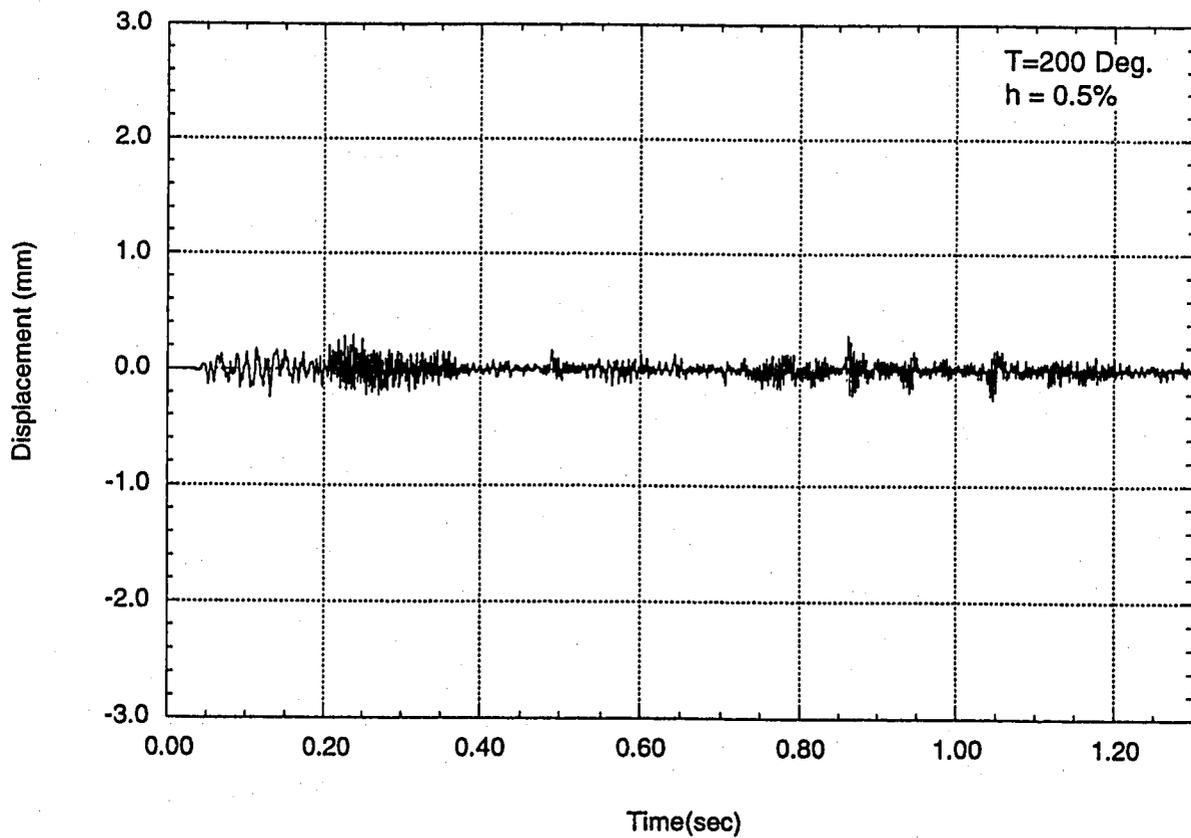


図21 揚力方向変位の時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数0.5%)

補足資料 3

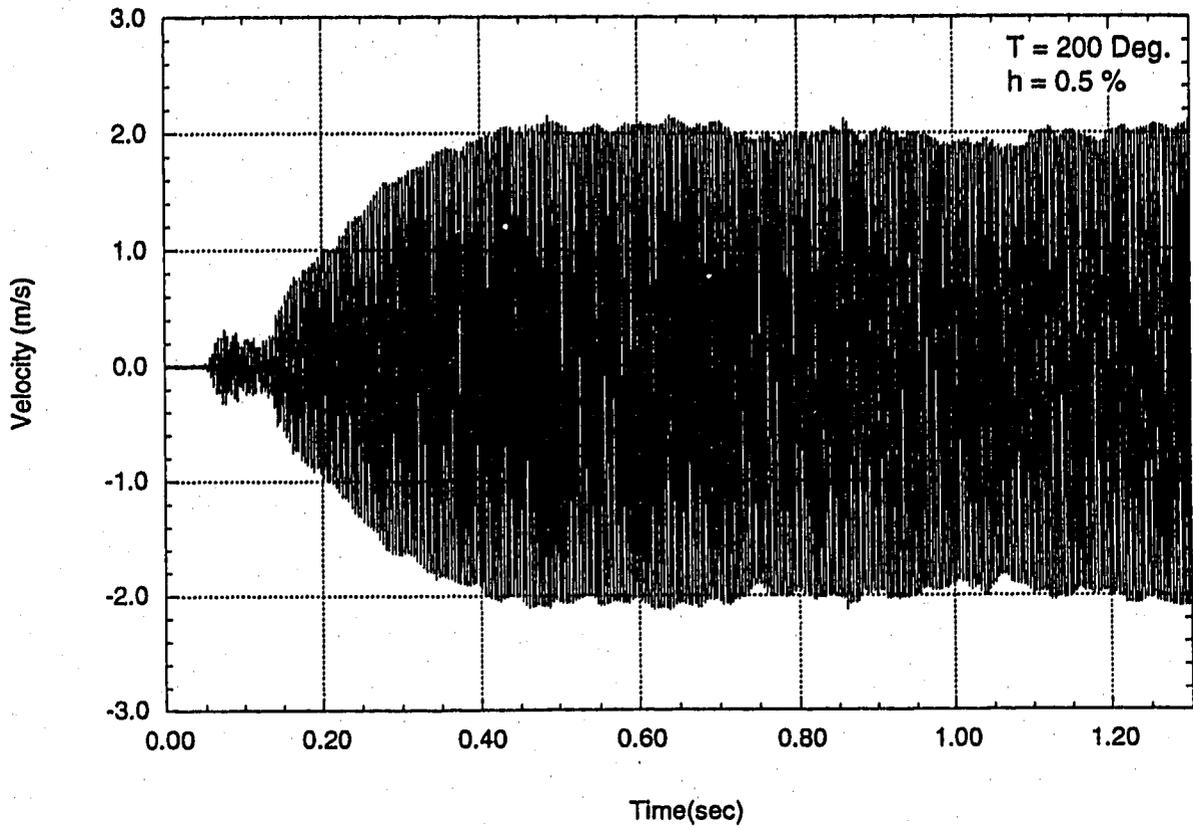


図22 抗力方向変位速度の時刻歴 (ナトリウム温度200°C、減衰定数0.5%)

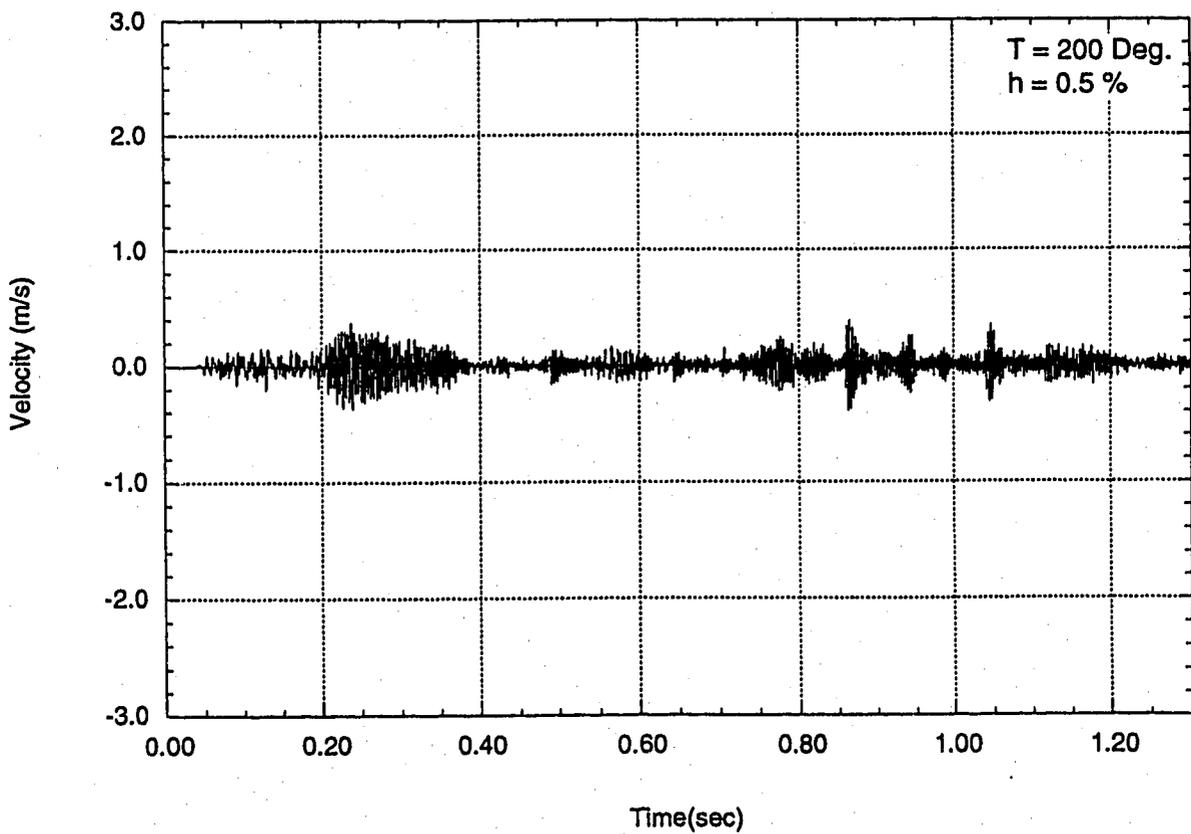


図23 揚力方向変位速度の時刻歴 (ナトリウム温度200°C、減衰定数0.5%)

補足資料 3

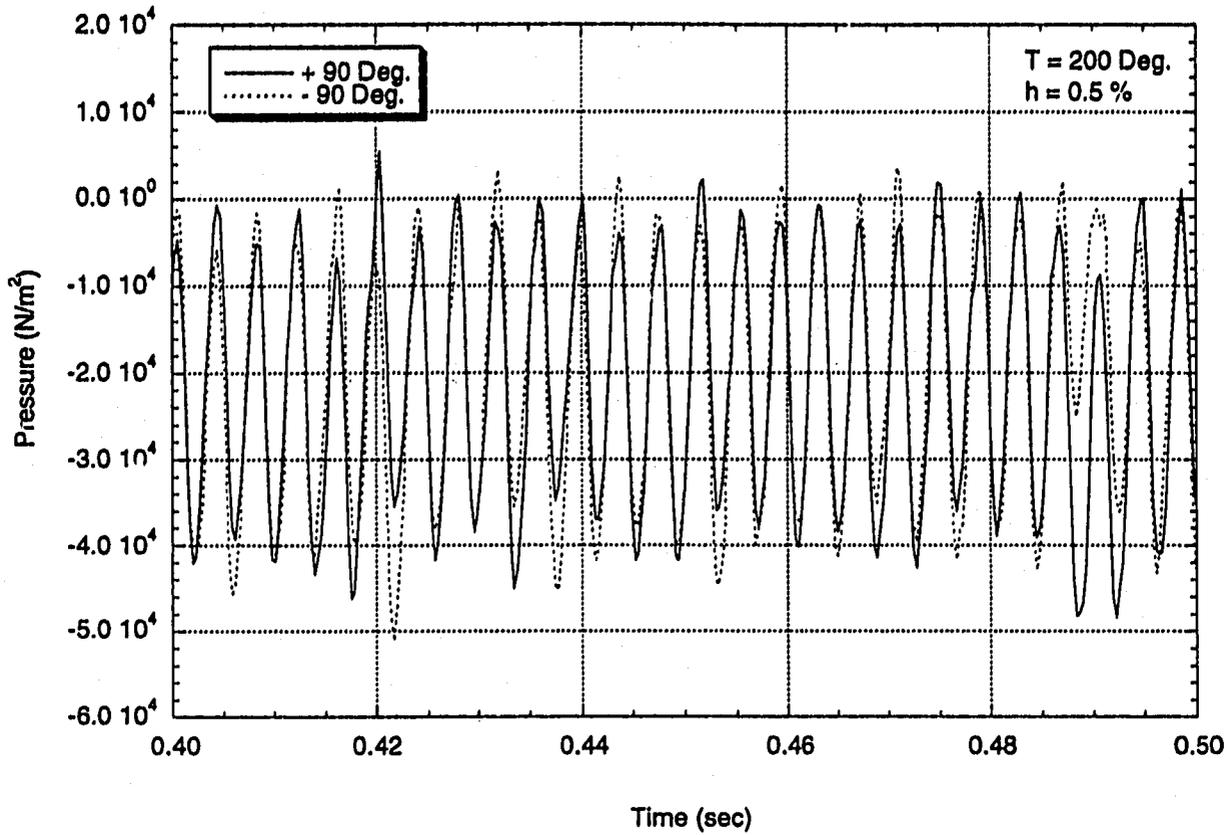


図24 円柱両側面(±90度の点)の圧力時刻歴 (ナトリウム温度200℃、減衰定数0.5%)

補足資料 3

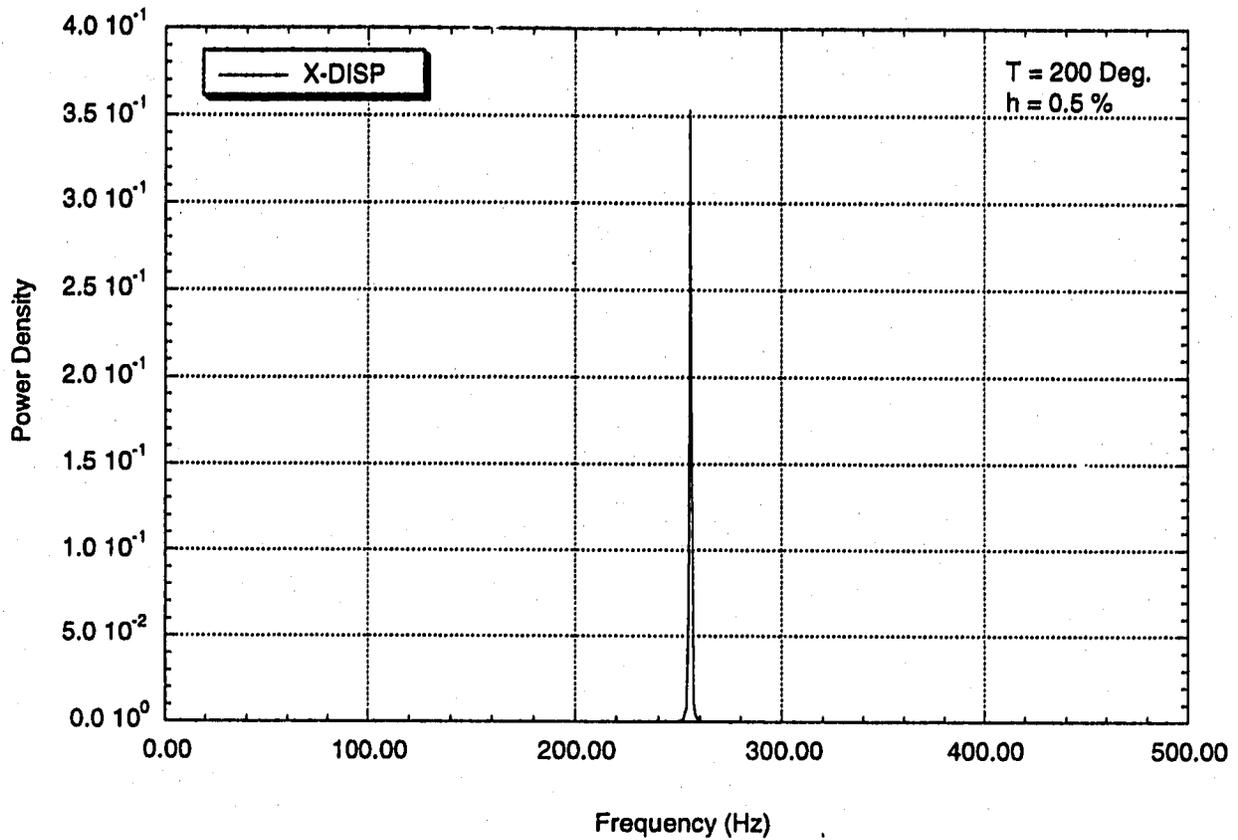


図25 抗力方向変位のパワースペクトル (ナトリウム温度200℃、減衰定数0.5%)

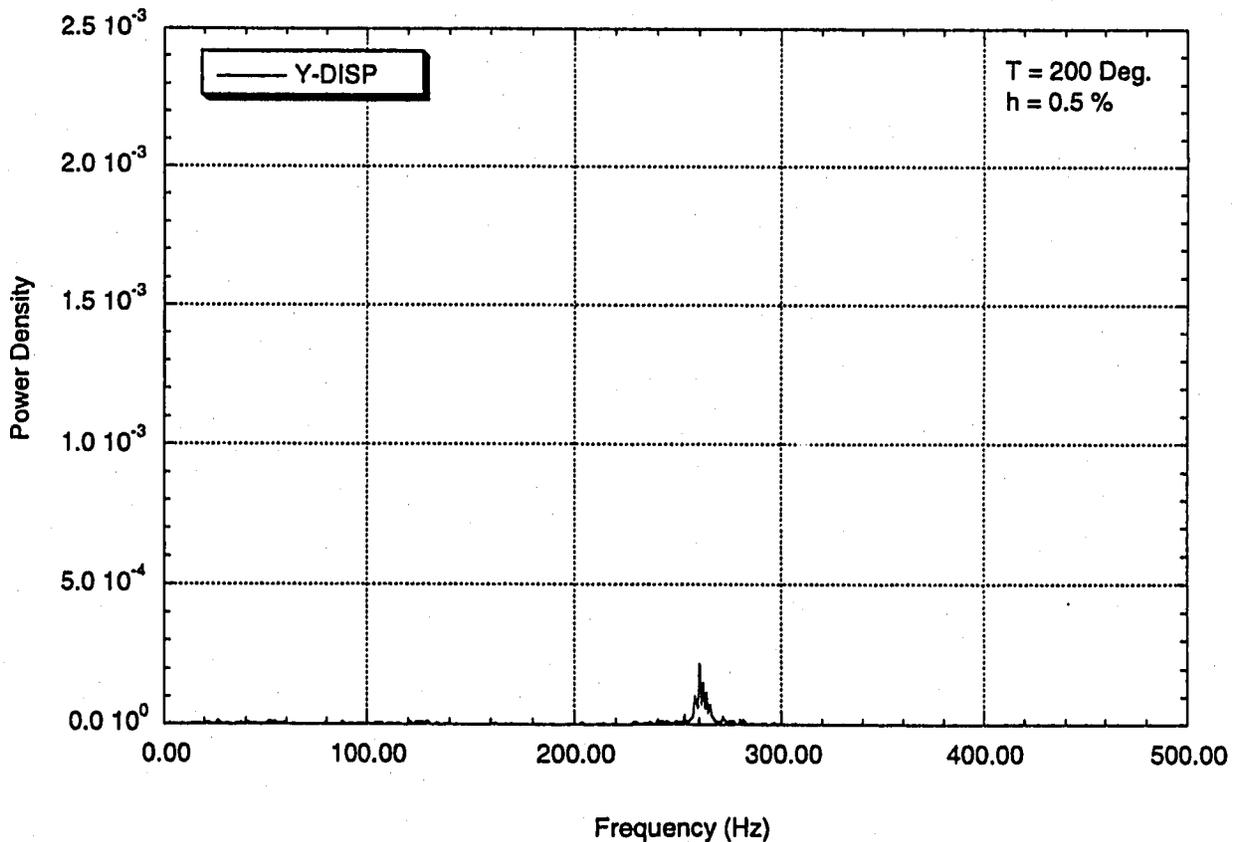


図26 揚力方向変位のパワースペクトル (ナトリウム温度200℃、減衰定数0.5%)

補足資料 3

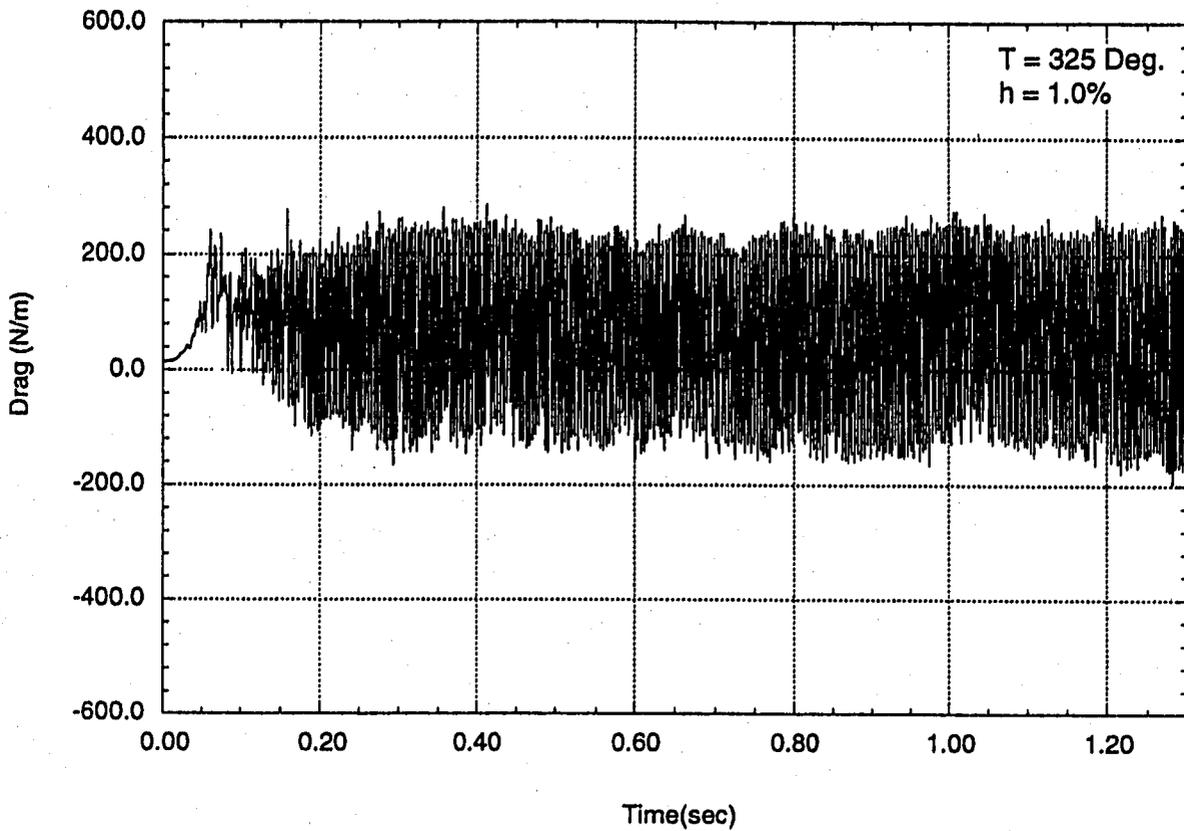


図27 抗力の時刻歴 (ナトリウム温度325°C、減衰定数1.0%)

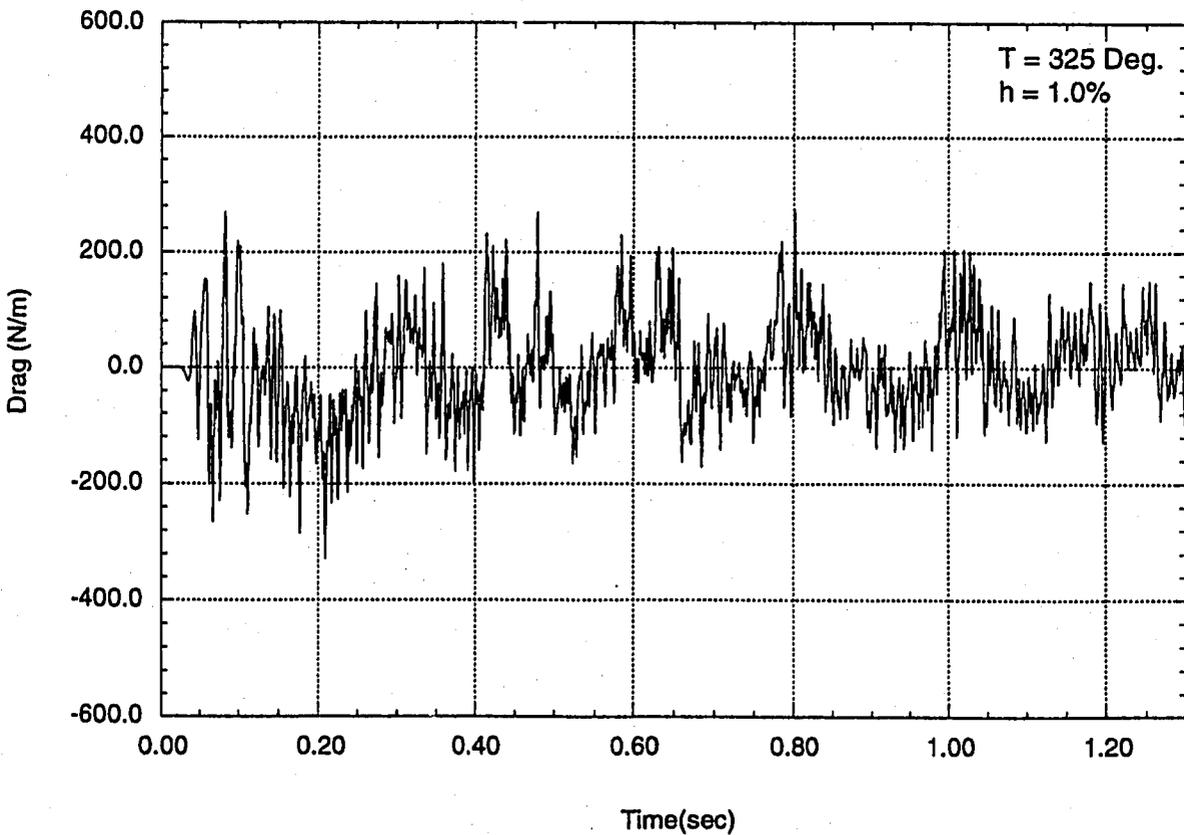


図28 揚力の時刻歴 (ナトリウム温度325°C、減衰定数1.0%)

補足資料 3

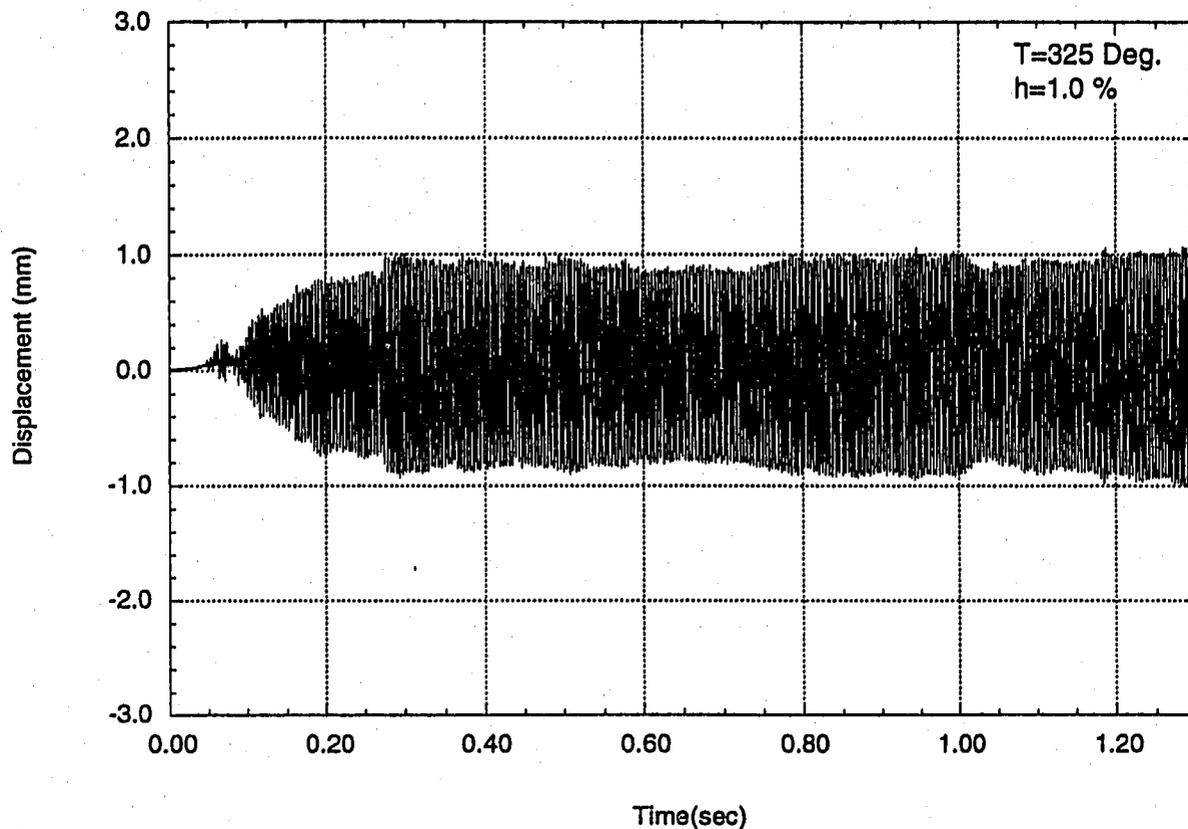


図29 抗力方向変位の時刻歴 (ナトリウム温度325°C、減衰定数1.0%)

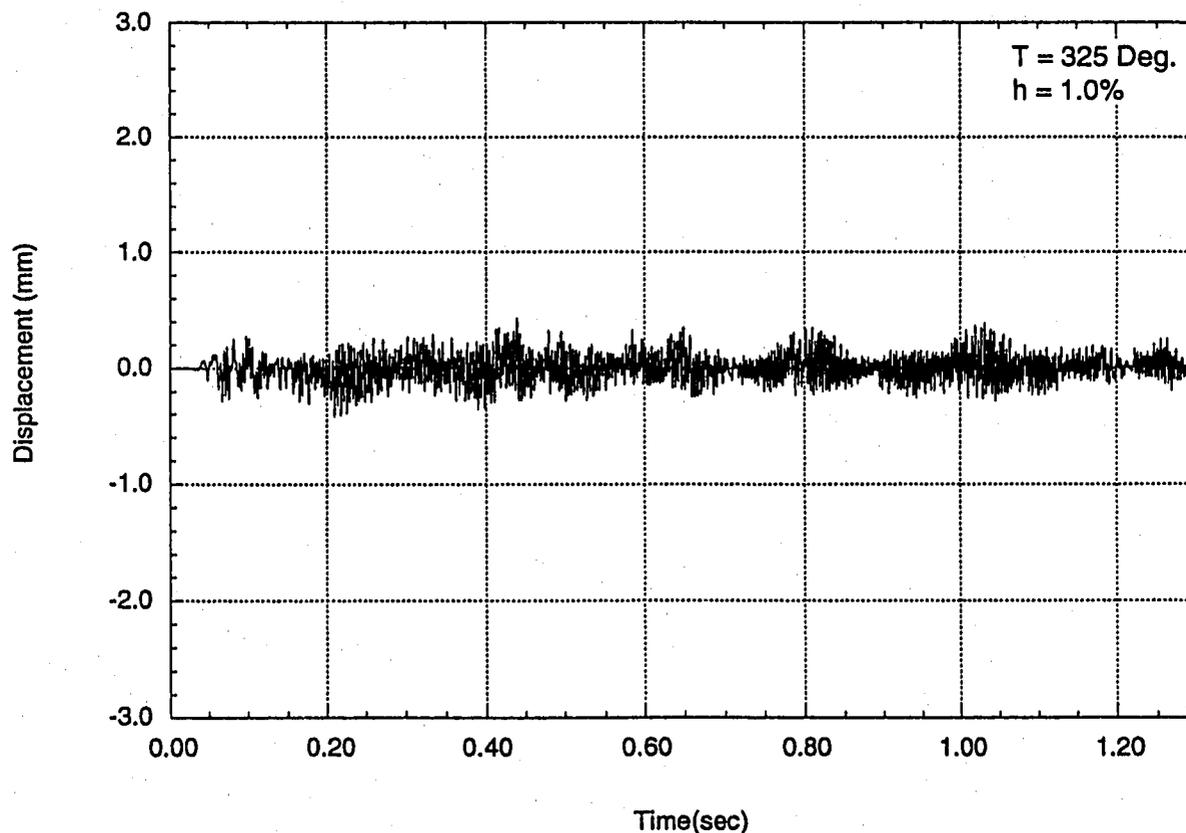


図30 揚力方向変位の時刻歴 (ナトリウム温度325°C、減衰定数1.0%)

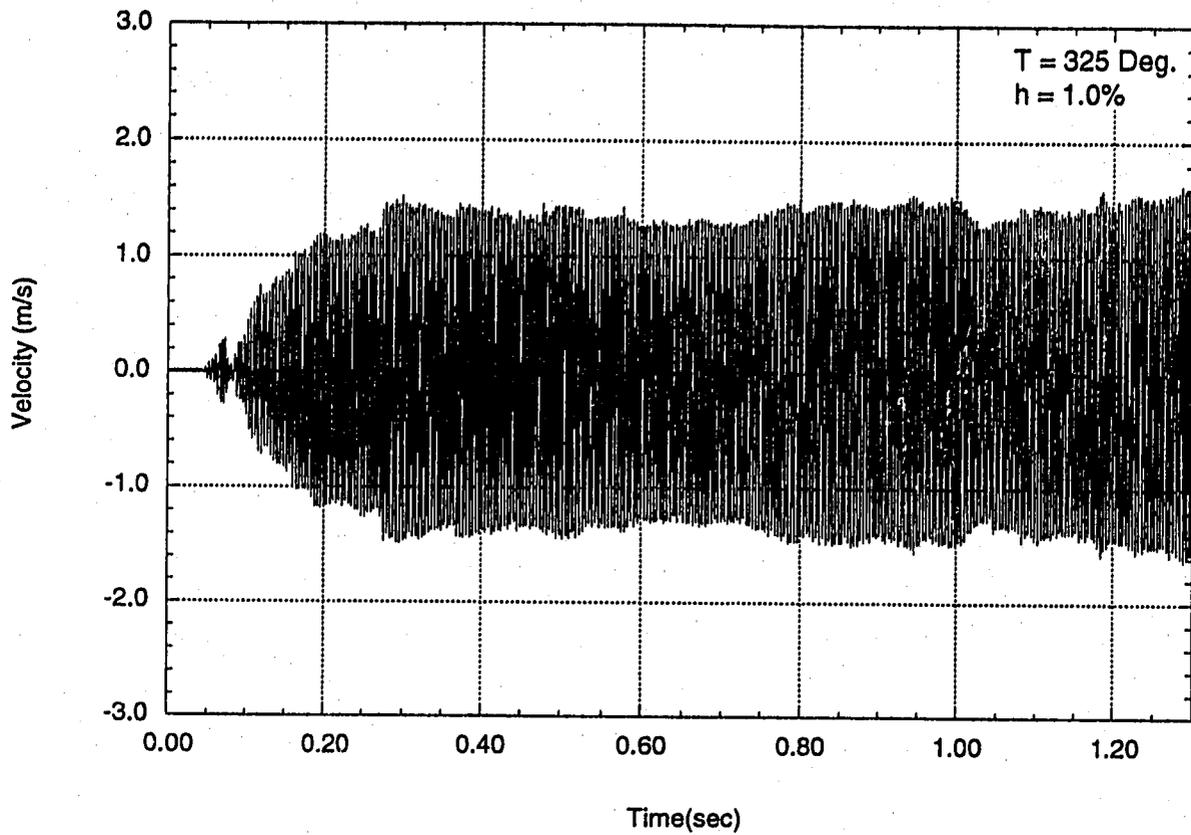


図31 抵抗力方向変位速度の時刻歴 (ナトリウム温度325℃、減衰定数1.0%)

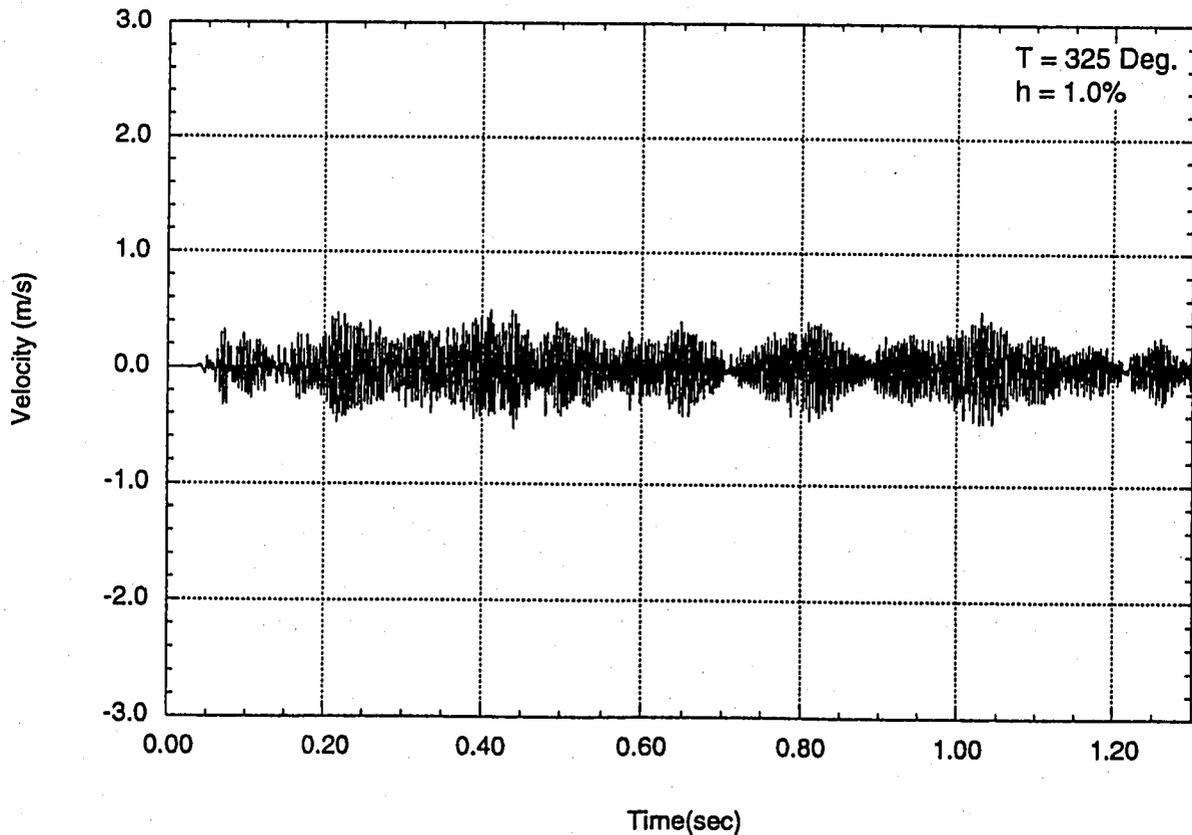


図32 揚力方向変位速度の時刻歴 (ナトリウム温度325℃、減衰定数1.0%)

補足資料 3

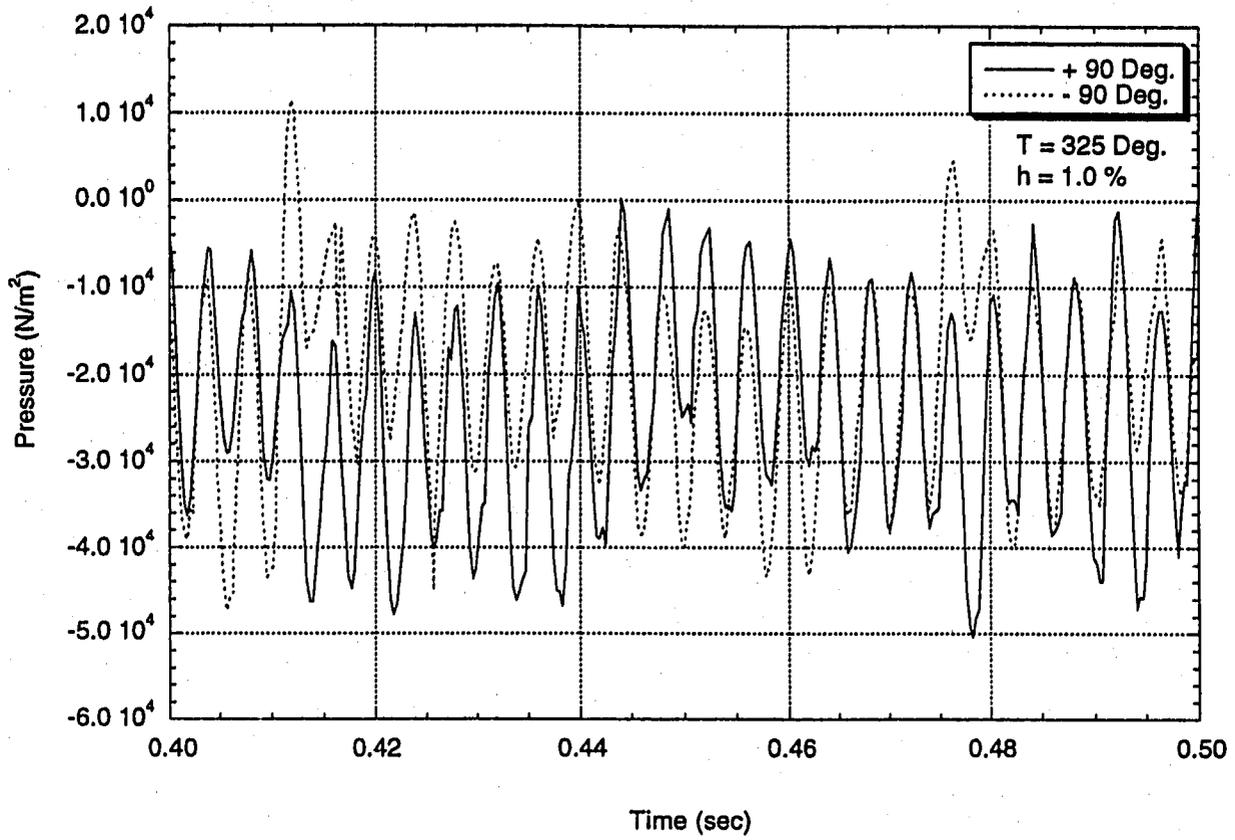


図33 円柱両側面(±90度の点)の圧力時刻歴 (ナトリウム温度325℃、減衰定数1.0%)

補足資料 3

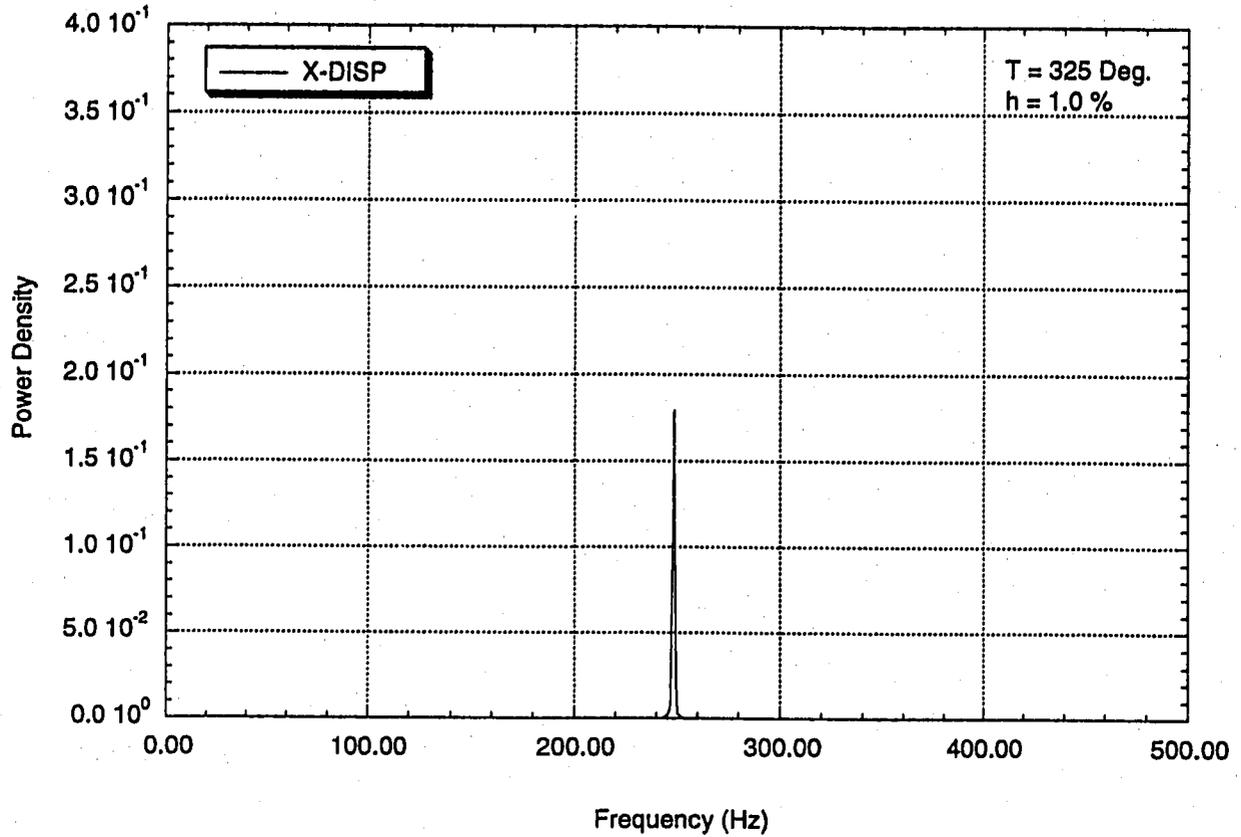


図34 抗力方向変位のパワースペクトル (ナトリウム温度325°C、減衰定数1.0%)

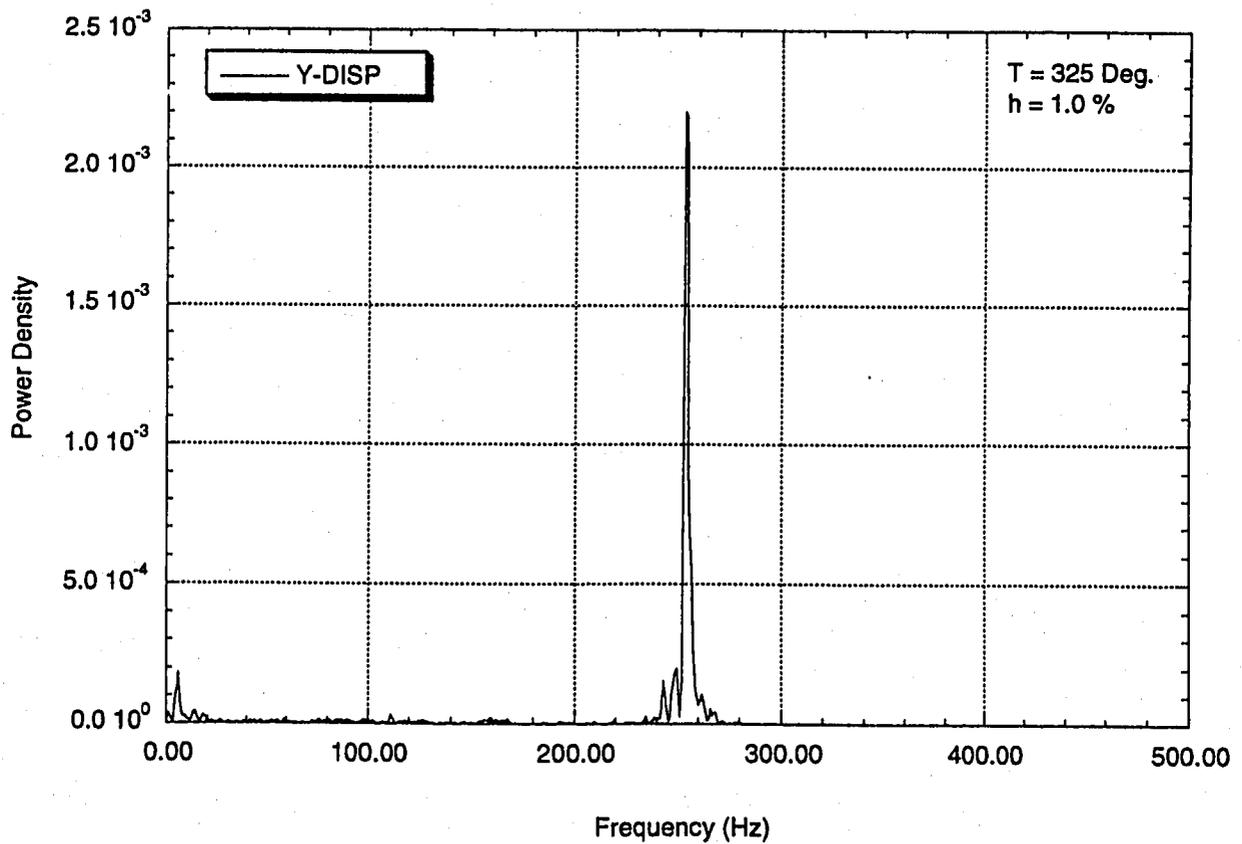


図35 揚力方向変位のパワースペクトル (ナトリウム温度325°C、減衰定数1.0%)

平成8年3月5日

流体一構造連成解析における等価荷重の考え方

補足資料3に述べたように、連続体（はり）の*i*次モードの運動を記述する偏微分方程式と等価な質点の運動方程式は次式で与えられる。

$$\begin{Bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} 2h_i\omega_i & 0 \\ 0 & 2h_i\omega_i \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_i^2 & 0 \\ 0 & \omega_i^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ y \end{Bmatrix} = \frac{\int_0^l \begin{Bmatrix} P_x(t) \\ P_y(t) \end{Bmatrix} \phi_i(z) dz}{\int_0^l m\phi_i^2(z) dz} \quad (1)$$

ここで、*x*と*y*はそれぞれ抗力方向と揚力方向の変位、 $\dot{(\cdot)}$ と $\ddot{(\cdot)}$ はそれぞれ、時間に関する1階と2階の微分を表す。*m*はウェルの単位長さあたりの質量である。*i*次のモードに関して、 ω_i は固有角振動数、*h_i*は減衰定数、 ϕ_i はウェル先端変位で規格化されたモード関数である。右辺の $P_x(t)$ 、 $P_y(t)$ はそれぞれ、単位長さあたりの主流方向の荷重（抗力）と主流と直交する方向の荷重（揚力）である。(1)式は、はりと質点の運動エネルギーが等しくなるような変換となっている。温度計ウェルの細管部では単位長さあたりの質量が一定であるから、*m*は積分の外に出すことができる。荷重がウェル長手方向に一様に分布しているならば、 $P_x(t)$ 、 $P_y(t)$ も積分の外に出すことができる。中間報告第2報では、 $P_x(t)$ と $P_y(t)$ の分布に関する一次近似として一様荷重を想定し

$$\begin{Bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} 2h_i\omega_i & 0 \\ 0 & 2h_i\omega_i \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_i^2 & 0 \\ 0 & \omega_i^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ y \end{Bmatrix} = \frac{1}{m} \begin{Bmatrix} P_x(t) \\ P_y(t) \end{Bmatrix} \frac{\int_0^l \phi_i(z) dz}{\int_0^l \phi_i^2(z) dz} \quad (2)$$

とした。

図1から図4に中間報告第2報の解析結果を0.60から0.65秒まで拡大して示す。減衰定数は1%のケースである。図1には(a)抗力と(b)抗力方向の変位の時刻歴を比較して示す。この図から抗力は変位にほぼ比例して同位相で作用していることが分かる。図2には(a)抗力と(b)抗力方向変位速度の時刻歴を対比して示す。抗力と変位速度はおよそ $\frac{\pi}{2}$ ほど位相がシフトしている。図3には揚力と揚力方向変位の時刻歴を示す。抗力方向の場合と同様に、揚力と揚力方向変位が同期していること、また、揚力の変動周期は抗力のそのの

別添資料

二倍となっていることが分かる。図4には揚力と揚力方向の変位速度の時刻歴を示す。揚力と揚力方向変位速度には明確な相関は見られない。従って、ウェルが抗力方向に卓越して自励振動するとき、抗力方向と揚力方向のいずれに関しても、変位と荷重がほぼ同期していると判断できる。

従って、はりの変位がウェル先端の変位 $q(t)$ とモード関数 $\phi(z)$ の積、 $\phi(z)q(t)$ と変数分離されるとすれば、時間と空間に依存する荷重 $P(z, t)$ は

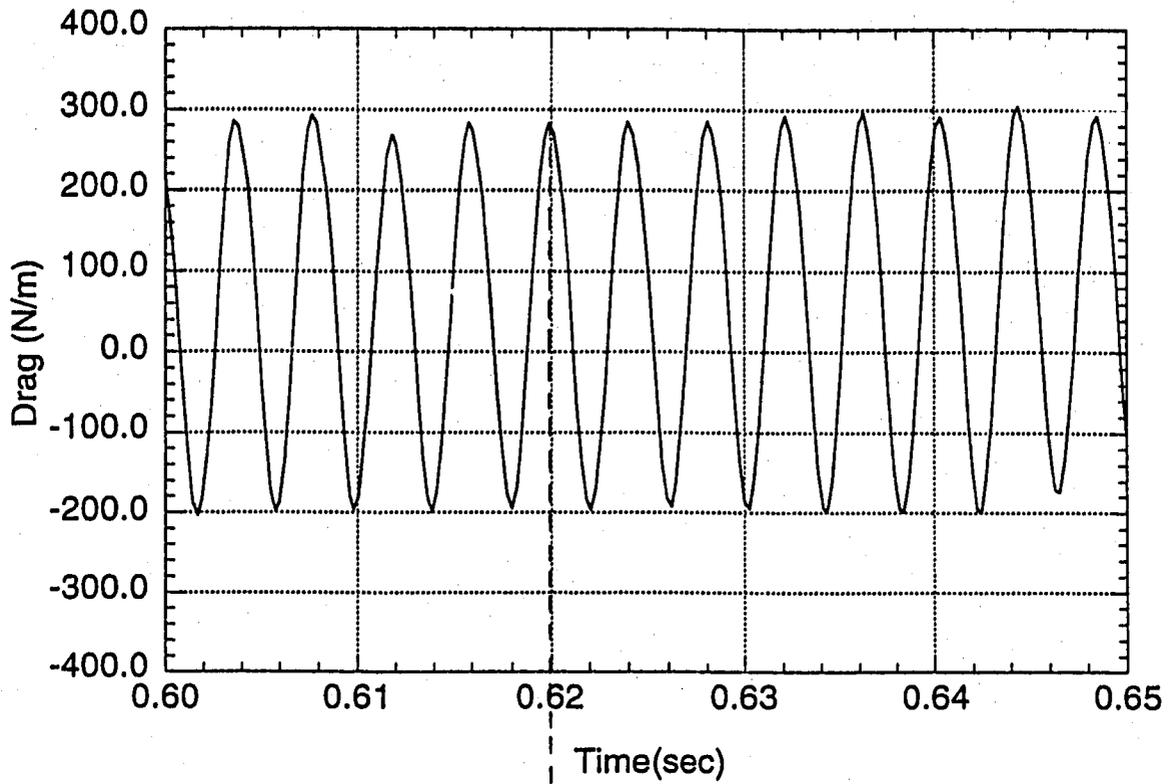
$$P(z, t) = C(t) q(t) \phi(z) = P(0, t) \phi(z) \quad (3)$$

と表すことができる。 $P(0, t)$ はウェル先端 ($z=0$) における荷重である。ここで $C(t)$ は時間のみに依存し、はりの先端変位と荷重を関連づける係数である。(3)式を(1)式に代入すれば

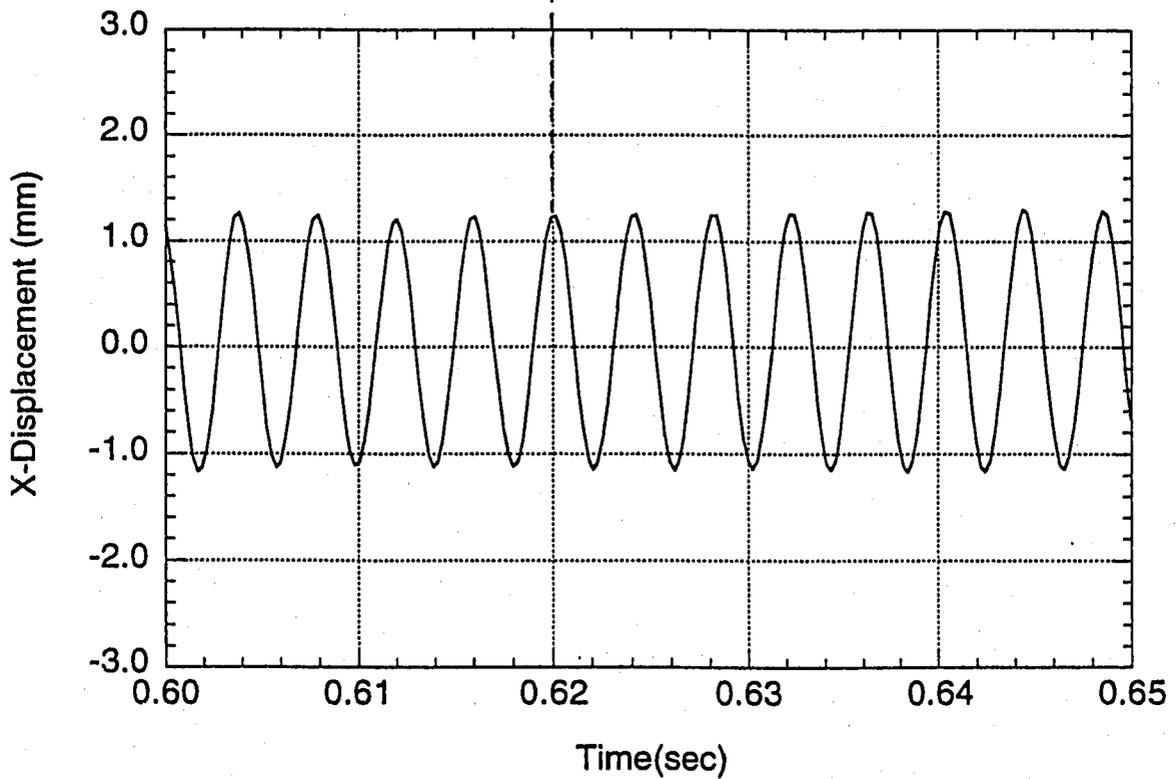
$$\begin{Bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} 2h_i \omega_i & 0 \\ 0 & 2h_i \omega_i \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_i^2 & 0 \\ 0 & \omega_i^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ y \end{Bmatrix} = \frac{1}{m} \begin{Bmatrix} P_x(t) \\ P_y(t) \end{Bmatrix} \quad (4)$$

を得る。

別添資料



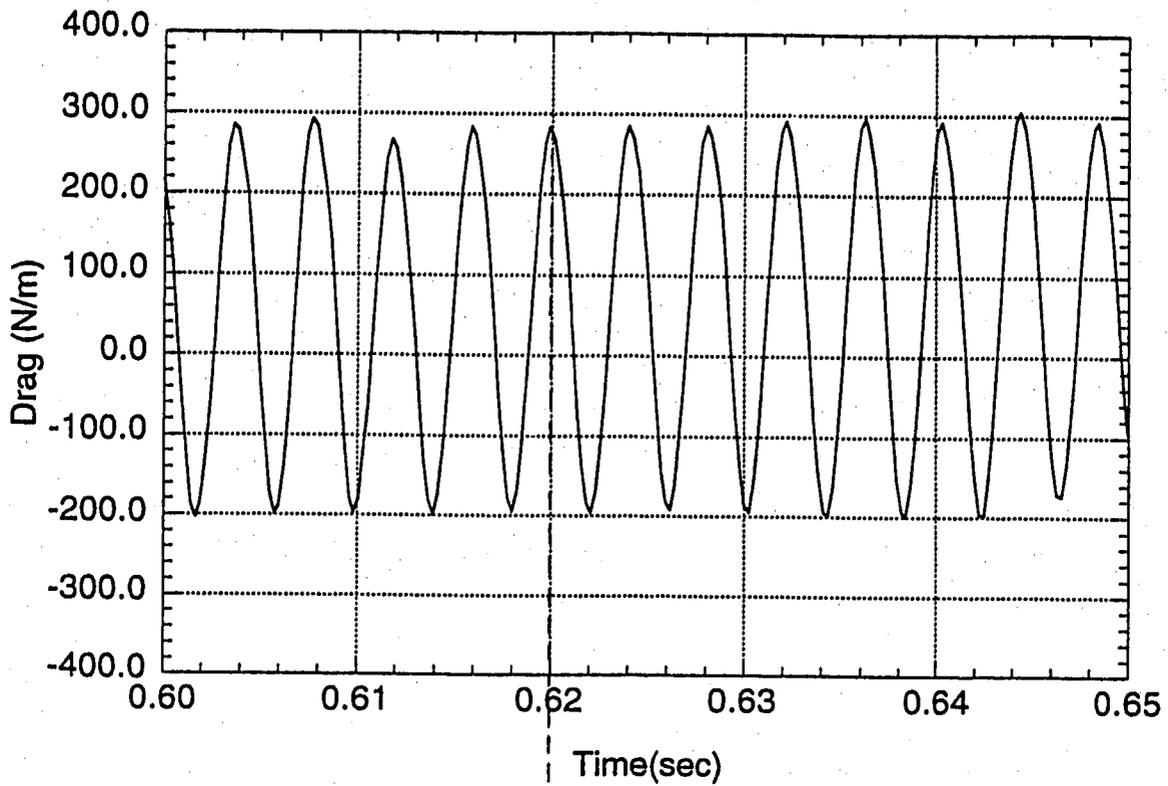
(a) 抗力の時刻歴



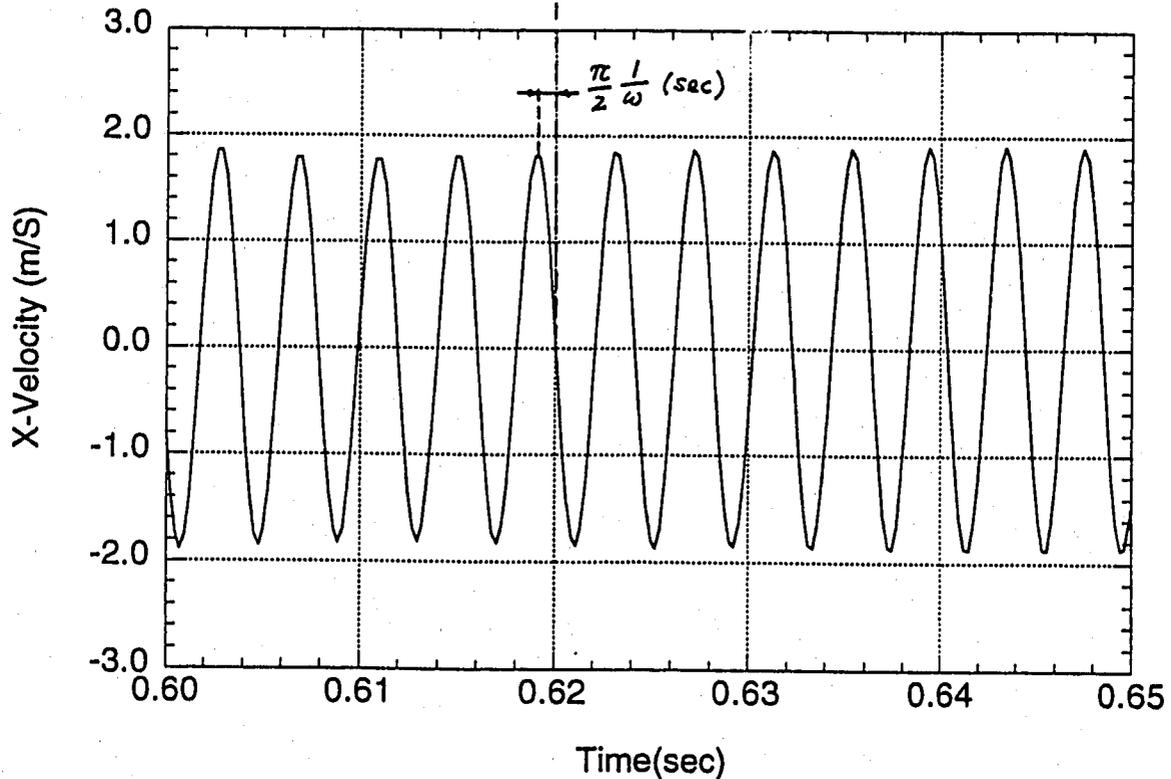
(b) 抗力方向変位の時刻歴

図1 抗力と抗力方向変位の時刻歴 (減衰定数 1%、中間報告第2報の結果より)

別添資料



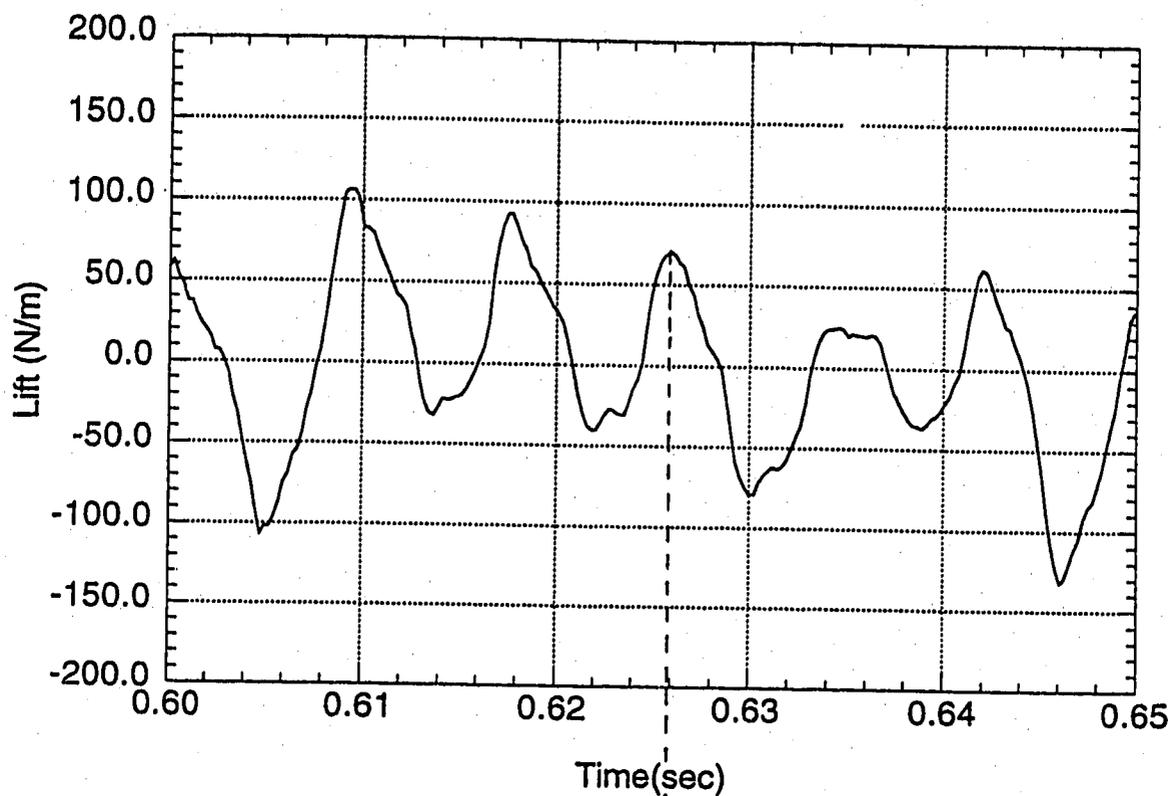
(a) 抗力の時刻歴



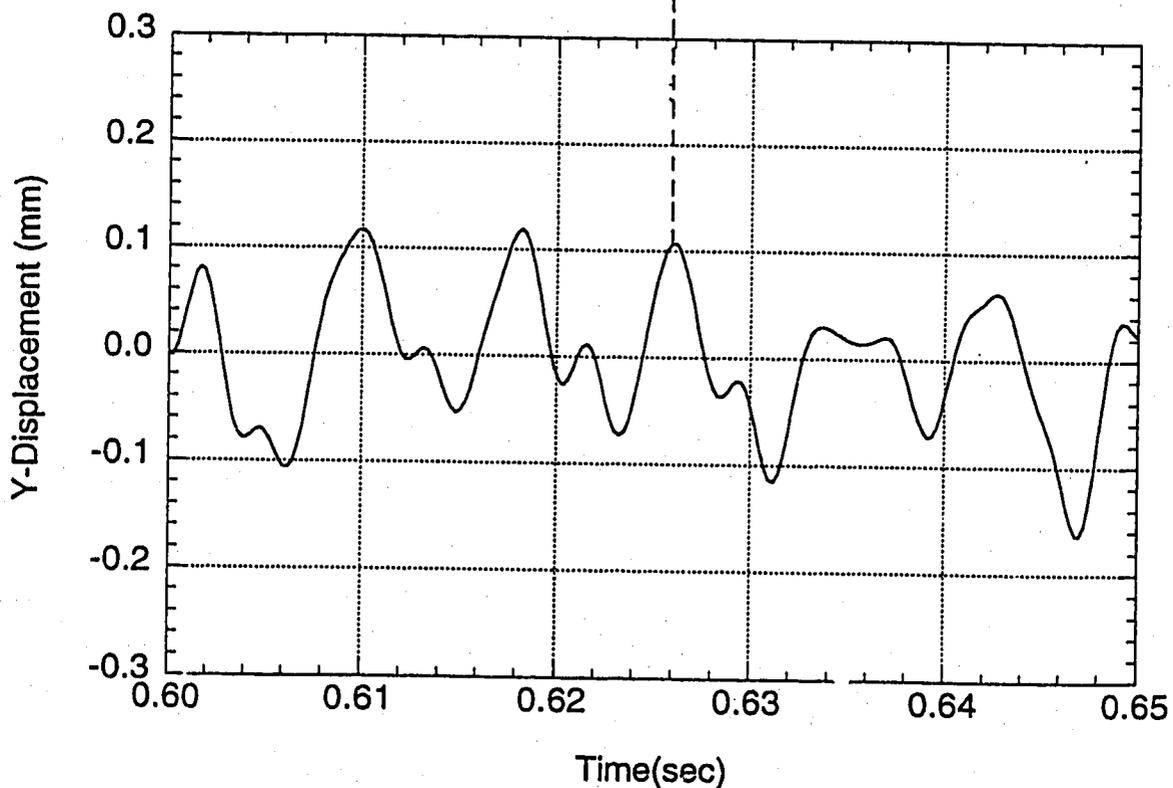
(b) 抗力方向変位速度の時刻歴

図2 抗力と抗力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数 1%、中間報告第2報の結果より)

別添資料



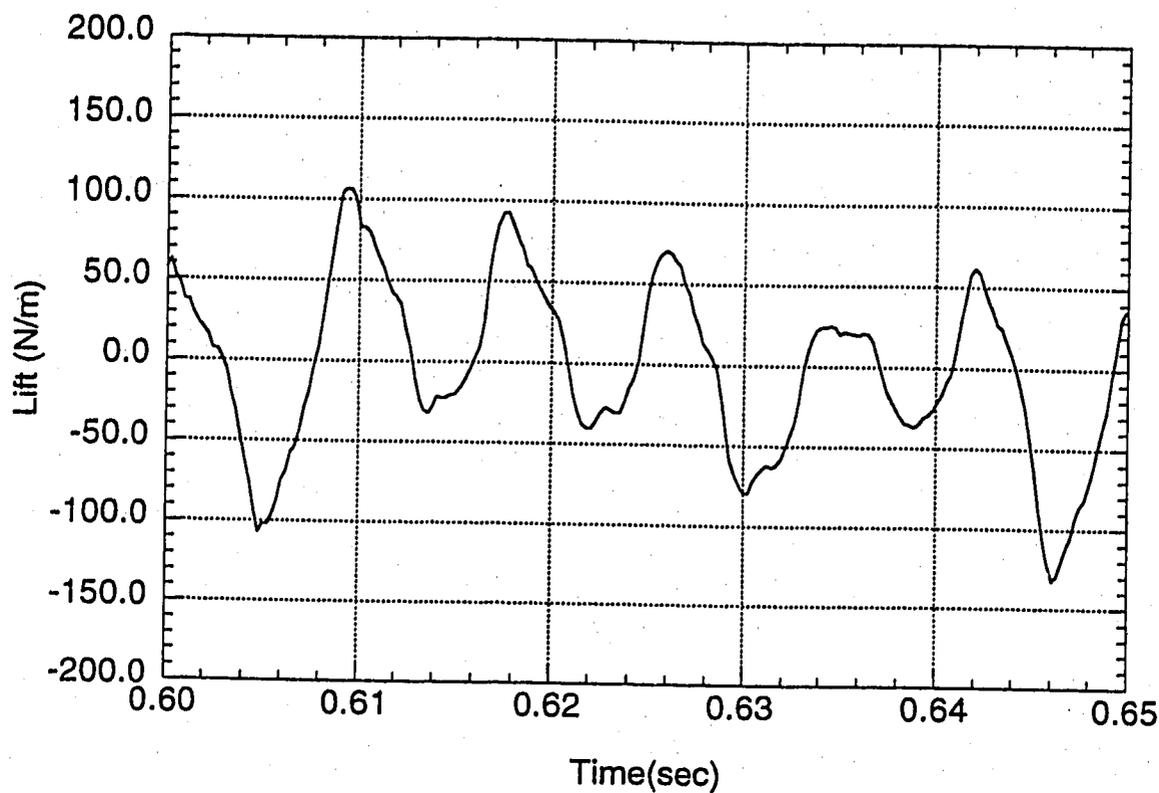
(a) 揚力の時刻歴



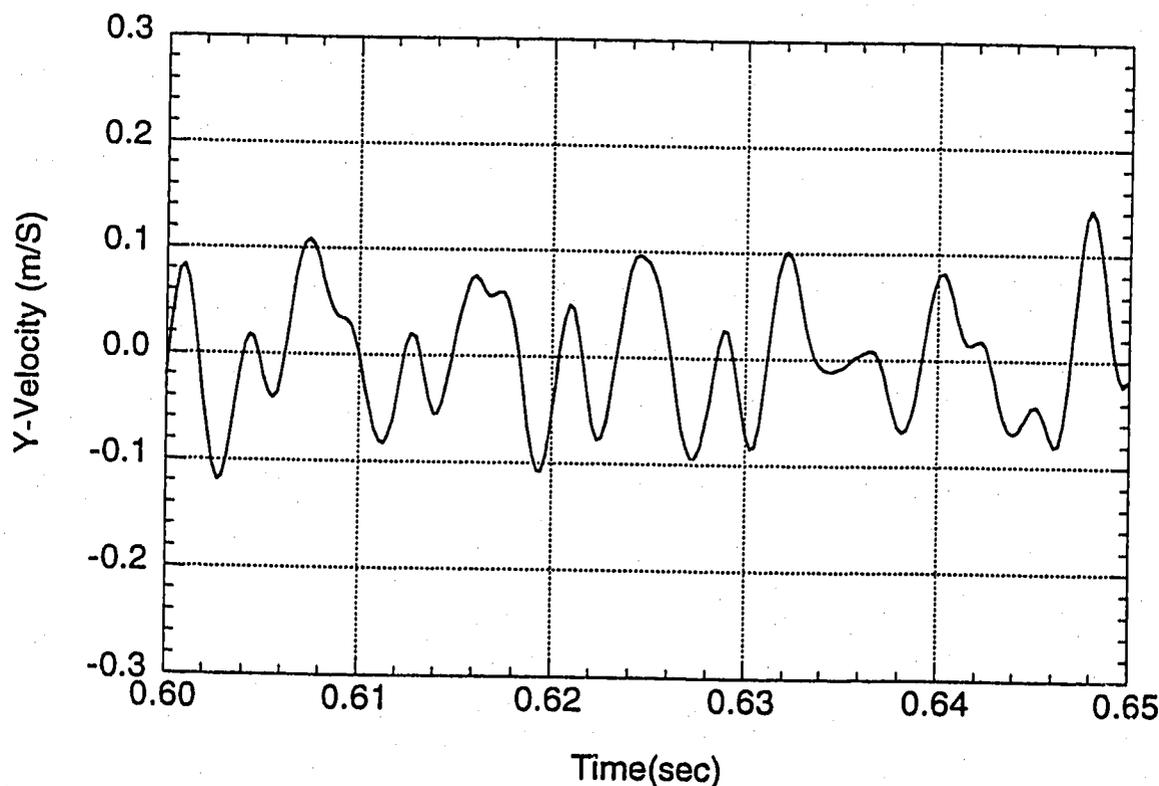
(b) 揚力方向変位の時刻歴

図3 揚力と揚力方向変位の時刻歴 (減衰定数 1%、中間報告第2報の結果より)

別添資料



(a) 揚力の時刻歴



(b) 揚力方向変位速度の時刻歴

図4 揚力と揚力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数 1%、中間報告第2報の結果より)

補足資料 4

水流動試験中間報告

1. 概要

熱電対ウエルの流力振動特性を把握することを目的として、表1に示す通り下記3項目の水流動試験を計画し、実施している。

a. 予備試験

既存の水流動試験設備（厚肉の550A配管系）を用いた熱電対ウエル流力振動試験

b. 縮小モデル試験

1/5縮尺で部分的にアクリルモデルを用い、熱電対ウエル設置部での旋回流等を確認する試験。この成果は「フルモックアップ試験」に反映する。

c. フルモックアップ試験

実機と同一の薄肉配管を用いた熱電対ウエル流力振動試験

平成8年2月末時点では、既に予備試験及び縮小モデル試験を完了するとともに、それらの成果を反映したフルモックアップ試験についても大半を終了している。なお、フルモックアップ試験に引き続き、温度計ウエルの流力振動による疲労き裂の進展、き裂の貫通、ウエルの破損を模擬した水中疲労確認試験を実施する予定である。

本報では前報（予備試験全体とフルモックアップ試験の一部を報告）に引き続き、縮小モデル試験及びフルモックアップ試験に関する現時点までの結果を報告する。

2. 縮小モデル試験

2.1 試験の目的

当該配管上流部のIHX出口には3ケのエルボがあり、その後流はエルボの影響を受ける流況になる。本試験は、1/5のループを用いて、温度計ウエル設置位置における流れの状況と流速分布を調査し、その流れを流動試験装置内に再現するために必要な旋回流発生装置を開発することを目的とした。

2.2 試験の概要

相似比約1/5の配管ループ（100A）を用い、IHX出口ノズルから温度計下流のエルボまでをモデル化した。温度計設置位置にアクリル配管を用い、ペイント法及びタフト法で流況を可視化して調査した。さらに3孔ヨーメータで旋回方向及び管軸方向の流速分布を計測した。試験ループの管内流速は最大で5.5m/sとし、水温は室温とした。

また、フルモックアップ試験装置で同様な流況を再現させるための装置（旋回流発生装置と言う）を、本1/5縮尺ループに装着して試験を行い、実機で想定されている流況が再現できていることをペイント法及びヨーメータで計測した。

2.3 試験の結果

旋回流の調査結果を図1に示す。エルボと温度計設置位置は20D以上離れているが、旋回流は存在しており、配管壁面で軸方向流速の約20%程度になっている。ヨーメー

ターによる配管周方向及び軸方向の流速分布を図2に示す。旋回流の半径方向分布はほぼ直線的である。軸方向流速の半径方向分布は放物線的である。流動試験装置用に設計した旋回流発生装置を1/5ループで性能確認を行った結果を図2に併せて示す。細かな部分では両者に相違があるが、旋回流発生装置により人工的に作られた旋回流の発生状況は、実機を模擬した1/5ループでの計測された旋回流と対応している。本結果に基づき、この旋回流発生装置を設置したフルモックアップ試験装置により、温度計ウエルの流力振動に及ぼす旋回流の影響を評価することとした。

3. フルモックアップ試験結果

3.1 試験の目的

温度計ウエルの流力振動特性を実機配管と同じ薄肉配管系の条件下で把握することを目的として、温度計ウエルの実寸大模型を使用した水流動試験を実施した。

3.2 試験の概要

使用した既存水流動試験設備を図3に示す。この試験では、配管については配管の径（外径558.8mm）と肉厚（9.5mm）を模擬し、温度計ウエルについては、図4に示すようにウエル本体、ニップル部およびコネクタ部まで含めて模擬した。また、有意な損傷を受けていない健全なウエル（正規ウエルと呼ぶ）及び損傷を受けき裂が導入されて固有振動数が低下した状態を模擬したき裂模擬試験体（劣化ウエルと呼ぶ）の2種類を用意した。但し、何れも熱電対シースは、ウエル先端へ加速度計を設置する場合を考慮して、設置していない。

図3に示すように温度計ウエルを設置する配管の上流には整流格子を設置し、当該部での流れを整流するものとした。配管内の旋回流の影響を見る場合には、図中に記載した旋回流発生装置を設置した。

試験では配管内流速と水温を変化させることによって実機ナトリウム条件下でのレイノルズ数を模擬した。

3.3 試験の結果

(1) 流力振動の基本特性

a. 固有振動数

図5に示すように、ウエル先端に設置した加速度計の応答から、温度計ウエル先端の細管部が付け根の太管部に弾性支持された片持ちはりとしてほぼ独立に振動するモード（約250Hz）で振動していることが確認された。

b. 加速度応答

一例として、水温57℃（ナトリウム温度200℃相当）の条件下で配管内流速を1m/sから8.3m/sまでスイープした加速度計応答（ウエル細管/太管段付部）を図6に示す。流れ方向の振動は、実機定格流速（約5.5m/s）からみて低流速の領域（約3.5m/s）から開始する。また、カルマン渦放出固有振動数が温度計ウエルの固有振動数の0.8倍以下の領域に相当する。この振動は流速の増加と共に増加し、流速約5m/sでほぼ最大値をとり、それ以上の流速ではほぼ一定あるいは

低減する傾向を示す。また、実機の40%流量条件（流速約2.2m/s）では振動は発生しない結果となっている。

流れ直角方向の振動については流れ方向と比較してその程度は小さいが、定格よりも流速を増加してゆくと、図7に示すように温度条件が高い場合にはこの振動が卓越する傾向がある。

(2) 温度の影響

図8にウェル先端部の振動振幅（両振幅）を無次元流速（配管内流速 u をウェルの2次固有振動数 f とウェル細管径 d の積で無次元化した流速）で整理した結果を示す。振動特性には温度依存性があり、ウェル先端部の変位の最大値（両振幅）は温度が低いほど高くなる傾向を示す。また、温度が高いほど比較的低流量の条件で振動モードが変わり、流れ直角方向の振動が卓越する傾向を示す。

(3) 温度計ウェルの固有振動数の影響

温度計ウェルのき裂が途中まで進展することで、温度計ウェルの固有振動数が低下した状態を想定した試験を実施した。試験体は図4に示す劣化ウェルで固有振動数は約100Hzである。図9にウェル先端部の流れ方向振動振幅（両振幅）を無次元流速で整理した結果を示す。

この結果から、き裂が進展することで固有振動数が100Hz程度に低下した温度計ウェルでは、40%流量条件（流速約2.2m/s）においても流れ方向の振動が発生することが推定される。流れと直角方向の振動については流れ方向と比較してその振幅は小さい。

図10に水温57℃条件（ナトリウム温度200℃相当）でのウェル先端部の振動振幅（両振幅）を正規のウェルと比較した結果を示す。この結果から、上記温度条件では、固有振動数の低下したウェルに関して、流れ方向振動が無次元流速でほぼ同じ範囲で生じることが示された。

(4) 劣化ウェルの高温での振動特性

図9に3種類の温度条件についてはウェル先端部の流れ方向振動振幅（両振幅）を無次元流速で整理した結果を示す。劣化ウェルの場合、無次元流速が1.3～3.5までの範囲で流れ方向振動が卓越する結果となっており、この範囲では図8の正規ウェルのケースで見られたような流れ直角方向の振動は観察されなかった。図8及び9には横軸に配管内流速を併記したが、これから推定すると、流れに直角方向の振動の発生には配管内流速が影響しており、流速が高い領域で発生する傾向となっている。またこの特性には温度の影響もあることから、レイノルズ数が関連している可能性も推定される。

(5) 旋回流の影響

当該温度計ウェルの設置個所では配管引き廻しの影響による配管内での旋回流（主流の流速に対して約20%の旋回流速）が生じていることが推定された。この旋回流が温度計ウェルの流力振動に与える影響を確認するため水流動試験設備に旋回流発生装置を設置して試験を実施した。図11にウェル先端部の流れ方向振動振幅（両振幅）を無次元流速で整理した結果を示す。この結果から、当該温度

計ウエルの設置個所では、温度計ウエルの基本的な流力振動に及ぼす配管内旋回流の影響は小さいことが確認された。

4. まとめ

フルモックアップ試験の結果、現状までに得られた結果は以下のとおりである。

(1) (正規ウエル)

カルマン渦放出固有振動数が温度計ウエルの固有振動数の0.8倍以下の低流量状態においても、流れ方向（抗力方向）に有意な流力振動が生じることが確認された。同振動では、温度計ウエル先端の細管部が付け根の太管部に弾性支持された片持ちはりとしてほぼ独立に振動するモード（約250Hz）に対応する成分が卓越している。但し、正規ウエルでは、40%流量条件ではこの振動は発生しない。

(2) (き裂模擬試験体)

温度計ウエルのき裂が途中まで進展することで、固有振動数が100Hz程度まで低下したことを想定したき裂模擬の温度計ウエルでは、40%流量条件（流速約2.2m/s）においても、流れ方向の振動が発生することが確認された。また、き裂模擬の温度計ウエルの場合には、無次元流速が約3.5までの範囲で流れ方向振動が卓越する結果となっており、この範囲では正規ウエルのケースで見られたような流れ直角方向の振動は測定されなかった。

(3) (ウエル先端振動振幅)

今回の試験結果を実機定格運転条件（ナトリウム温度505℃、流速約5.5m/s）までのレイノルズ数範囲で整理すると、温度計ウエルの振動は流れ方向の振動が卓越した結果となっており、それと比較して流れと直角方向の振動は小さい（図12参照）。

(4) (旋回流の影響)

当該温度計ウエルの設置個所では、温度計ウエルの基本的な流力振動に及ぼす配管内旋回流の影響は小さいことが確認された。

5. 今後の計画

今後の試験計画は以下のとおりである。

a. 減衰特性の影響確認試験

減衰特性を支配する主要因子が、温度計ウエルの流力振動特性に及ぼす影響を認めるための試験を実施する。主要因子としては、現状、「熱電対シースの有無」等が想定される。

b. 水中疲労確認試験

当該温度計ウエルで生じた流力振動を模擬した試験を行い、流力振動による疲労き裂の進展、き裂の貫通、ウエルの破損を再現し、その間の流力振動の特性の変化を把握する。試験体は実機と同一仕様の温度計ウエルを使用し、当該ウエルの破断箇所と同じ部位に疲労試験により流れ方向の両側に初期き裂を導入する。

表1 水流動試験の全体工程

	12月	1月	2月	3月
予備試験 (厚肉の550A配管系での 温度計ウェル流力 振動試験)	試験準備	固定管台 ウェル試験 管台模擬 ウェル試験		
縮小モデル試験 (1/5縮小で部分的に アクリルモデルを用いた 旋回流等確認試験)	Cループホットレグ配管流況確認試験			
フルモックアップ試験 (実機と同じ配管系での 温度計ウェル流力振動 試験)		実機配管系 基本特性試験	配管内旋回流の 影響確認試験 き裂模擬試験体 の特性確認試験	減衰特性の 影響確認試験 水中疲労確認試験

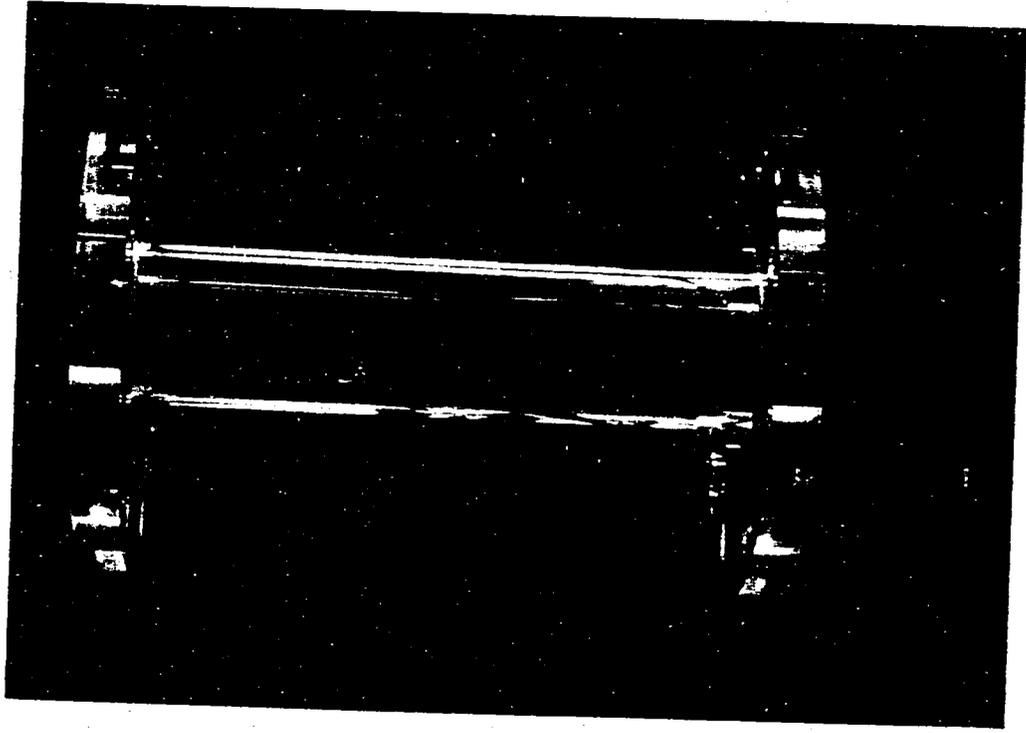
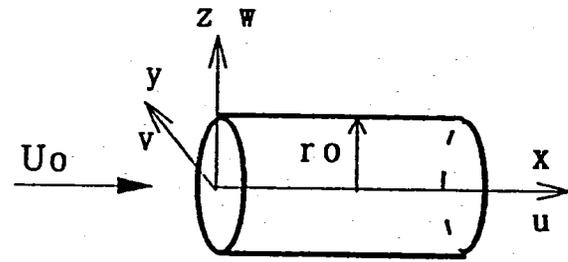
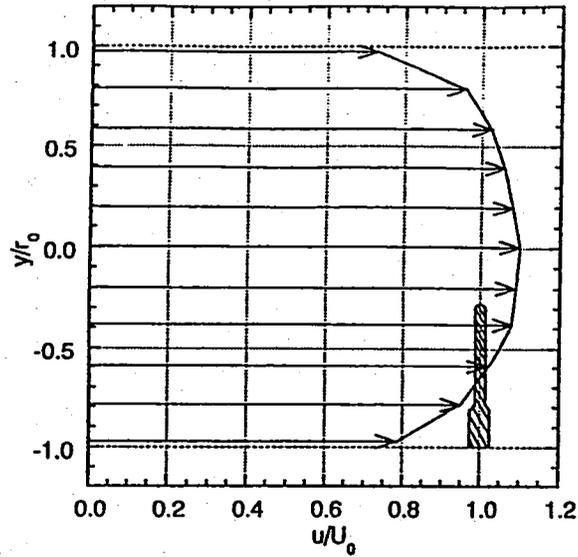


図 1 1/5ループによる熱電対設置位置における旋回流の状況
(ペイント法による)



軸方向流速分布 (上から見た図)
 $U_0=5.5(\text{m/s}), r_0=51.15(\text{mm})$



周方向流速成分 (上流から見た図)
 $U_0=5.5(\text{m/s}), r_0=51.15(\text{mm})$

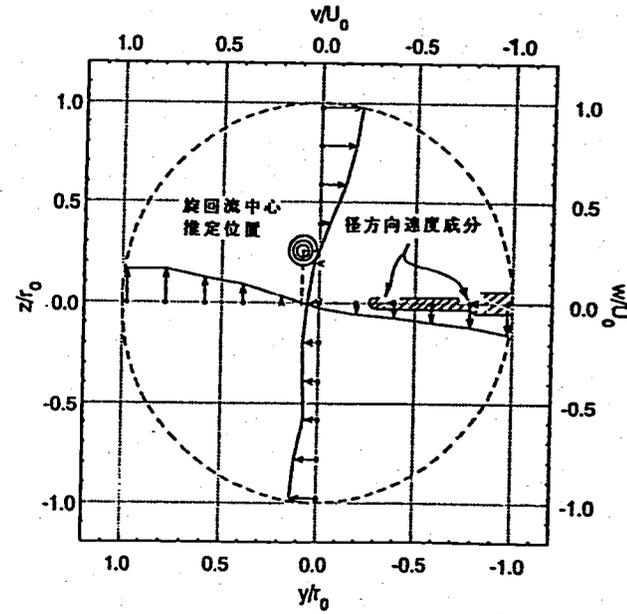


図 2

熱電対設置位置の旋回流
 (タフト法による)

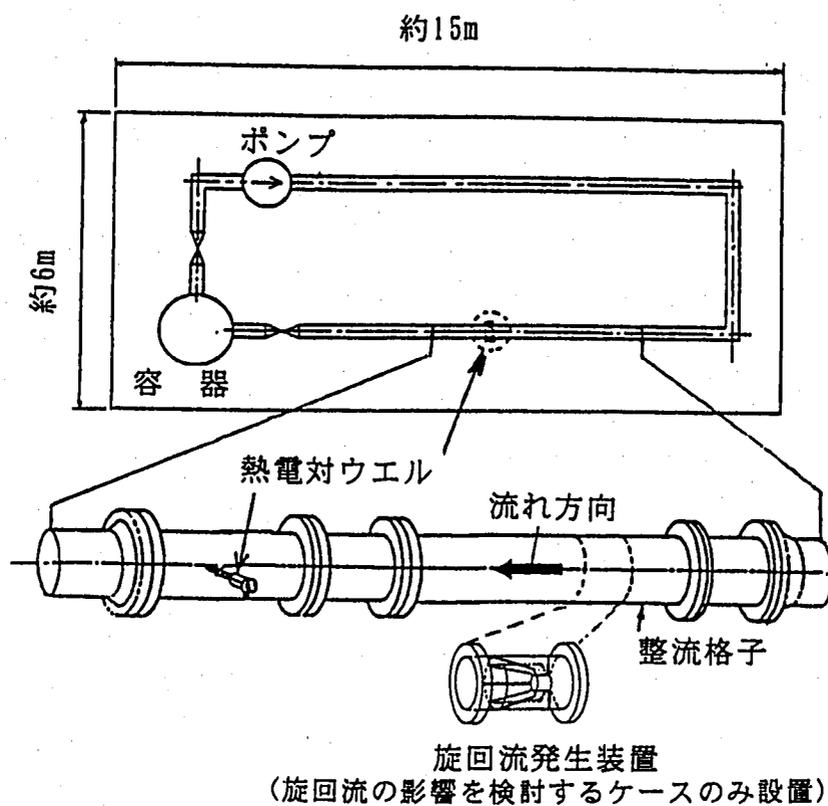


図 3 水流動試験設備

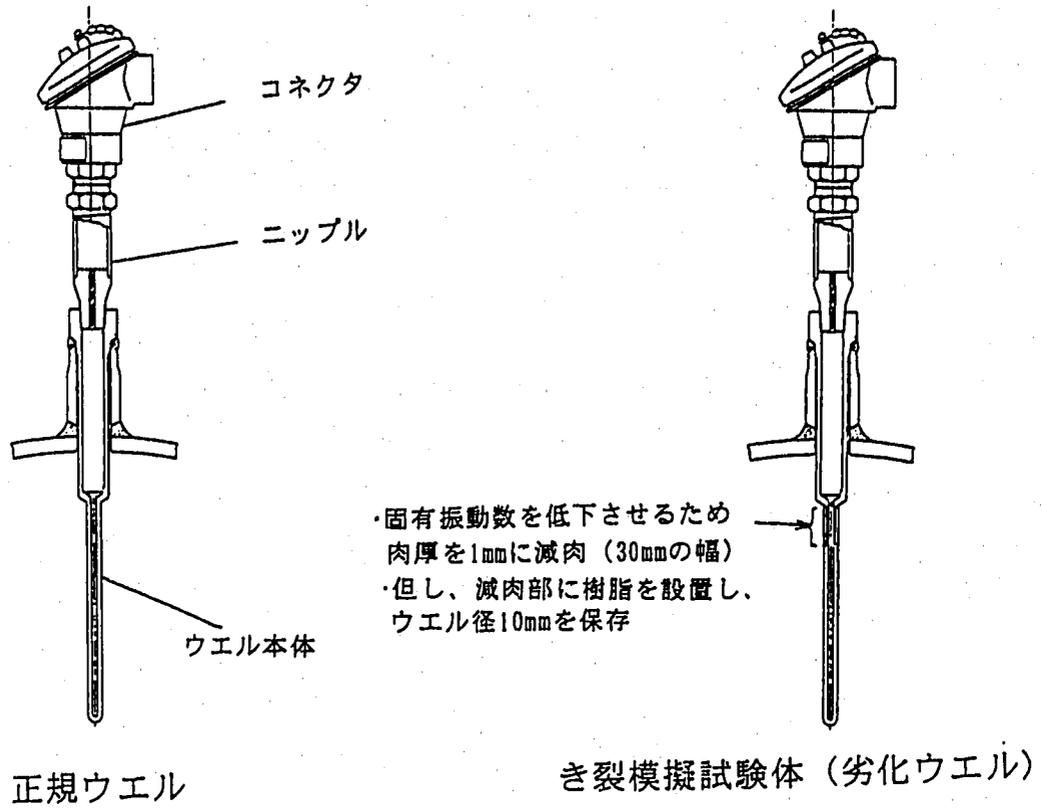


図4 熱電対ウエルの試験体概念

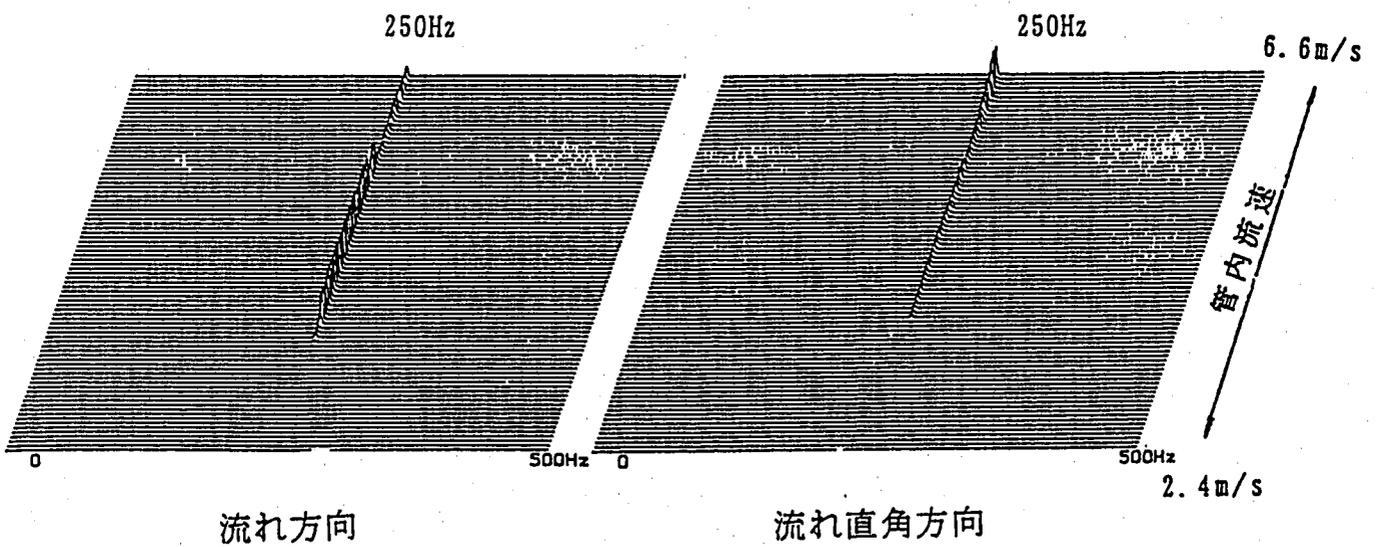


図5 固有振動数分析結果 (正規ウエル細管/太管段付部加速度計応答)

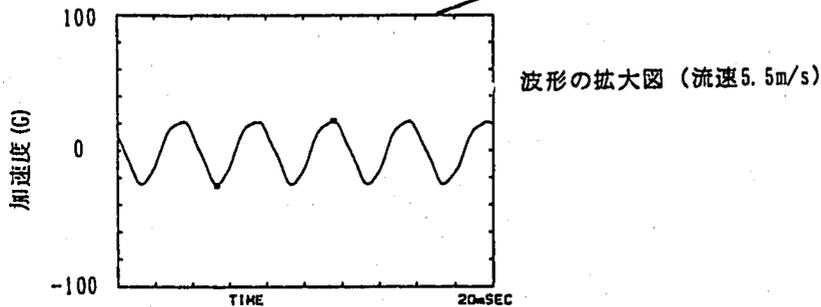
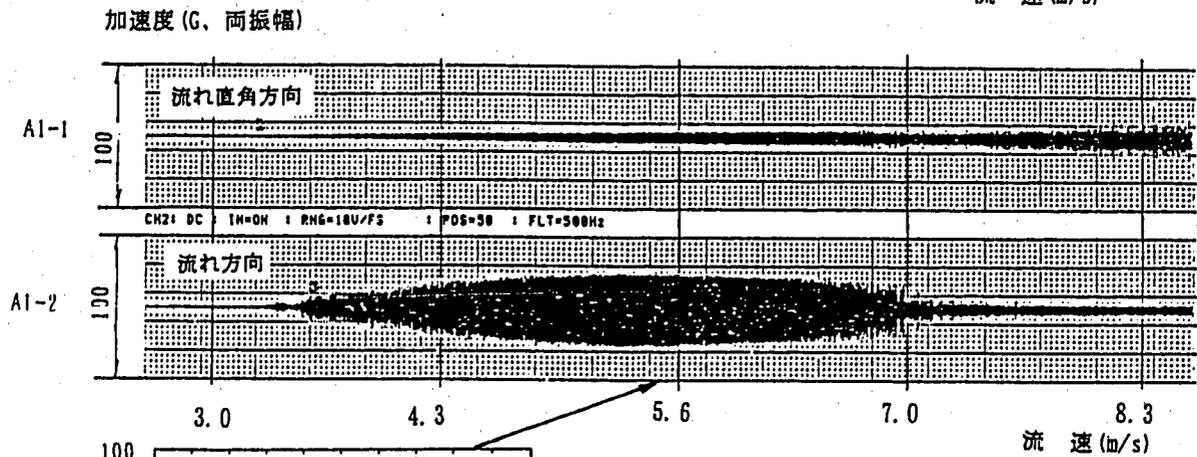
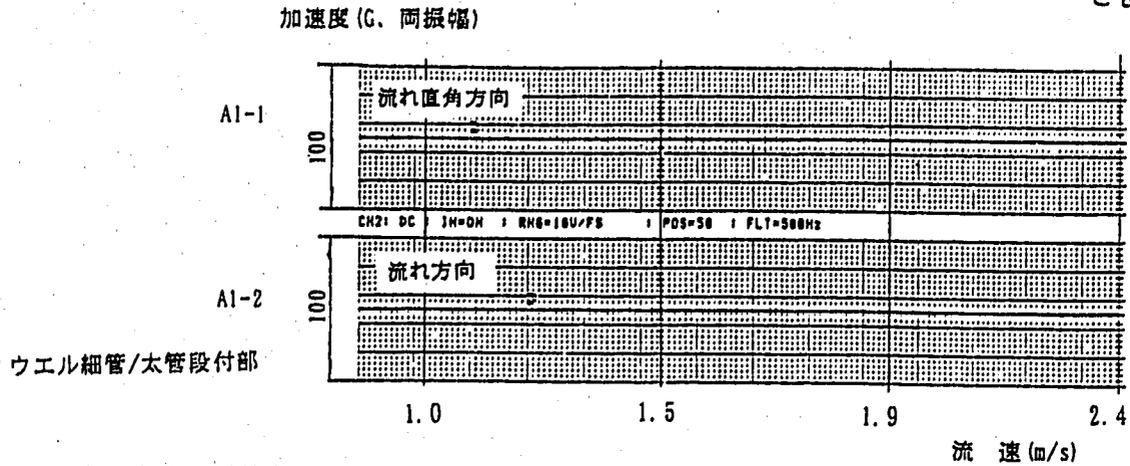
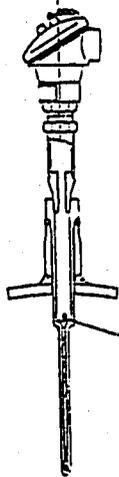


図 6 流量スイープ試験結果
(正規ウエル、水温 57°C (ナトリウム温度 200°C 相当))

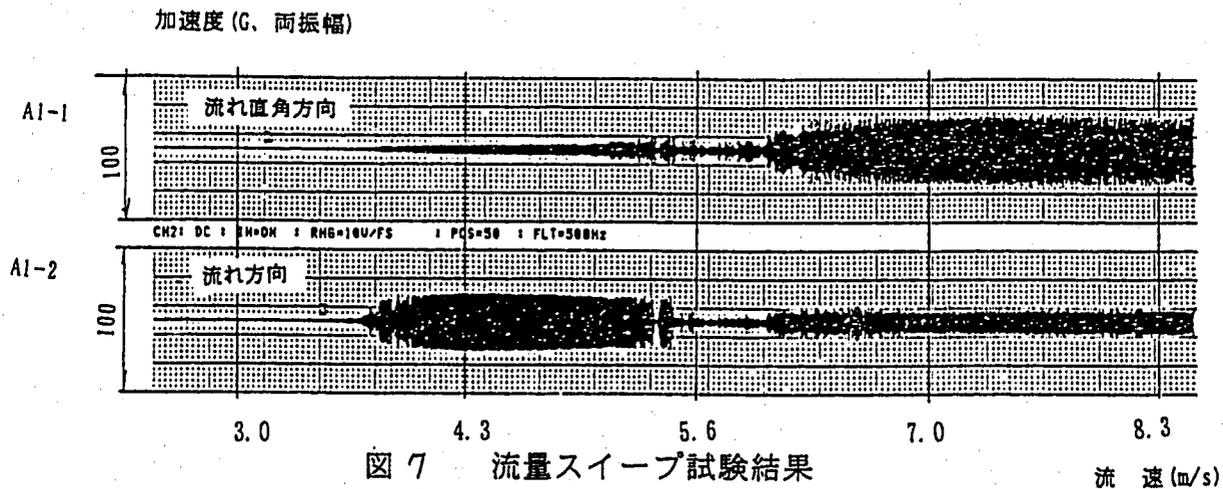
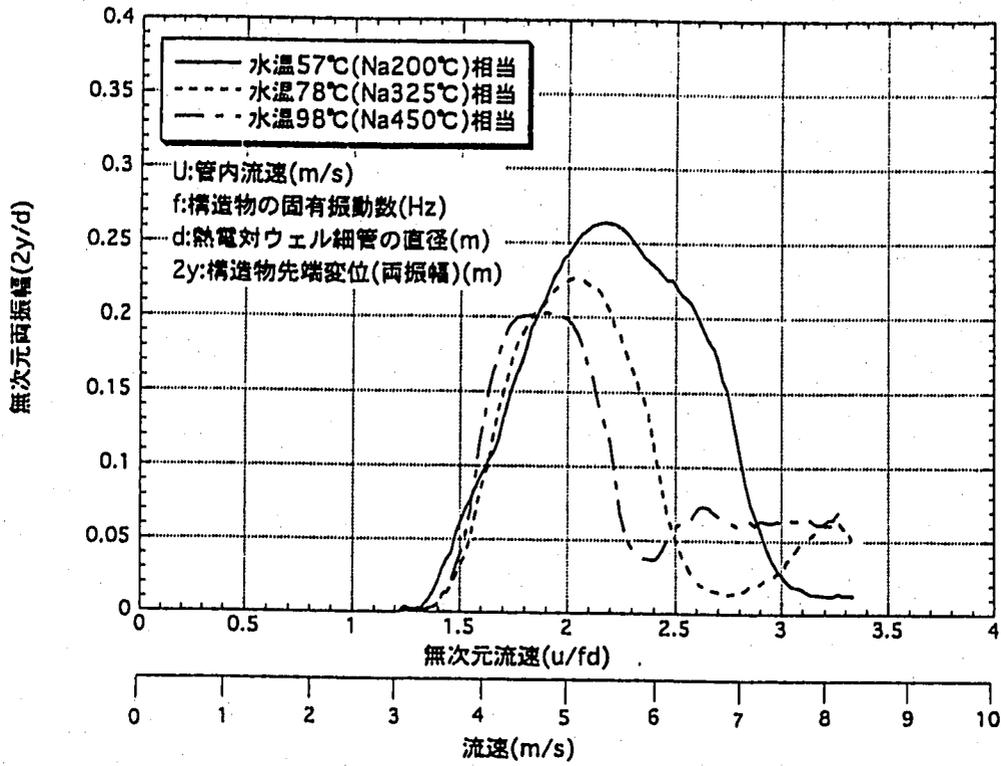


図 7 流量スイープ試験結果
(正規ウエル、水温 98°C (ナトリウム温度 450°C 相当))

流れ方向



流れ直角方向

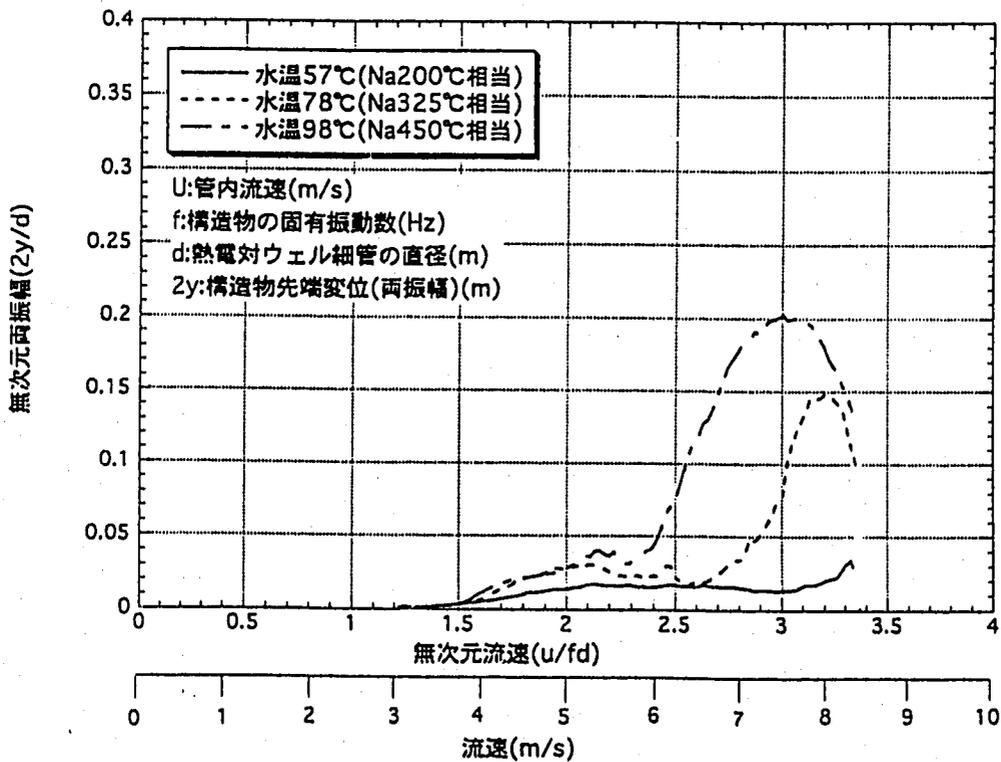
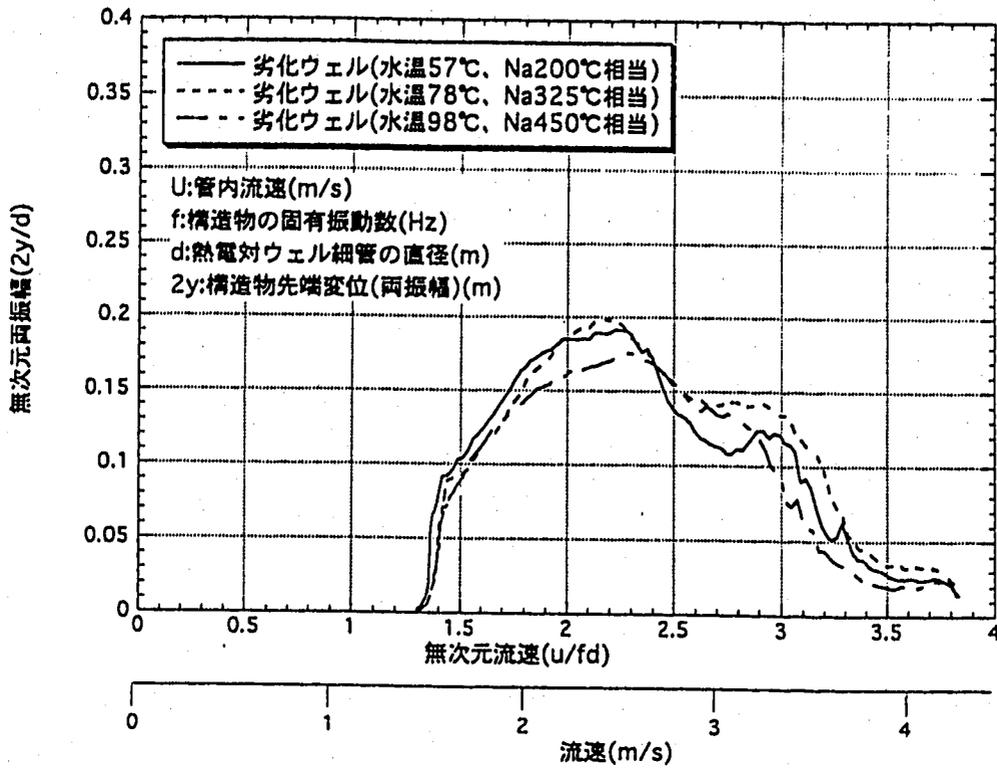


図 8 ウェル先端振動振幅（両振幅）と無次元流速との関連（正規ウェル）

流れ方向



流れ直角方向

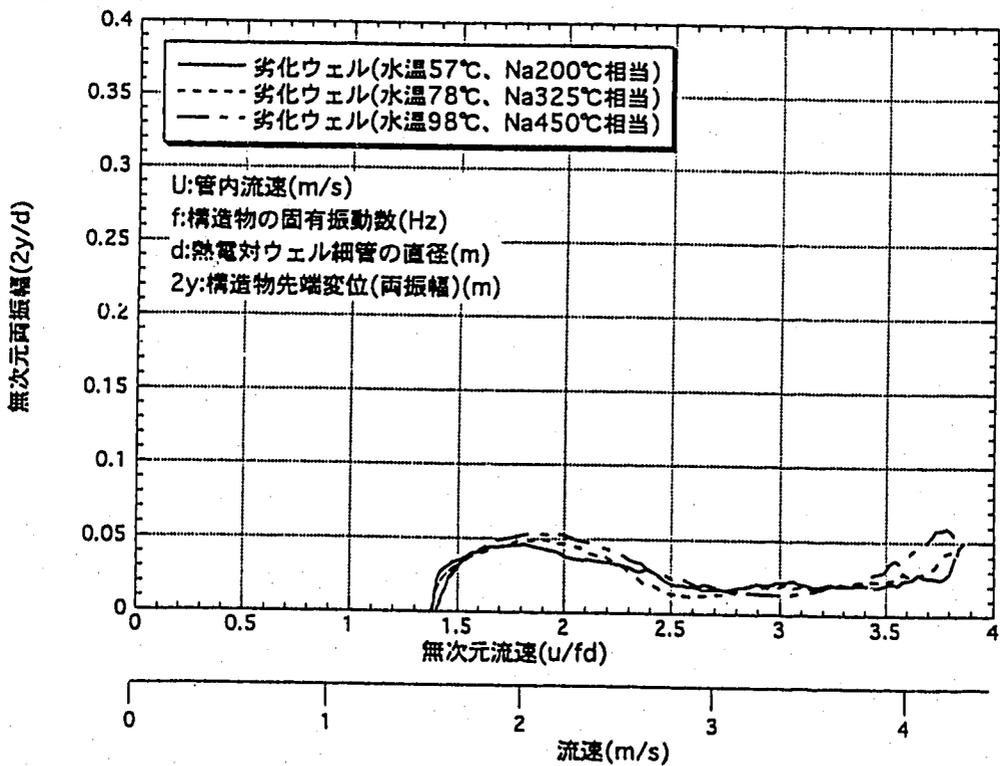


図 9 ウエル先端振動振幅 (両振幅) と無次元流速との関連 (劣化ウエル)

流れ方向

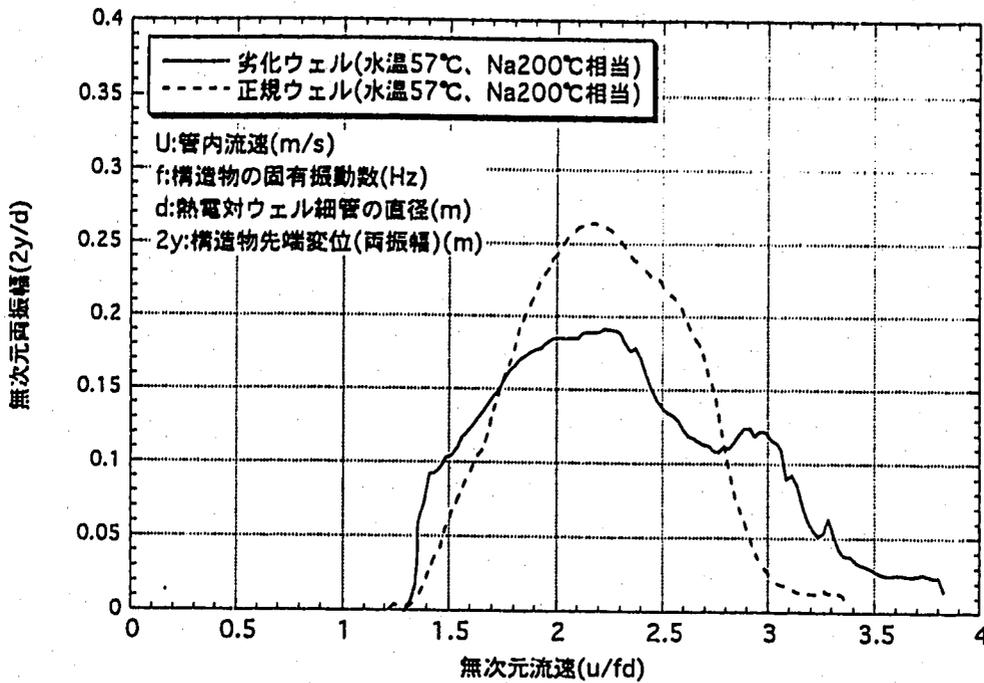


図 10 ウエル先端振動振幅（両振幅）と無次元流速との関連
 （正規/劣化ウエル比較、水温57℃（ナトリウム温度200℃相当））

流れ方向

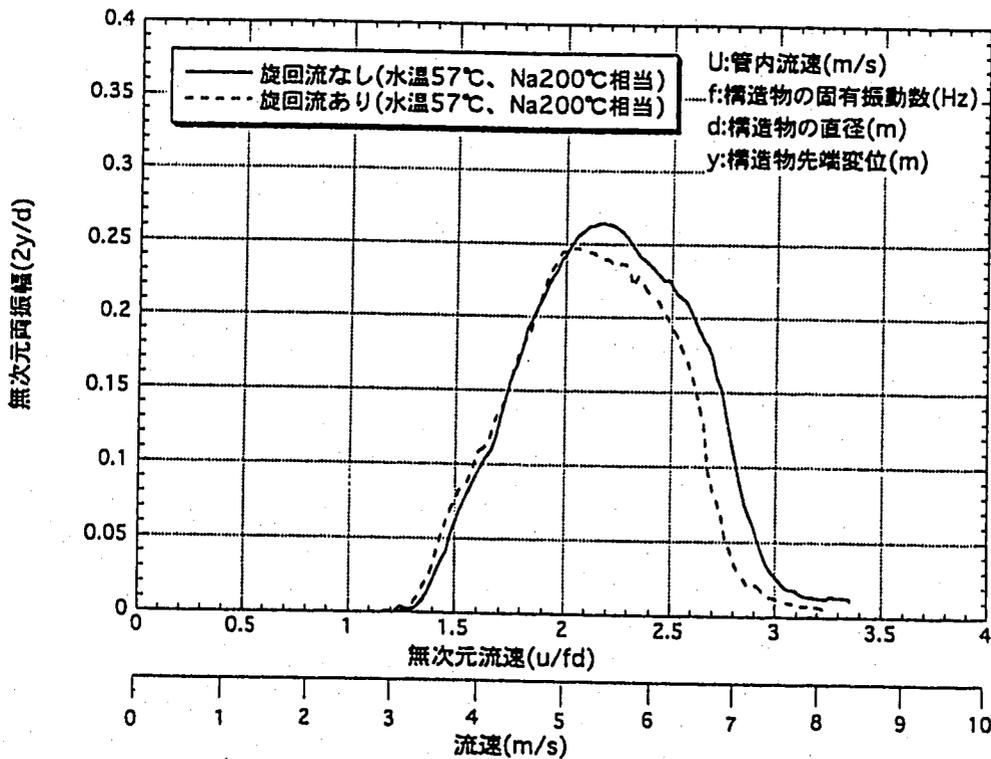
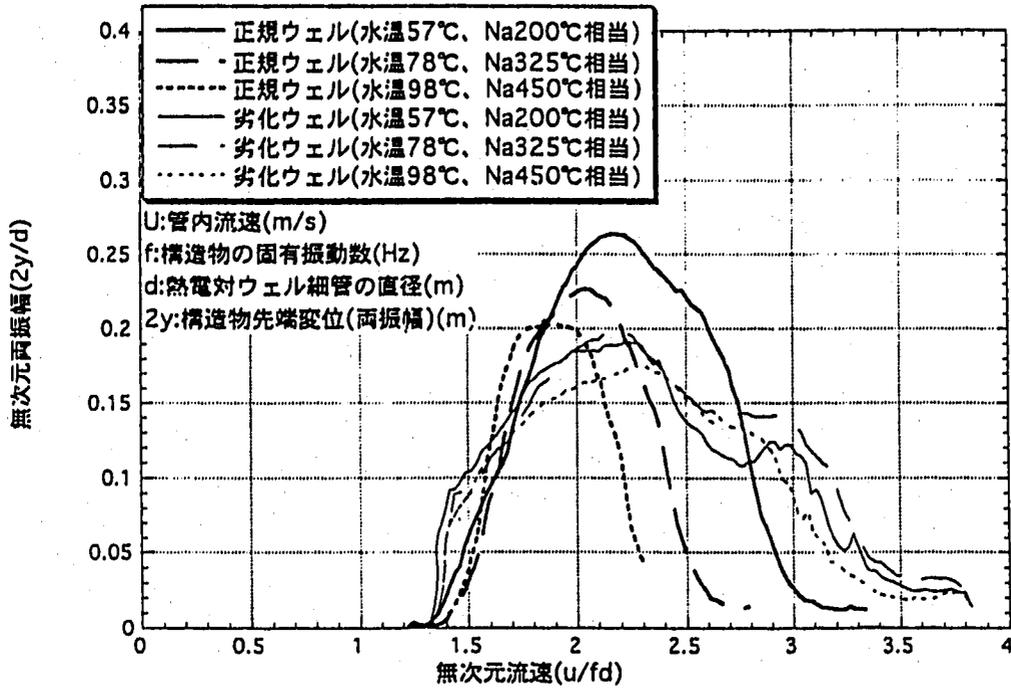


図 11 ウエル先端振動振幅（両振幅）と無次元流速との関連
 （正規ウエル、旋回流の影響）

流れ方向



流れ直角方向

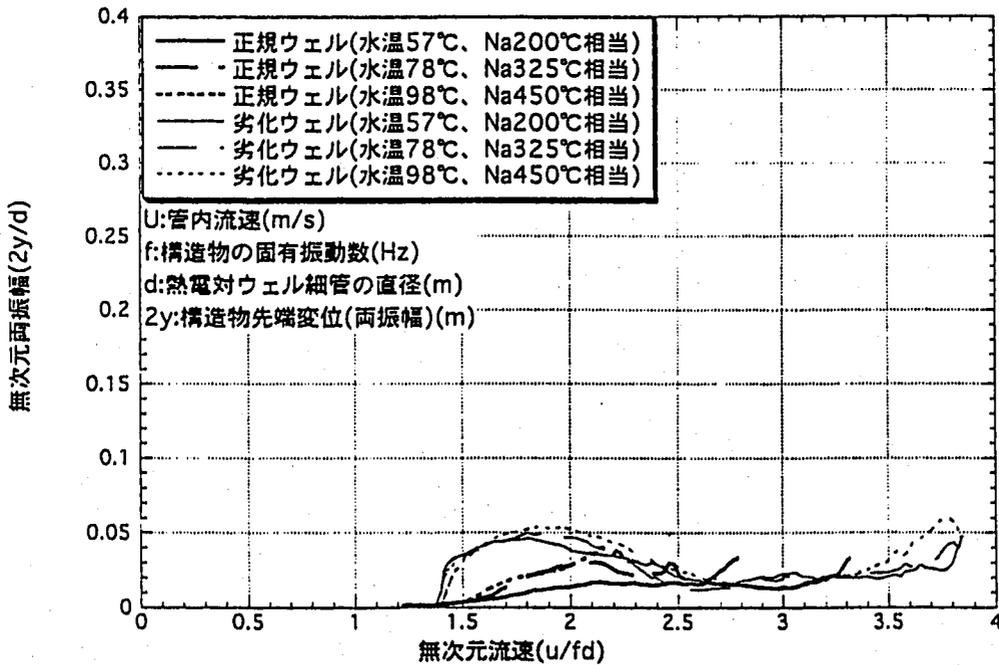


図 12 ウエル先端振動振幅（両振幅）と無次元流速との関連

(正規および劣化ウエル：実機定格運転条件でのレイノルズ数までの試験結果をプロット)

温度計の累積疲労損傷係数の算定

1. 目的

連成振動解析によって算定された温度計ウエルの応力に基づき、100% 流量条件における累積疲労損傷係数を試算する。

2. 累積疲労損傷係数の算定部位

はりモデルによる予備的振動解析（資料2）の結果によれば、ウエルの振動によって相対的に高い応力が発生する部位はウエル細管付根段付部とウエル付根溶接部であるが、最大応力振幅（公称）は前者の部位は後者の部位の約5~6倍に達する。応力集中係数（段付部に対して2~3、溶接部に対して3~5と推定）を見込んだ最大ピーク応力振幅についても前者の部位が後者を有意に上回る。このため、この部位について累積疲労損傷係数を算定する。連成振動解析の結果から抗力方向の振動が卓越しているため、周方向の位置は抗力による曲げ応力が最大となる点とする。

3. 累積疲労損傷係数の算定方法

累積疲労損傷係数の算定は以下のとおりである。

- (1) 連成振動解析によって算定された段付部の公称応力履歴に基づいて当該部位の局部ひずみの履歴を算定する。局部ひずみの集中の推定には構造不連続や欠陥、及び製作公差等に関する詳細な情報が必要であることから、ここではひずみ集中係数をパラメタとしている。
- (2) なお、連成振動解析により得られた応力履歴のうち、十分に定常状態に達したと見られる、時刻 $t=0.4 \text{ sec} \sim t=1.3 \text{ sec}$ の 0.9 秒間の記録を使用して評価を行う。
- (3) SUS 304、 200°C 及び 325°C の疲労曲線に基づき、上記の局部ひずみの履歴による累積疲労損傷係数を算定する。ひずみ振幅の頻度分布を求め、これを用いて累積疲労損傷係数の算定を行うことでひずみ振幅の変動を考慮に入れる。
- (4) なお、100% 流量の運転時間は 720 時間（その 3 割が 200°C 運転、7 割が 325°C 運転）とした。

4. 適用する疲労線図

SUS304 の 200°C 及び 325°C における高サイクル疲労強度の期待中央値及び期待上下限界を図 1 のように定めた。この上下限界は、告示 501 号の別表第 2 に定める線図 A と B による繰返しピーク応力強さ S_a (図 2 参照) を 2 倍して得られる平均傾向から、室温での縦弾性係数を用いて換算したひずみ振幅に、それぞれ対応させる。

この根拠は、以下のとおりである。高サイクル疲労試験のばらつきは、ASME 基準策定時のデータベースによれば、片側でひずみ振幅にして約 1.2 と見込まれる。線図 A と B の比は約 1.4 で、ばらつきの両側の幅に相当している。また、高温では低サイクル疲労強度が室温より低下する傾向にあるという動燃での試験結果や、ASME の設計線図策定時の裏付けデータの室温と高温での傾向 (図 3 (a) 参照) から、200°C ではひずみ振幅にして 1/1.2 程度の低下を見込む必要がある。以上の点を考慮して、期待上限値を線図 A から、期待下限値を線図 B から、それぞれ定め、その相乗平均として期待中央値を定めた (図 3 (b) 参照)。また、325°C ではひずみ振幅にして 200°C からさらに 1/1.2 程度の低下を見込む必要があり (図 3 (c) 参照)、期待中央値を線図 B から、期待上下限界を 200°C と同様のばらつき幅として、それぞれ定めた。

裏付けデータが十分ではないため、以上の工学的判断を加えて疲労曲線を定めているが、現状では最も確度の高いものと判断している。

5. 累積疲労損傷係数の算定結果

(1) 減衰定数が疲労損傷に及ぼす影響の検討

まず、温度計の減衰定数が疲労損傷に及ぼす影響を把握するために、100%流量条件における温度を 200°C 一定であるとして、連成振動解析の結果に基づく疲労損傷評価を行った。結果を図 4 に示すが、減衰定数を 1% とした場合には、疲労強度として期待下限値から期待上限値までの幅を考慮すると、ひずみ集中係数を 2.1 ~ 3.0 とした場合に累積疲労損傷係数が 1 になる。一方、減衰定数を 0.5% とした場合には疲労強度として期待上限値を用い、かつひずみ集中係数として 2 程度の非常に低い値を想定しても累積疲労損傷係数は 10 程度になる。

(2) 100%流量運転中の累積疲労損傷係数

図 5 に 100%流量運転期間中の温度履歴を考慮して算定した累積疲労損傷係数の結果を示す。疲労損傷は 325°C の運転期間中の発生応力に支配されており、疲労強度として期待下限値から期待上限値までの幅を考慮すると、ひずみ集中係数を 1.5 ~ 2.3 とした場合に累積疲労損傷係数が 1 になる。

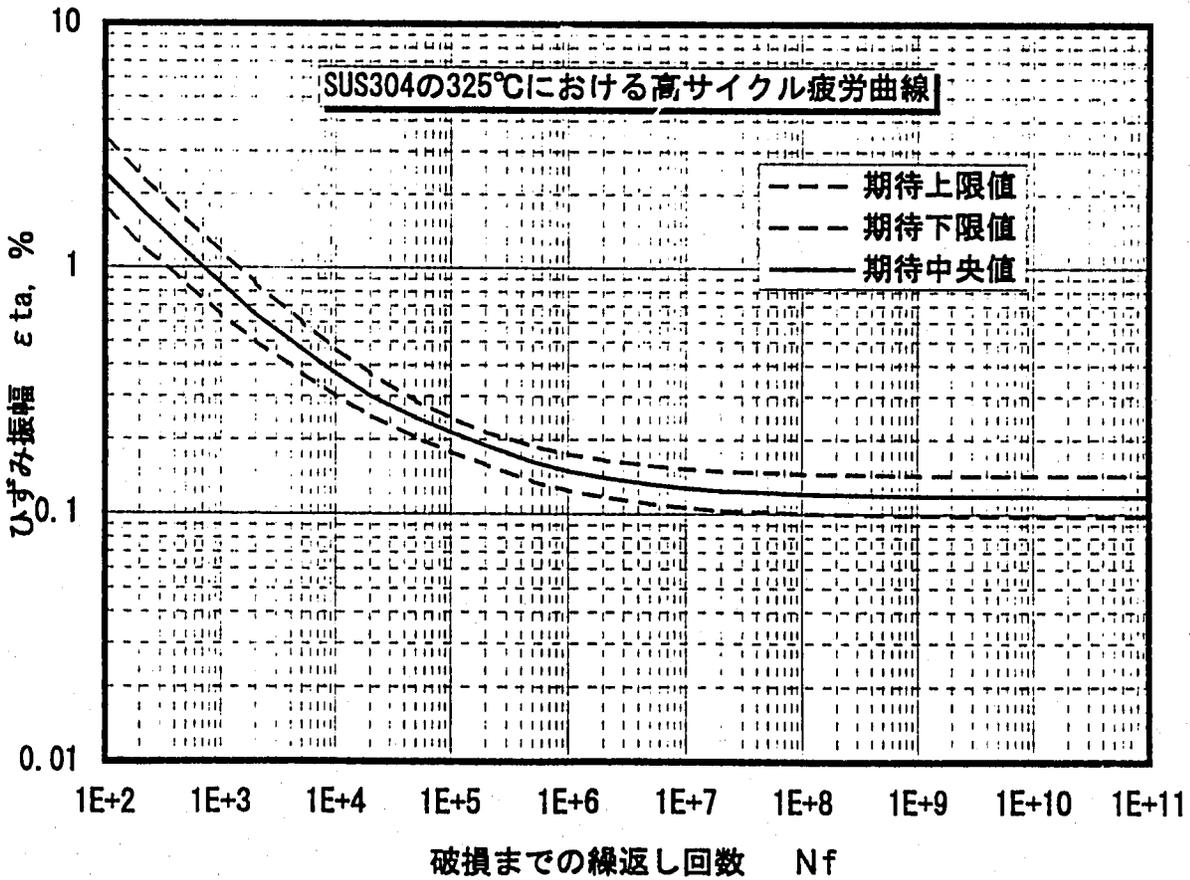
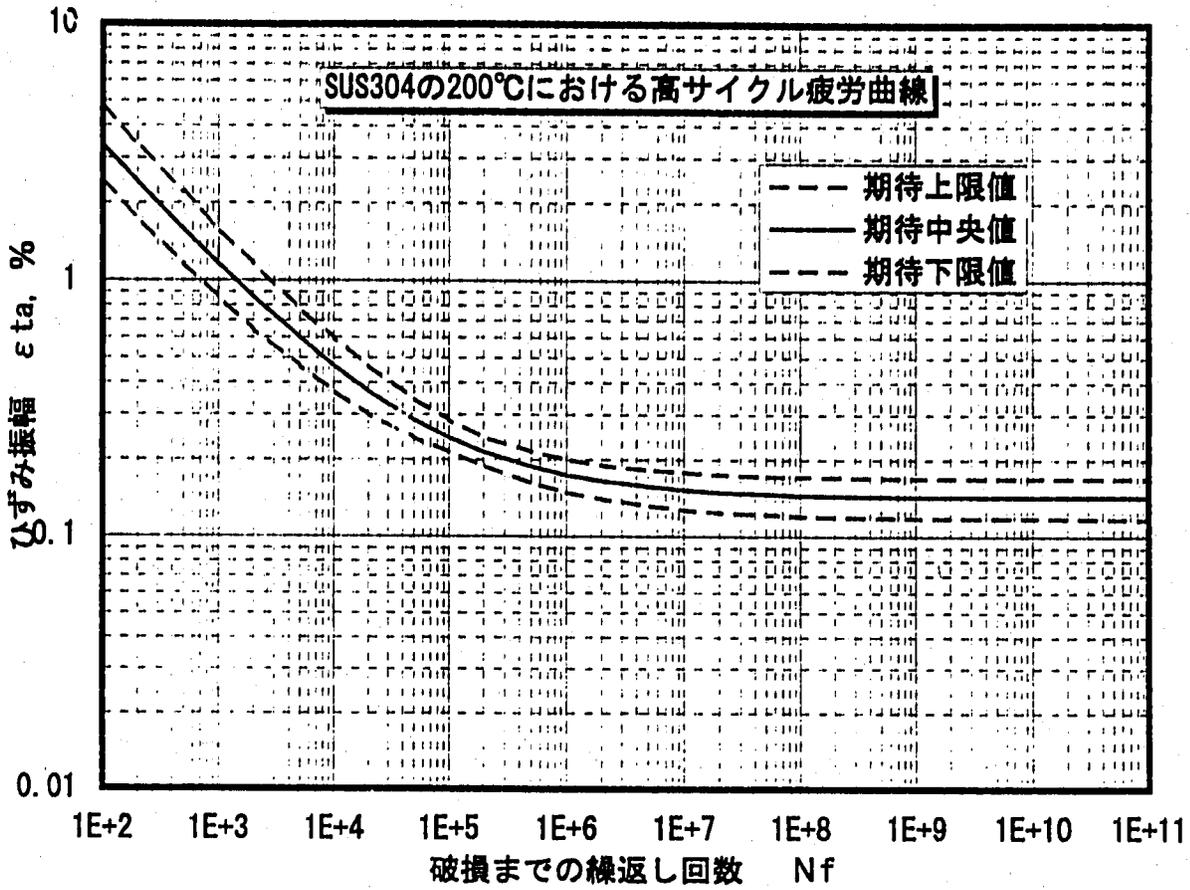
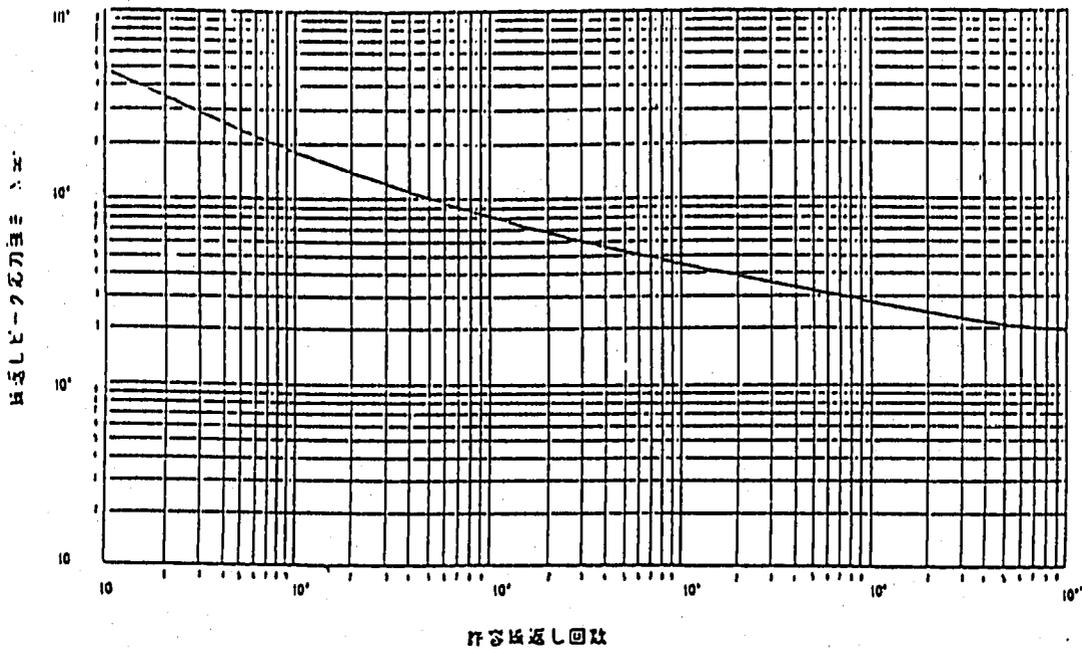


図1 SUS304の高サイクル疲労曲線

別図第2 設計疲れ線図 (オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金)

(繰返しピーク応力強さが194N/mm²を超えるもの)



(繰返しピーク応力強さが194N/mm²以下のもの)

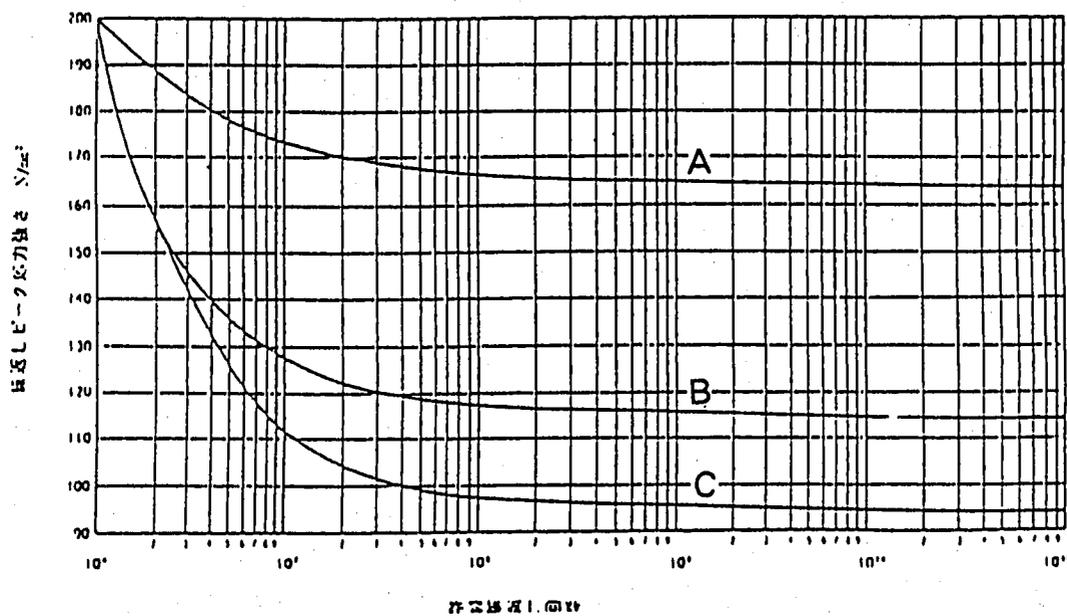


図2 告示501号別図第2

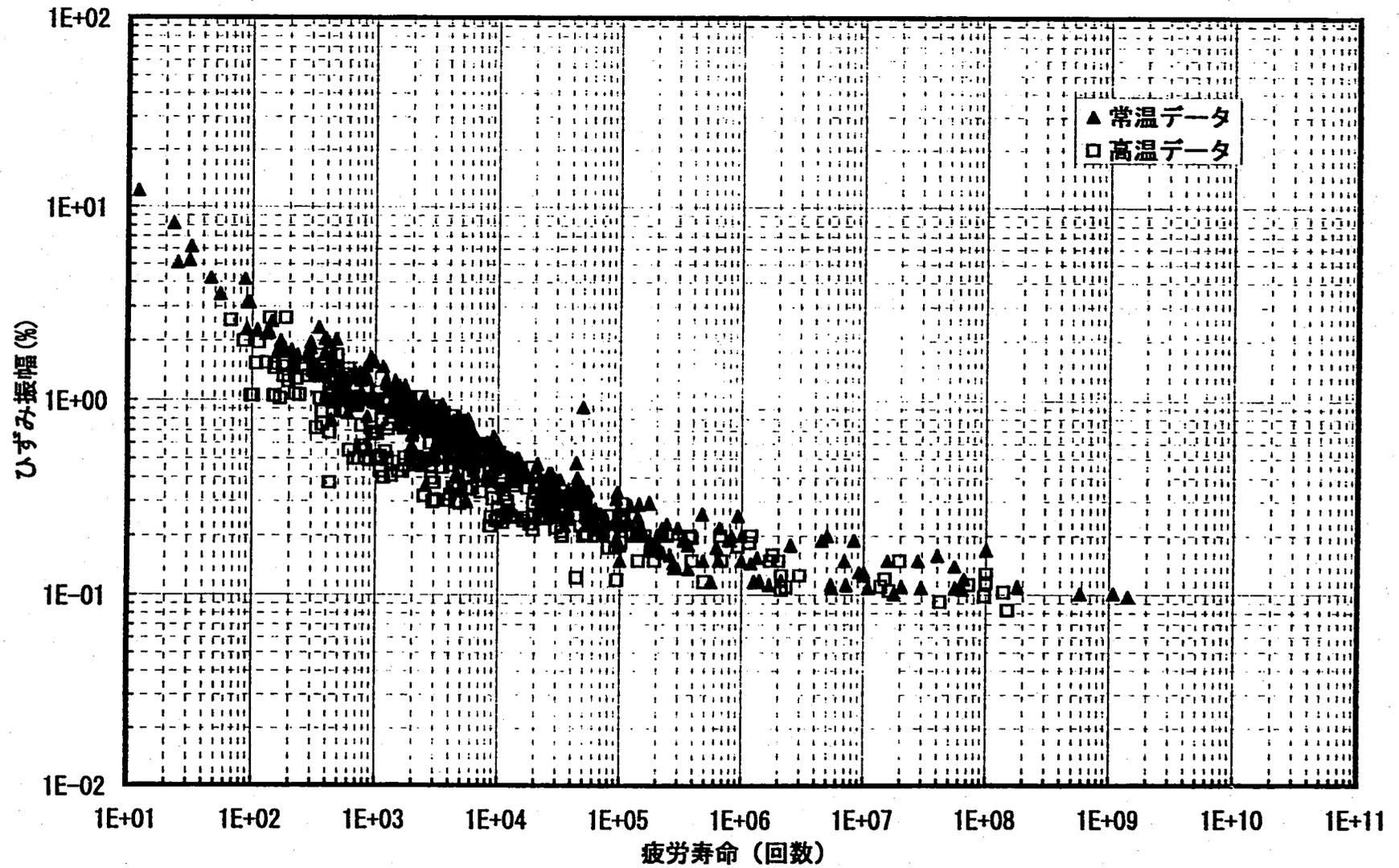


図3(a) オーステナイト系ステンレス鋼の疲労寿命 (ASMEバックデータ)

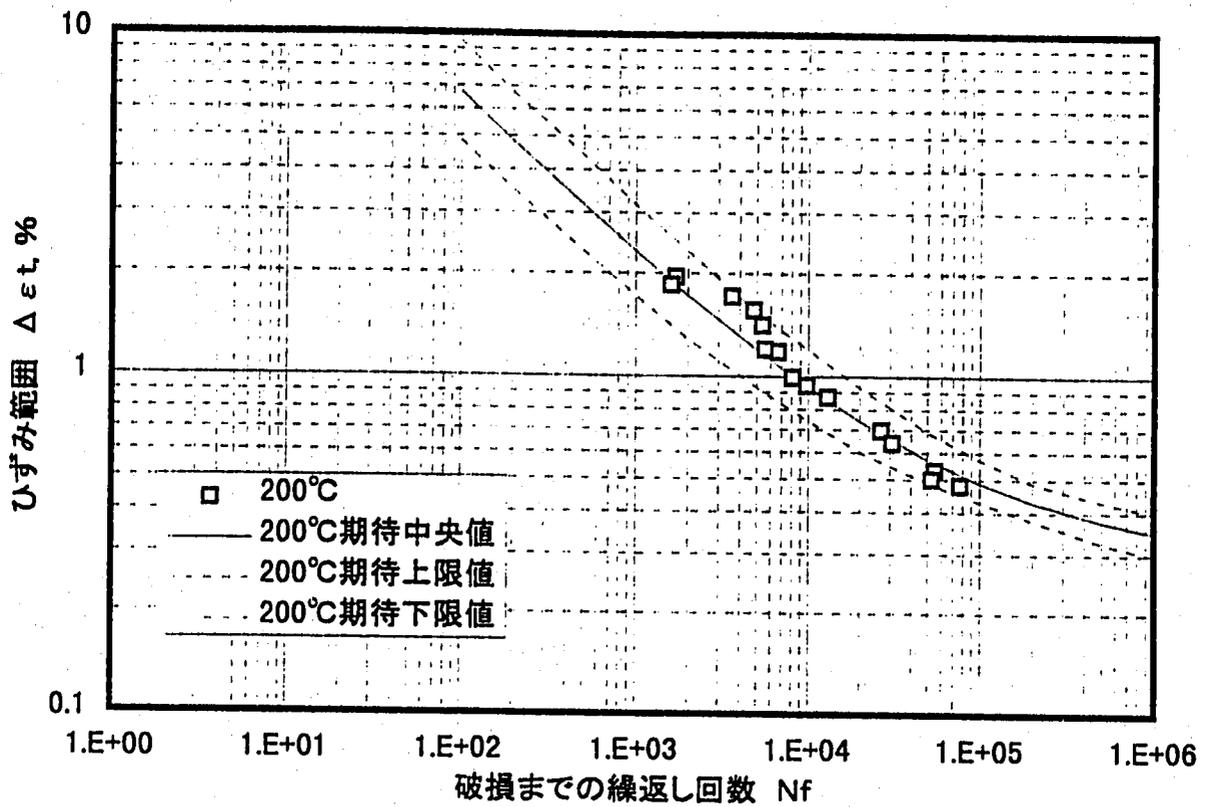


図3 (b) 200°Cの疲労試験データと適用する疲労曲線の対応

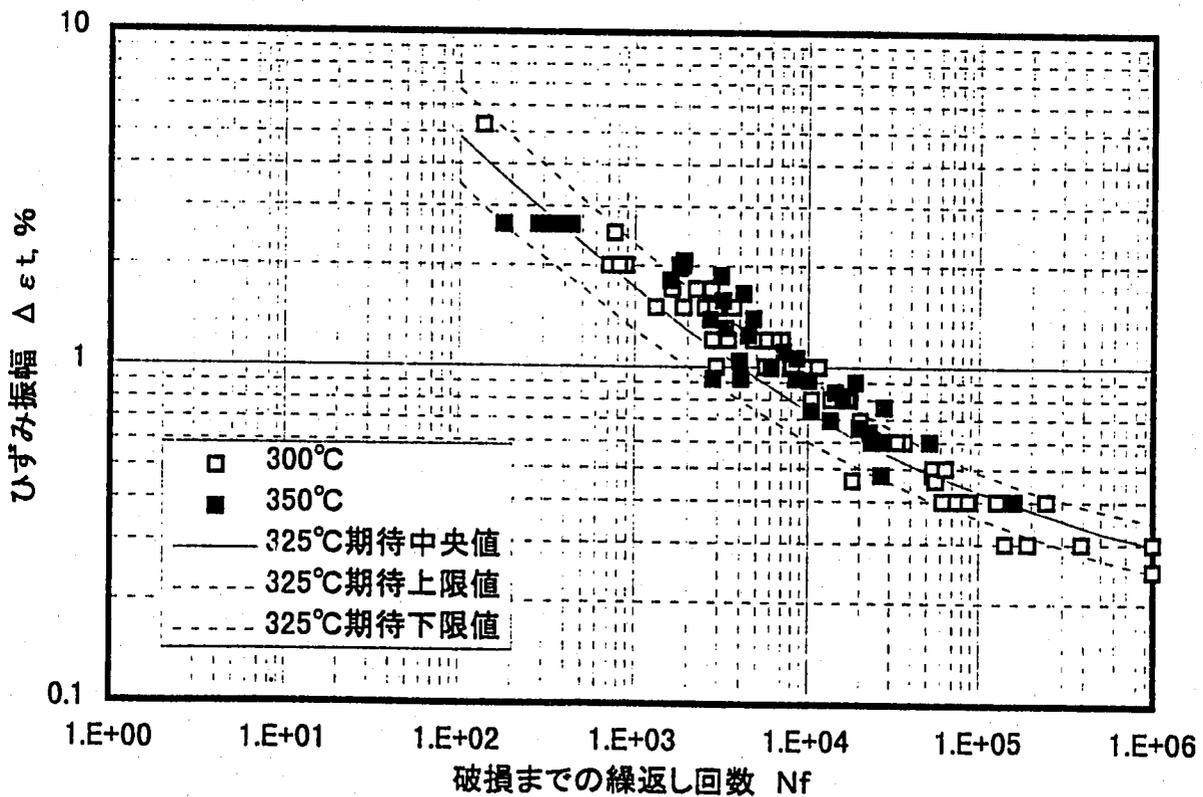


図3 (c) 300°Cと350°Cの疲労試験データと適用する325°Cの疲労曲線の対応

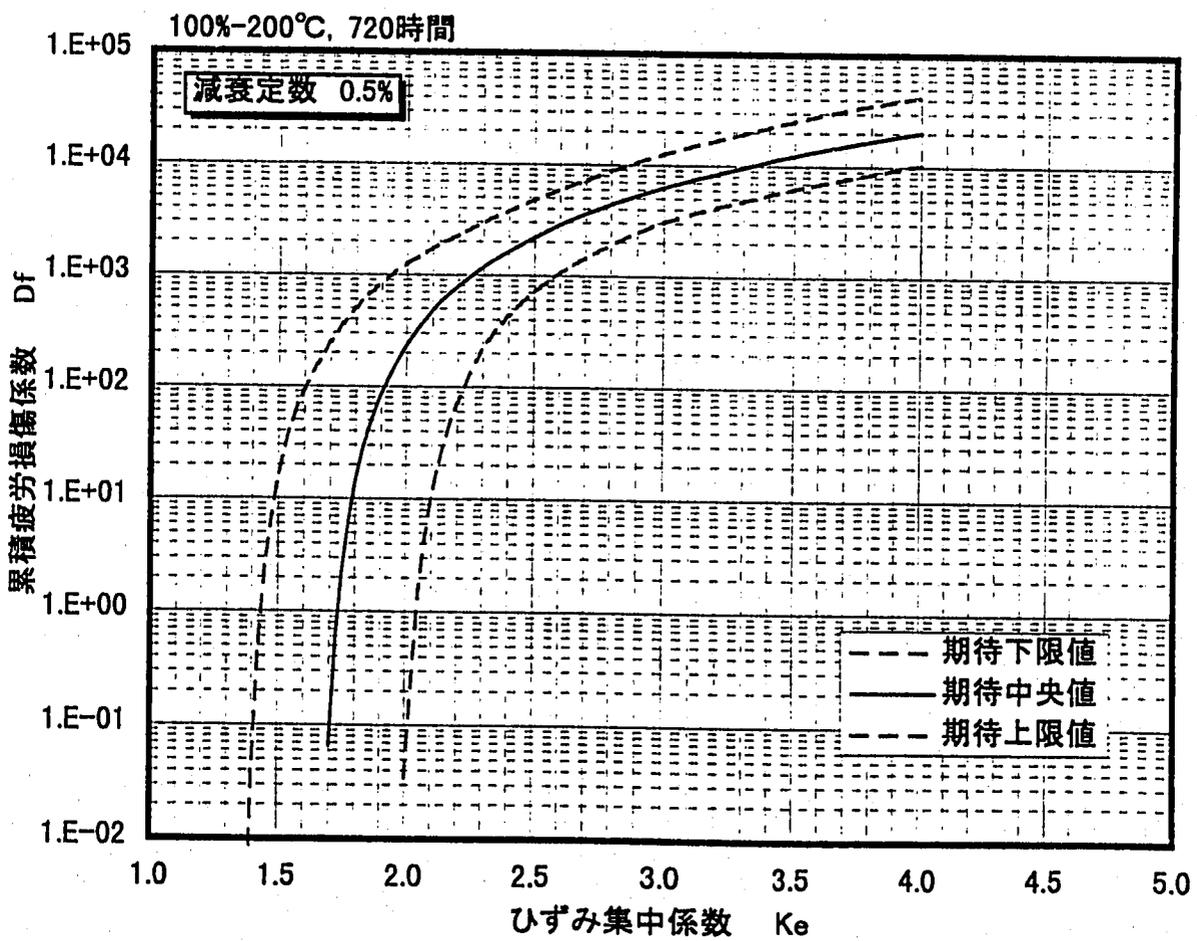
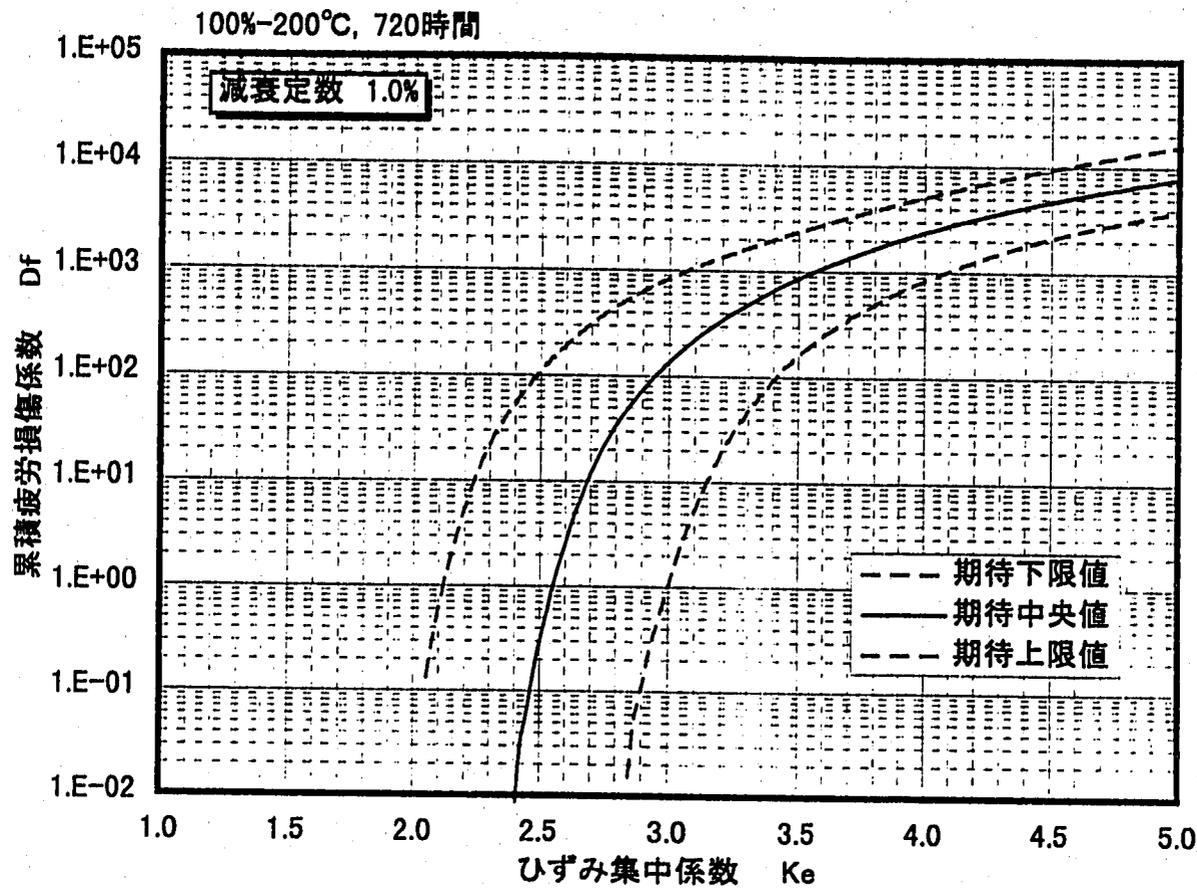


図4 200°C一定条件における疲労損傷係数とひずみ集中係数

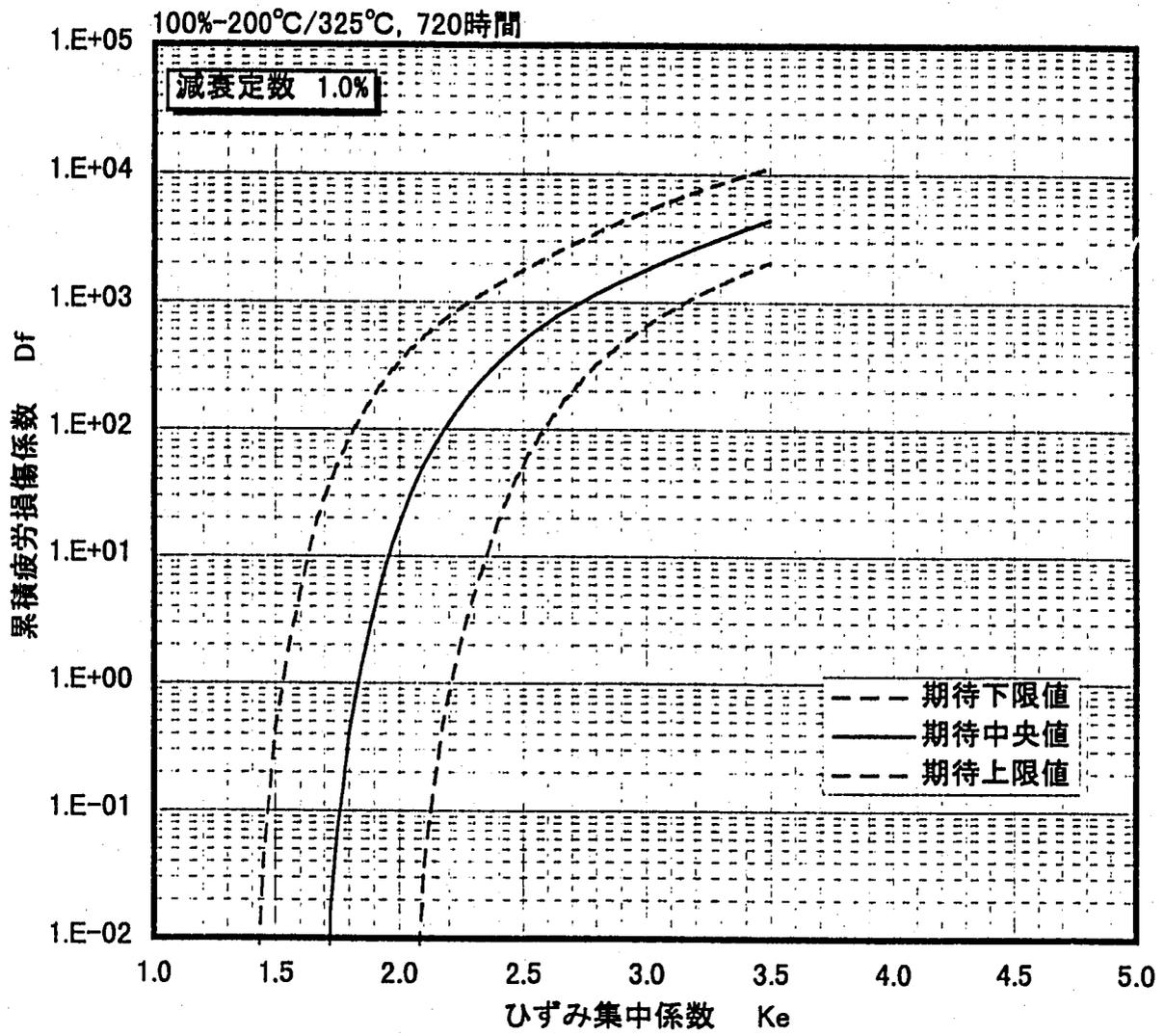


図5 100%流量運転期間中の累積疲労損傷係数とひずみ集中係数

流体力による温度計の振動について(中間報告第4報)

— き裂発生以降破損に至るまでの検討 —

平成8年3月18日

1. 当該温度計は、定格100%流量の運転期間(720時間)中、流体力による振動により細管付根段付部の上流側及び下流側表面において、周方向にある幅をもって有意な疲労き裂が生じていた可能性が大きいことが明らかとなった。(中間報告第3報:平成8年3月5日)
そこで、初期の100%流量状態において温度計ウェル段付部に深さ1mm程度の有意なき裂が存在していたと仮定して、後続の運転履歴により、そのき裂が進展、貫通し最終的に破断に至った推移を破壊力学的に検討した。(補足資料1)
2. 温度計のウェル細管付根段付部のき裂の進展に伴う振動特性の変化を有限要素法解析等により算定した。主要振動モードである細管部の片持ちはりモードの固有振動数は、き裂深さとともに低下し、き裂が細管断面中央部に達するとき裂のない場合の80%程度、最終破断直前では同40%程度になる。一方、き裂の進展に伴う断面剛性の減少によって振動モードも変化し、ウェル細管部の振動モードは、片持ちはりモードから、き裂断面の回転を中心とする振動モードに遷移していく。
与えられたウェル先端変位に対応するき裂位置での公称応力は、き裂の進展に伴う支配的振動モードの変化により大幅に減少することが明らかになった。(補足資料2)
3. 温度計ウェル細管付根段付部に発生したき裂を進展させる駆動力も、ナトリウムの流体力による振動であると考えられる。き裂進展を支配するウェル細管付根部の曲げ応力は、2. に示したように、ウェル先端の応答変位に関連づけられる。そこで、ウェル細管付根部にき裂が生じ、固有振動数が低下した温度計について各運転状態(温度、流速)における流体力による振動の変位応答を評価するため、無次元流速¹と無次元変位振幅²の関係

¹ 無次元流速 V_r は $V_r = V / (f_n d)$ で定義される。ここで V は流速、 f_n は温度計の固有振動数 (n 次)、 d は温度計の外径である。

² 無次元変位振幅は、温度計の先端変位振幅を外径で正規化した量である。

を表す簡便な変位応答線図を策定した。変位応答線図は、対称渦放出を伴う抗力方向 (in-line) 振動を対象として、一連の流体構造連成振動解析結果、別途実施された水流動試験結果及び既往の実験結果から、総合的に判断して定めた。上記の抗力方向振動が生じる領域は、無次元流速に関して 1.25 から 2.5 の範囲であり、変位振幅のピークは無次元流速 2.1 近辺とする。また、無次元変位振幅のピーク値は 0.1 ± 0.025 程度の幅を持たせる。(添付図1参照、補足資料3)

4. 2項で定めたき裂進展に伴う振動特性の変化と、3項で定めた変位応答線図を用いて、当該温度計の主要な運転履歴に基づく疲労き裂の進展を評価した。この評価において、き裂の前縁は流れ方向に直交する割線で表し、線形破壊力学に基づき応力拡大係数範囲を用いてき裂深さの増分を求めた。

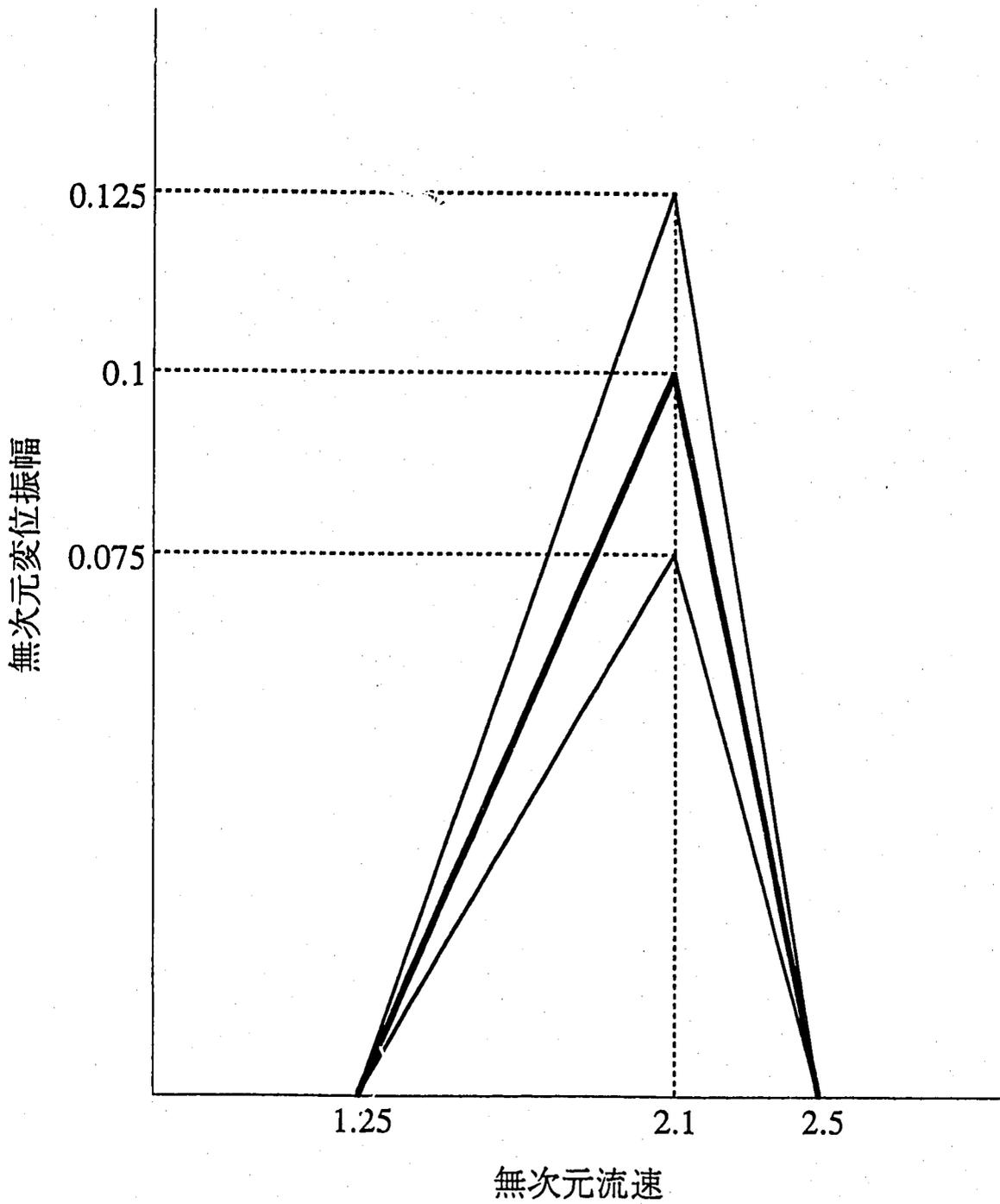
変位応答線図の無次元変位振幅のピーク値をパラメータとして、全運転期間中のき裂進展の度合いを検討した。

ピーク値の最大値 0.125 を用いると、初期の200℃、100%流量状態においてき裂は一気に進展し破断に至る。一方、最小値 0.075 を用いると、運転期間中のき裂の進展は全く見られない。ピーク値を中央値 0.1 とし、さらに、き裂が深くなったときに先端変位に対してき裂断面の公称応力が塑性により低下することを考慮すれば、100%流量状態では破断せず、40%流量時の高温条件(485℃)で破断に至る道筋が見える。

(添付図2参照、補足資料4)

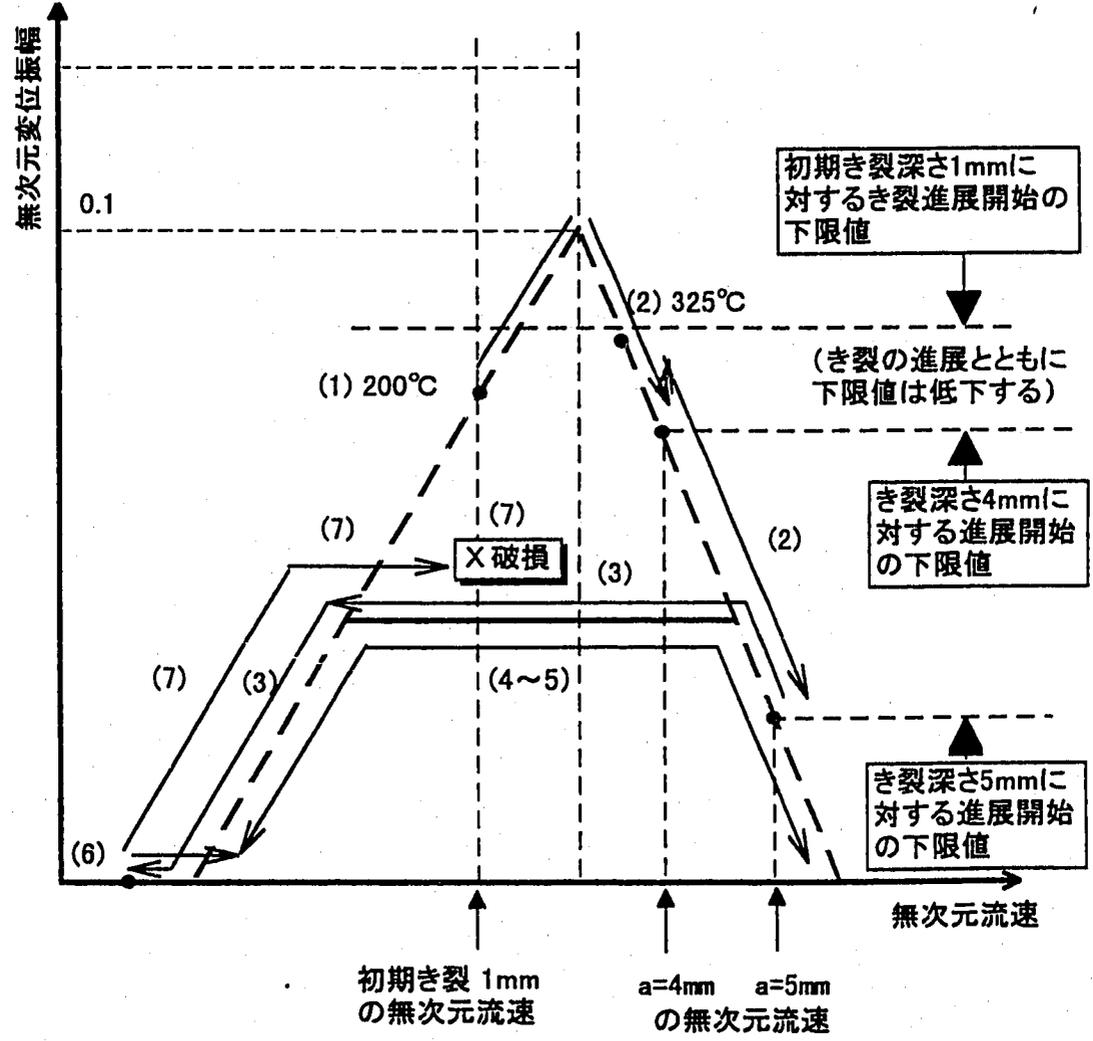
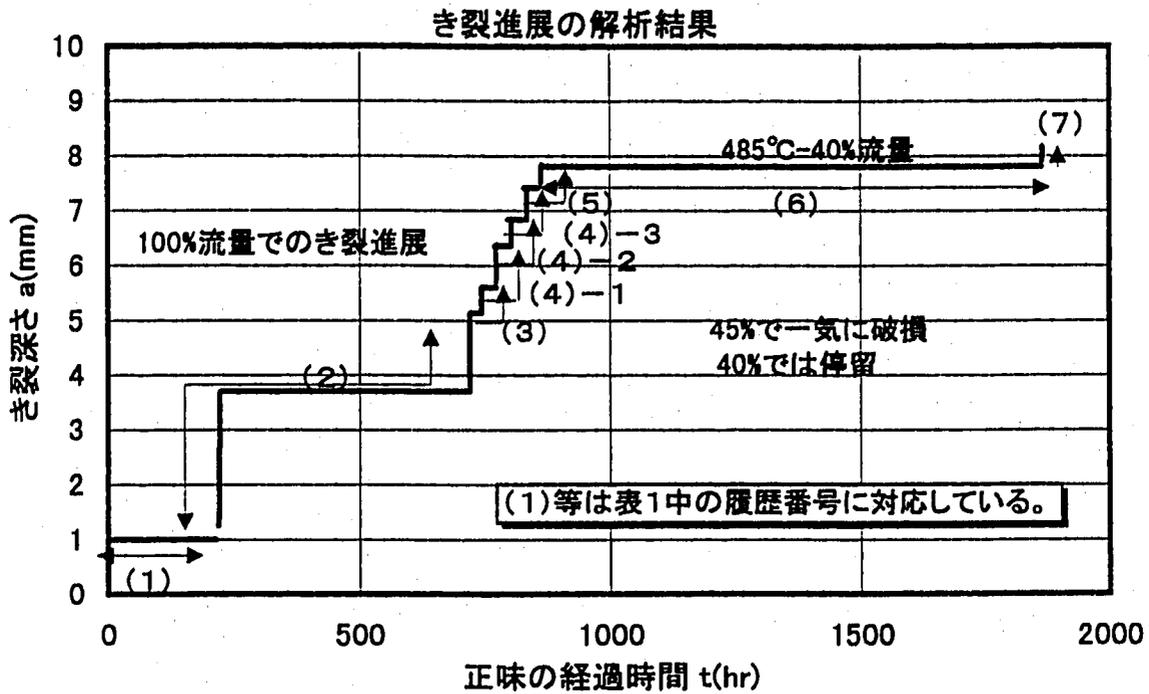
以上

添付図 1



変位応答線図

添付図2



破損に至るまでの考えられる時間的推移

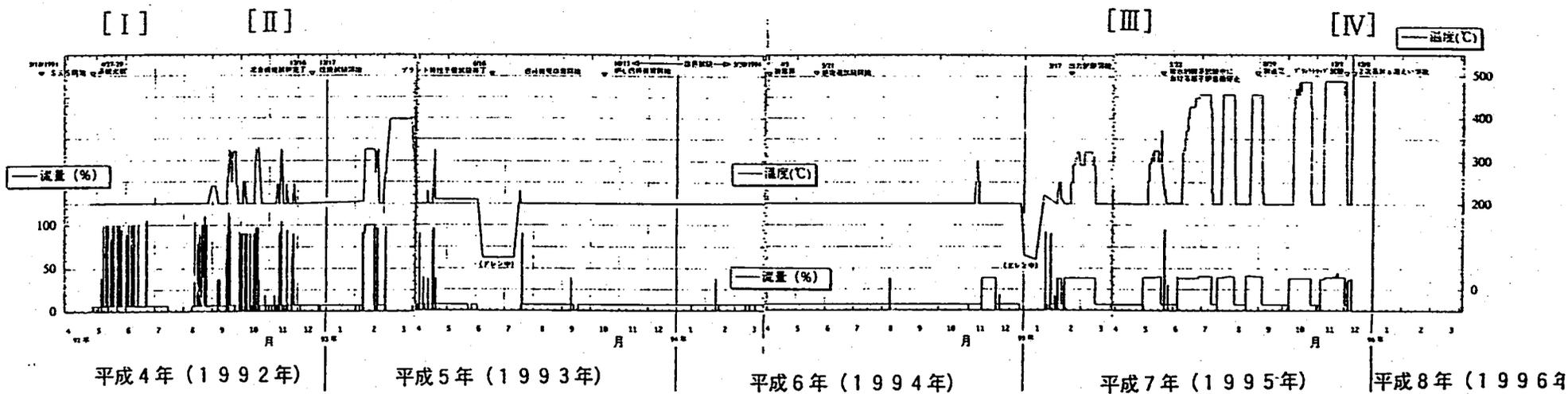


図1 2次主冷却系Cループの運転履歴

温度計の振動特性に及ぼすき裂の影響

1. 目的

温度計ウェル細管段付き部の疲労き裂進展により温度計の振動特性が変化すると、ウェルの連成振動応答もこれに伴って変化していくものと推定される。そこで、温度計の振動特性に及ぼすき裂の影響を解析によって把握する。また、き裂が有る場合のウェル先端変位と付け根部応力との関係を明らかにする。

2. き裂の進展に伴う固有振動特性の変化

2.1 固有振動数の低下

3次元ソリッド要素を用いてウェル細管段付き部にき裂を有する温度計の固有値解析を行った。解析モデルを図1に示す。ソリッド要素によるモデル化の範囲はき裂面を中心に軸方向に30mm(約3D, D:細管外径)とし、それ以外の部分はり要素を用いて全体をモデル化した。き裂は、接合されていない節点の組を同一断面内に設けることによって模擬した。

想定したき裂形状は前縁が直線状の弓形であり、これが外表面から反対側の表面に向かって細管軸に垂直の断面内を進展すると考えた。なお、破面観察の結果を参考にして、主き裂と反対側に副次き裂が存在するケースについても解析を行った。

図2に解析結果を示すが、これから次のことがわかる。

- き裂の進展に伴って固有振動数は低下する。ただし、き裂が浅い間は固有振動数の低減傾向は緩やかであり、顕著な影響はき裂が十分深くなって初めて現れる。¹
- 固有振動数は、き裂が細管断面の1/2まで進展した段階で固有振動数はき裂なしの場合の約80%に低下し、主き裂が十分深くなって副次き裂との間に幅約0.4mmのリガメントが残存している状態では約20%まで低下する。
- 主き裂の反対側に副次き裂が有ると、リガメント剛性は同一でも振動数の低下の度合いは若干大きい。

上述の解析モデル(線形固有値解析)ではき裂の閉口に伴う断面剛性の増加の

¹ なお、温度計全体が回転振動するモードの固有振動数はき裂の影響を受けずほぼ一定に保たれる。従って、き裂の進展に伴ってウェルの振動モードの固有振動数が低下していくと、ある時点で振動数の大小関係が逆転し、ウェルの振動モードが低次となる。ここでは、モードの次数に関わりなくウェルの振動を支配するモードの振動数に着目して整理している。

影響を無視しており、実際の振動数よりも若干低めの値を与えていると考えられる。そこで、き裂の閉口の効果を簡易に見積もる方法として、以下の等価固有振動数を用いることにする。

$$\frac{1}{f_{Equivalent}} = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{f_{Crack}} + \frac{1}{f_{NoCrack}} \right) \quad (1)$$

ここで、

$f_{Equivalent}$:	等価固有振動数
f_{Crack}	:	き裂が有る場合の固有振動数(解析値)
$f_{NoCrack}$:	き裂が無い場合の固有振動数

上記の簡易評価の妥当性を確認するために、代表的なケース(き裂深さ 5.2mm)についてき裂の開閉口をギャップ要素によって模擬した非線型モデルによる自由振動応答解析を行った。結果を図3に示すが、き裂の開口中は固有値解析により求めた振動数で、き裂の閉口中はき裂無しの場合に相当する振動数で、それぞれ振動しており、(1)式の等価振動数の有効性が確認できた。図3下段に固有値解析の結果と等価振動数の関係を示している。

2.2 振動モードの変化

段付き部のき裂によって、温度計の固有振動モードも変化する。図4に示すように、き裂の進展に伴う断面剛性の低下によって、ウェル細管部の振動モードは太管に弾性支持された片持ちはりのモードから、き裂断面で支持される剛体の回転振動のモードに遷移していく。ウェル先端変位に占める寄与率を見ると、振動数の低下に伴って剛体回転モードの寄与は放物線的に増加していき、振動数比が約 0.7 の近傍で両者の寄与はほぼ同等となる。

2.3 ウェル先端変位と付根部公称曲げ応力²の関係

き裂が無い場合には、ウェルの振動による付根部の公称曲げ応力はウェルの先端変位と比例関係にあることを示した(中間報告第3報, 補足資料3)。

$$\sigma_b = C \times \delta \quad (2)$$

² ウェル付根部に生じる曲げモーメントを、き裂が無いとして算定した断面係数で除して得られる曲げ応力の値。

ただし、

σ_b	:	ウェル付根部公称曲げ応力
C	:	比例定数
δ	:	ウェル先端変位

一方、はりモデルによる応答解析によると、き裂の進展に伴って固有振動モードが変化した場合、ウェル先端変位と公称曲げ応力の間には比例関係は成立するが、この比例定数が振動数(き裂の深さ)によって変わってくる(図5上段参照)。図5下段は種々のき裂深さの場合の公称曲げ応力とウェル先端変位の比を振動数比によって整理したものであるが、図から、比例定数((2)式の C に相当)が振動数比の二乗に比例することがわかる。

き裂が有る場合のウェルの振動モードは片持ちはりの曲げ成分とき裂断面の回転による剛体モードに分離することが出来るが、公称曲げ応力もこの二つの成分に関係づけられるものの和であると考えることができる。

3. 結論

- (1) ウェル細管付根段付き部のき裂が温度計の固有振動数と固有振動モードに及ぼす効果を解析によって把握し、この結果に基づいてき裂の閉口を考慮した等価な振動数を簡易に推定する手法を示した。
- (2) き裂断面の公称曲げ応力をウェルの先端変位に基づいて推定する関係式を、き裂に伴う振動モード形状の変化と関連づけて示した。

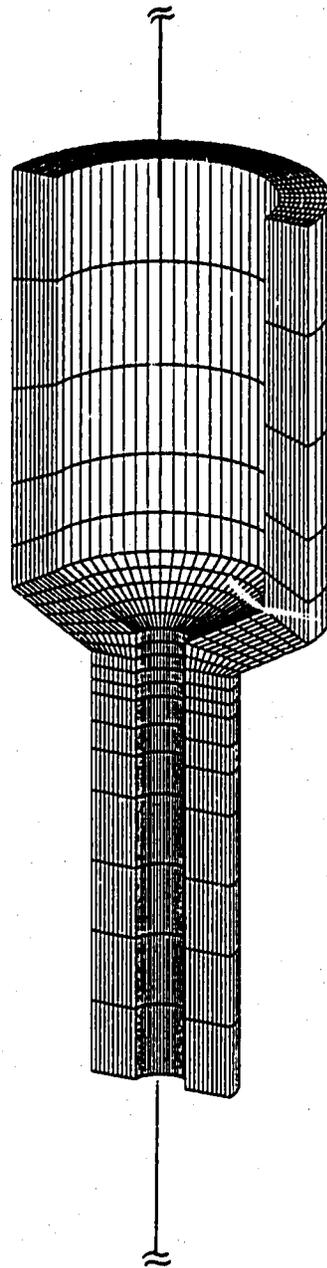
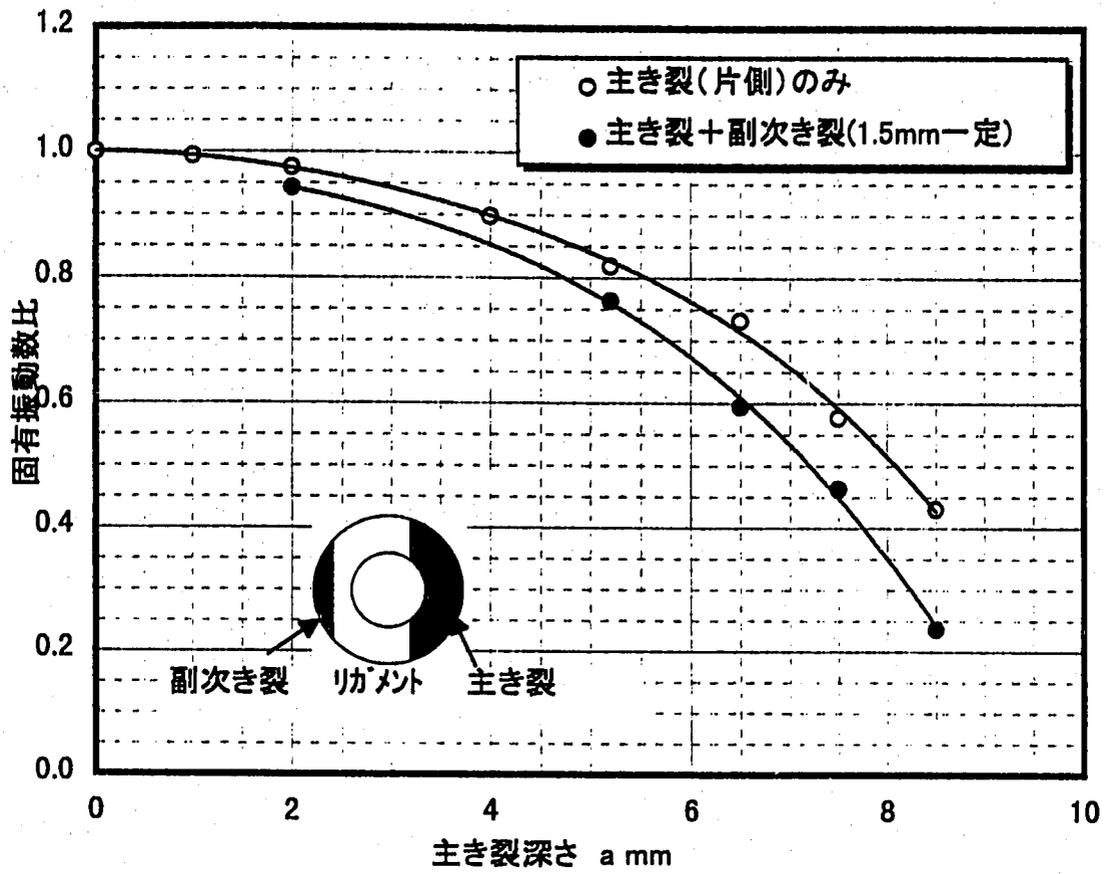
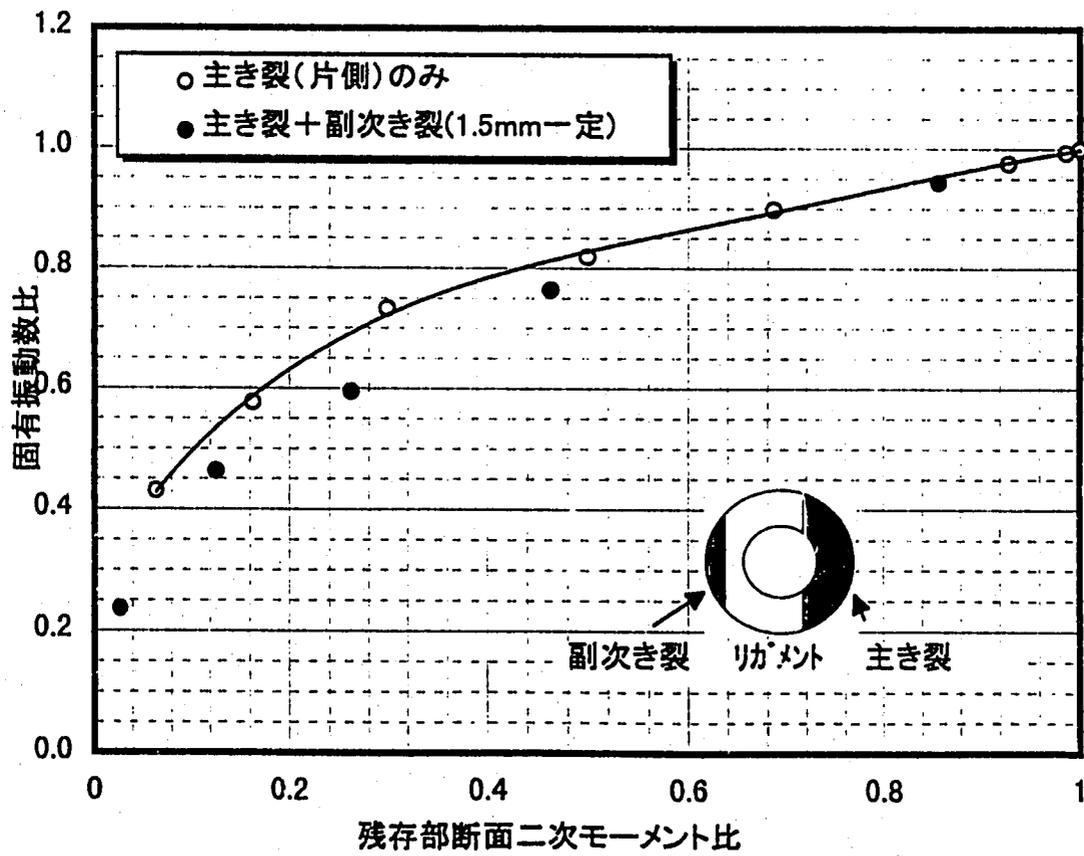


図1 き裂を有する温度計の固有値解析モデル

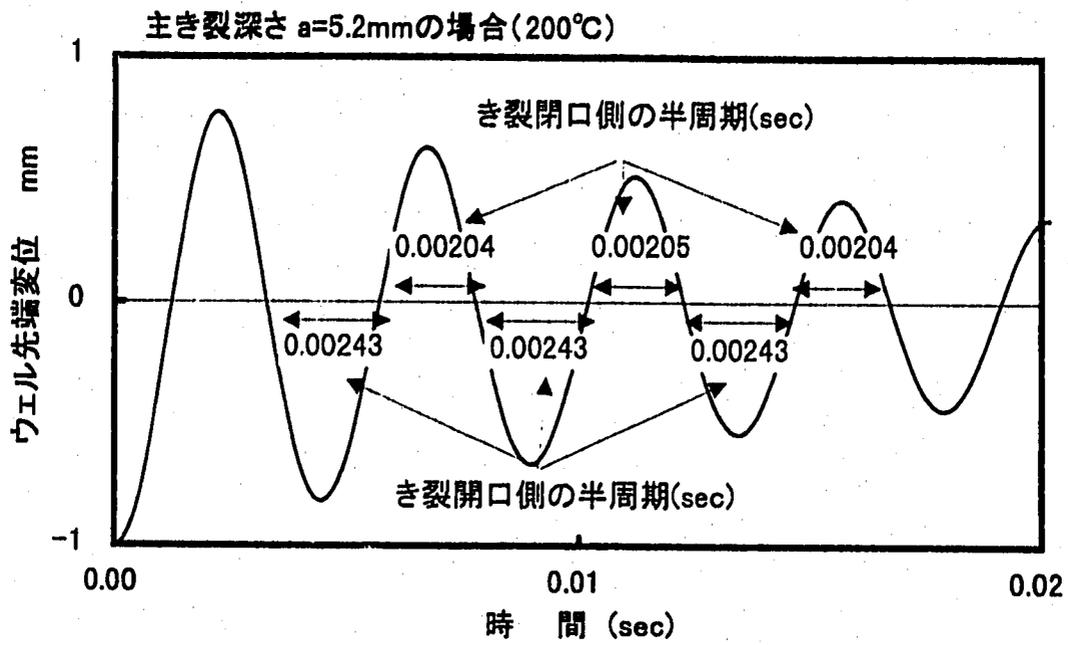


(a) き裂深さと固有振動数低下の関係

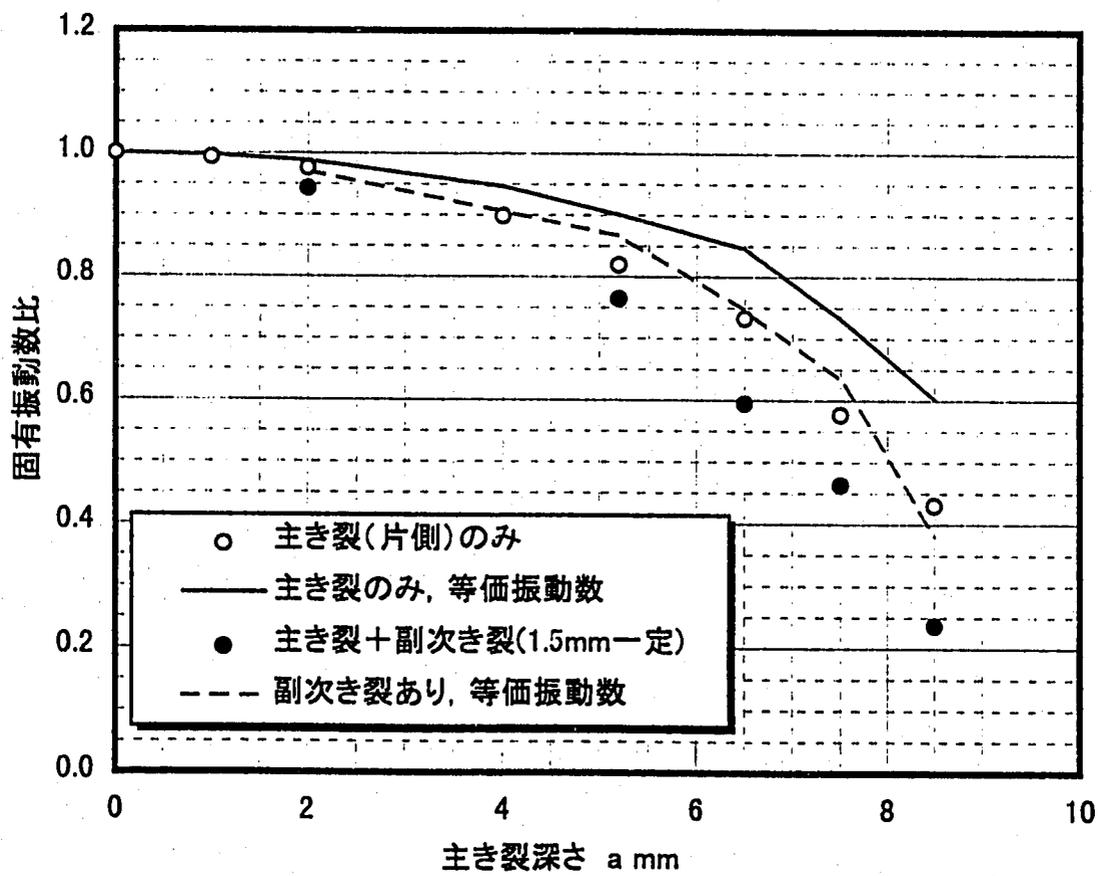


(b) 残存部断面二次モーメントと固有振動数低下の関係

図2 段付き部き裂が固有振動数に及ぼす影響



(a) 非線型時刻歴計算の結果の例



(b) 等価固有振動数

図3 き裂の閉口を考慮した等価固有振動数

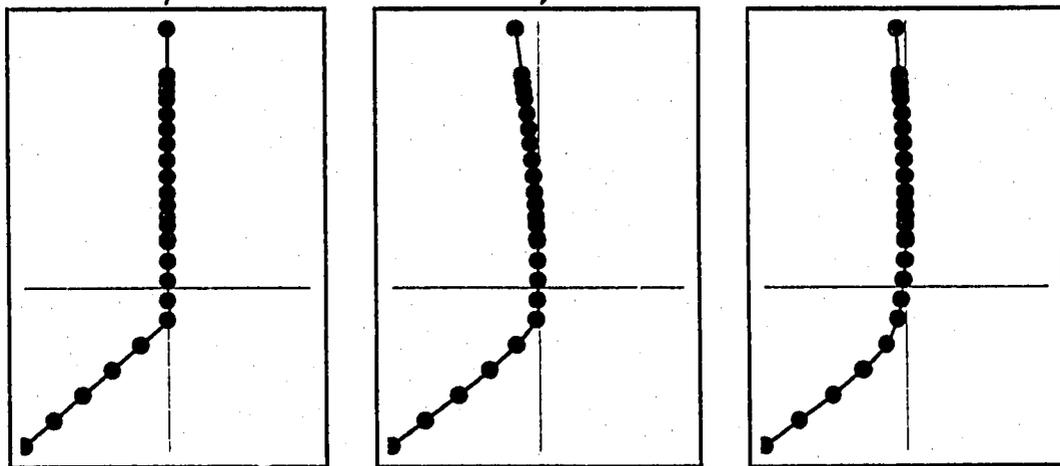
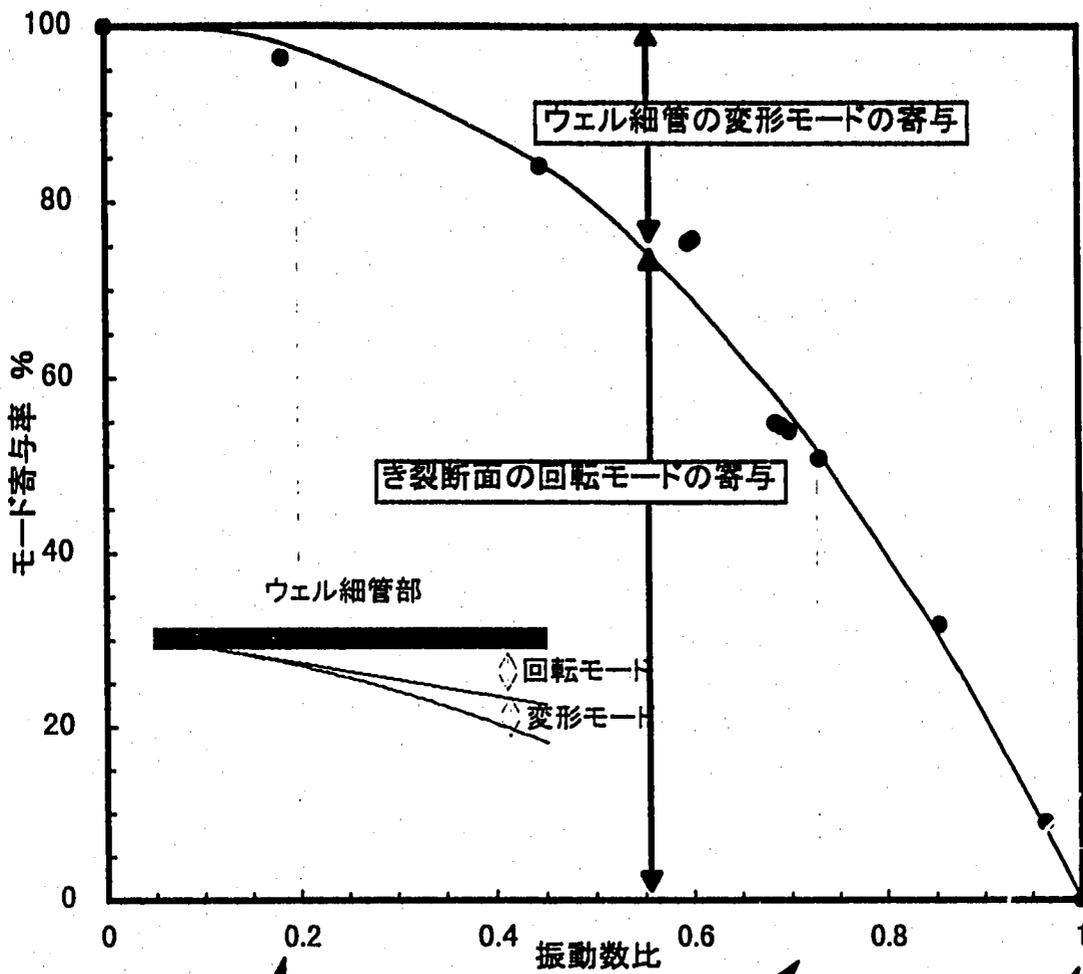
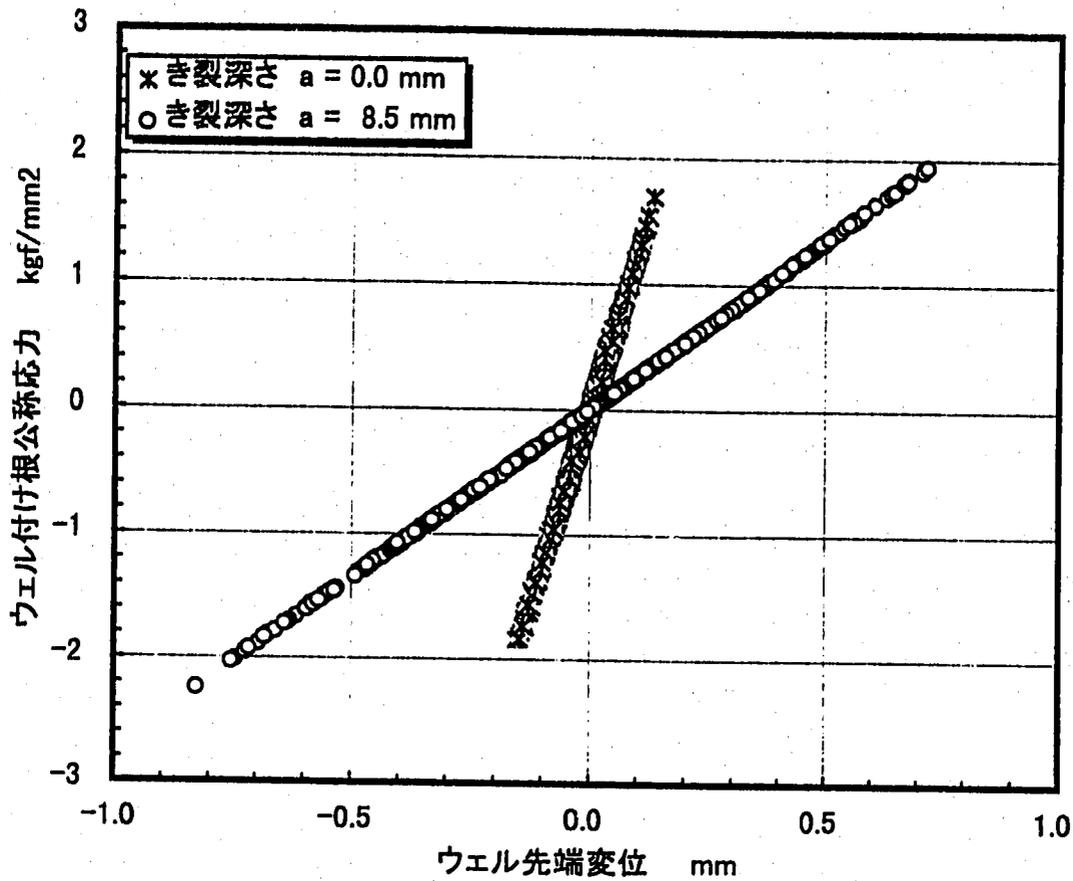
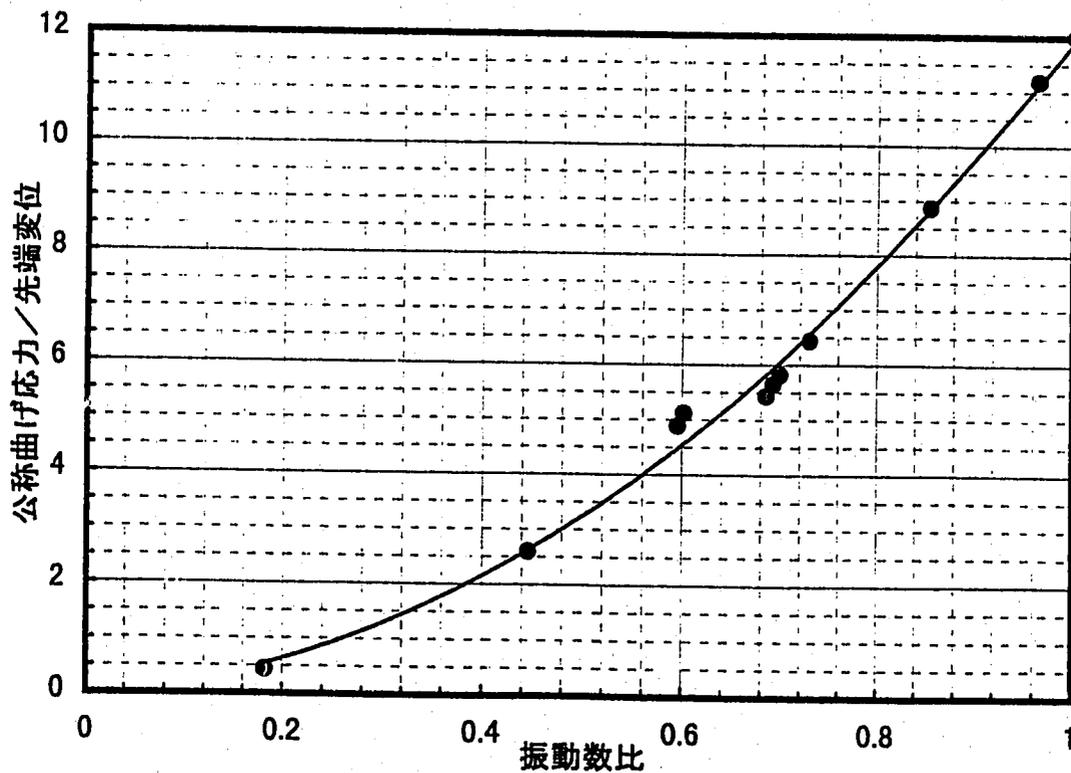


図4 き裂進展に伴う振動モードの変化



(a) ウェル先端変位と付け根公称曲げ応力の線形関係



(b) 公称曲げ応力の先端変位に対する比

図5 ウェル先端変位と段付き部公称曲げ応力の関係

平成8年3月18日

温度計ウェルの変位応答線図

1 目的

温度計ウェル細管付根段付部においてき裂が進展するに伴い、ウェルの固有振動数が低下することを考慮して、ウェルの固有振動数をパラメータとした流体-構造連成振動解析により、無次元流速とウェル先端の無次元変位の関係（変位応答線図）を評価する。

2 解析の概要

温度計ウェルは、100%流量時に細管付根段付部にき裂が生じ、その後40%流量時に折損したものと推定されている。100%流量状態においてき裂が発生していたとすれば、その後のき裂進展に伴い固有振動数が減少すると考えられることから、ウェルの固有振動数をパラメータとして流体-構造連成振動解析を実施した。解析結果を無次元流速と安定性パラメータで整理して、ナトリウム流速とウェルの固有振動数に応じたウェル先端の変位応答を算定した。

解析コードは有限要素法流動解析コードSPLASHであり、解析体系、解析メッシュ、解析モデルは中間報告第3報と同一とした。本報告にて新たに実施した40%流量状態の解析の時間刻み幅は、解析精度と数値安定性から判断して $\Delta t = 2 \mu\text{sec}$ とした。

中間報告第3報で、100%流量状態については報告したので、ここでは40%流量状態の解析条件を示す。

(1) 流動解析部

40%流量試験(485°C)

ナトリウム流速	v	2.17 m/s
ナトリウム密度	ρ	836 kg/m ³
動粘性係数	ν	3.00×10^{-7} m ² /s
レイノルズ数	Re	7.2×10^4
単位面積当たり質量流量	ρv	1800 kg/m ² s

40%流量時の流速は、質量流量を一定として試験時の温度から算定した。

補足資料 3

(2) 温度計ウェル

細管部単位長さ質量	m	0.574 kg/m
減衰定数	h	0.5 %及び 1.0 %
固有振動数	f	パラメータとする

3 40 % 流量時の健全ウェルの流体連成振動解析

3-1 解析条件

温度計ウェルが健全であるとの前提で、ナトリウム漏洩が発生した40%流量状態でのウェル先端の応答変位と段付部曲げ応力を算定するため、流体-構造連成振動解析を実施した。本解析では、ウェル破損時の運転状態（定格40%流量、冷却材温度485℃）とした。解析では、初期流速は0 m/sとし、0.01秒かけてランプ状に所定の流速（2.17 m/s）まで上昇させた。

40%流量状態では、ウェルが健全であるとするれば変位振幅が小さいと考えられることから、中間報告第3報補足資料2を参考として減衰定数を0.5%とした。これは、変位が小さいときの減衰定数の実測値に基づいている。また、温度が485℃の条件で、損傷が無く、健全な状態のウェルの固有振動数は、253.7 Hz（流体質量効果を考慮すると240.5 Hzに相当する）である。

3-2 解析結果

40%流量条件の無次元流速 \tilde{v} と安定性パラメータ k_s は

$$\tilde{v} \equiv \frac{v}{fd} = 0.86 \quad (1)$$

$$k_s \equiv \frac{2m_e \delta_s}{\rho d^2} = 0.44 \quad (2)$$

となる。ここで、 f は構造の固有振動数、 v は流速、 d は円柱直径、 m_e は単位長さあたりの等価質量、 δ_s は円柱の対数減衰率である。従って、ASMEコード1に示されている

¹ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III, Division 1 Appendix N, Article N-1300, ASME, (1995)

補足資料 3

抗力方向の振動が防止または抑制される条件

$$\bar{v} \equiv \frac{v}{fd} < 1.0 \quad (3)$$

を満足し、抗力方向に自励的な振動は生じない範囲にあると考えられる。

図1と図2には、ウェルの抗力方向と揚力方向の変位時刻歴を示す。解析開始後、約0.1秒には定常的な振動挙動となっている。抗力方向の振動数は約240 Hzであり、流体質量効果を考慮した固有振動数に一致している。応答がほぼ定常になった範囲(0.4秒から0.8秒)の荷重と変位応答を表1に示す。時間平均は抗力方向変位は0.012 mm、揚力方向の変位は0.0017 mmである。平均値まわりの二乗平均値(RMS)は抗力方向変位は0.041 mm、揚力方向の変位は0.016 mmである。平均変位振幅を求めると、抗力方向には0.058 mm、揚力方向には0.022 mmとなる。変位振幅は抗力方向、揚力方向ともに、ウェル直径の1% (0.1 mm) 以下となっており、十分に小さい。また、100%流量条件の解析結果と異なり、抗力方向の振動が著しく卓越する現象は見られない。従って、抗力方向の自励的な振動は抑制されているといえる。Chen²によれば、渦放出の同時性が増加し始め、抗力方向の自励的な振動を生じさせる抗力方向変位の下限值は、円柱直径の1%から2%であり、本解析の結果は、これと符合している。

平均変位振幅から段付部曲げ応力の平均振幅は、6 GPa (0.6 kgf/mm²) 程度と計算される。この値は十分に小さく、ウェルに損傷を生じさせるものではないと考えられる。

なお、本解析で、ウェル先端の変位と荷重は同位相となっていることが確認され、中間報告第3報の「流体-構造連成解析における等価荷重の考え方」を適用できるとした前提は、直径の0.6%程度の変位であっても妥当といえる。

4 き裂の存在を想定した温度計ウェルの連成振動解析と変位応答線図の作成

4-1 解析条件

中間報告第3報にて、100%流量時に温度計ウェルの細管付根段付部に有意なき裂が生じていた可能性が大きいことが示された。また、上述の解析により、き裂のない健全なウェルに生じる応力は、40%流量状態では十分に小さく、き裂の進展に寄与しないことが示された。そこで、段つき部にき裂を想定し、ウェルの固有振動数が低下したとして40%流量条件で解析を実施した。

²S-S. Chen, Flow Induced Vibration of Circular Cylindrical Structures, Hemisphere Publishing Corp. (1987)

補足資料 3

King³が示した無次元流速と変位応答の関係に基づき、ウェルの固有振動数をパラメータとして無次元流速を変化させ、以下の通り解析条件を設定した。

	無次元流速(f)	コメント
ケース1	0.86 (253.7 Hz)	健全ウェルの固有振動数に相当する。
ケース2	1.10 (197.3 Hz)	抗力方向振動が発生しない無次元流速。ASMEコードでは無次元流速を1.0以下ならば生じないとしている(3式)。
ケース3	1.20 (180.8 Hz)	抗力方向振動が開始する近傍の無次元流速。
ケース4	1.30 (166.9 Hz)	抗力方向振動が卓越すると考えられる無次元流速。
ケース5	1.40 (155.0 Hz)	抗力方向振動が卓越すると考えられる無次元流速。
ケース6	1.50 (144.7 Hz)	き裂が破損近傍まで進展したとき(き裂深さ約7mm)の固有振動数に対応する無次元流速。

き裂進展解析では変位が大きいこと、また段付部のき裂の存在などの減衰増加する要因があることを考慮して減衰定数を1.0%とした以下のケースも解析した。

ケース7	1.25 (173.6 Hz)	抗力方向振動が開始するとされる無次元流速。
ケース8	1.50 (144.7 Hz)	ケース6において減衰定数のみを1.0%とする。

4-2 解析結果

以下に示すとおり、図1から図16にケース1からケース8の抗力方向変位と揚力方向変位の時刻歴を示す。

	抗力方向変位時刻歴	揚力方向変位時刻歴
ケース1	図1	図2
ケース2	図3	図4
ケース3	図5	図6
ケース4	図7	図8
ケース5	図9	図10
ケース6	図11	図12
ケース7	図13	図14
ケース8	図15	図16

³Roger King, A Review of Vortex Shedding Research and Its Application, Ocean Engng, Vol.4, pp141-172 (1977)

補足資料 3

応答がほぼ安定した時間領域（0.4秒から0.8秒）の荷重と変位応答を表1から表8に示す。これらの結果と中間報告第3報の結果（100%流量、200℃条件で減衰定数1.0%と0.5%の2ケース、100%流量、325℃条件で減衰定数1.0%の1ケース）をあわせて図17に抗力方向変位と揚力方向変位を示す。変位の傾向や、抗力方向の自励的な振動が生じる限界となっている無次元流速は、既往の実験結果と整合している。従って、ここで実施した流力振動解析は、抗力方向の自励的な振動を再現していると考えられる。

4-3 抗力方向振動の変位応答線図

変位応答線図は、(1)式で定義される無次元流速と無次元変位振幅（変位振幅 A を円柱の直径 d で除した量、 A/d ）の関係を表す図である。き裂進展解析に用いる変位応答線図の作成で参考とできるデータは、連成振動解析結果、水流動試験結果（中間報告第3報補足資料4）、King⁴の実験結果等である。Kingの実験体系や流動条件は、当該温度計ウェルと異なっているが、最も包括的に多くの実験結果の整理に基づいて、抗力方向振動は $1.25 < \bar{v} < 2.5$ で発生し $\bar{v} = 2.1$ で最大となることを述べている。Chen(1987年)はその著書²で抗力方向振動の特性としてKingの結果を引用している。この知見に基づき、変位応答線図の設定において以下を仮定した。

- (1) 自励的な振動の開始無次元流速を1.25とする。
- (2) 無次元流速が2.1のときに無次元変位振幅は最大値を示す。
- (3) 無次元流速が2.5のときに無次元変位振幅は0に低下する。

さらに簡単のため、

- (4) (1)から(3)の3点を直線で内挿できるものとする。

従って、無次元流速が2.1のときの無次元変位振幅のピーク値を設定すれば、変位応答線図は決定される。実験の知見によれば、変位振幅は安定性パラメータに強く依存し²、従ってウェルの減衰特性に依存する。ウェルの減衰定数評価の不確定性が大きいことを考慮して、上に述べた3種類の情報（数値解析、水流動実験、Kingの実験）のほぼ中央値をとり、

- (5) 温度計ウェル直径で規格化した無次元変位振幅ピーク値は0.1とする。

図18に流力振動解析結果と、ここで設定した変位応答線図を示す。解析結果は減衰定数が1.0%と0.5%とした曲線が示されている。減衰定数は、大振幅時（0.1mm以上）には1.0%、小振幅時（0.1mm以下）には0.5%と評価される（中間報告第3報補足資料2）。変位振幅0.1mm（無次元変位が0.01）以上に対応する応力が生じなければき裂は進展しないことから、減衰定数1.0%の解析結果を参照することが適当である。ここで設定した変位応答線図は減衰定数1.0%の解析結果と良く対応している。なお、無次元変位が0.01か

4R. King and M. J. Prosser, On Vortex Excitation of Model Piles in Water, J. of Sound and Vibrattion, Vol. 29(2), pp169-188, (1973).

補足資料 3

ら0.02以下になるとウェル長手方向の渦放出の同時性が崩れるために、二次元解析では荷重を過大に評価することになる。従って、無次元変位が0.02以下ではそれ以上の領域と同じ傾きで直線的に低下するとすれば、解析結果は変位応答線図及び実験結果と一致する。

図19には水流動試験結果と変位応答線図を示す。水流動試験の流速6m/s（無次元流速2.4）以上のデータは試験に用いたポンプの定格容量を越えて実施した試験から得られていることから、無次元流速2.4以下の結果を用いた。設定した変位応答線図は概ね、水流動試験の結果と対応しているが、水流動試験のウェルは熱電対シースが入っていないため減衰定数は0.5%未満と考えられること、き裂のない健全ウェルによる試験であることを考慮すると、無次元変位ピーク値は大きめに設定されていると考えられる。

図20にKingの実験結果と設定した変位応答線図の対応を示す。Kingの実験は液面を有する流路に直径1インチ、長さ41インチのアルミニウム円柱を浸漬したものであり、円柱付け根部の曲げモーメントを測定し、換算係数を乗じることによって先端変位を求めている。流速は10から20インチ毎秒であり、レイノルズ数は数1,000から10,000程度と見られる。安定性パラメータが0.38と0.82のデータは水面から突き出た円柱上部に質量を付加し、安定性パラメータを変化させたものである。また安定性パラメータが0.60と0.94のデータは水位を変化させて安定性パラメータを変化させたものである。従って、温度計ウェルの条件とは必ずしも対応しない。図20に示すように、試験の方法によってデータにばらつきがある。変位応答線図は、4本の実験データに対して平均的な線図となっている。温度計ウェルの減衰定数1.0%のときの安定性パラメータ0.84に比較的近い0.82と0.60、0.94の結果に対応させれば変位応答線図は、大きめの設定となっている。

図21には図18から図20の全ての結果を示している。設定した変位応答線図は、解析と実験から得られる知見を総合的に判断して求めている。自励的な振動の発生上下限值についてはほぼ最確値を、ピーク変位に関してはやや大きめの値を与えられられる。

ここで求めた変位応答線図は、最確値に近いものと考えるが、水流動試験においてはウェルにシースがないこと及び、Kingの実験の $k_s=0.82$ あるいは0.94の結果との対比からはやや大きめと考えられる。ウェルのき裂進展から破損に至る過程の解明するという観点からは、ここで作成した変位応答線図のピーク値を小さくした条件（無次元ピーク変位0.075）が現実と符合している可能性もある。一方、減衰が小さくなっていったとすれば、ピーク値を大きくした条件（無次元ピーク変位0.125）も想定できる。これらを勘案すれば、図22に示すように、ピーク値として0.1±0.025程度の幅をとることが適切と考えられる。

5 結論

(1) ナトリウム漏洩が発生したときの運転状態（40%流量、ナトリウム温度485℃）でき裂が無い健全な温度計ウェルの流体一構造連成解析を実施した。減衰定数は、ウェルの応答変位が小さいことを考慮して0.5%とした。その結果、抗力方向の振動が卓越する現象

補足資料 3

は見られず、また、抗力方向、揚力方向ともに平均変位振幅はウェル直径の1%以下であった。従って、40%流量状態は自励的な振動は発生しない領域にあることが示された。このとき、段付部曲げ応力の平均振幅は6 GPa (0.6 kgf/mm²)程度と十分に小さく、き裂の進展に寄与しない。従って、ウェルが健全な状態であれば、40%流量相当の流体力により損傷が生じることはないと考えられる。

(2) 温度計ウェル段付部にき裂を想定し、ウェルの固有振動数が低下した状態での流体-構造連成振動解析を実施した。ウェルの固有振動数をパラメータとした解析により、無次元流速とウェル先端の変位の関係を評価した。解析結果はKingの実験結果と一致しており、抗力方向の振動が再現されていることを確認した。

(3) 流力振動解析結果と水流動試験結果及びKingの実験結果を総合的に判断して、き裂進展解析に使用する変位応答線図を作成した。自励的な振動の開始無次元流速を1.25、無次元変位振幅が最大となる無次元流速を2.1、変位振幅が0となる無次元流速を2.5とし、その3点を直線で内挿した。ウェル減衰特性の不確定性を勘案すれば、無次元変位振幅のピーク値として0.1±0.025程度の幅を考慮しておくことが適切である。

補足資料 3

表1 ケース1 (40%流量条件、減衰定数 0.5 %、 $\bar{v}=0.86$) の場合の荷重と変位応答

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	抗力方向変位(mm)	揚力方向変位 (mm)
時間平均値	18.0	-2.53	0.012	-0.0017
平均値まわりのRMS	8.13	20.0	0.041	0.016
平均変位振幅	—	—	0.058	0.022
平均変位振幅/直径	—	—	0.58 %	0.22 %

表2 ケース2 (40%流量条件、減衰定数 0.5 %、 $\bar{v}=1.1$) の場合の荷重と変位応答

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	抗力方向変位(mm)	揚力方向変位 (mm)
時間平均値	16.6	-0.57	0.019	-0.0006717
平均値まわりのRMS	14.3	17.5	0.13	0.025
平均変位振幅	—	—	0.19	0.035
無次元変位振幅	—	—	1.9 %	0.35 %

表3 ケース3 (40%流量条件、減衰定数 0.5 %、 $\bar{v}=1.2$) の場合の荷重と変位応答

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	抗力方向変位(mm)	揚力方向変位 (mm)
時間平均値	13.6	-1.85	0.019	-0.0025
平均値まわりのRMS	19.4	13.7	0.22	0.028
平均変位振幅	—	—	0.31	0.039
無次元変位振幅	—	—	3.1 %	0.39 %

表4 ケース4 (40%流量条件、減衰定数 0.5 %、 $\bar{v}=1.3$) の場合の荷重と変位応答

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	抗力方向変位(mm)	揚力方向変位 (mm)
時間平均値	10.2	-1.61	0.015	-0.0024
平均値まわりのRMS	25.9	12.9	0.34	0.042
平均変位振幅	—	—	0.48	0.059
無次元変位振幅	—	—	4.8 %	0.59 %

補足資料 3

表5 ケース5 (40%流量条件、減衰定数 0.5 %、 $\bar{v}=1.4$) の場合の荷重と変位応答

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	抗力方向変位(mm)	揚力方向変位 (mm)
時間平均値	8.72	-2.41	0.018	-0.0046
平均値まわりのRMS	28.9	14.1	0.45	0.089
平均変位振幅	—	—	0.64	0.13
無次元変位振幅	—	—	6.4 %	1.3 %

表6 ケース6 (40%流量条件、減衰定数 0.5 %、 $\bar{v}=1.5$) の場合の荷重と変位応答

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	抗力方向変位(mm)	揚力方向変位 (mm)
時間平均値	7.47	2.87	0.018	0.0062
平均値まわりのRMS	32.5	10.3	0.59	0.078
平均変位振幅	—	—	0.84	0.11
無次元変位振幅	—	—	8.4 %	1.1 %

表7 ケース7 (40%流量条件、減衰定数 1.0 %、 $\bar{v}=1.25$) の場合の荷重と変位応答

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	抗力方向変位(mm)	揚力方向変位 (mm)
時間平均値	16.1	1.71	0.024	0.00091
平均値まわりのRMS	13.7	18.3	0.17	0.037
平均変位振幅	—	—	0.24	0.052
無次元変位振幅	—	—	2.4 %	0.52 %

表8 ケース8 (40%流量条件、減衰定数 1.0 %、 $\bar{v}=1.5$) の場合の荷重と変位応答

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	抗力方向変位(mm)	揚力方向変位 (mm)
時間平均値	10.3	0.119	0.024	0.00016
平均値まわりのRMS	21.7	12.8	0.37	0.067
平均変位振幅	—	—	0.52	0.094
無次元変位振幅	—	—	5.2 %	0.94 %

補足資料 3

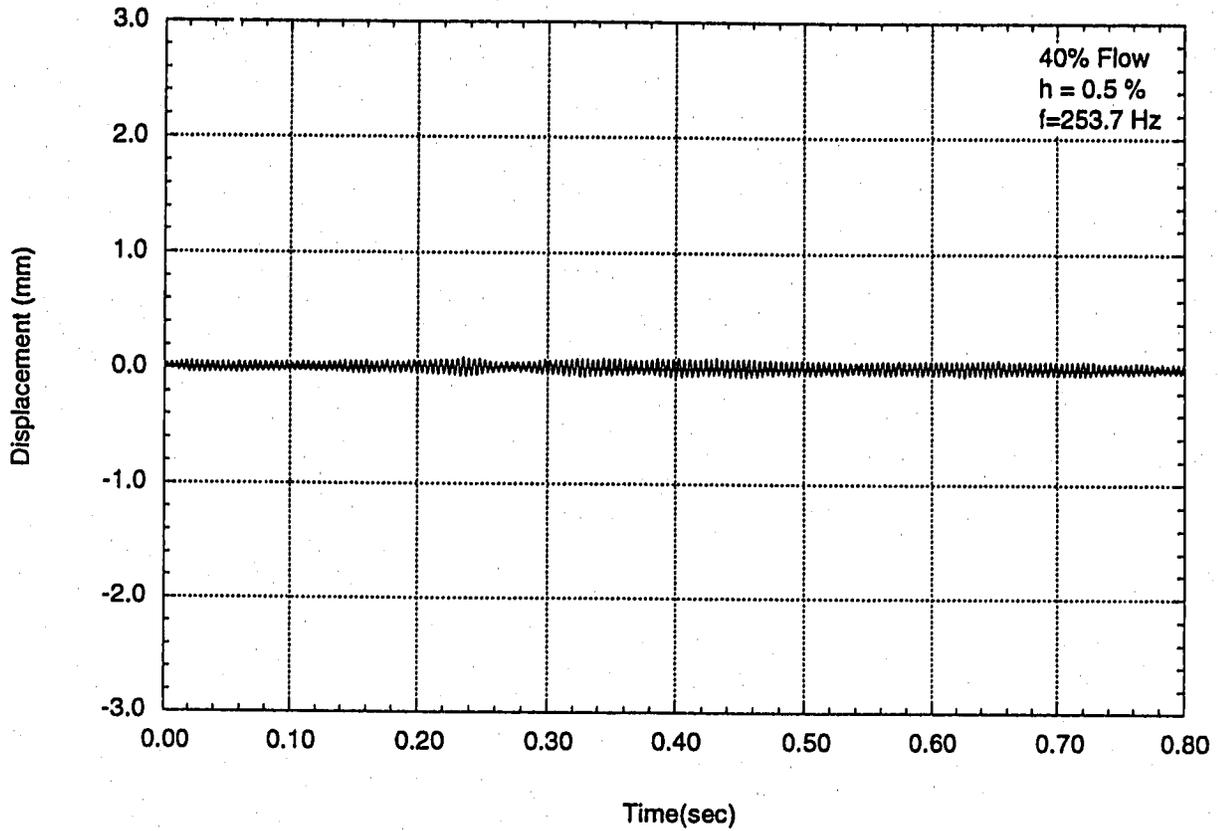


図1 抗力方向変位の時刻歴 (ケース1)

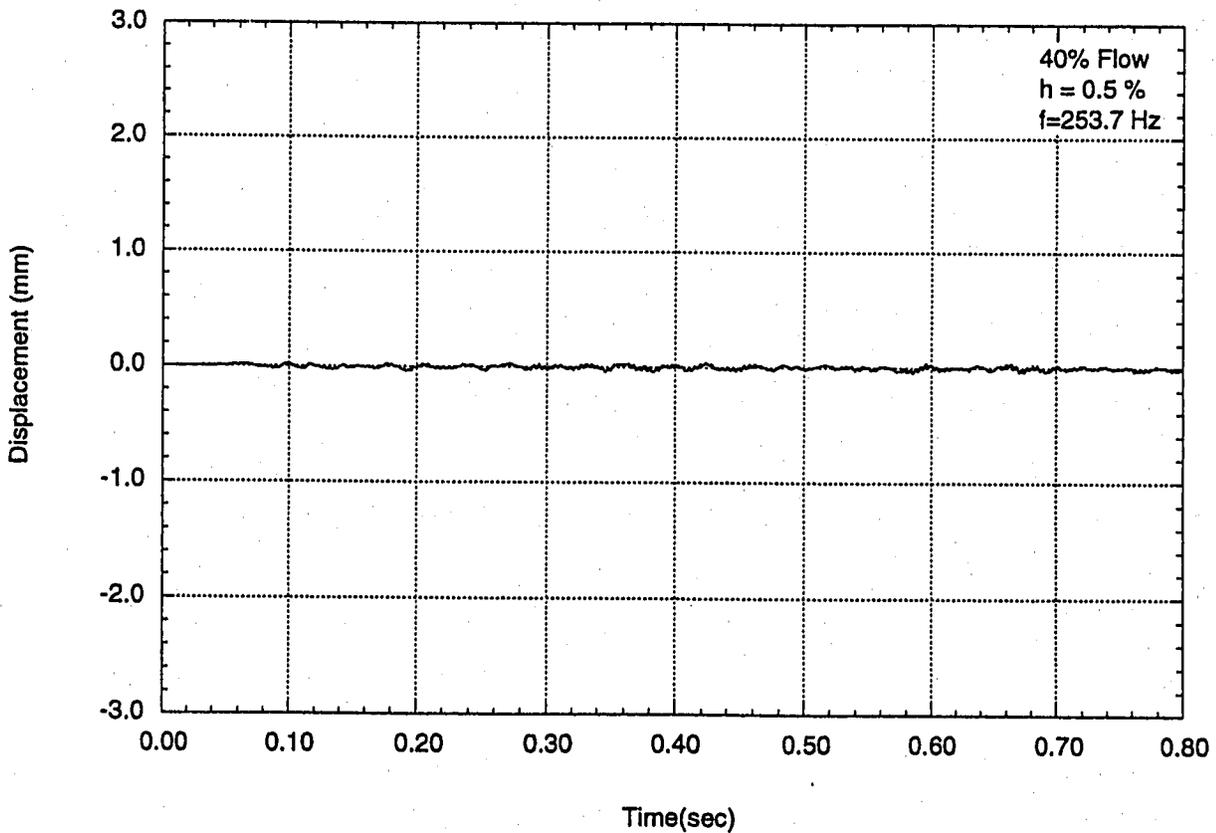


図2 揚力方向変位の時刻歴 (ケース1)

補足資料 3

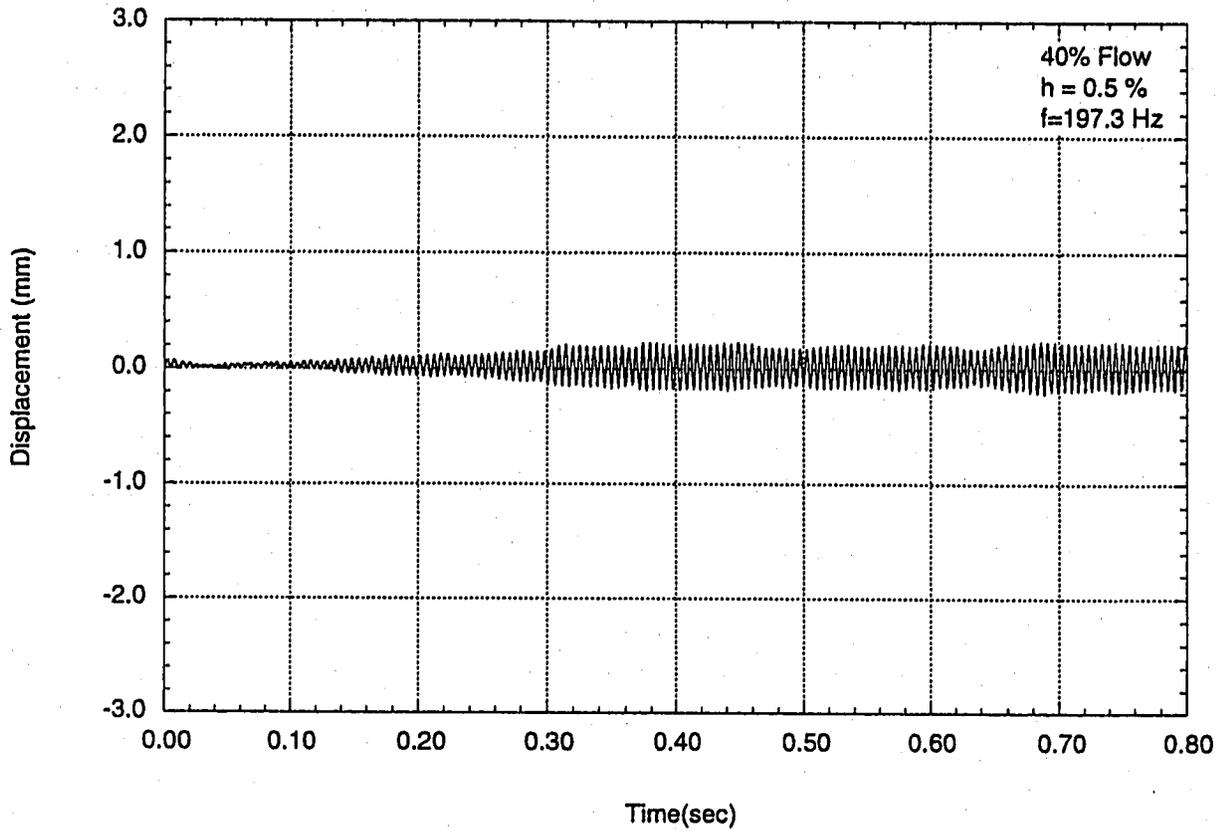


図3 抗力方向変位の時刻歴 (ケース 2)

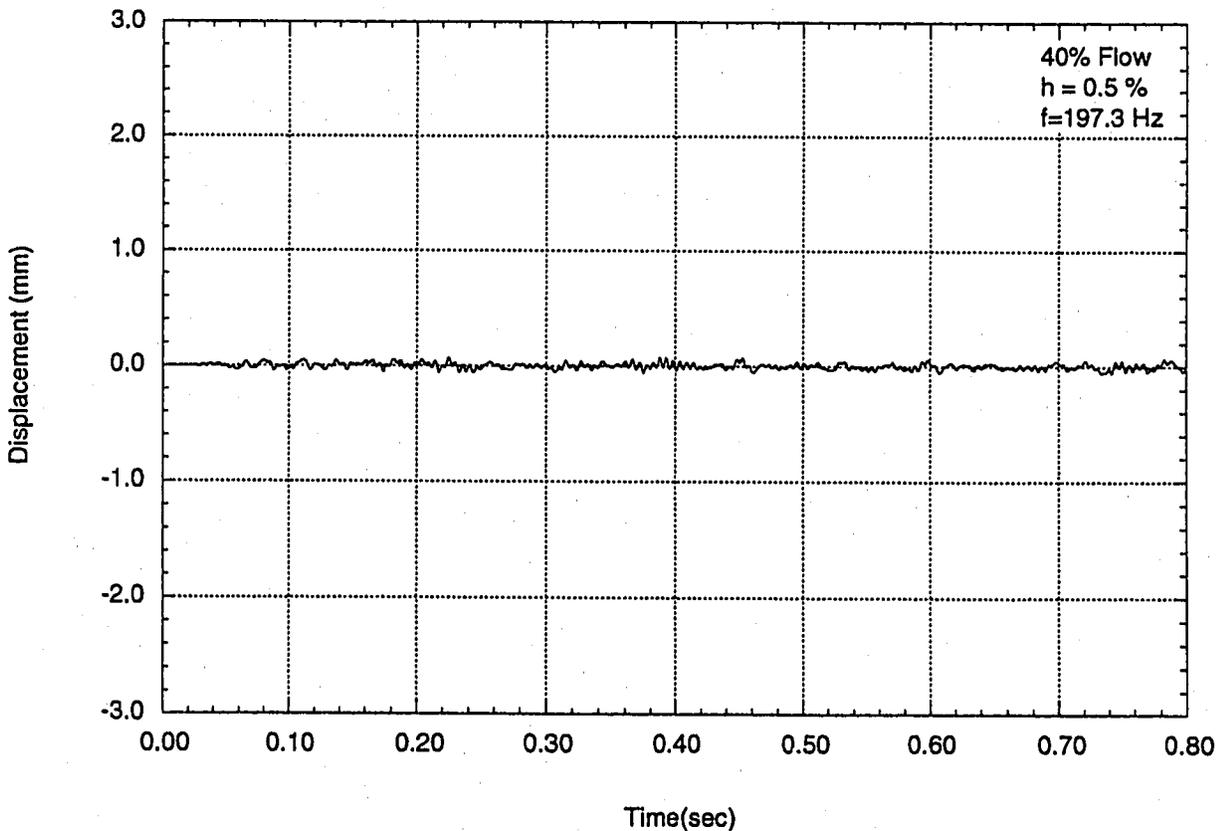


図4 揚力方向変位の時刻歴 (ケース 2)

補足資料 3

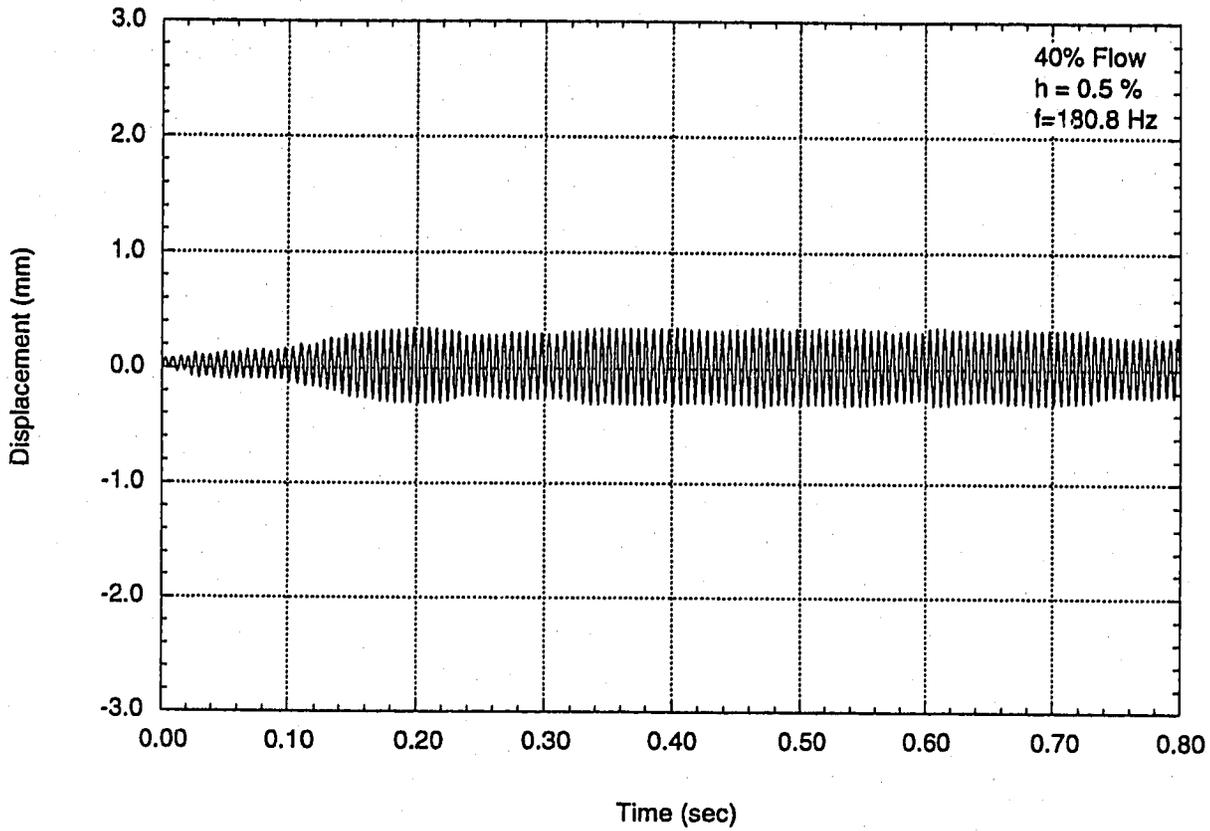


図5 抗力方向変位の時刻歴 (ケース3)

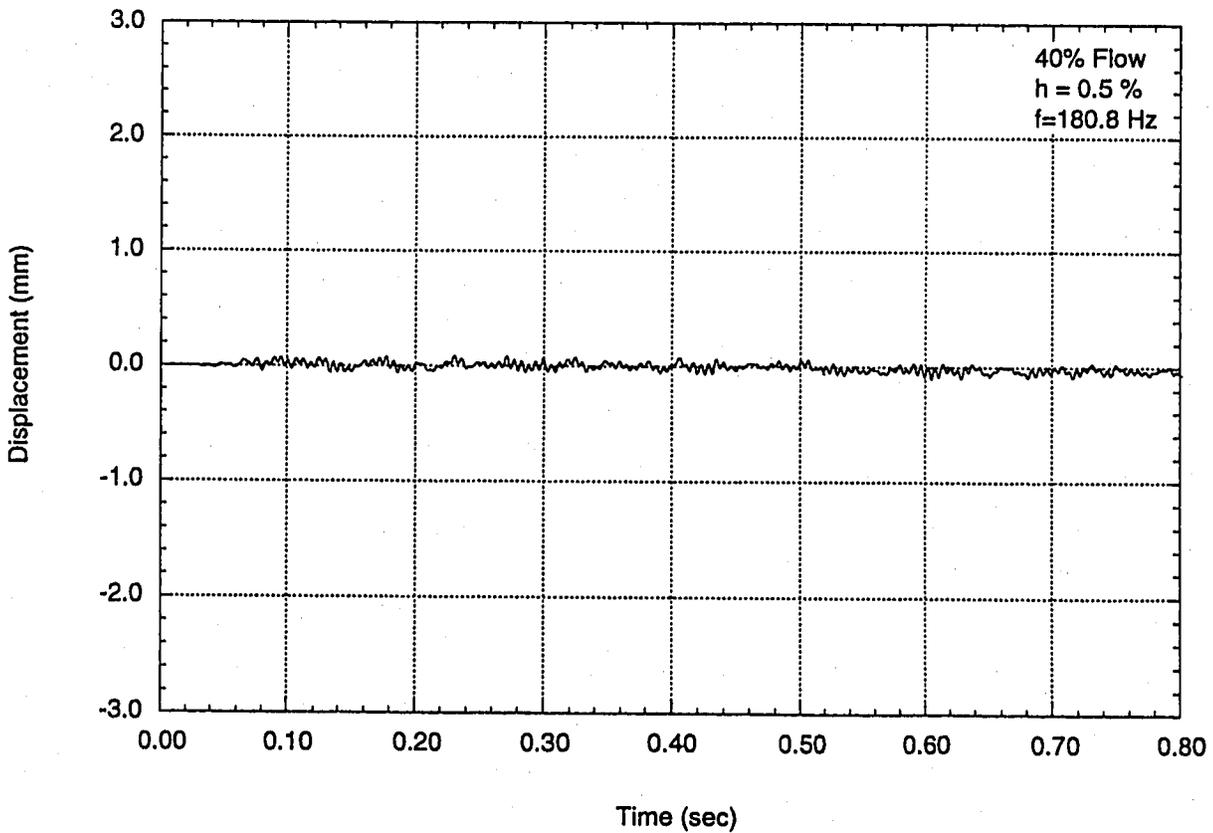


図6 揚力方向変位の時刻歴 (ケース3)

補足資料 3

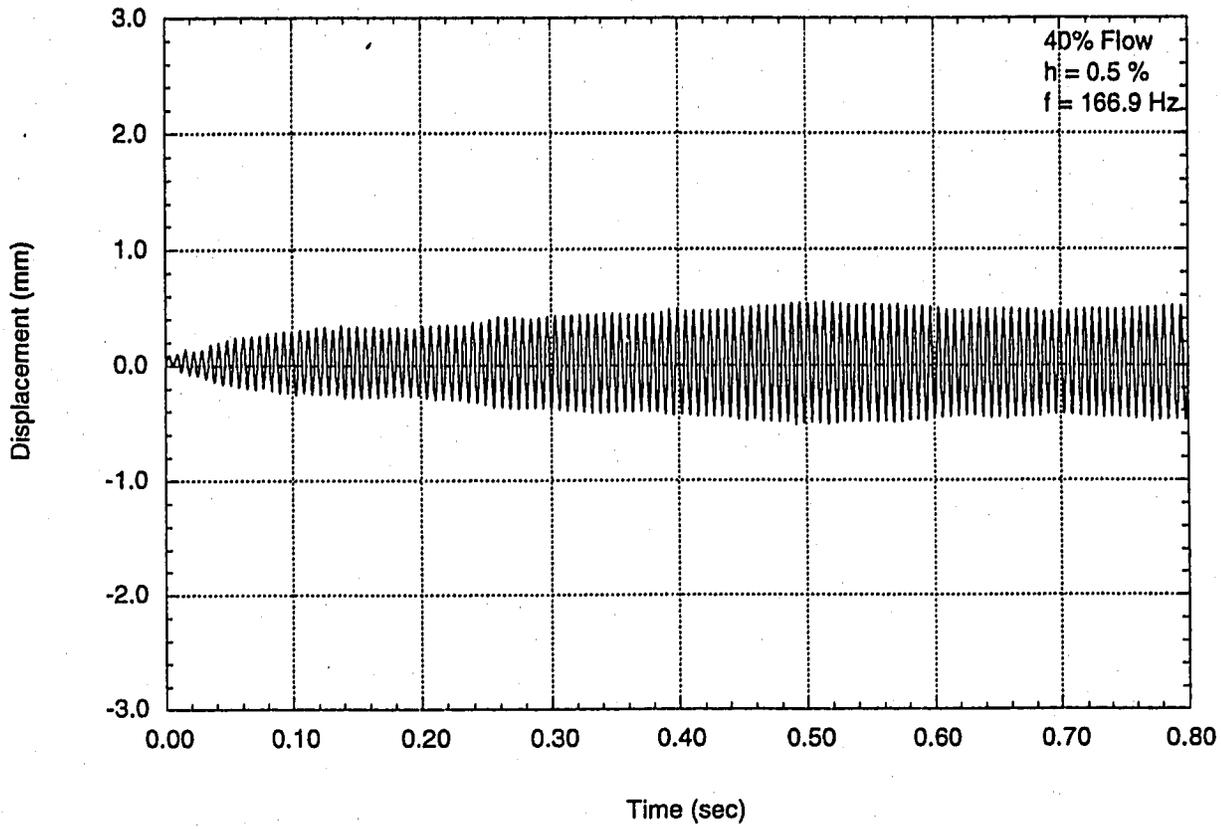


図7 抗力方向変位の時刻歴 (ケース4)

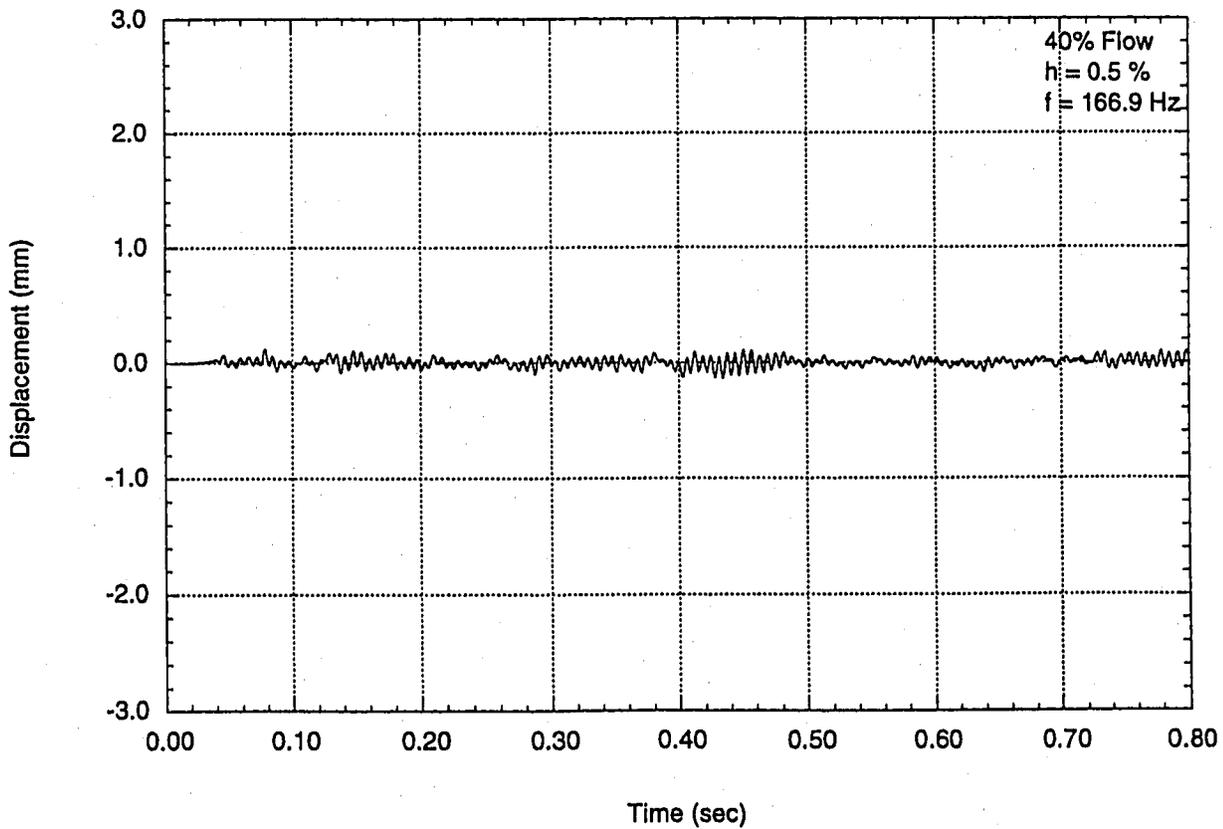


図8 揚力方向変位の時刻歴 (ケース4)

補足資料 3

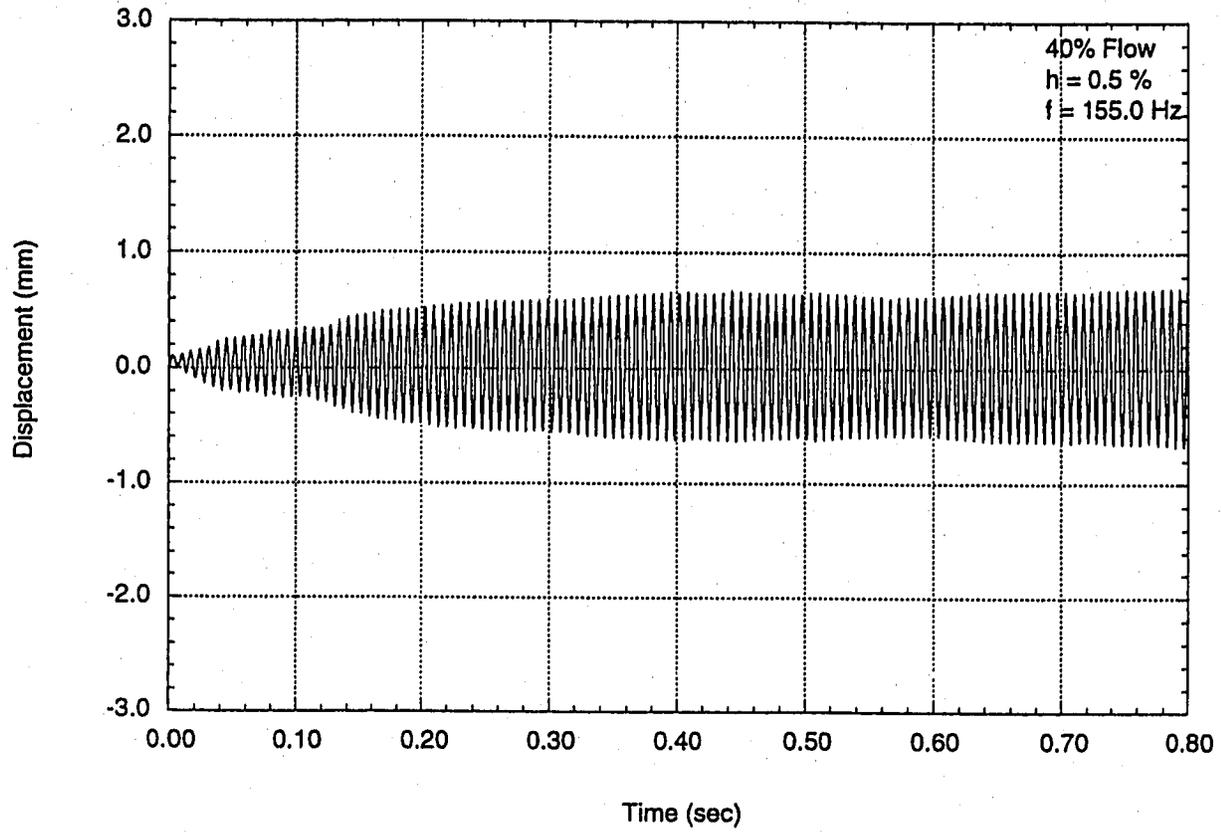


図9 抗力方向変位の時刻歴 (ケース5)

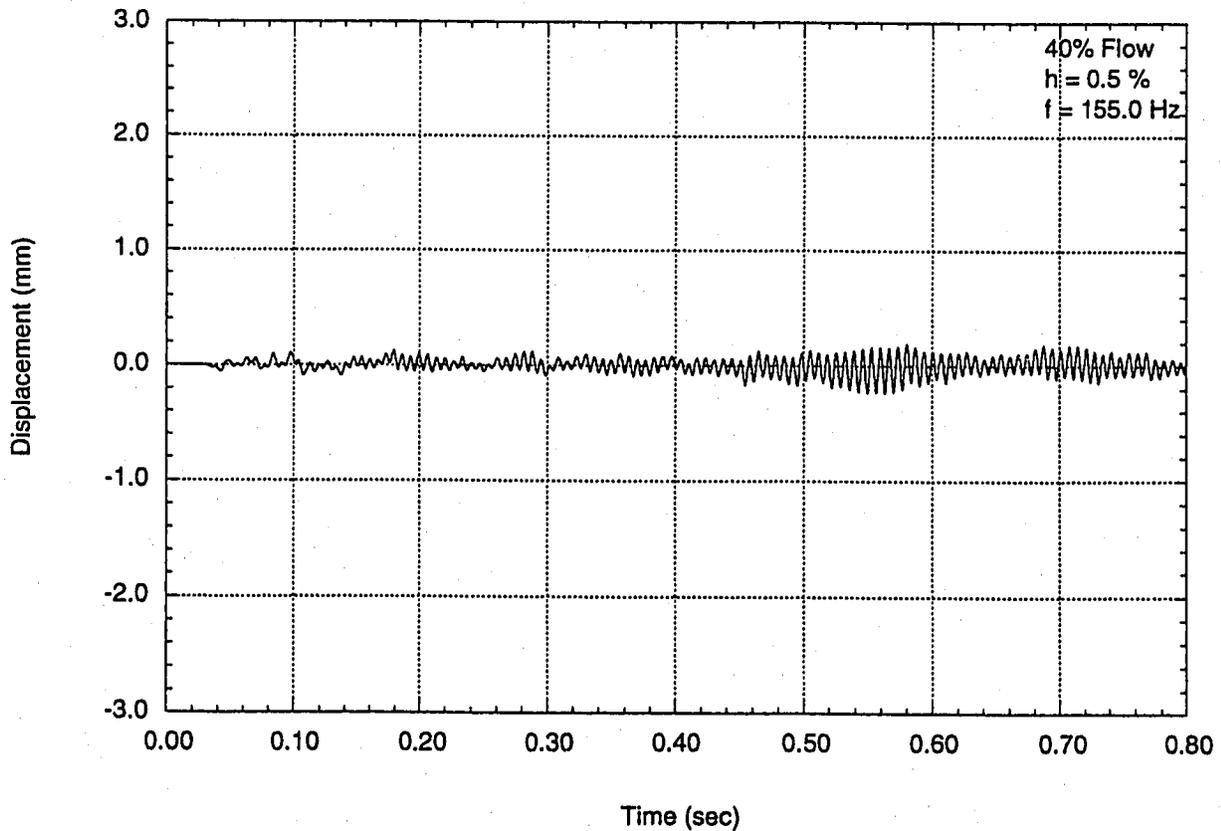


図10 揚力方向変位の時刻歴 (ケース5)

補足資料 3

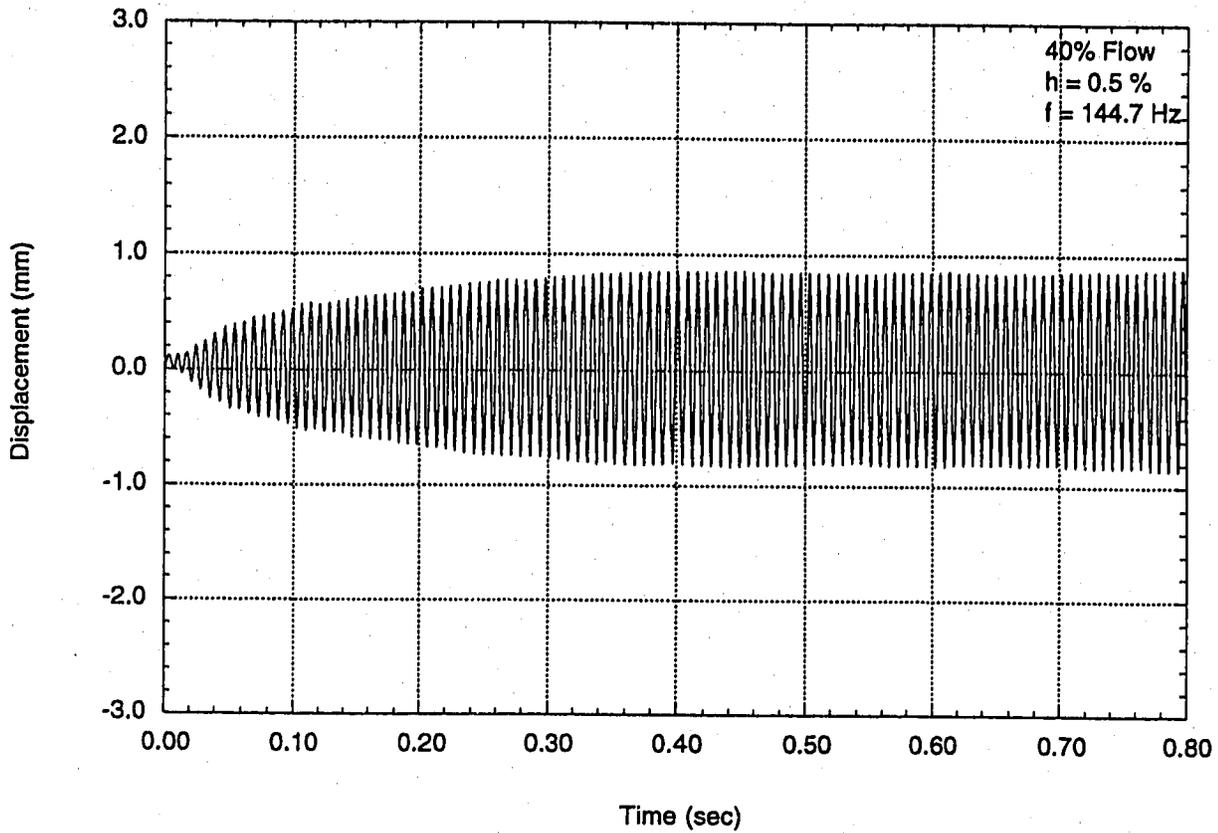


図11 抗力方向変位の時刻歴 (ケース6)

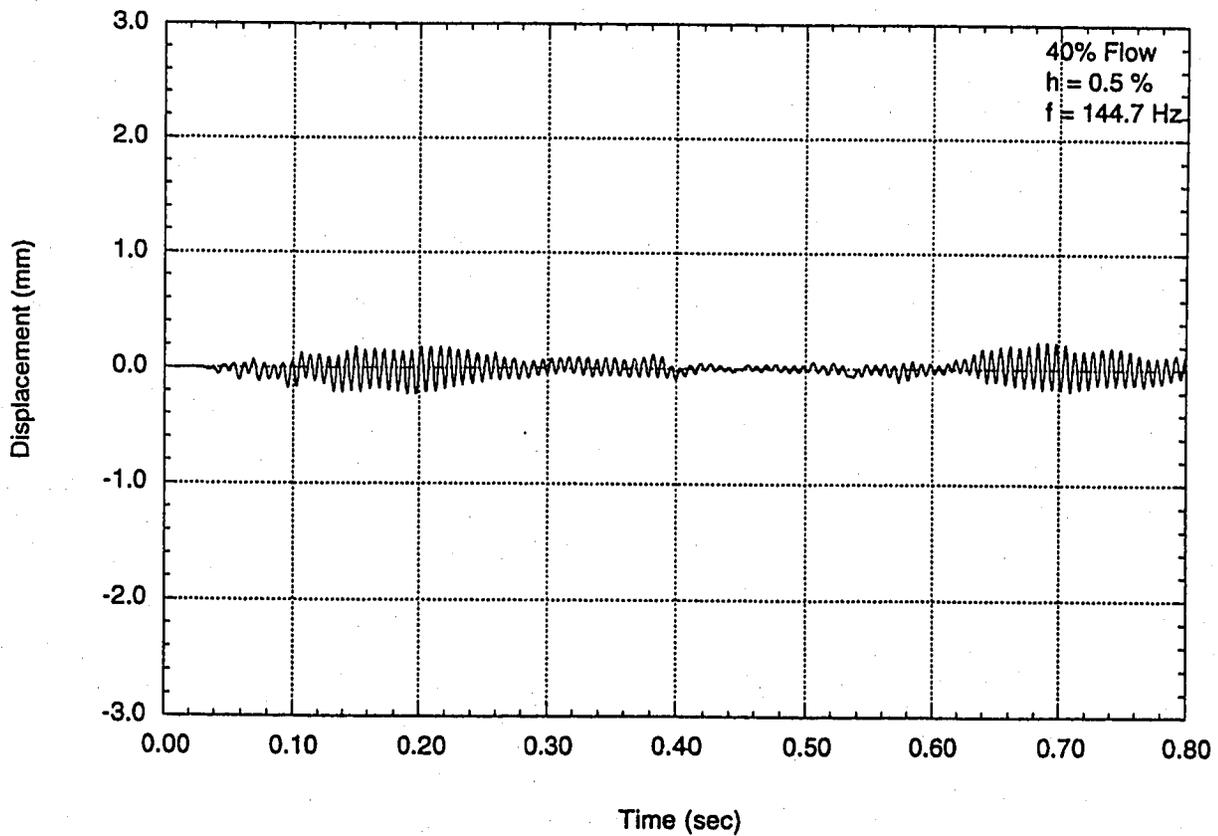


図12 揚力方向変位の時刻歴 (ケース6)

補足資料 3

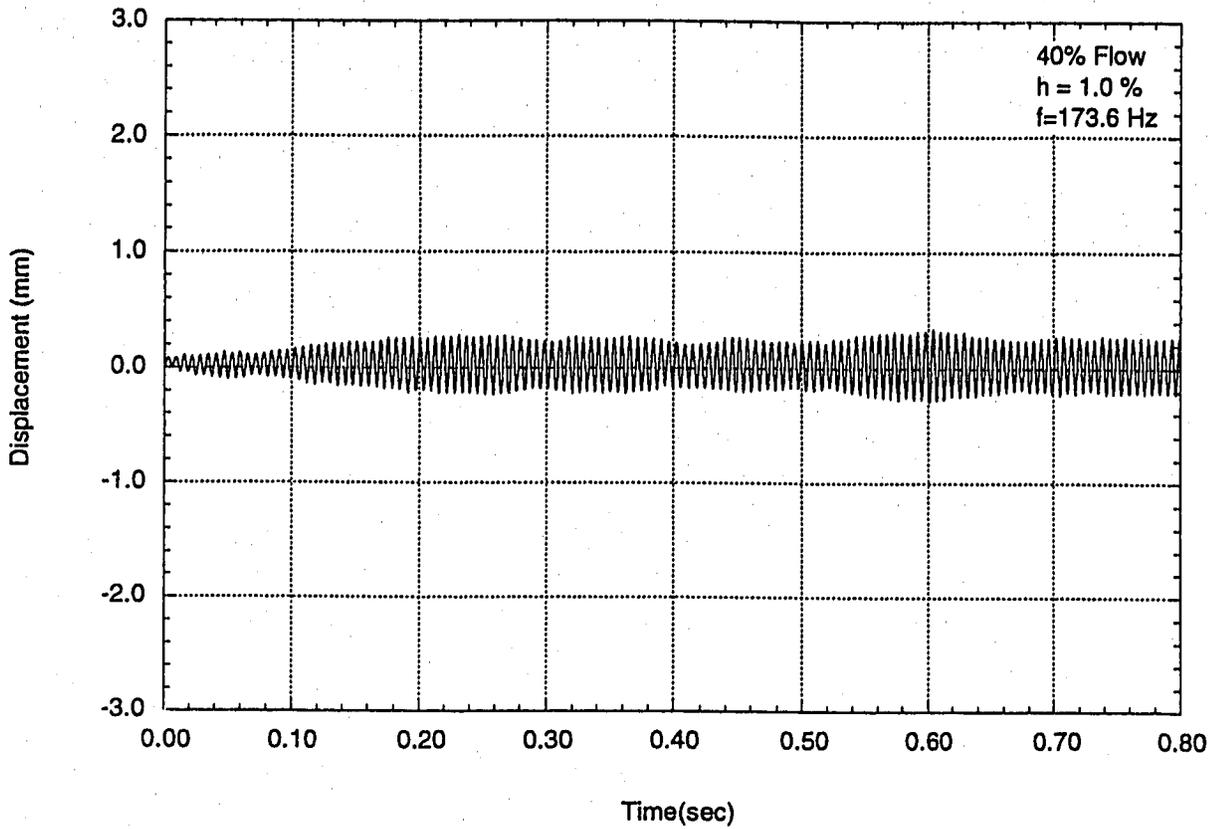


図13 抗力方向変位の時刻歴 (ケース7)

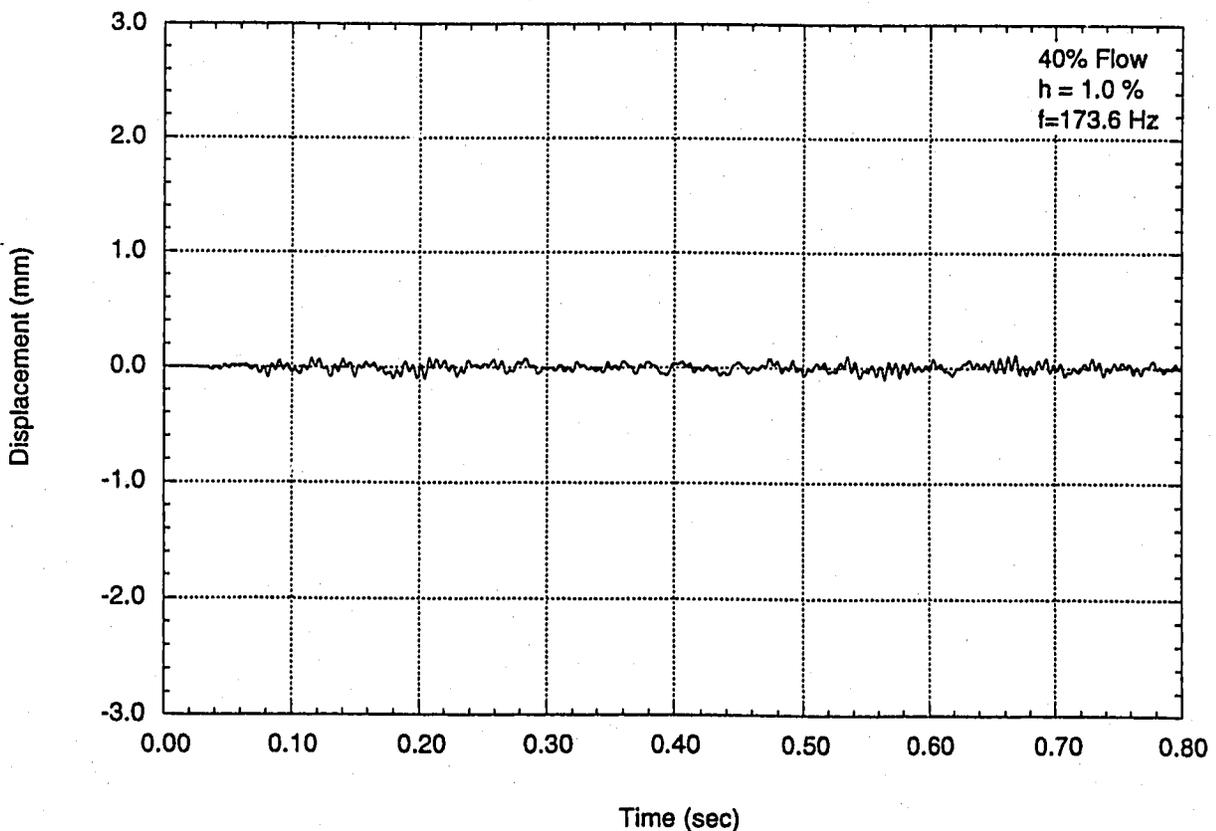


図14 揚力方向変位の時刻歴 (ケース7)

補足資料 3

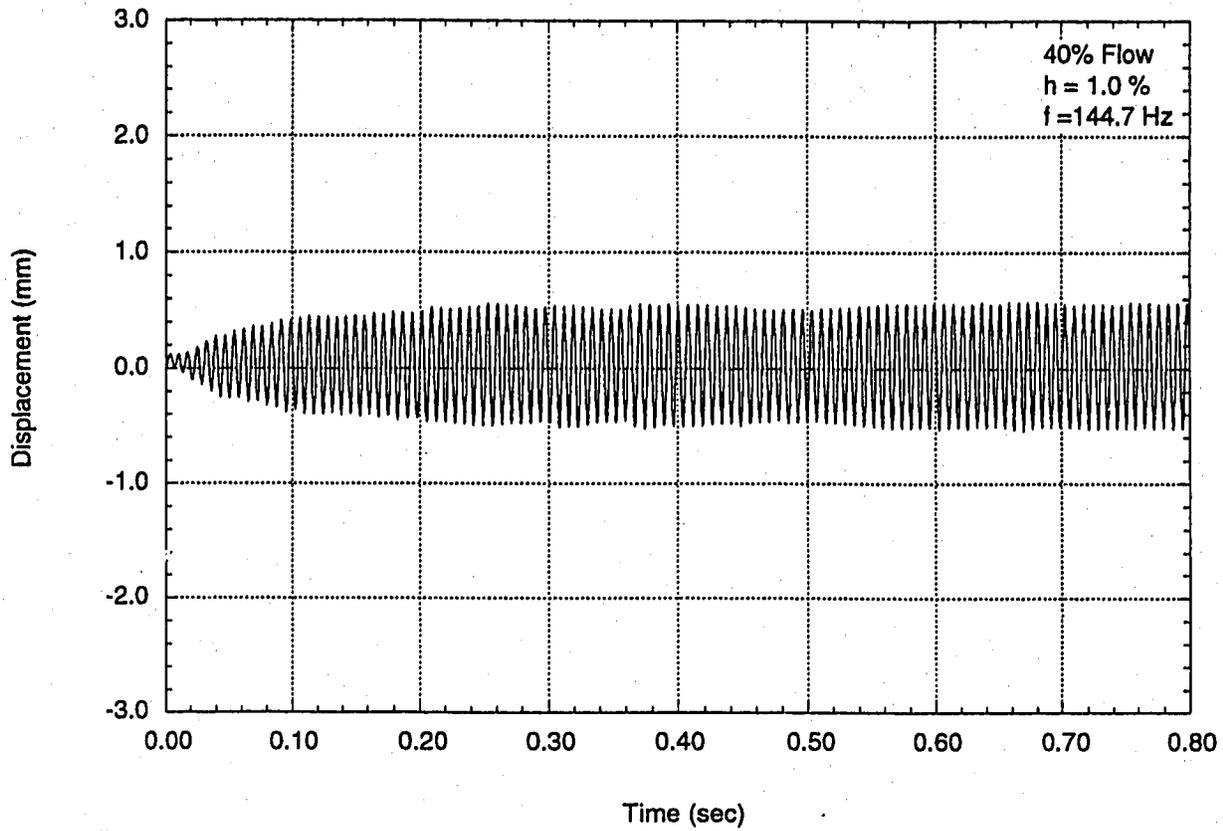


図15 抗力方向変位の時刻歴 (ケース 8)

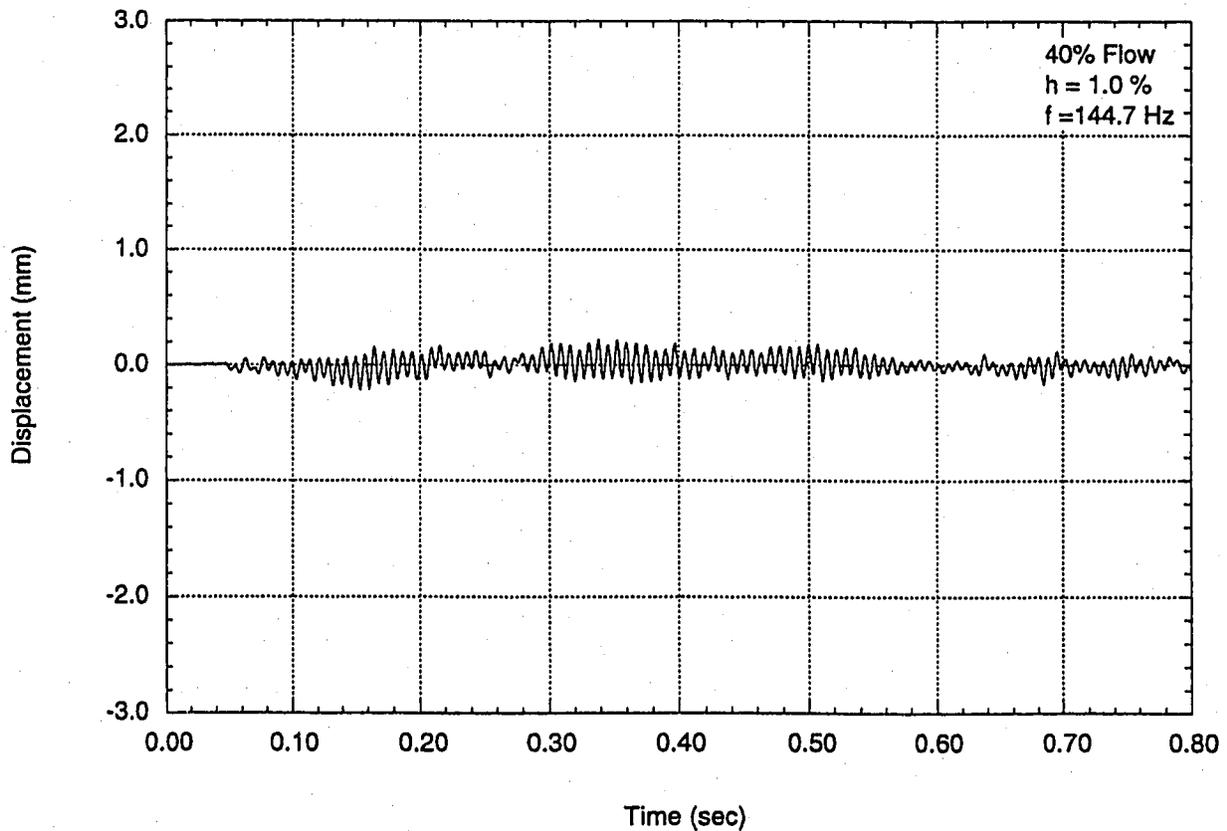


図16 揚力方向変位の時刻歴 (ケース 8)

補足資料 3

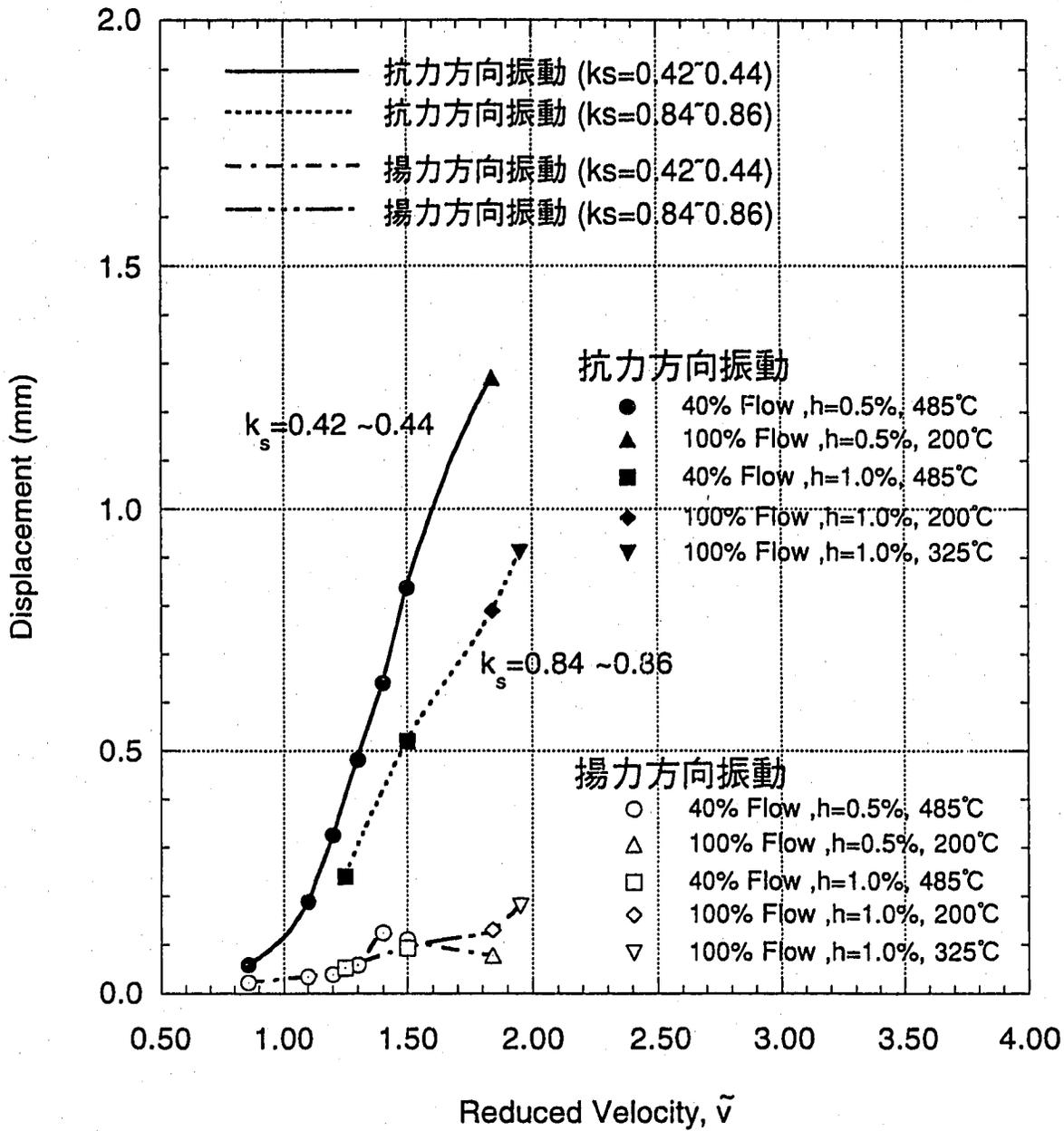


図17 平均変位振幅の解析結果

補足資料 3

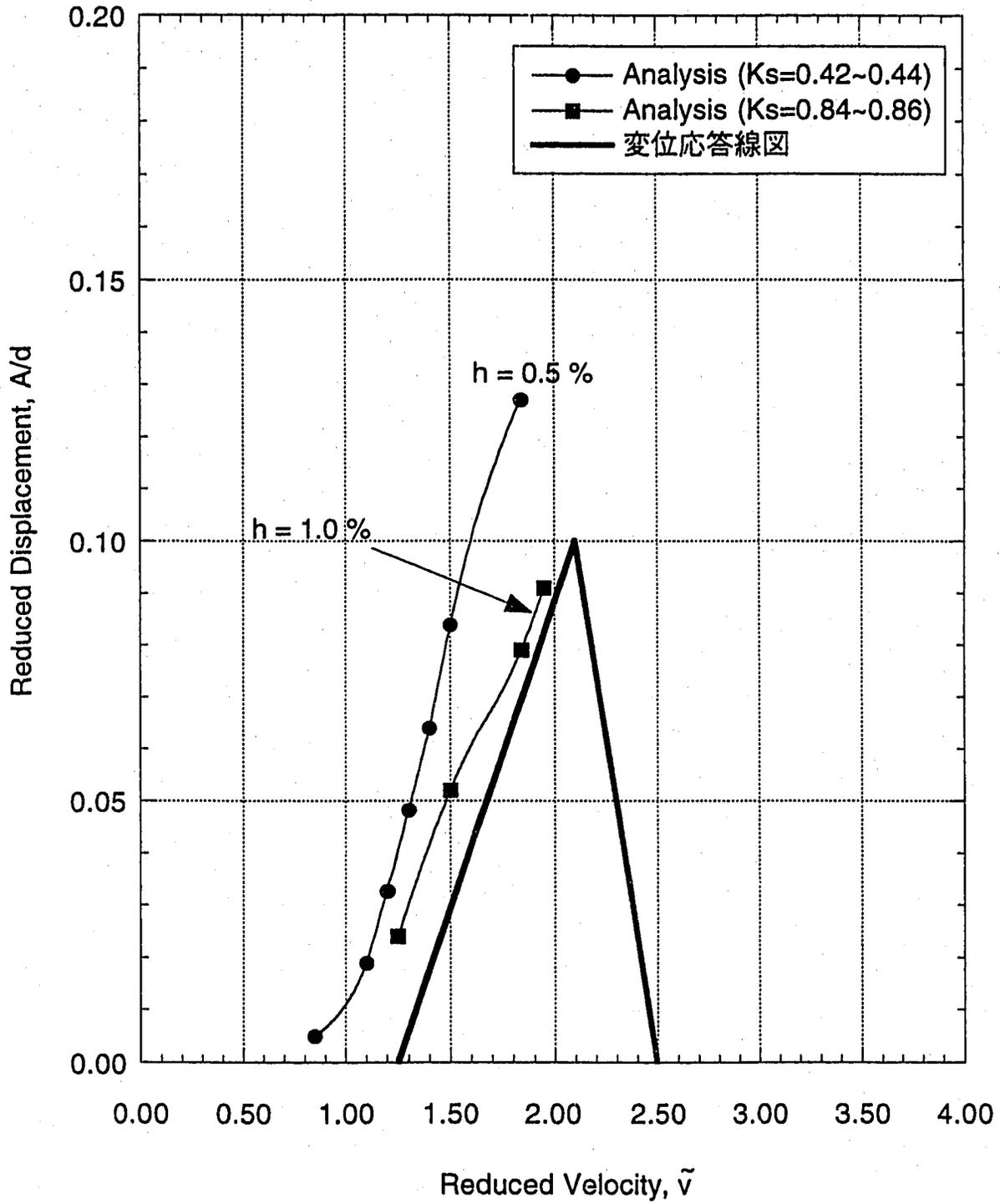


図18 解析結果と変位応答線図の対応

補足資料 3

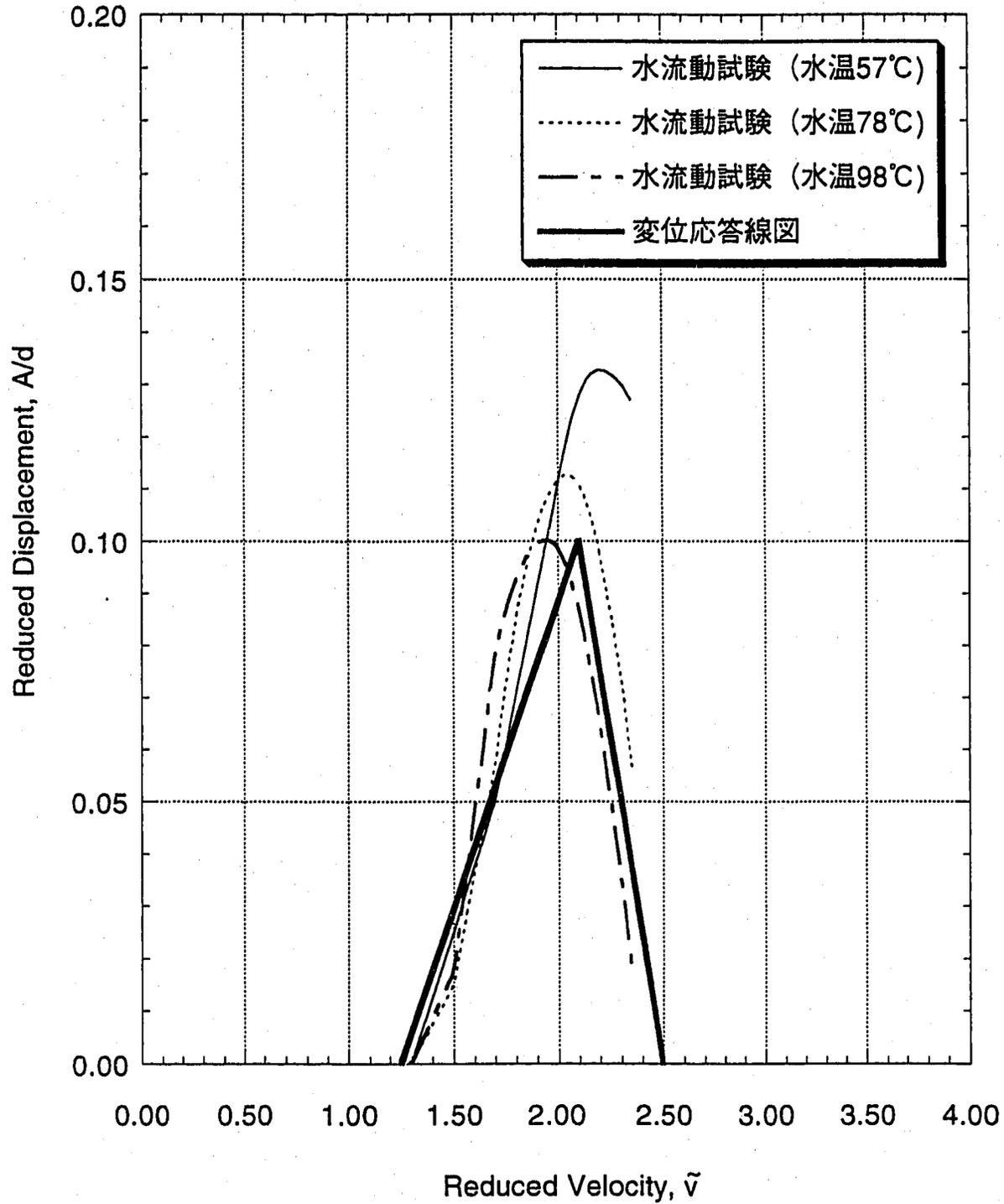


図19 水流動試験結果と変位応答線図の対応

補足資料 3

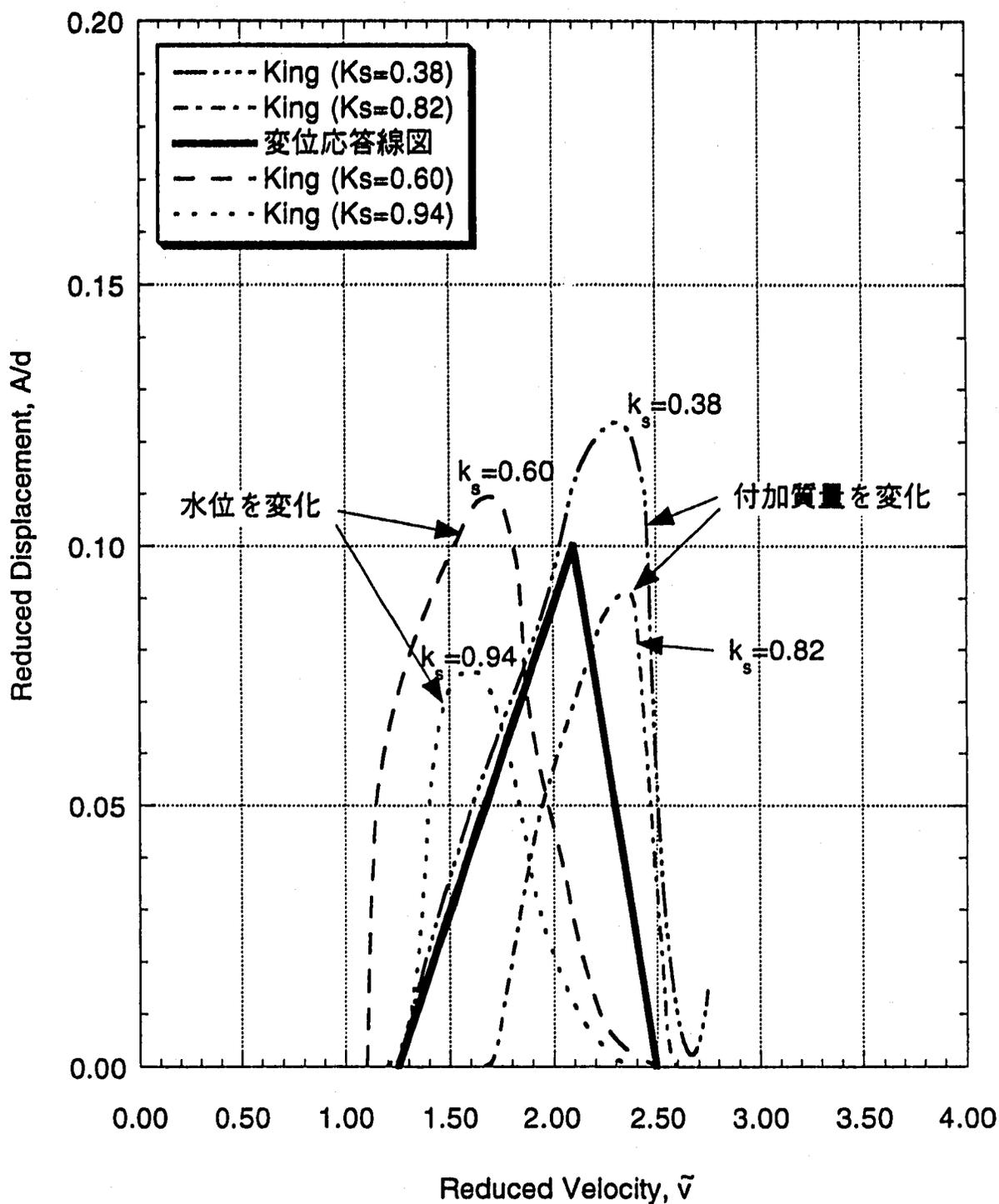


図20 Kingの実験結果と変位応答線図の対応⁵

⁵Kingは、円柱付け根部の曲げモーメントを測定し、換算係数を乗じることによって先端変位を求めている。本図の付加質量を変化させたケースは、Kingの1974年の論文を転載したS-S. Chenの著書(1987)²より引用した。水位を変化させたケースはKingの論文4(1973)より引用した。

補足資料 3

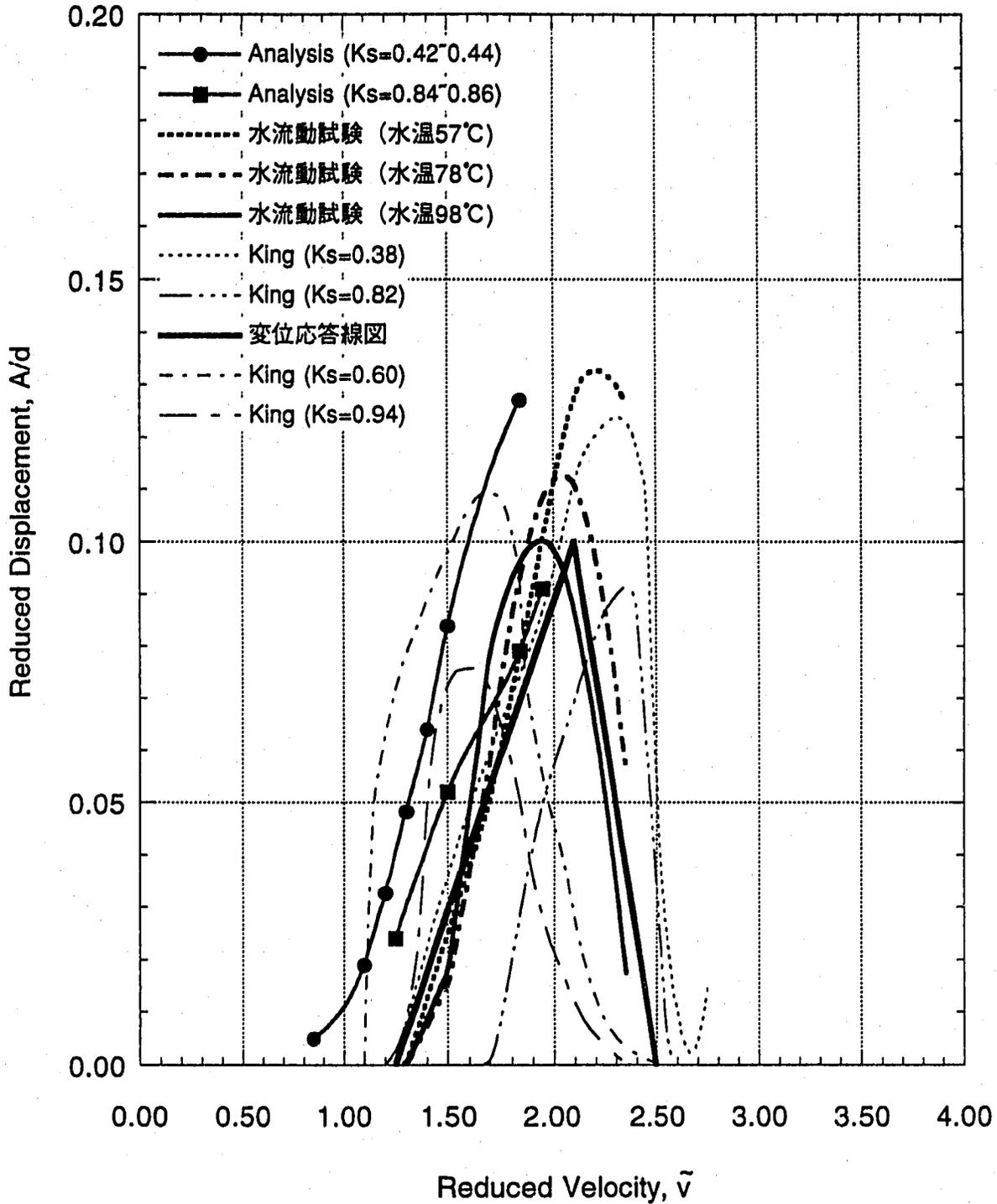


図21 変位応答線図と試験及び解析結果との比較

補足資料 3

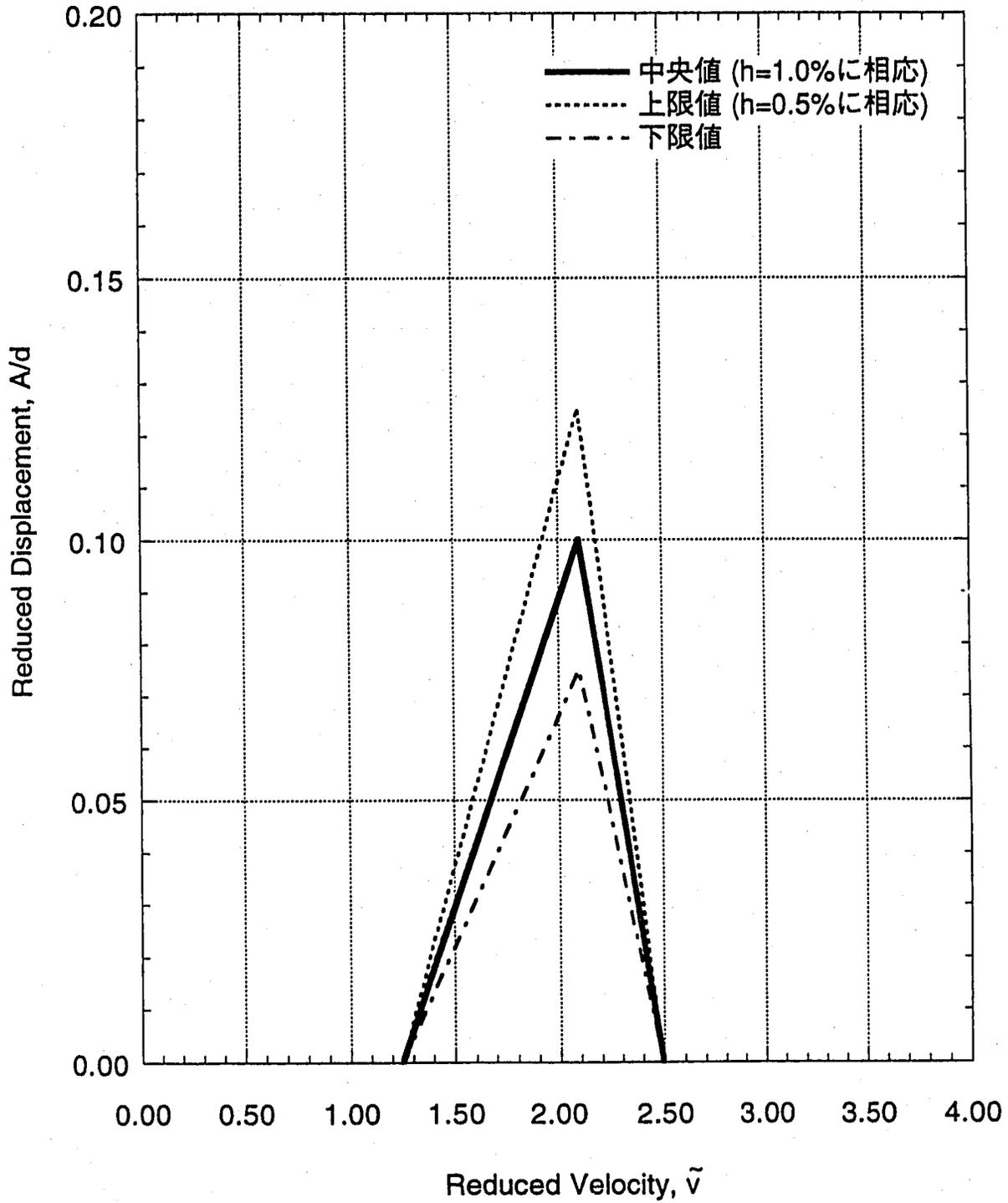


図22 変位応答線図とその不確定幅

補足資料 4

き裂進展挙動に関する破壊力学的な検討

1. 線形破壊力学を用いた簡易評価手法

既に破面解析から多くの情報が得られており、この観察結果を参照しながら、運転履歴を踏まえて100%ではなく40%流量状態で破損に至ったことについて解析を試みる。解析に際してはなるべく簡易な方法を採用し、基本的なき裂進展の挙動を大きく把握することとした。このため、2次元のき裂を想定して、き裂進展を単純にき裂深さだけで評価する手法を採用した。

(1) 応力拡大係数の算定式

概ね構造系は弾性挙動であることから、線形破壊力学を適用し、応力拡大係数範囲 ΔK によりき裂深さ a の進展速度 da/dN を推定することにした。 ΔK の算定は、2次元き裂の簡易式

$$K = \sigma (2a \tan \alpha / \zeta)^{0.5} \times [0.923 + 0.199 (1 - \sin \alpha)^4] / \cos \alpha \quad (1)$$

ただし、 $\alpha = \pi \zeta / 2$ 、 $\zeta = a / D$ (a : き裂深さ, D : 外径)

σ は公称応力 (M/Z , M : 曲げモーメント, Z : 断面係数) (2)

を基礎に、円筒形状に伴うによる応力の相違を、

$$\sigma = \sigma_w \times (Z_b / Z_{b0}) / (Z_w / Z_{w0})$$

により修正した。ここで、

Z_b : 矩形梁のき裂を考慮した正味断面に関する断面係数

Z_{b0} : 健全な矩形梁の断面係数

Z_w : 円筒のき裂を考慮した正味断面に関する断面係数

Z_{w0} : 健全な円筒の断面係数

である。用いた線図を図1に示す。

この K 値の簡易式とは別に、破面から推定されるいくつかのき裂先端縁に関して、汎用構造解析コードFINASを用いて K 値を解析し参考とした。その解析結果を図2(a)~(h)に示す。

(2) 温度計細管部付け根の公称応力の算定法

K値の算定に必要な公称応力値 σ_{nom} は、下記により求めた。

$$\sigma_{nom} = R \times \delta \quad (3)$$

ただし、 δ は温度計細管先端部の流力振動の変位振幅である。係数Rは補足資料2に示される値を適用した。また、先端変位の振幅 δ は補足資料3で解析により求められている。

振幅が高い領域では塑性ヒステリシスによる減衰が生じることも予測されるが、これを解析的に評価することは容易ではない。水での実験結果と比較しても、温度条件の相違に材料の降伏点の違いがあり、応力値を過大評価する傾向となるものと推察される。100%流量状態では振幅が大きくなる条件を避けて解析はできないため、補足資料3で説明した変位応答線図の三角形近似に対して、応力の値を確定的に推定することが困難なこともあり、図3に示すように上限値、中央値と下限値を与えて評価した。なお、上限値は1.25mm、下限値は0.75mmおよび中央値は1mmとした。

(3) き裂進展に関する材料特性

高サイクル領域のき裂進展データに関しては、金属材料技術研究所環境性能研究部の松岡室長より研究成果（第1回破面W/G資料の引用）により、図4に示すような応力拡大係数範囲 ΔK と da/dN の関係を適用した。温度依存については、今回の検討の主対象となる200°Cと485°Cを考慮して、550°Cと200°Cの結果に大差がないことから簡易化のため200°Cを代表させた。なお、用いた近似式を下記に示す。

$$da/dN = C (\Delta K^{2.45} - \Delta K_{th}^{2.45}) \quad (4)$$

$$\text{ただし、} C = 7.5 \times 10^{-10} \quad (\text{mm/cycle})$$

$$\Delta K_{th} = 3.5 \quad (\text{kg/mm}^{3/2})$$

2. 解析結果

(1) 変位応答線図に基づく解析

運転履歴を100%流量状態については、720時間の3割を200°Cで、7割を325°Cとして解析し、これを図5(a)~(d)に示す運転履歴の93年6月のプラント特性予備試験終了時までとした。この時点以降は、40%流量状態が中心となるが、その間に数回の100%流量状態もある。しかし、40%流量状態では、き裂が進んでウェルの固有振動数が低下して無次元変位振幅 δ が大きくなると有意な応力が生じない。また、40%でき裂が進む場合には、100%流量状態でもっとき裂が進むことになるため、想定する基本的な運転履歴を表1に示す条件に絞り込んだ。

上記の条件による解析結果は、まとめて図6に示すとおりである。

変位応答振幅のピーク値が1.25 mm ($\xi_{peak} = 0.125$) の場合には、200°Cの100%流量状態でき裂が一気に進み、これに伴い固有振動数 f が減少して、無次元流速 V_r が増加し、図3の三角形の頂点を越えて次第に振幅が小さくなって停止する。そして、続く100%からの流量低下時に再び図3の三角形のピークを越えることになり破損に至った。

変位応答振幅のピーク値が1.0 mm ($\xi_{peak} = 0.1$) の場合には、200°Cの100%流量状態では変位応答が図3の頂点の手前にあり、応力が小さくき裂が進まない。325°Cでも100%流量状態ではき裂は進まない。しかし、物性値（縦弾性係数と密度）の違いにより V_r が大きいいため頂点を越えている。このため、流量変動時に頂点を越えることになり、この繰返し毎に僅かずつき裂が進展する。実際には、この繰返しが10回以上なされているため、き裂深さはやがて約1.2 mm深さに達して100%定格流量で進展し始める。そしてき裂が進み始めると、一気に三角形の右側の斜面を下り変位応答が小さくなって停止する。そして、続く100%からの流量低下時に同じく破損に至った。

変位応答振幅のピーク値が0.75 mm ($\xi_{peak} = 0.075$) の場合には、200°Cでも325°Cでもき裂は進まないで停止する。

この1.0 mmの場合と0.75 mmの場合の中間に、100%流量条件でき裂が進んで40%流量条件で破損に至るパスがあると推定されるが、その条件を絞り込むためには、つぎの3つの条件に注意する必要がある。

- 1) 100%流量状態からの流量低下時に図3の三角形の頂点を越えるとき、き裂はどのような条件で停止に至るか。
- 2) 100%流量状態からの流量低下時に停止する無次元変位振幅のピーク値 ξ_{peak} が、最初にき裂が進み始める条件を満足できるか。
- 3) 100%流量状態からの流量低下時にき裂が停止した条件の後に、40%流量状態でき裂が進展できるか。

ここでは、上記3点についてまず検討する。

まず、100%流量状態でき裂が進展できる条件は325°Cで定まり、そのときに流量変動を含めてき裂が進展できる限界は、 ξ_{peak} の値にして0.1を若干下回る程度である。

100%流量状態でき裂が一気に進んで停止する位置は、き裂深さにして3.8 mm程度である。この状態から流量変動により頂点に達すると、頂点での ΔK 値は45 kg/mm^{1.5} 弱であり、き裂進展速度に換算して約 4×10^{-6} mm/cycle であるため、三角形の右側斜面を登る過程でき裂の進展が生じる始める位置がある。この位置でき裂進展が生じると、頂点の高さとき裂深さがき裂進展速度を支配することになり、 $\xi_{peak} = 0.1$ 前後の条件では、き裂深さ3.8 mmにおいては図7に示すように途中でき裂進展速度がほぼ一定となって破損に至ることになる。

以上の結果を整理すると、ウェルは100%流量状態で破損するか、それともき裂は深さ1mmで停留したままのどちらかとなる。

ここで、ウェル細管段付き部付け根がき裂進展後に正味の断面応力が増大して塑性域に入ることについて検討する。き裂が進展した後の正味断面の断面係数の変化は、図8に示すように、健全なウェルの断面係数 Z_0 とき裂進展後のウェルの断面係数 Z の比 $=Z_0/Z$ は、き裂深さが3mmを超えると2倍を超えてくる。付け根に発生し得る公称応力の最大値は $\sigma_{nom} = R \times \delta$ より、固有振動数の低下を考慮して3.8mmのき裂深さでは、 $\delta_{peak} = 0.1$ に対して約 9 kg/mm^2 となり、正味曲げ応力は弾性計算で 30 kg/mm^2 に近くなる。これより、図9に示す 200°C の繰返し応力振幅-ひずみ振幅関係からウェル付け根部には塑性ひずみが生じることが推定される。塑性ヒステリシスが生じるとは、ウェルの振動における減衰の影響が大きくなることを意味する。そこで、大きな変位が生じると減衰が大きくなる効果を、ある程度き裂が進展して正味断面応力で約 30 kg/mm^2 相当を超える条件となる時点から、簡易的に図10に示すような台形型の線図を用いることにした。

なお、ウェルが健全なときは、正味断面応力は小さいため、最初から台形形状とするのは適当でないので、き裂深さ4mmまでは適用していない。

図10に示したこの台形型の変位応答線図を用いた解析で、当然のことながら δ_{peak} が進展速度を支配し、大きくすれば一気に破損に至り、0.04程度に設定すれば図11に示すようなき裂進展速度の減速が生じ0.5mm程度進む。これにより、表1に示した主要履歴の(3)、(4)および(5)の過程で少しずつき裂が進展したと推定される。

続く表1での(6)の40%流量条件に対しては、き裂深さが7.9mmに達すると進展し始める結果となった。しかし、運転条件の詳細を調べれば45%条件もあり、この場合は7.5mmから40%流量条件でき裂進展を始めたものと推定される。始めは 485°C の45%流量状態のみでき裂が進展し、次第に低い温度や流量でも進展し始め、最終てきには(7)の40%流量状態での約 $450^\circ\text{C} \sim 485^\circ\text{C}$ への温度上昇時に破損に至ったと考えられる。

なお、最終の40%流量条件での破損については、最後を 450°C から 485°C まで一定速度で1.5時間かけて昇温したという条件で解析したところ、き裂による劣化で固有振動数が低下して V_r が増加し、図3の右側の山に登ることになり、40%流量でも図12に示すように破損に至ることが分かった。

参考までに、図10の台形の高さを0.04とした場合の解析結果を図13に示す。100%流量の変動時では安定的にき裂が成長し、40%の流量状態ではき裂が停留するという結果となった。しかし、45%流量状態ではき裂は一気に進む。今回の解析的な検討では考慮できていないが、実際には塑性の影響でもっと固有振動数が低下し、40%流量でももう少し早くき裂の進展が開始するものと推定される。

3. まとめ

- (1) 変位応答曲線を3レベルに分けて検討した結果は、 $\xi_{peak} = 0.075$ はき裂が進まなかった。 $\xi_{peak} = 0.1$ と 0.125 は、変位応答曲線の右側の傾斜を下りて振動が小さくなり一度停止する。しかし、続く流量降下時に再び変位応答線図の頂上を越えることになり、振動が大きくなってき裂進展が生じ、破損に至る。
- (2) き裂進展に関して、流量の過渡変化（上昇・降下）が大きな効果を持つことが判明した。流量降下時にき裂が進むのは、変位応答曲線の右側から左側へ移る際に頂点が高くこれを越えられないためである。そこで、き裂進展に伴う正味断面応力の増大による塑性ひずみの影響を考えた。塑性ひずみは、き裂深さで4 mmを超えると次第に有意となることから、この条件に対して簡易な評価モデルとして、台形型の変位応答線図を与えたところ、100%流量状態への過渡変化時においてもき裂が安定的に成長したのち停止することが認められた。このような要因によって、100%流量条件において40%流量条件でも進展できる深さまでき裂が成長して停止したものと推定される。
- (3) 40%流量状態（公称）では、その最大値である45%流量状態かつ最高温度の485°Cで最初にき裂の進展が生じたものと推定され、これに伴い次第にき裂進展速度が増し、450°Cから485°Cへの昇温時にき裂が一気に進んで破損に至ったものと推定される。

表1 運転履歴からき裂進展に有意な寄与をされるとされる条件の整理結果

基本的な区分	履歴番号	温度	流量状態	時間
100%流量状態	(1)	200℃	100%	216時間
	(2)	325℃	100%	504時間
40%流量状態	(3)	200℃	40→90% 90% 90→40%	0.5時間 23時間 1時間
	(4) - 1	200℃	40→90% 90% 90→40%	0.5時間 0.15時間 0.05時間
	(4) - 2	200℃	40→90% 90% 75% 75→40%	0.5時間 0.5時間 0.5時間 0.03時間
	(4) - 3	200℃	40→95% 95% 95→40%	1時間 0.25時間 1時間
	(5)	225℃	40→90% 90% 90→40%	0.5時間 18時間 0.5時間
	(6)	485℃	40%	1000時間
	(7)	450℃ →485℃	40%	1.5時間

ΔKの表示式の比較検討 グラフ

公称応力範囲10kg/mm²に対するΔKの簡易テーブル

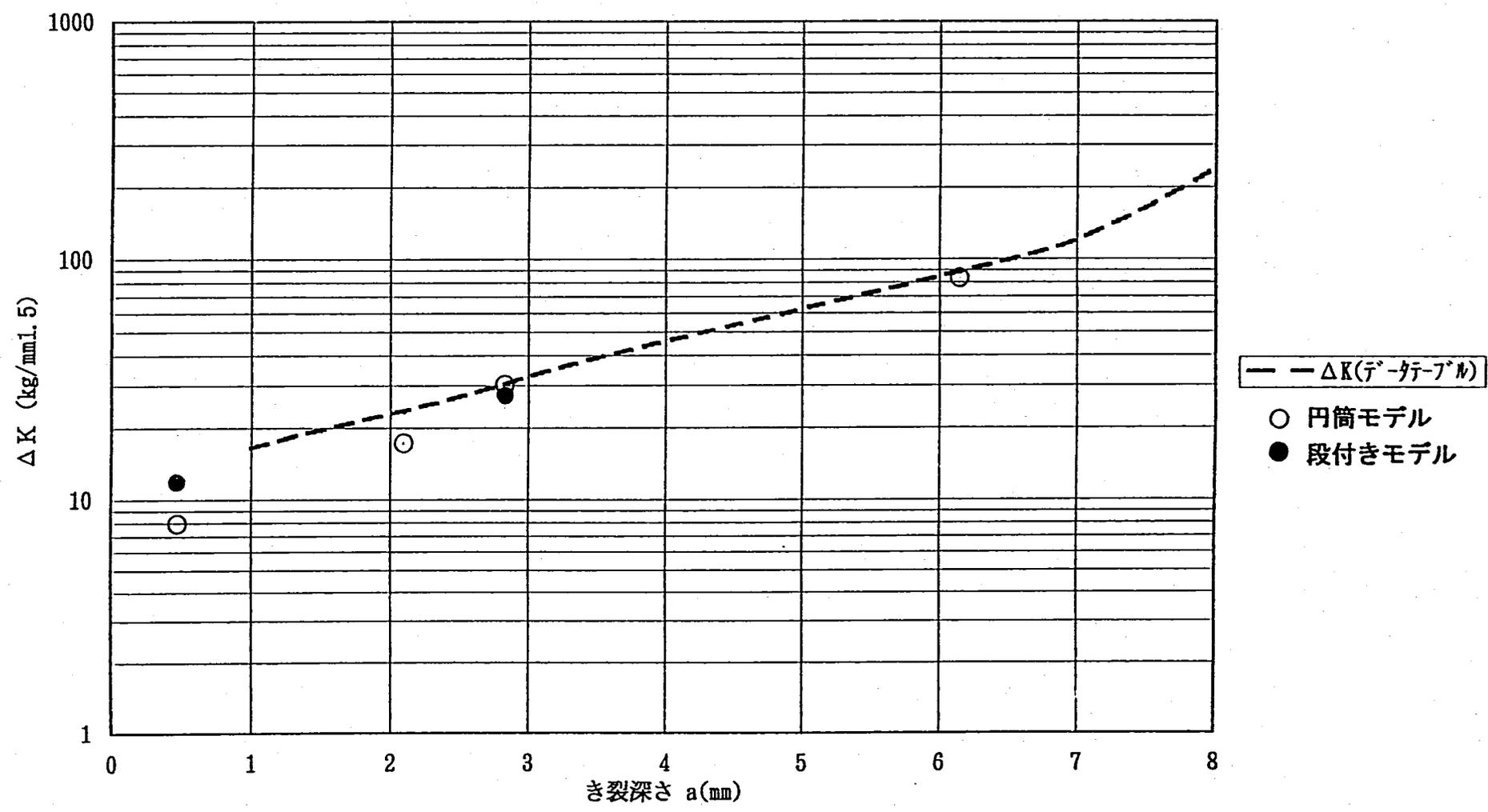


図1 解析に用いた公称応力範囲10kg/mm²に対する応力拡大係数範囲ΔKの値

7(211)

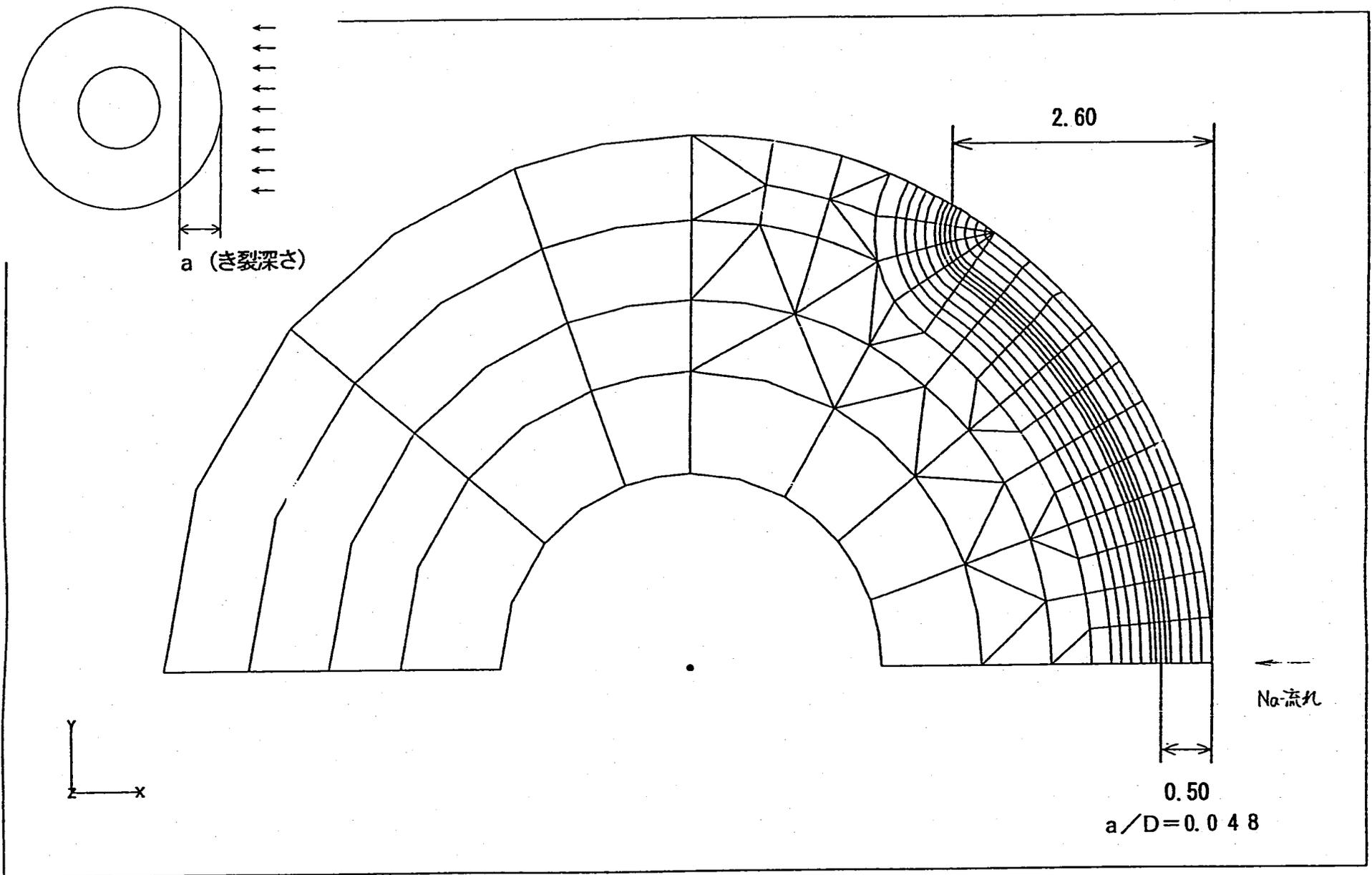


図2 破面観察からのき裂前縁形状に対する応力拡大係数のFEM解析結果
 (a) 上流側頂部よりのき裂深さ0.5 mmの場合のき裂形状と解析メッシュ図

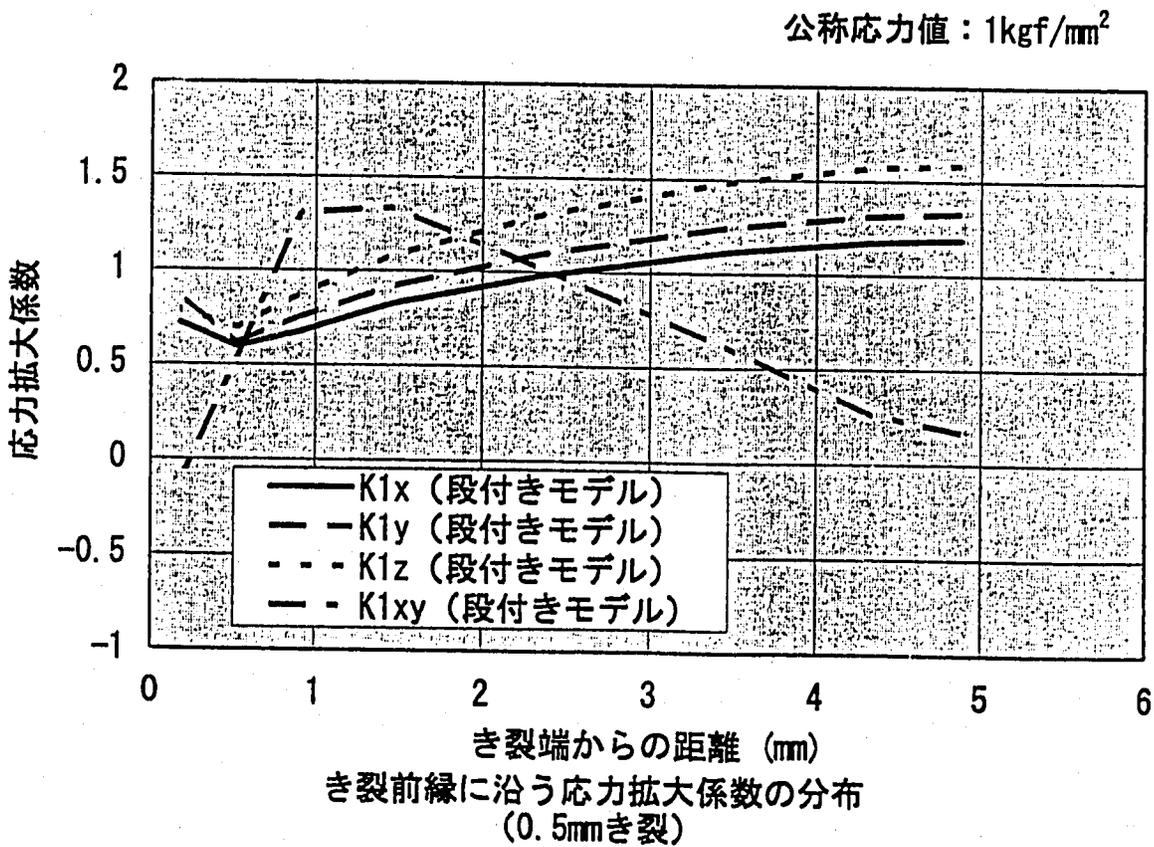
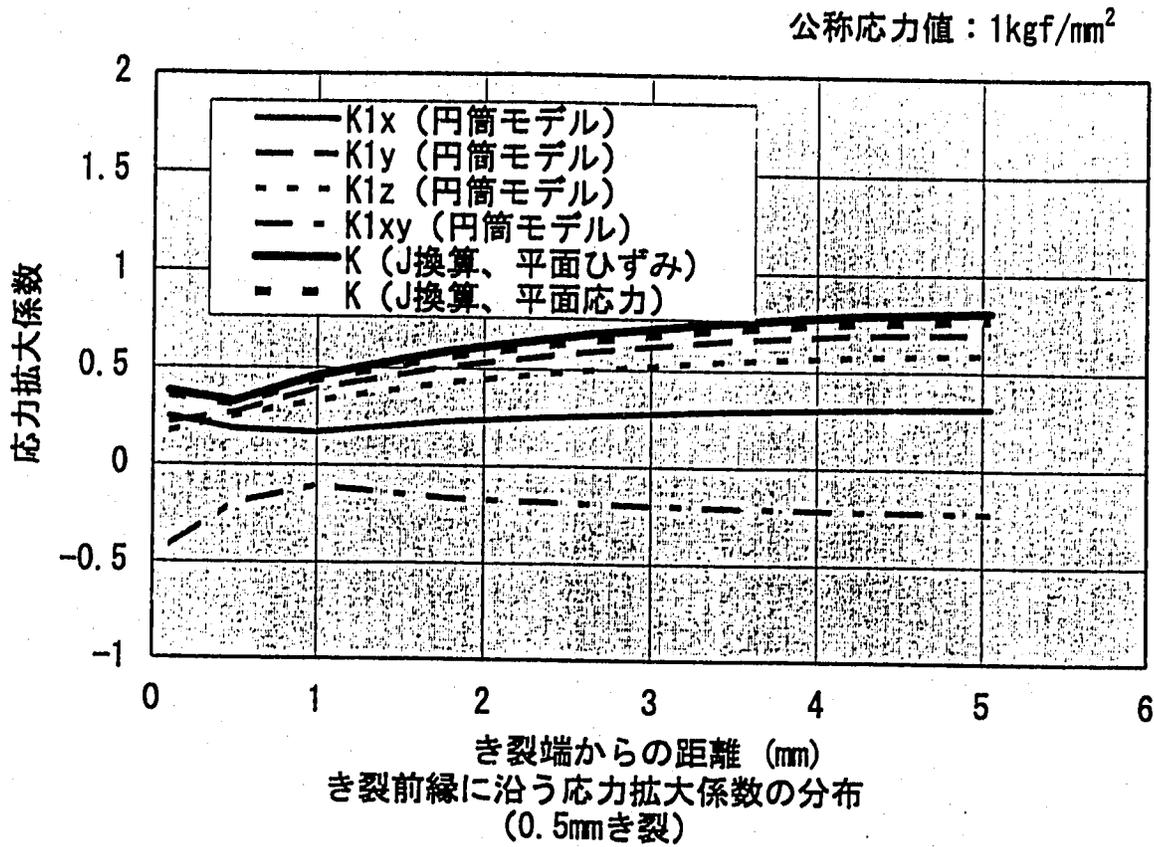


図2 破面観察からのき裂前縁形状に対する応力拡大係数のFEM解析結果
(b) 円筒モデルと段付きモデルに対する解析結果 (き裂深さ0.5mm)

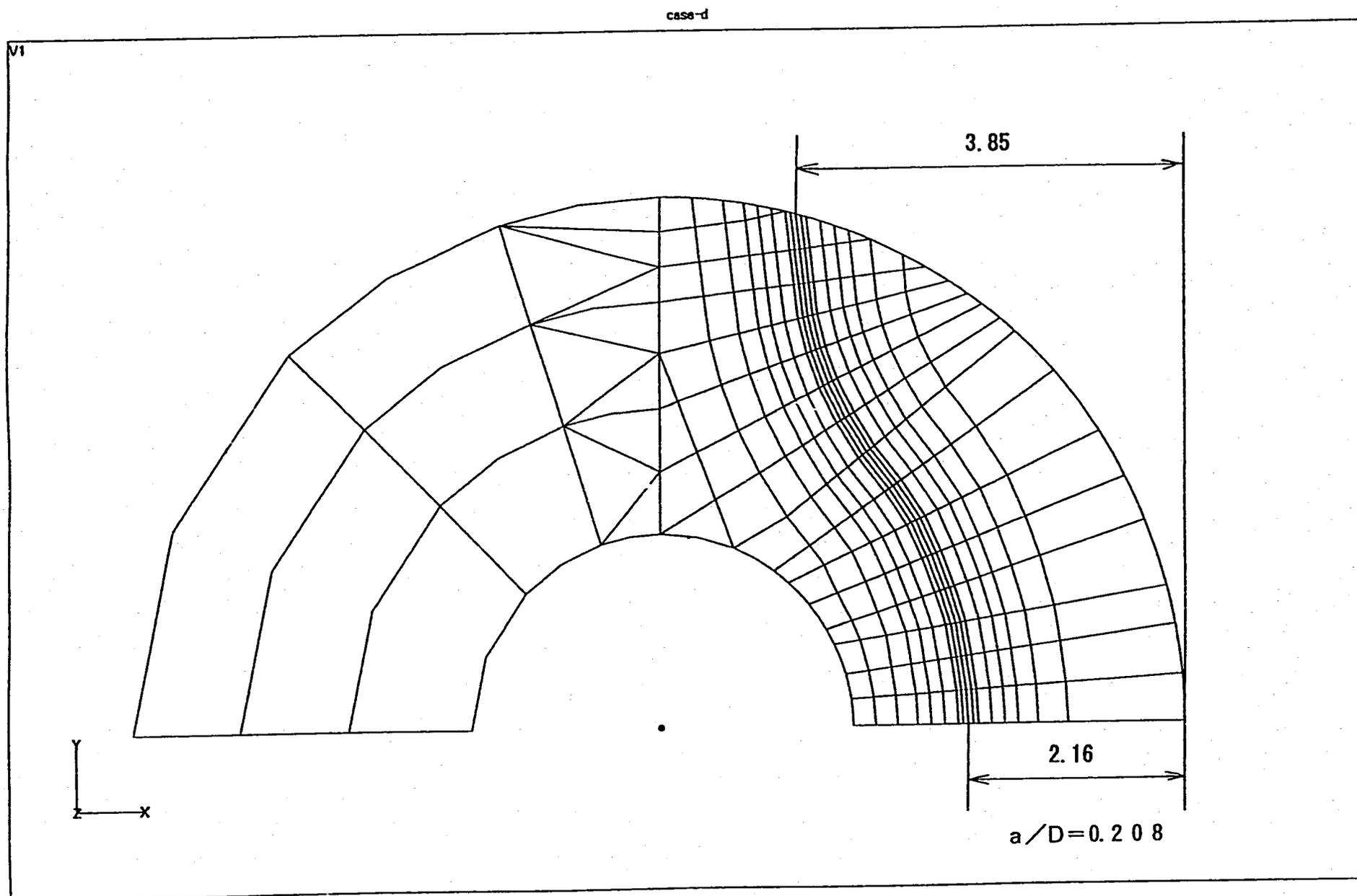


図2 破面観察からのき裂前縁形状に対する応力拡大係数のFEM解析結果
(c) 上流側頂部よりのき裂深さ2.16 mmの場合のき裂形状と解析メッシュ図

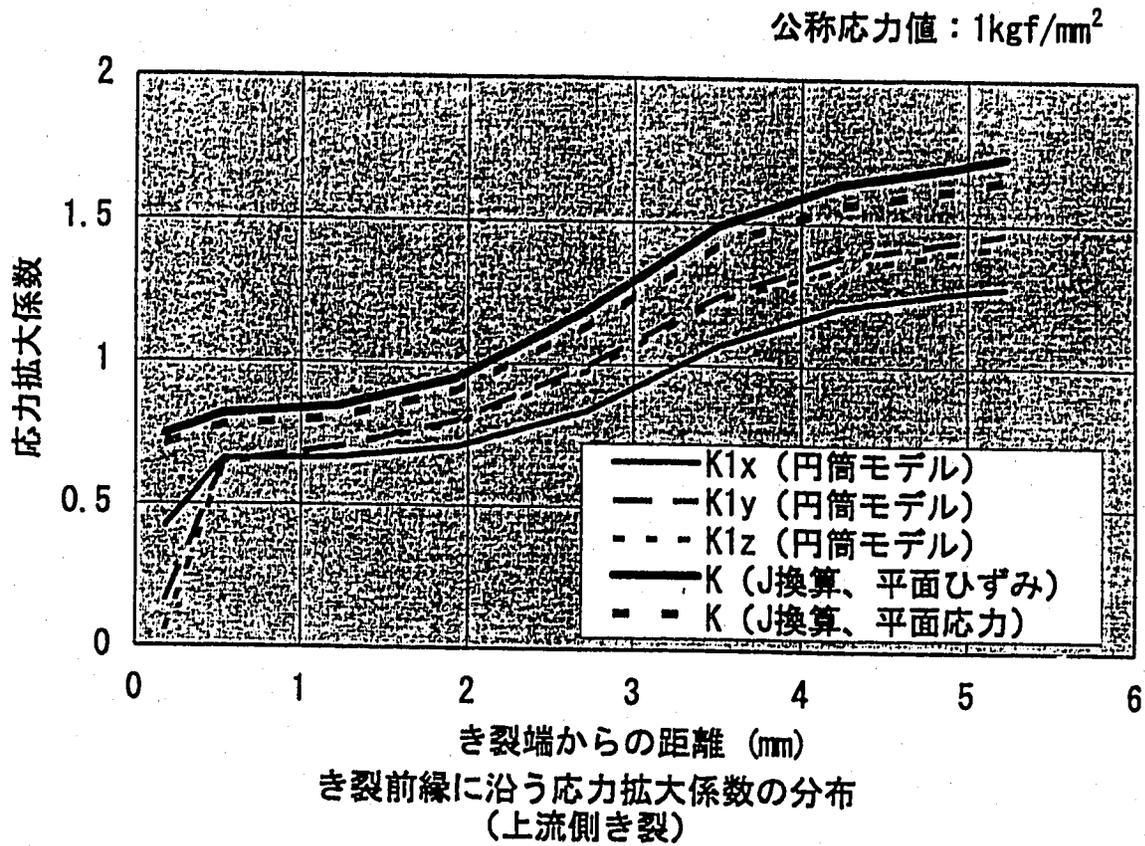


図2 破面観察からのき裂前縁形状に対する応力拡大係数のFEM解析結果
(d) 円筒モデルに対する解析結果 (き裂深さ2.16mm)

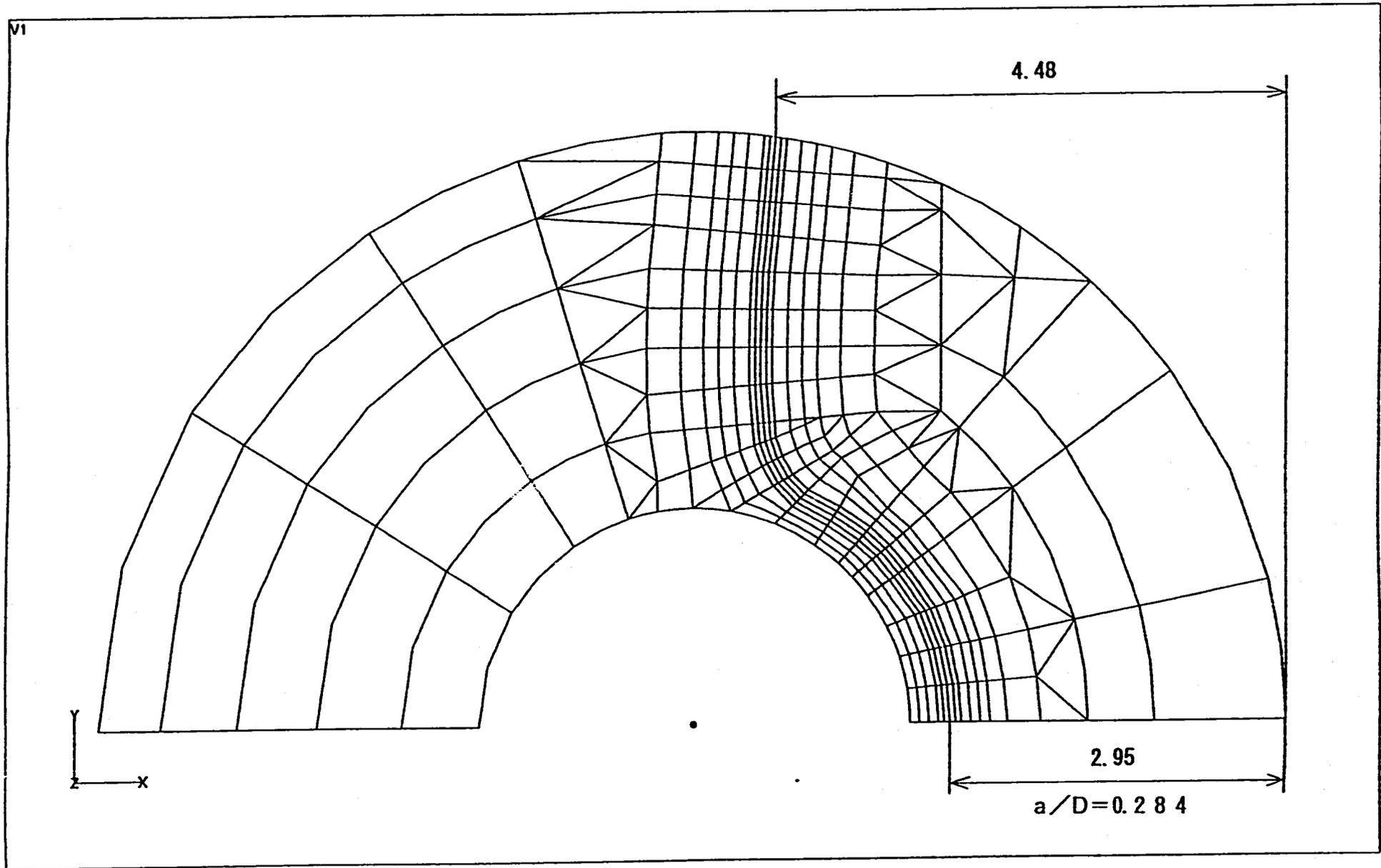
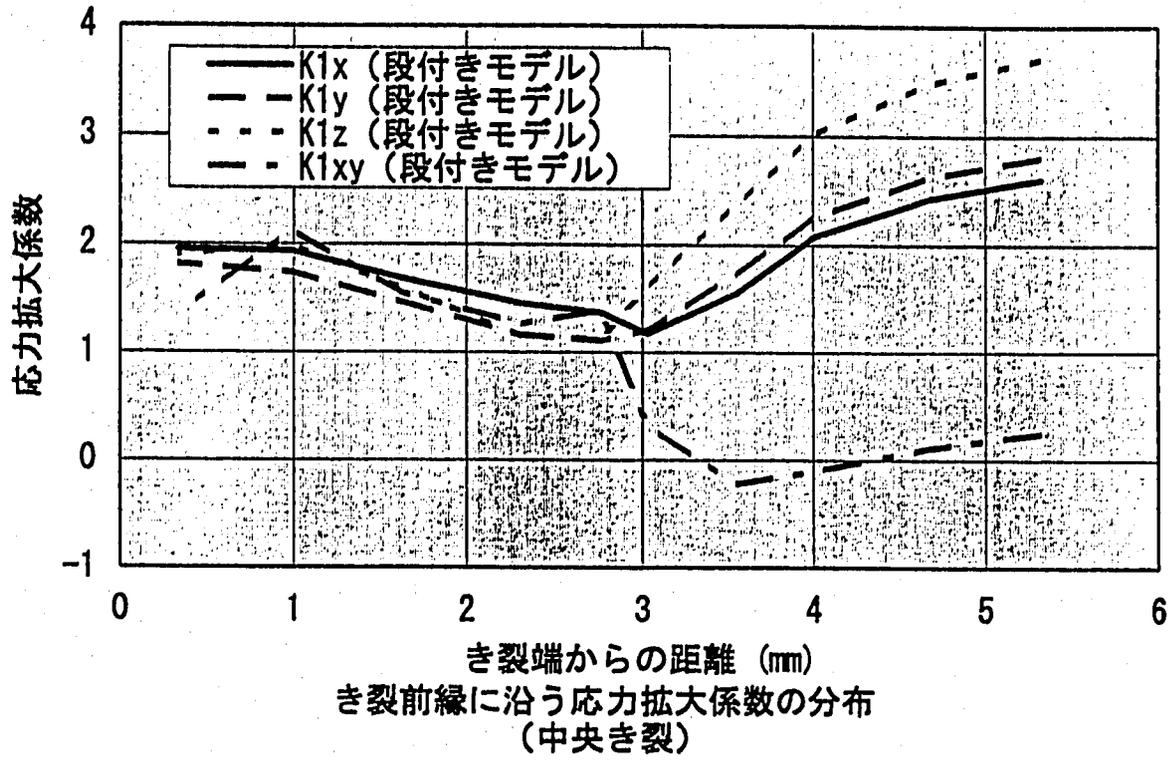


図2 破面観察からのき裂前縁形状に対する応力拡大係数のFEM解析結果
(e) 上流側頂部よりのき裂深さ2.95 mmの場合のき裂形状と解析メッシュ図

公称応力値：1kgf/mm²



公称応力値：1kgf/mm²

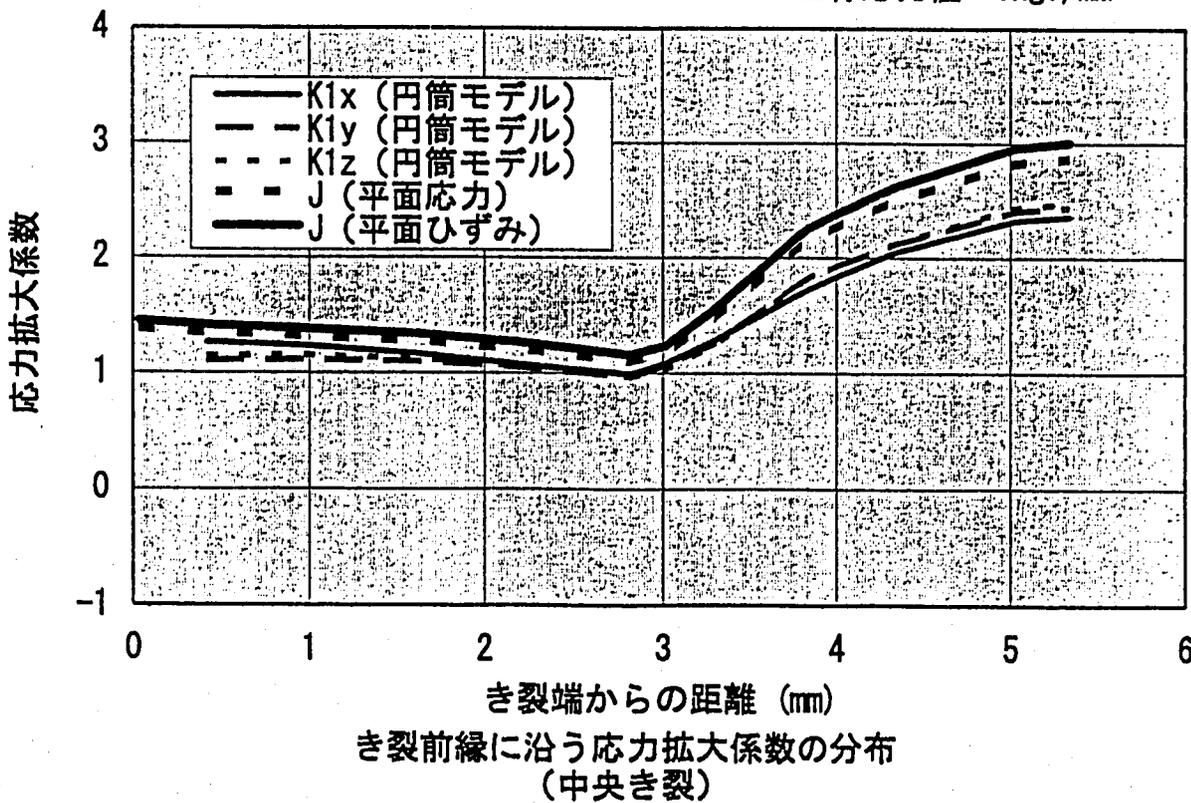
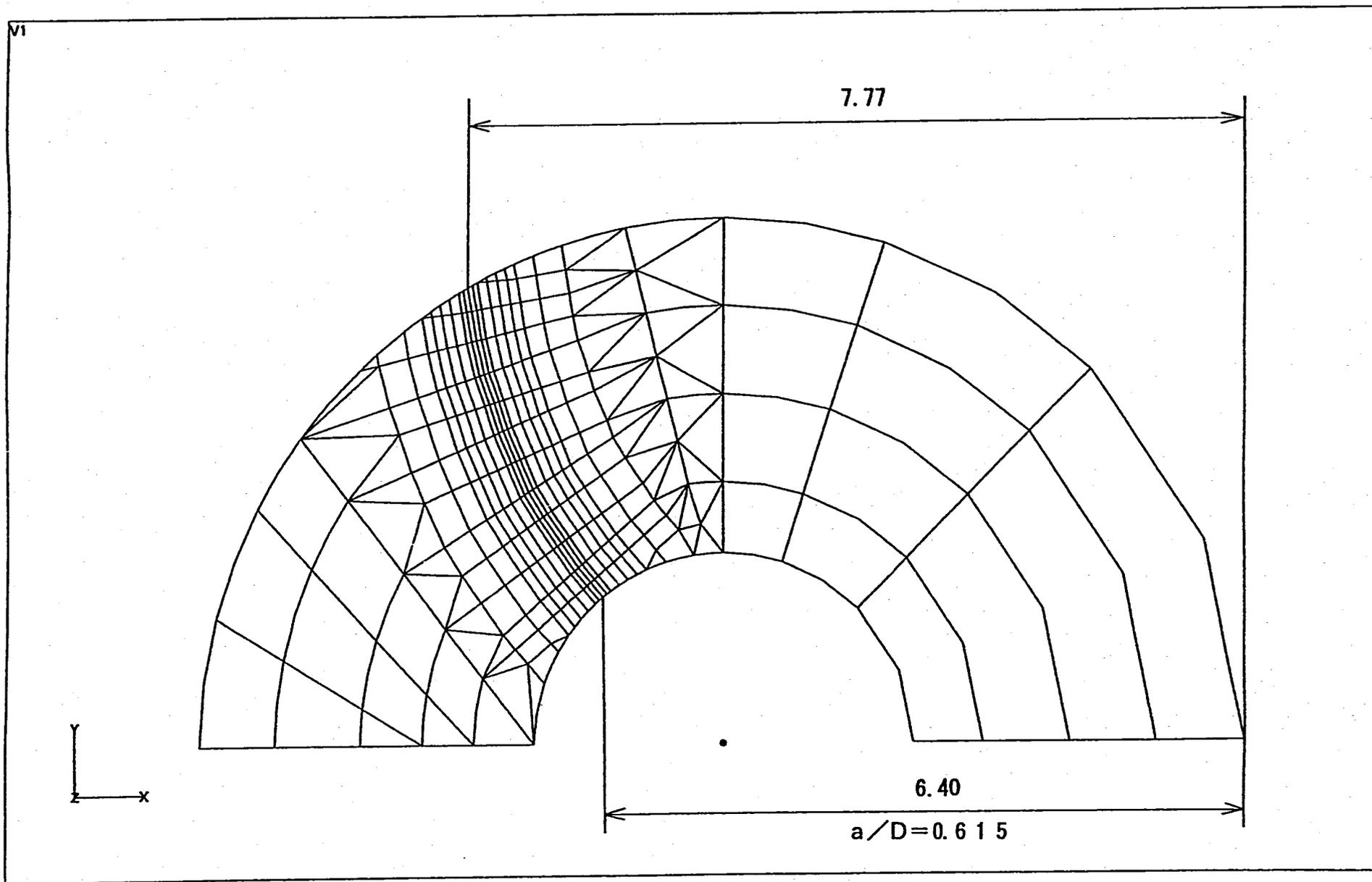


図2 破面観察からのき裂前縁形状に対する応力拡大係数のFEM解析結果
(f) 円筒モデルと段付きモデルに対する解析結果 (き裂深さ2.95mm)



14 (218)

図2 破面観察からのき裂前縁形状に対する応力拡大係数のFEM解析結果
(g) 上流側頂部よりのき裂深さ6.40 mmの場合のき裂形状と解析メッシュ図

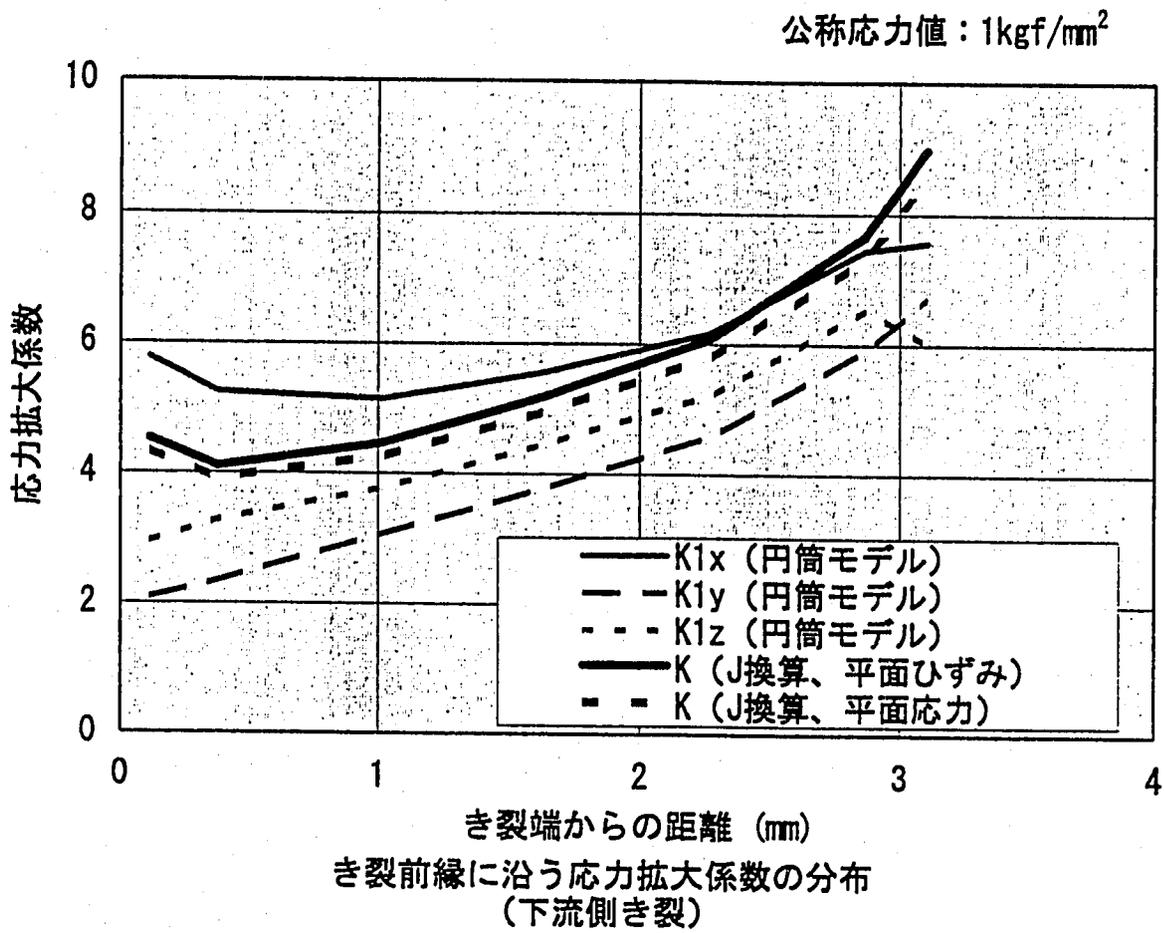


図2 破面観察からのき裂前縁形状に対する応力拡大係数のFEM解析結果
(h) 円筒モデルに対する解析結果 (き裂深さ6.40mm)

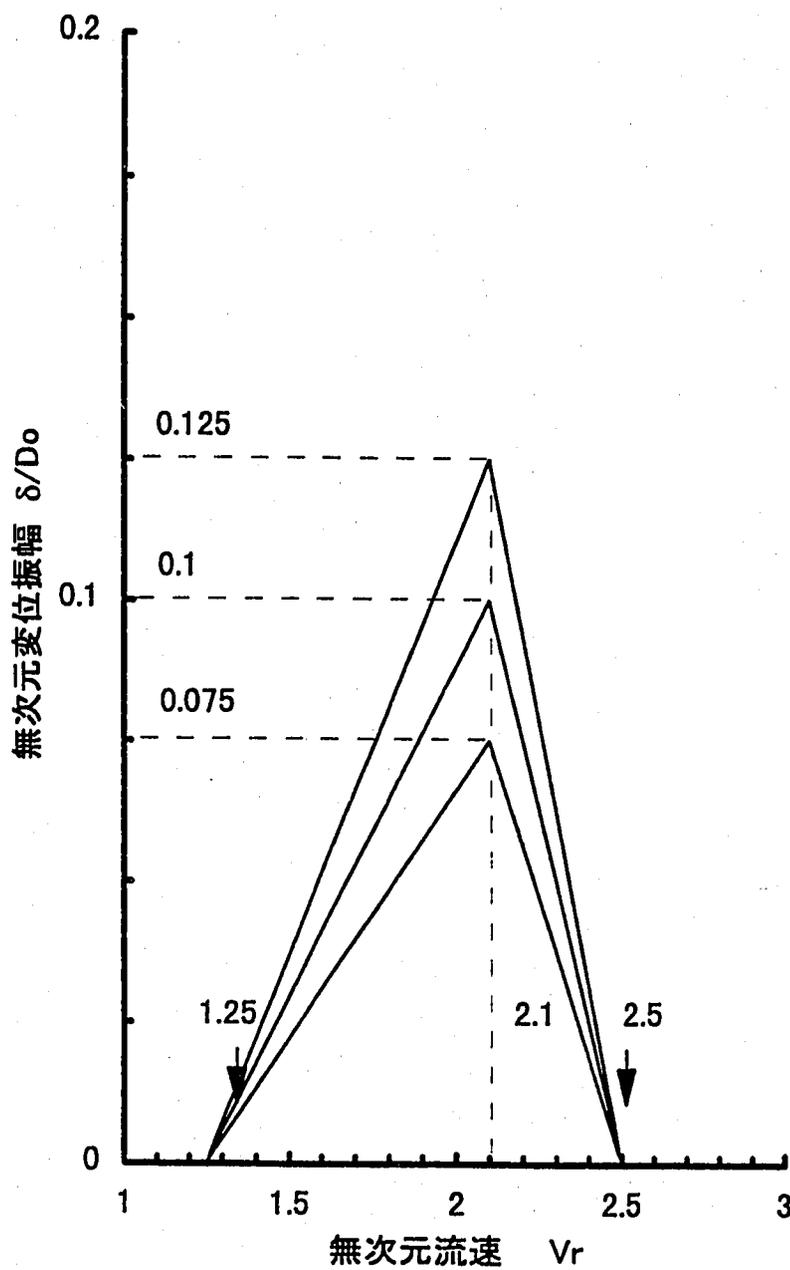


図3 解析に用いた変位応答曲線

(文献引用) 第1回破面W/Gにおける金属材料技術研究所の松岡室長資料より

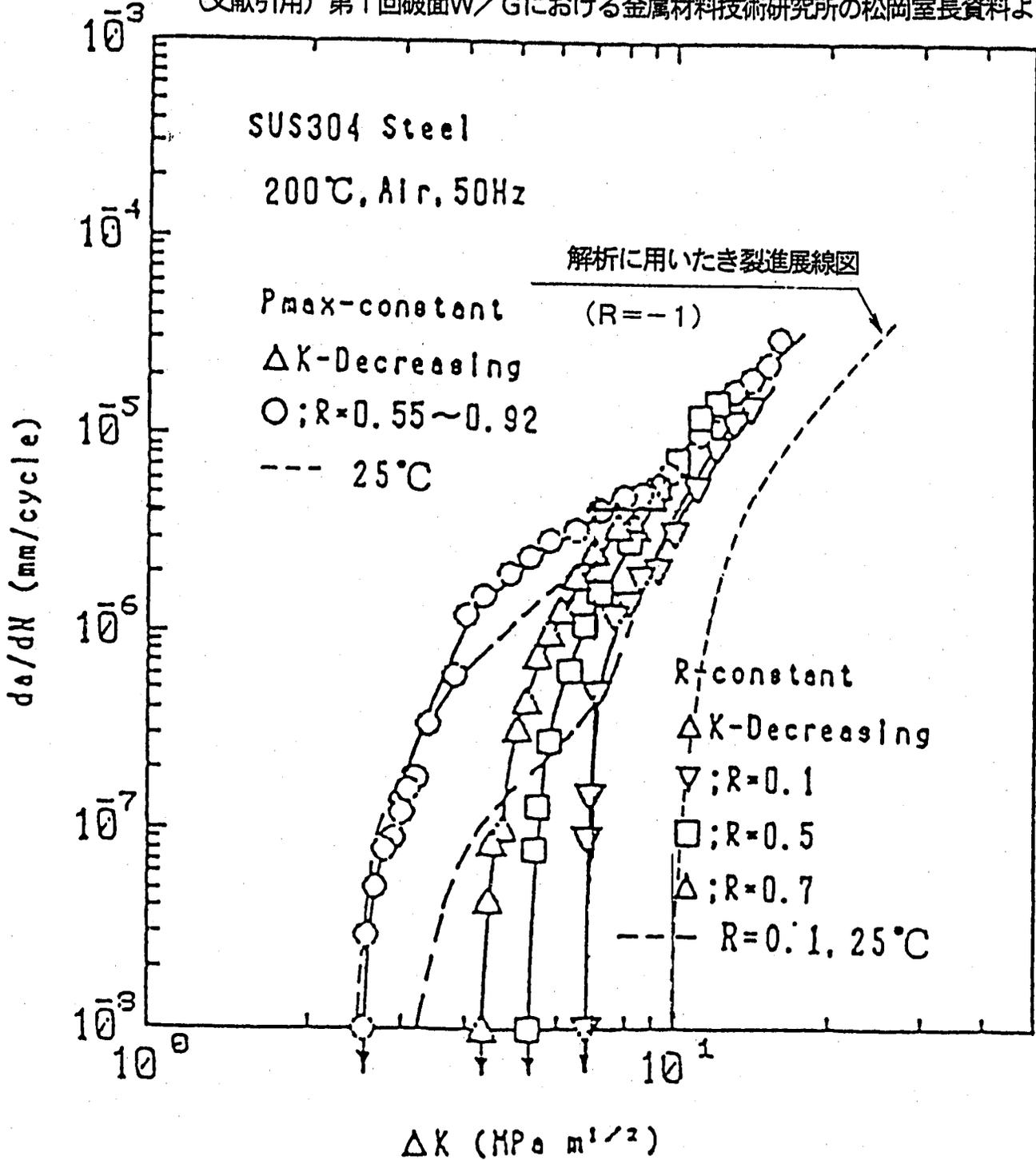


図4 解析に用いたき裂進展線図

18(222)

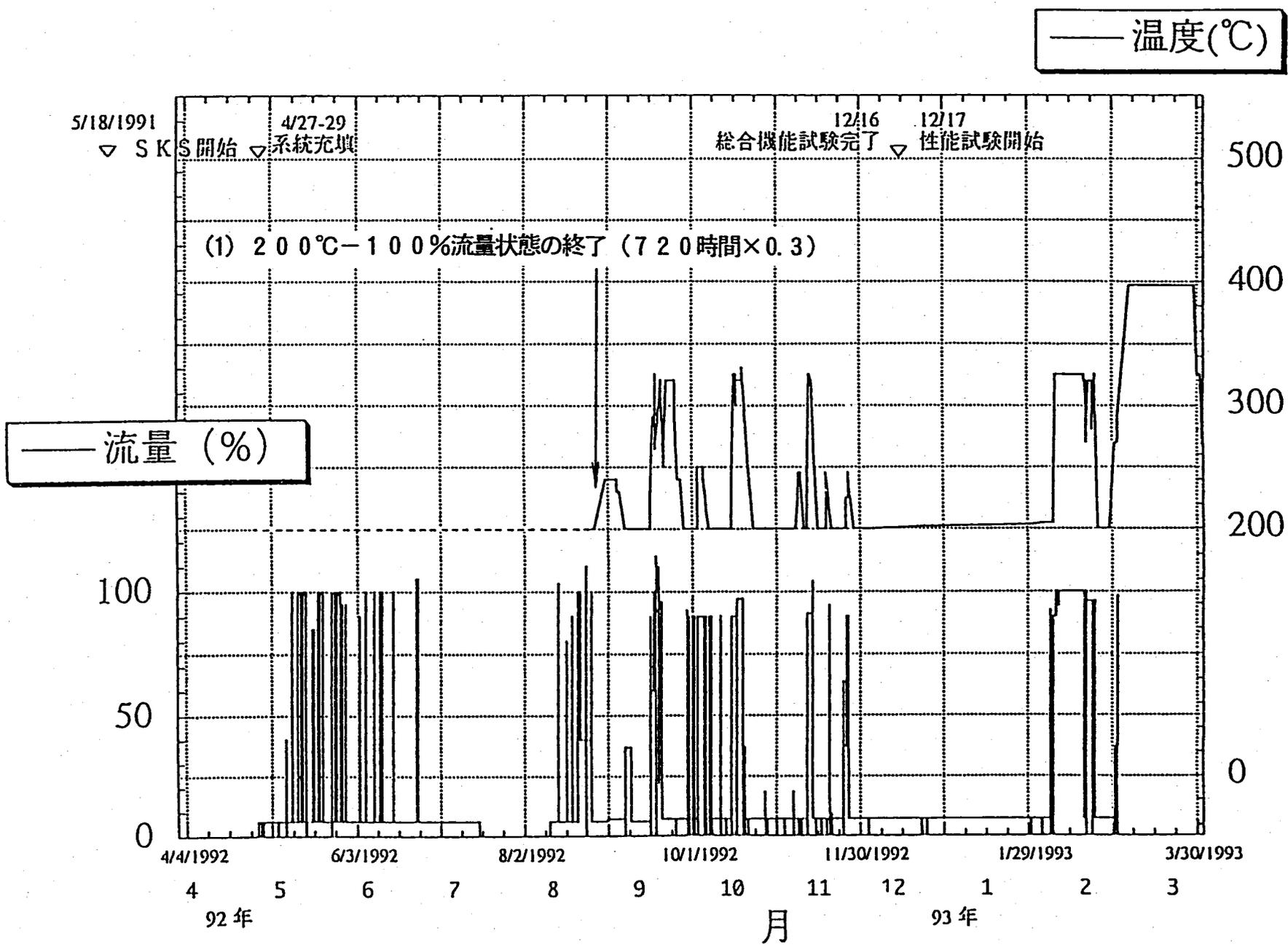
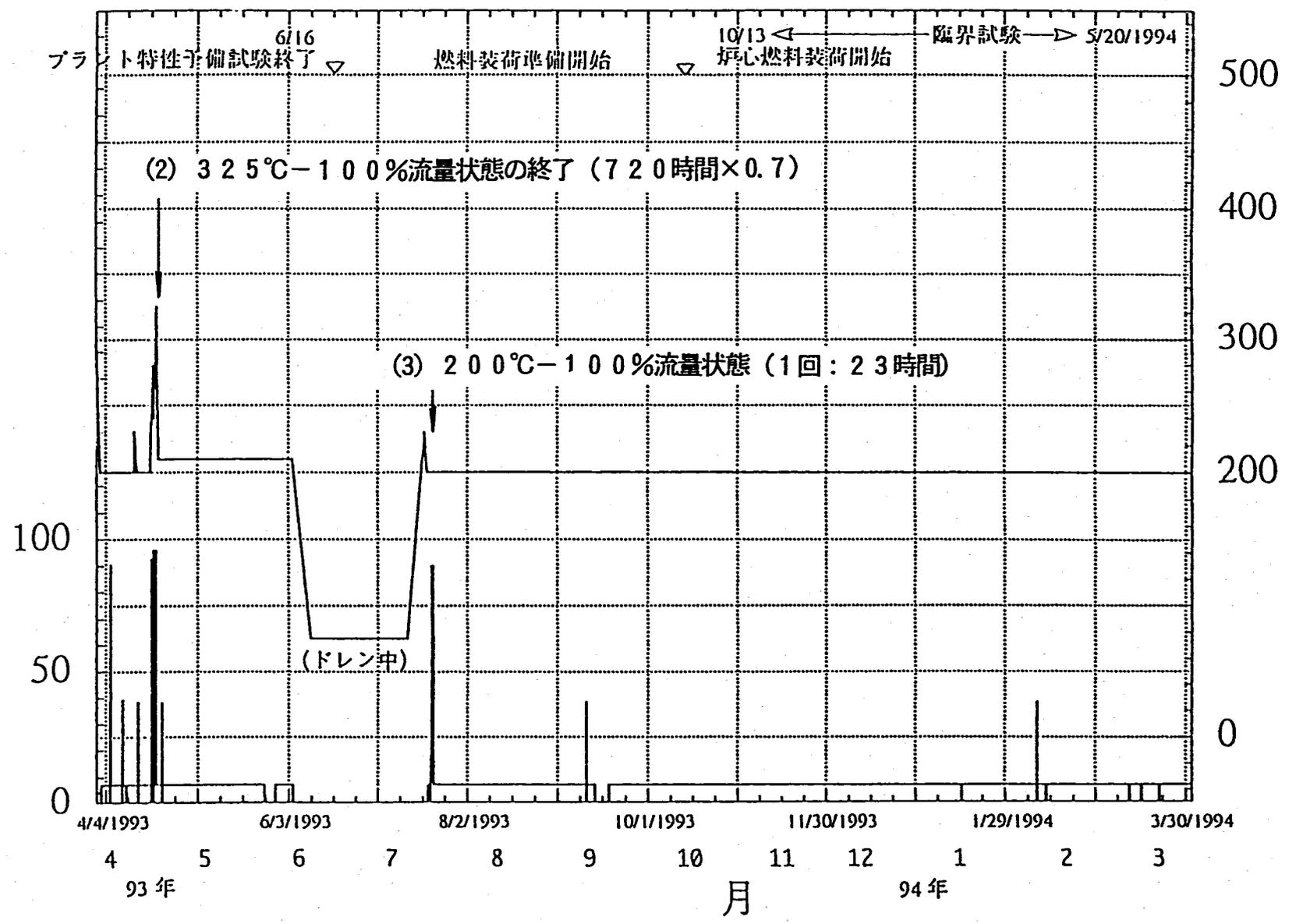


図5(a) 92年度 2次系 C-LOOP FLOW/TEMP



19 (223)

図5(b) 93年度 2次系 C-LOOP FLOW/TEMP

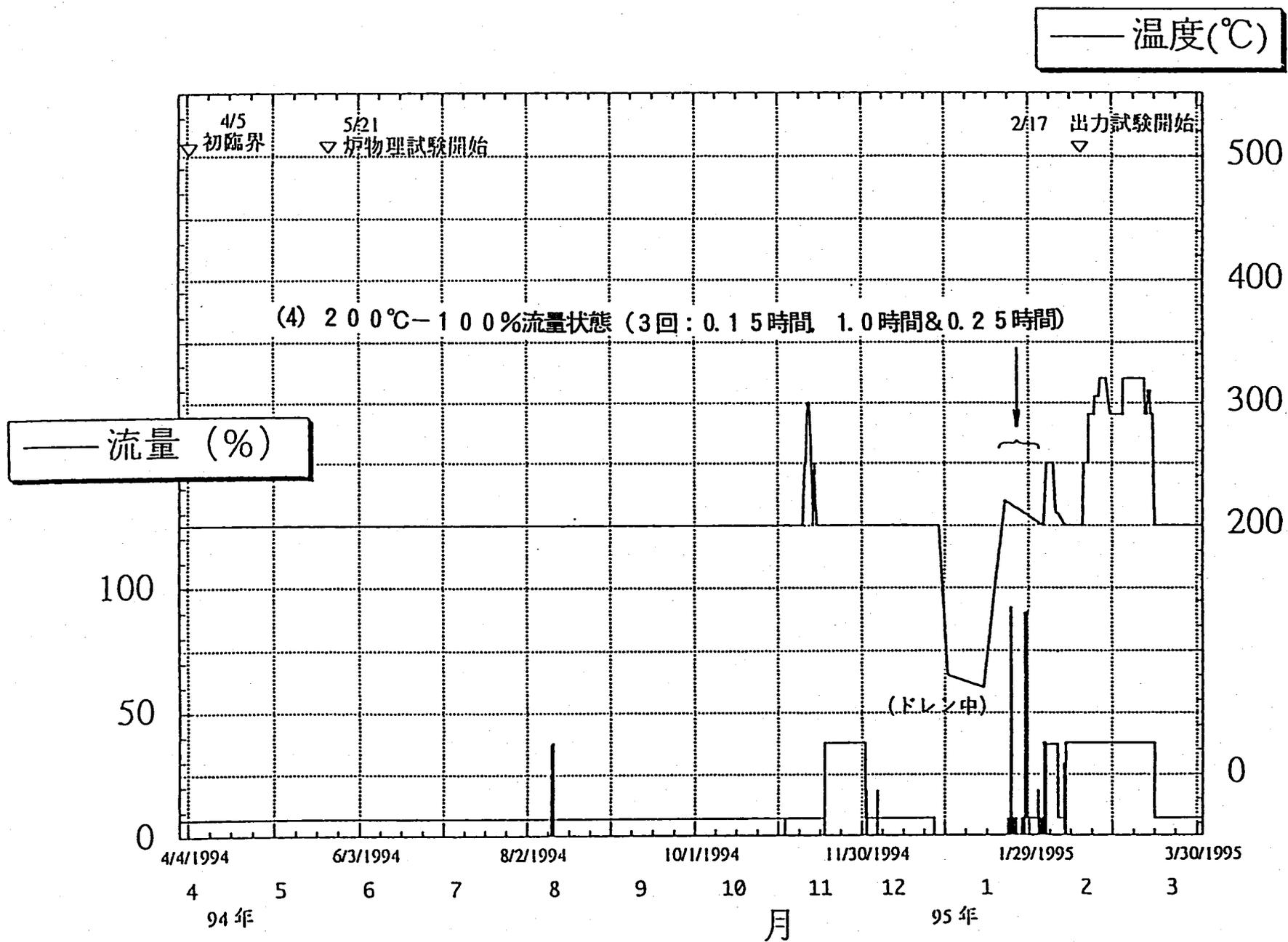


図5(c) 94年度 2次系 C-LOOP FLOW/TEMP

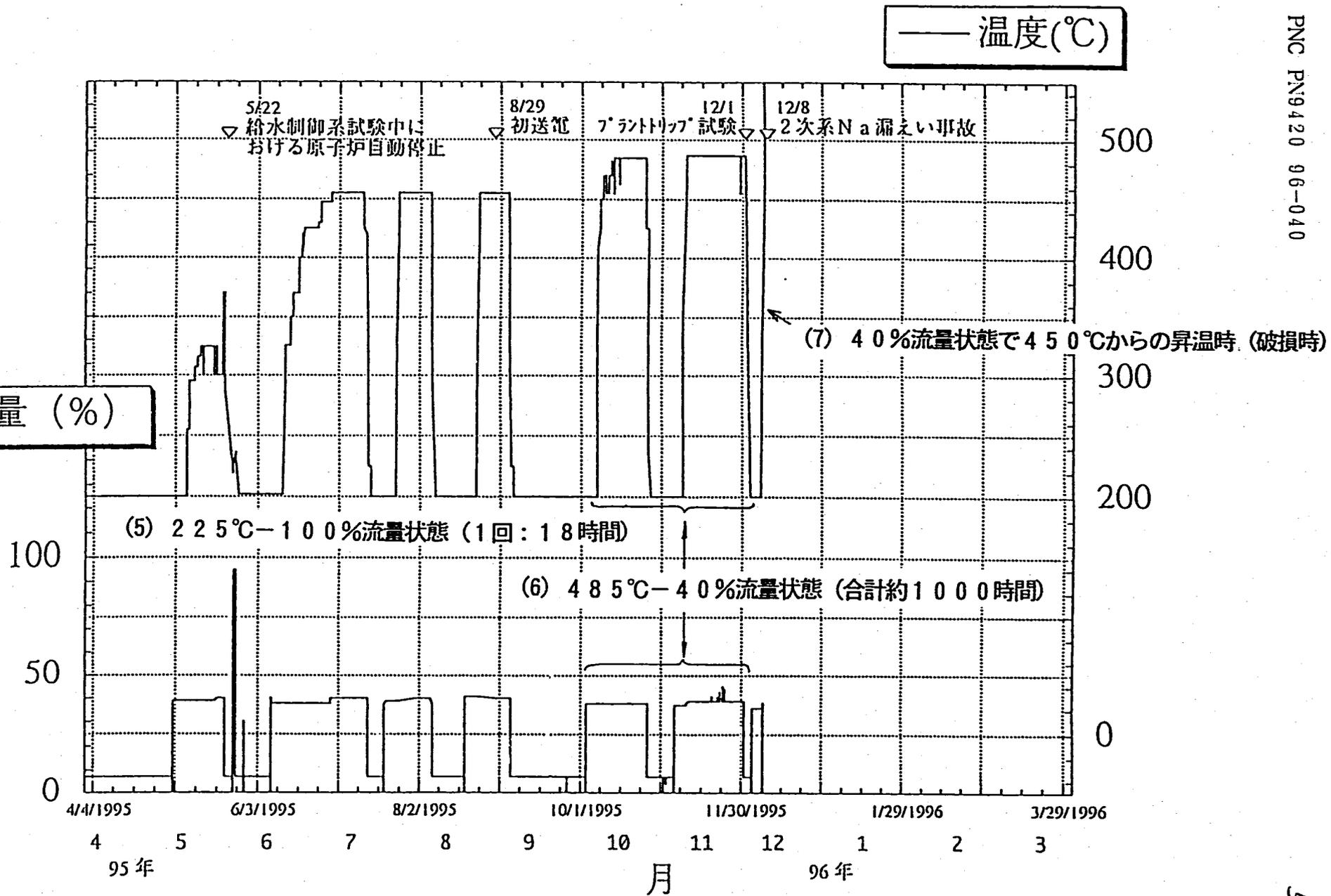


図5(d) 95年度 2次系 C-LOOP FLOW/TEMP

き裂深さの時間経過(解析結果)

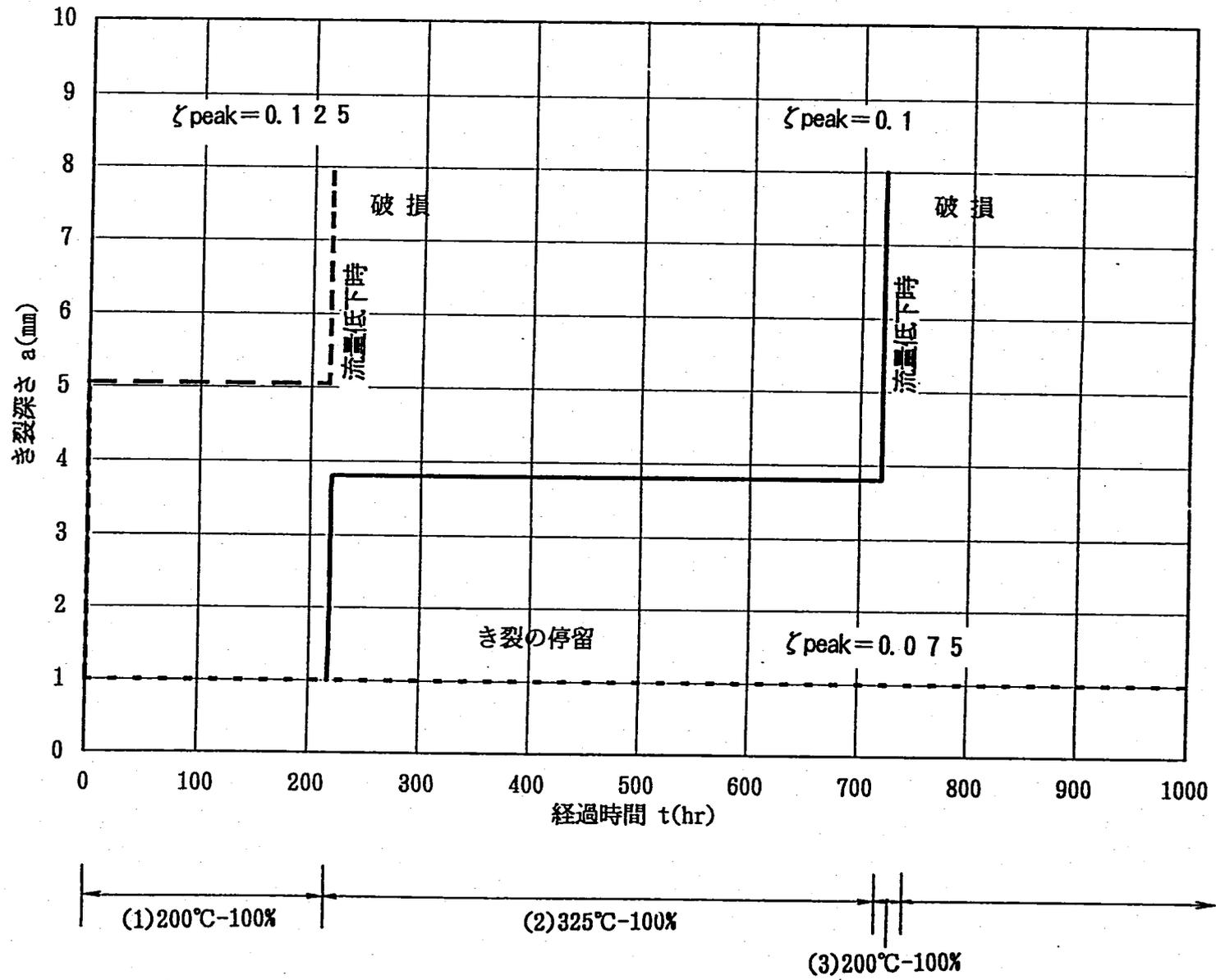


図6 変位応答線図のピーク値をパラメータとしたき裂挙動解析結果

325°C (100%→40%) グラフ

100%からの流量低下におけるき裂進展速度の変化

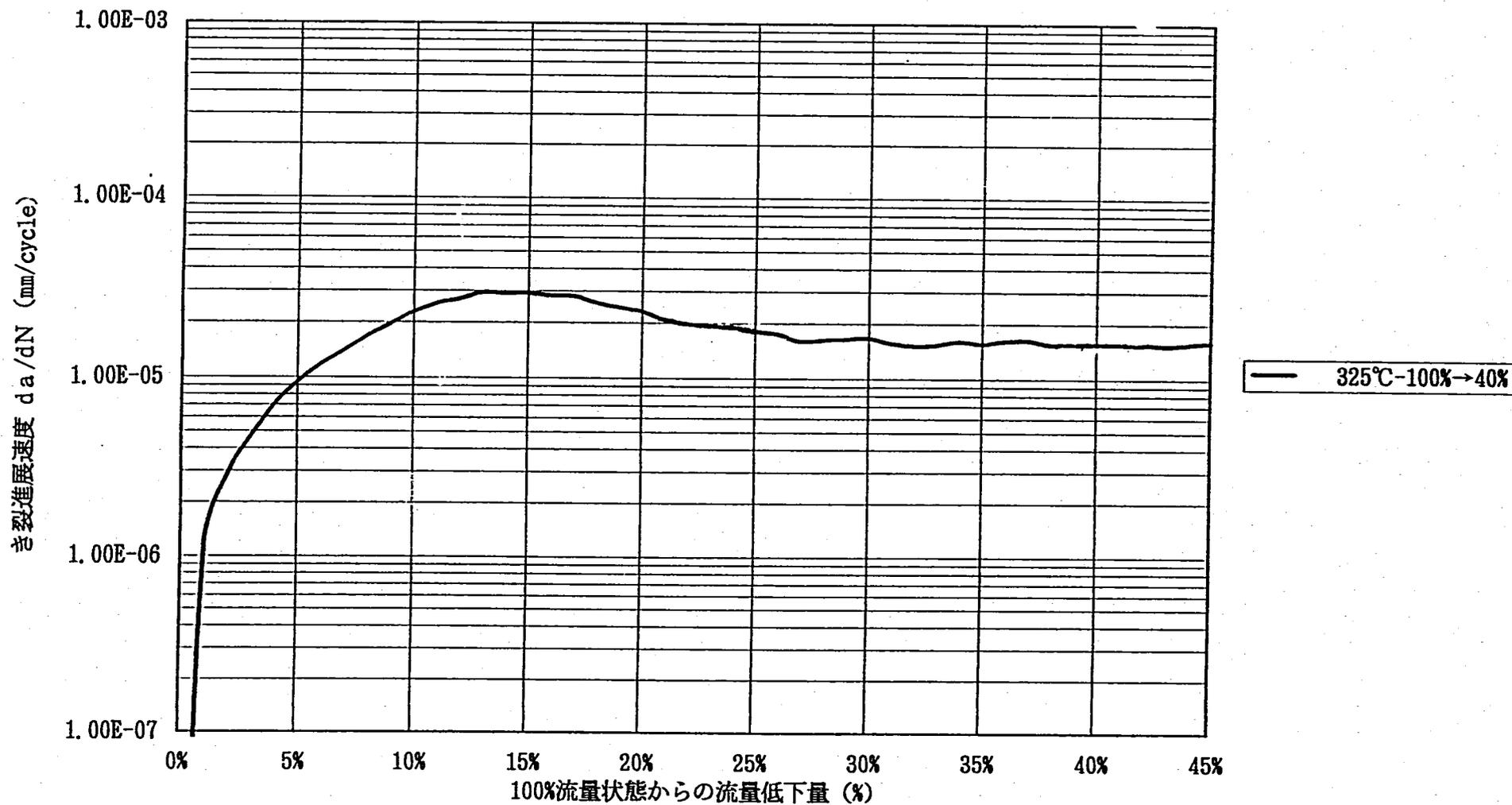


図7 100%流動状態からの流量低下時のき裂進展速度の変化 (ζ_{peak} = 0.1)

き裂深さに伴う断面係数の変化率

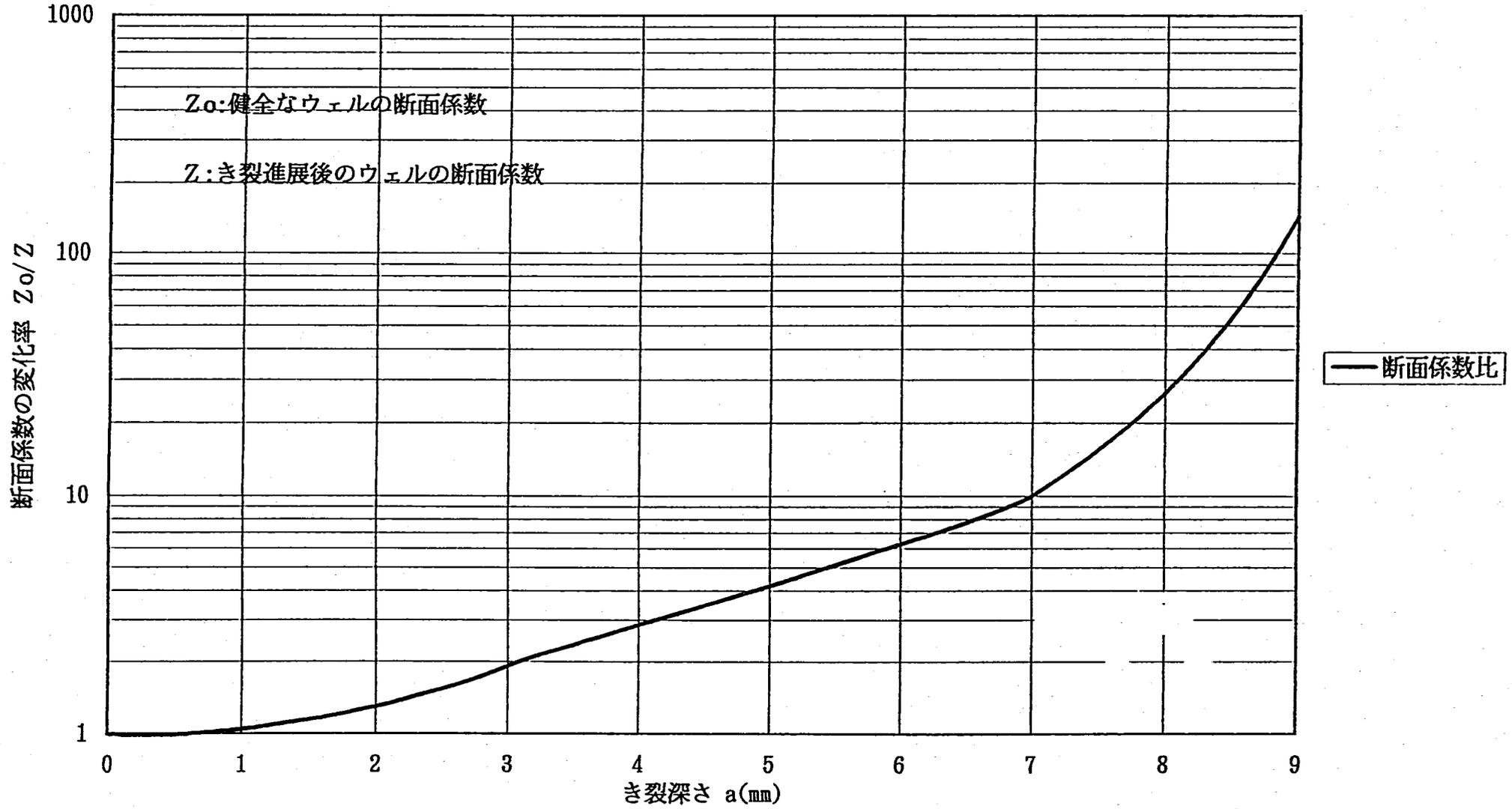


図8 き裂進展に伴う正味断面の断面係数の増倍率とき裂深さの関係

$\Delta\sigma - \Delta\epsilon t$ 関係の周波数依存性

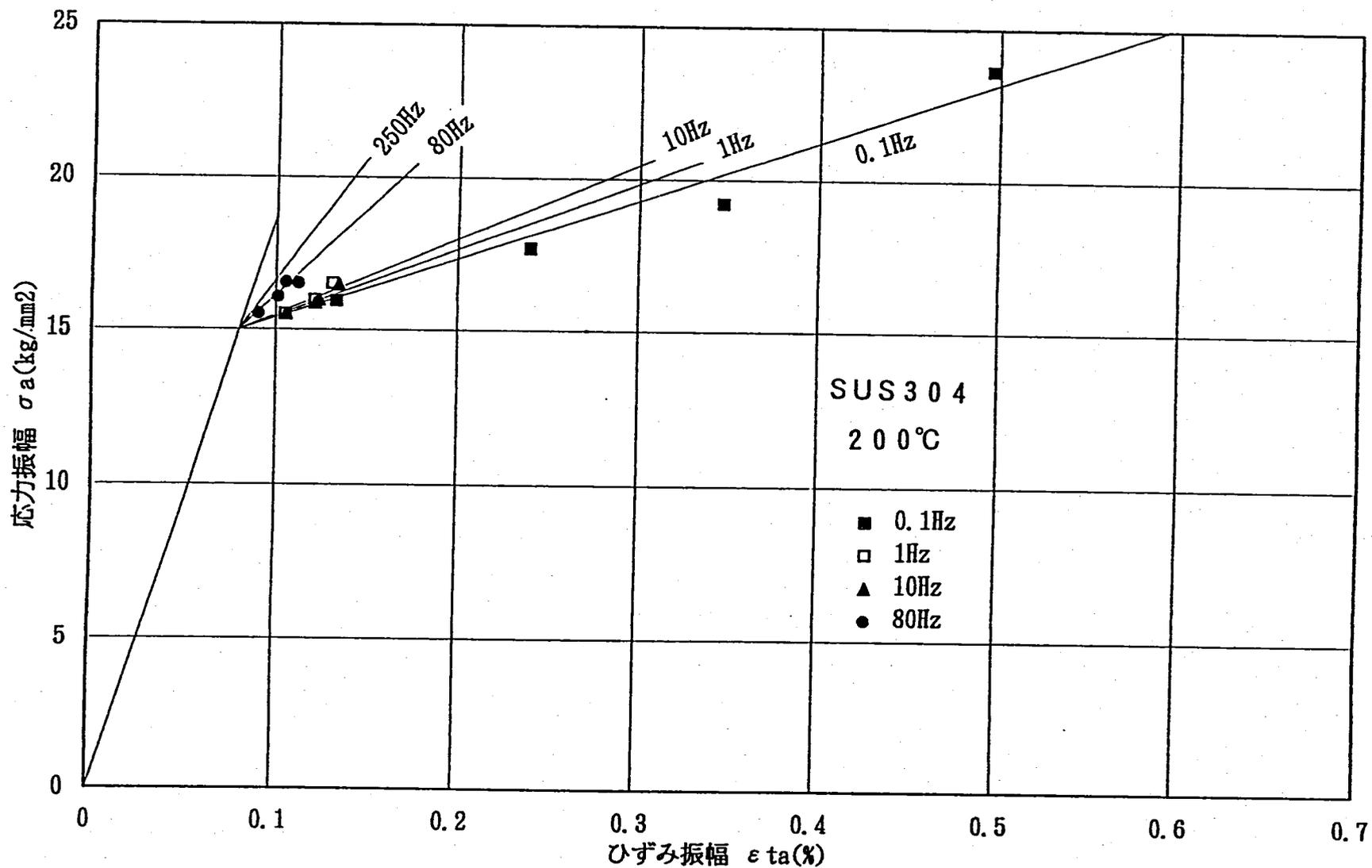


図9 SUS304の200°Cにおける繰返し応力振幅-ひずみ振幅の関係

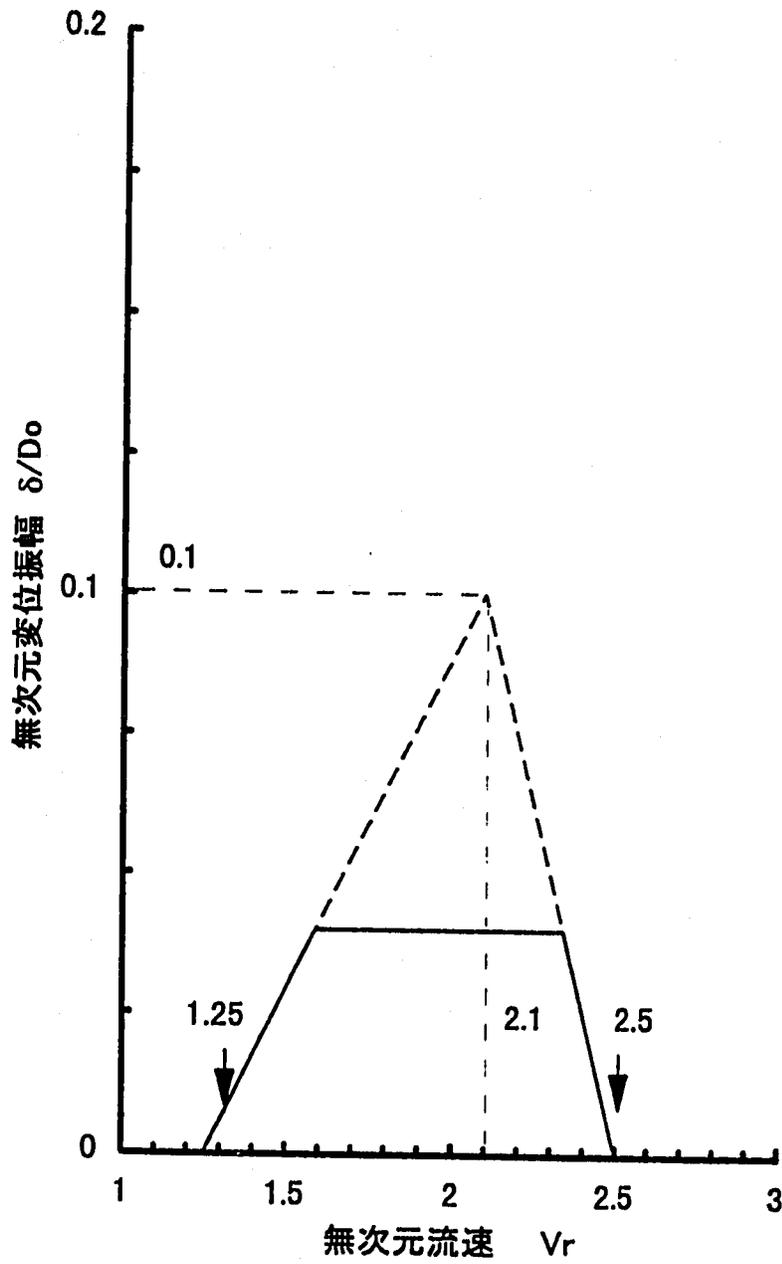


図10 き裂が進展した後(4mm深さ以上)に適用した変位応答曲線

100%からの流量低下におけるき裂進展速度の変化

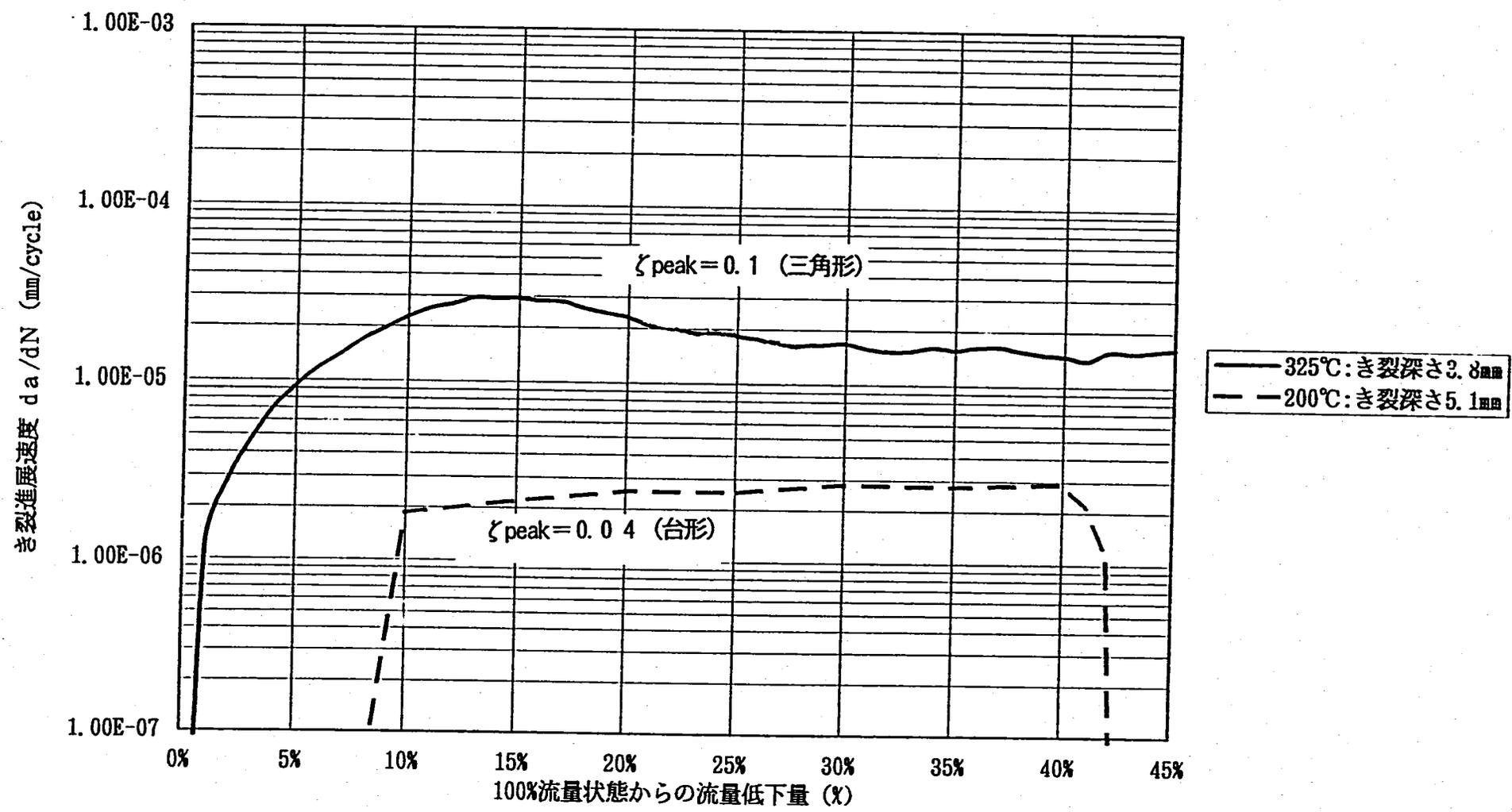


図11 100%流動状態からの流量低下時のき裂進展速度の変化 (ウエルの劣化考慮)

27 (231)

最終破損時点でのき裂挙動

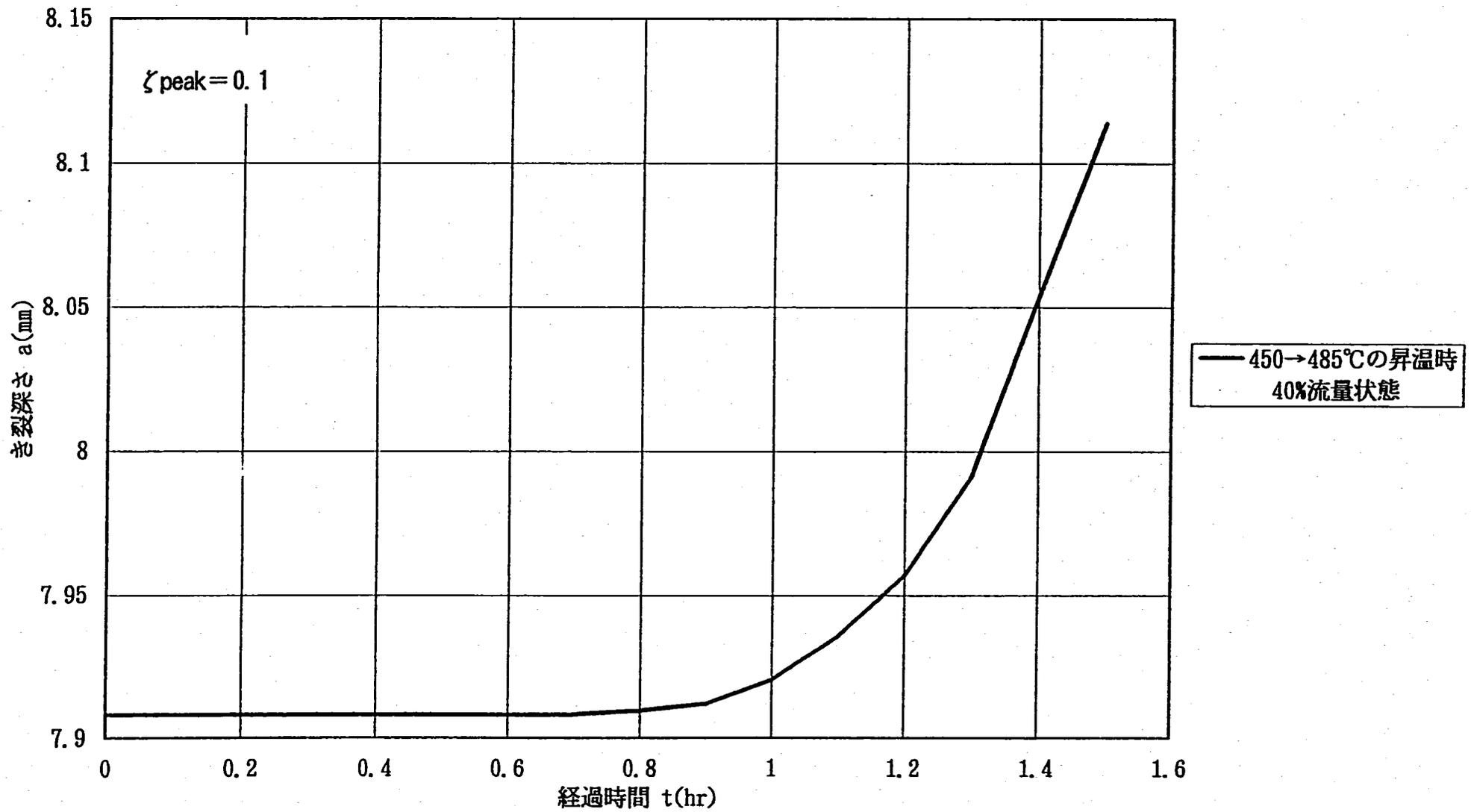


図1.2 40%流量条件での450°C→485°C昇温時のき裂進展解析 (最終破断時)

28 (232)

き裂進展の解析結果

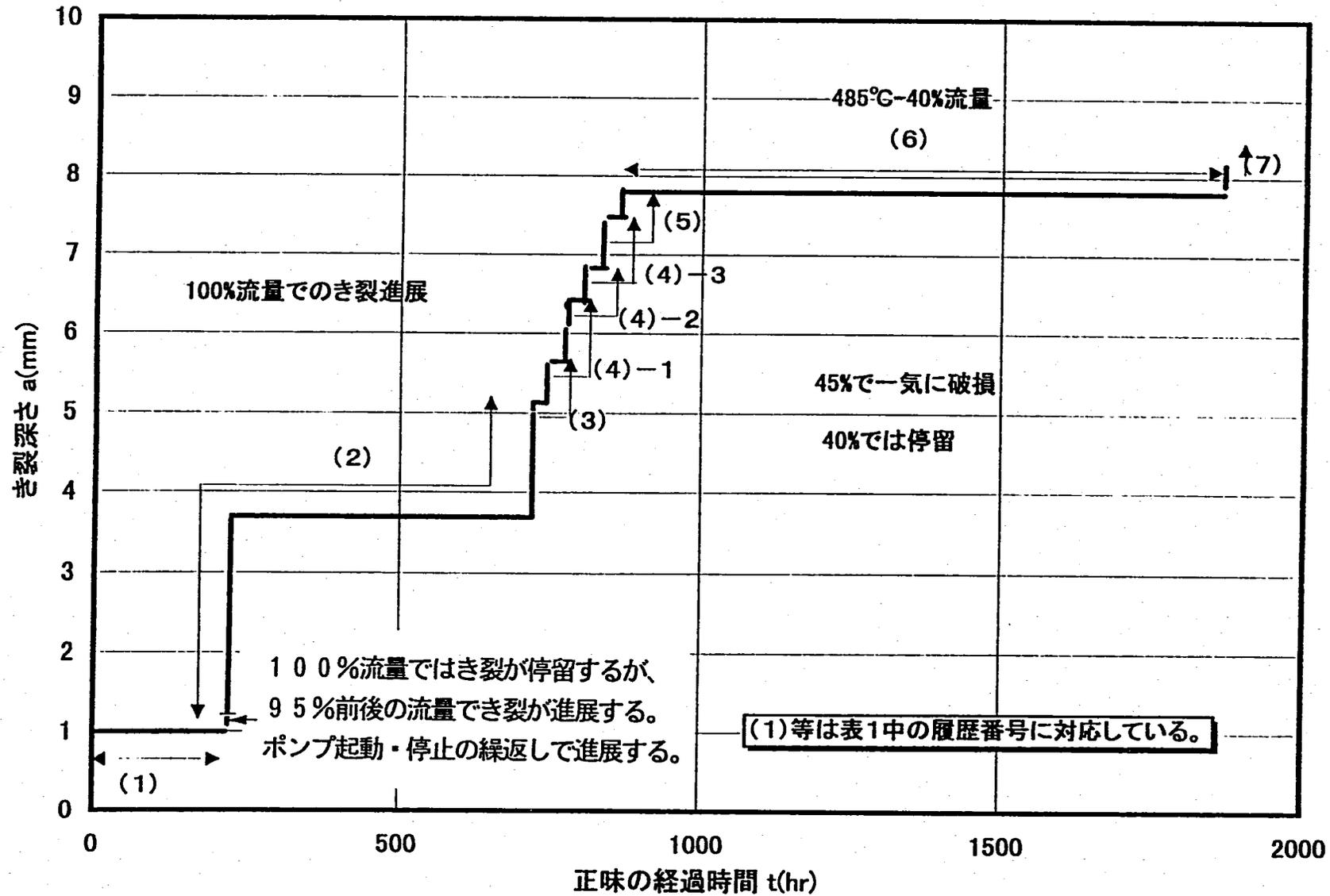
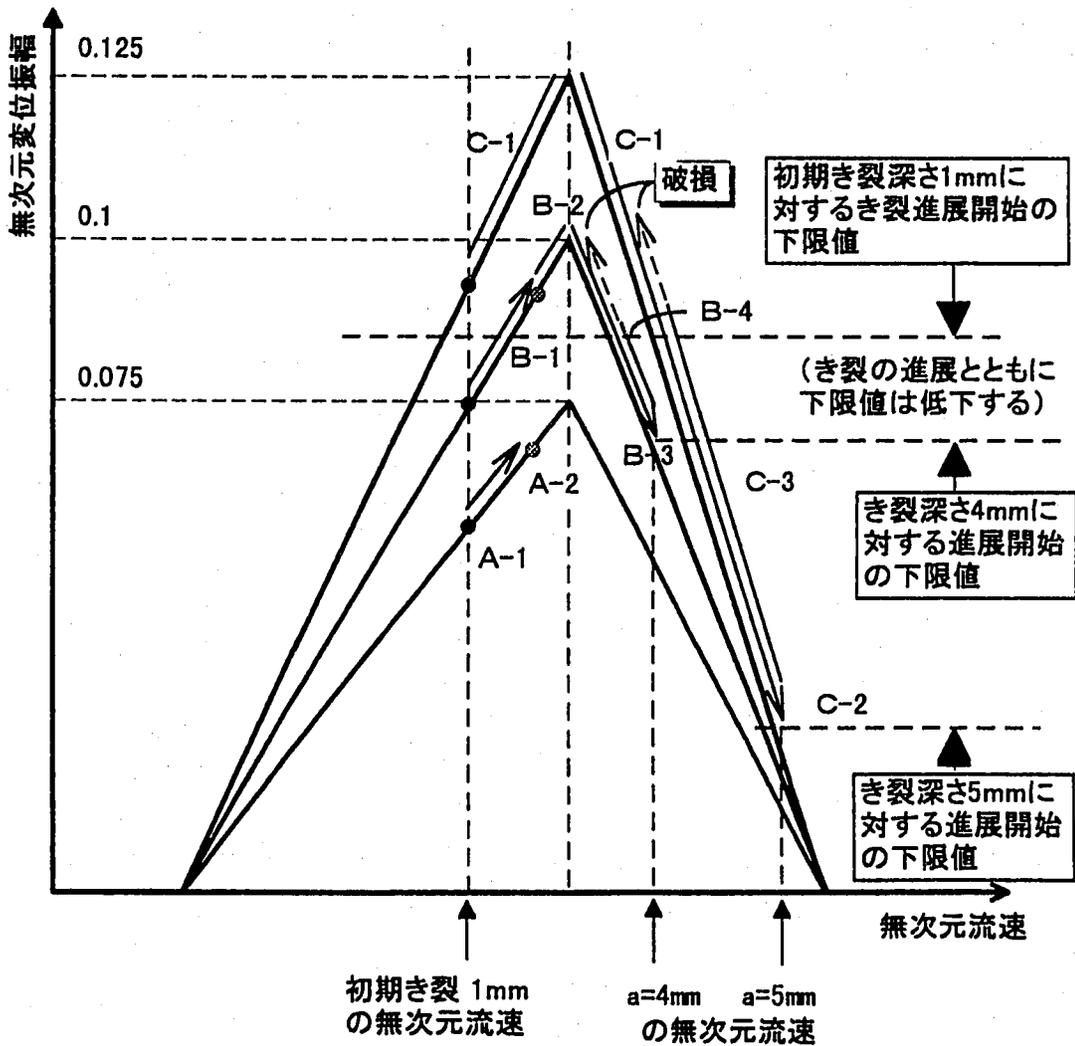
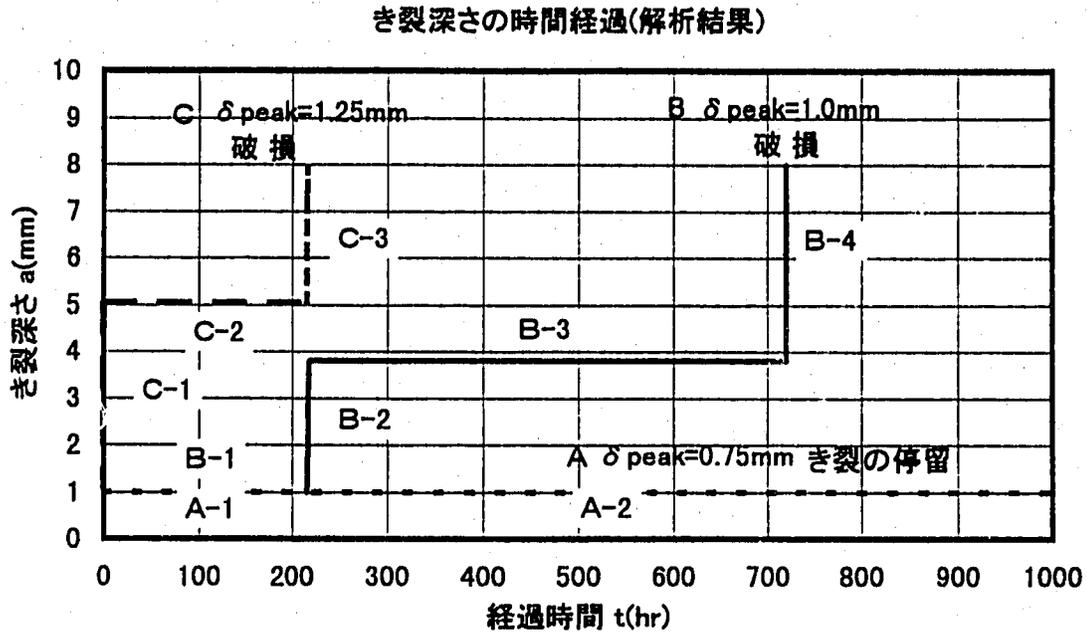


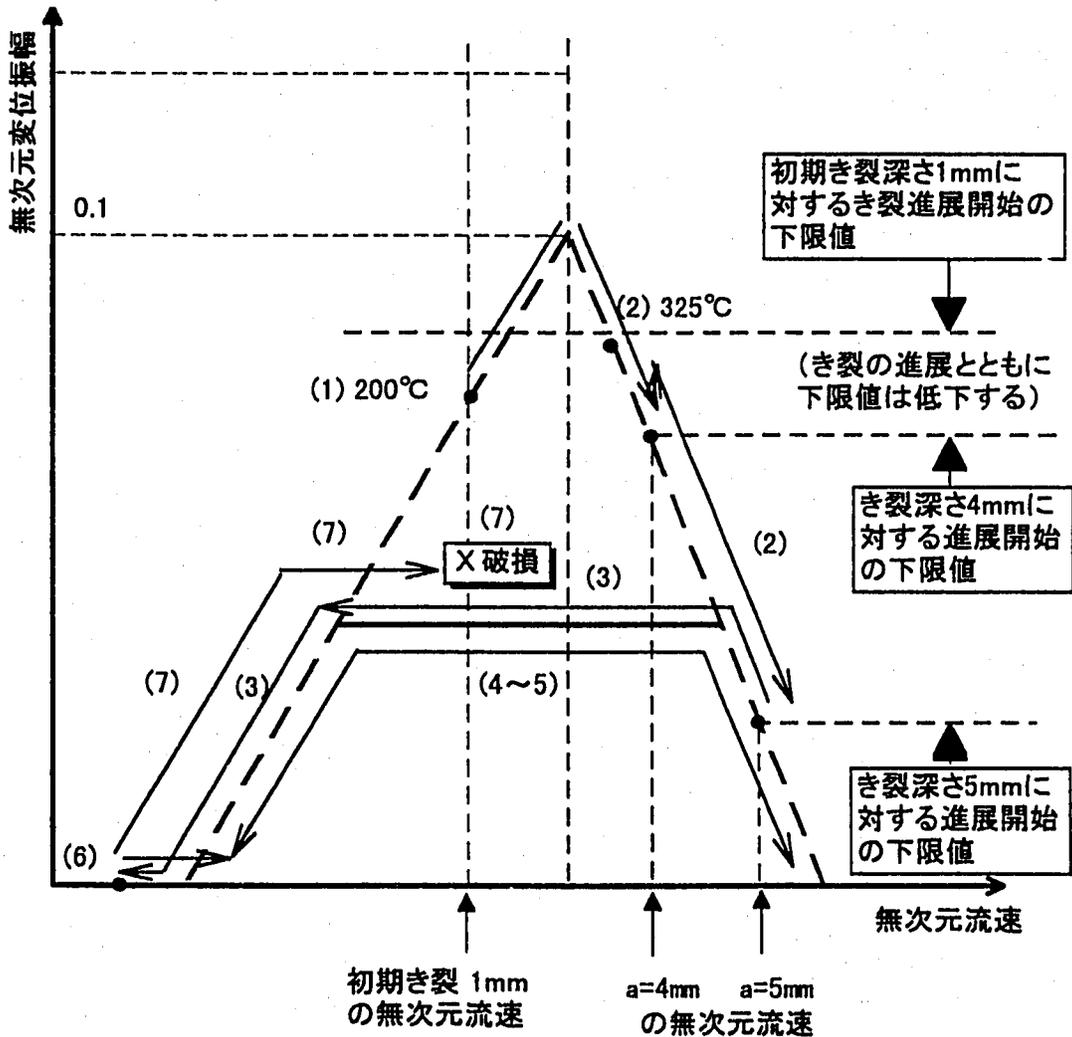
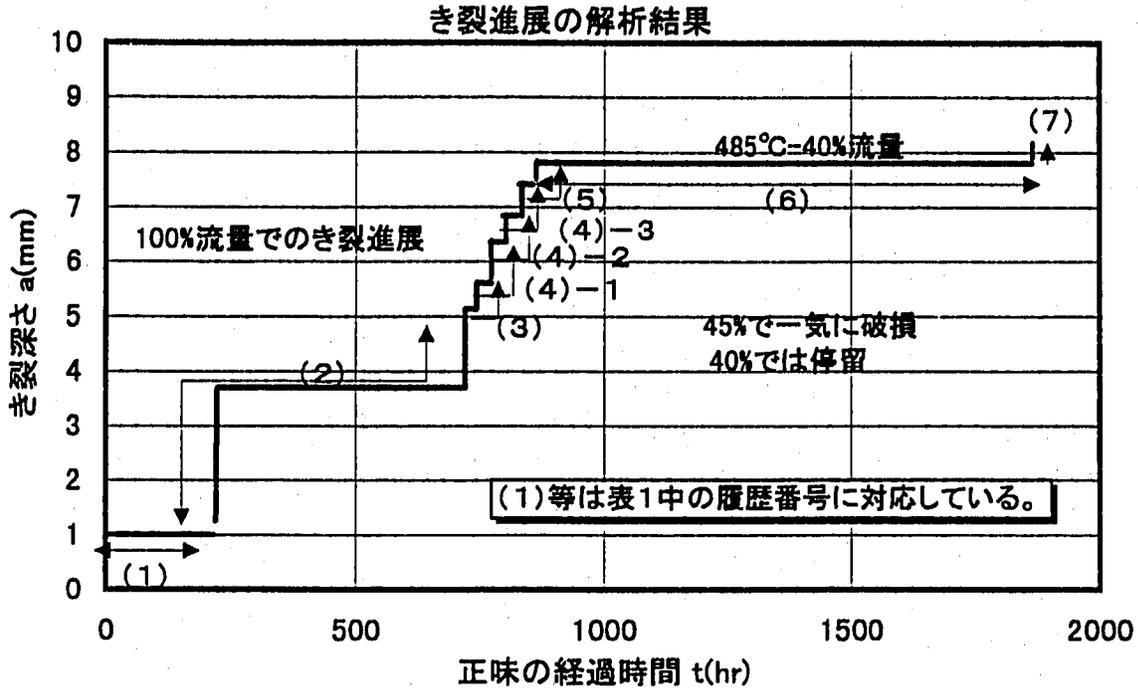
図13 主要運転履歴に対するき裂進展解析結果 (台形型変位応答線図の適用)

参考図1



100%流量状態における時間的推移

参考図2



破損に至るまでの考えられる時間的推移

参考資料

平成8年3月18日

温度計ウェルと流体の連成振動解析（40%流量条件）

1 目的

温度計ウェルが健全であるとの前提で、流体-構造連成振動解析により、温度計ウェルの振動とウェル後流に発生する渦の相互作用を検討し、ウェルの先端応答変位と段付部曲げ応力を算定する。本解析では、ナトリウム漏洩が発生した時の運転状態（定格40%流量、冷却材温度485℃）とした。

2 解析条件

解析コードは有限要素法流動解析コードSPLASHであり、解析体系は二次元（温度計ウェル断面を含む平面）である。抗力方向（主流と平行で、ウェルを水平に振動させる）及び揚力方向（主流と直交する方向で、ウェルを上下に振動させる）にはばねと減衰をもつ質点としてウェルをモデル化した。流体-構造連成を考慮するため、ウェルの運動方程式から求められた変位速度を流速境界条件としてナビエ-ストークス式に導入している。一方、ウェルの運動方程式では、流動解析の圧力方程式を解いて得られる圧力とせん断応力から求められる抗力方向と揚力方向の荷重を外力項として用いた。

解析では、初期流速は0 m/sとし、0.01秒かけてランプ状に所定の流速（2.17 m/s）まで上昇させた。

以下に解析条件を示す。

(1) 流動解析部

ナトリウム温度	T	485 °C
ナトリウム流速	v	2.17 m/s
ナトリウム密度	ρ	836 kg/m ³
動粘性係数	ν	3.00×10 ⁻⁷ m ² /s
レイノルズ数	Re	7.2×10 ⁴
単位面積当たり質量流量	ρv	1800 kg/m ² s

40%流量時の流速は、質量流量を一定として試験時の温度から算定した。

参考資料

(2) 温度計ウェル

細管部単位長さ質量	m	0.574 kg/m
減衰定数	h_2	0.5 %
二次固有振動数	f_2	253.7 Hz (流体質量効果を考慮すると240.5 Hzに相当)
二次固有角振動数	ω_2	1.59×10^3 rad/sec ($= 2\pi f_2$)

40%流量条件では変位振幅が比較的小さいと考えられることから、中間報告第3報補足資料2を参考として減衰定数を0.5%とした。これは、変位が小さいときの減衰定数の実測値に基づいている。ウェルの固有振動数は、温度が485°Cの条件で、ウェルに損傷が無く、健全な状態であるとして評価した。

3 流体構造連成解析モデル

温度計ウェルの解析モデルは100%流量条件と同一であり、ウェルの質量と、流れ方向及び流れと直交方向のばねと減衰をモデル化している。三次元的なはりの振動を二次元問題に置き換えるため、Blevins¹は、モーダル解析の考え方により、連続体(はり)の*i*次モードの運動を記述する偏微分方程式と等価な質点の運動方程式、(1)式を示した。これは、はりと質点の運動エネルギーが等しくなるような変換となっている。

$$\begin{Bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} 2h_i\omega_i & 0 \\ 0 & 2h_i\omega_i \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_i^2 & 0 \\ 0 & \omega_i^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ y \end{Bmatrix} = \frac{\int_0^l \begin{Bmatrix} P_x(t) \\ P_y(t) \end{Bmatrix} \phi_i(z) dz}{\int_0^l m\phi_i^2(z) dz} \quad (1)$$

ここで、 x と y はそれぞれ抗力方向と揚力方向の変位、 $(\dot{\quad})$ と $(\ddot{\quad})$ はそれぞれ、時間に関する1階と2階の微分を表す。 m はウェルの単位長さあたりの質量である。 i 次のモードに関して、 ω_i は固有角振動数、 h_i は減衰定数、 ϕ_i はウェル先端変位で規格化されたモード関数である。右辺の $P_x(t)$ 、 $P_y(t)$ はそれぞれ、単位長さあたりの主流方向の荷重(抗力)と主流と直交する方向の荷重(揚力)であり、次式で計算される。

¹R. D. Blevins, Flow-induced vibration, Van Nostrand Reinhold, New York (1977)

参考資料

$$\begin{Bmatrix} P_x(t) \\ P_y(t) \end{Bmatrix} = \int_0^{2\pi} \begin{bmatrix} -p(\theta, t) - \tau_\theta(\theta, t) \\ \tau_\theta(\theta, t) - p(\theta, t) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \cos \theta \\ \sin \theta \end{Bmatrix} R d\theta \quad (2)$$

θ は x 軸の正方向から反時計回りにとる。 R はウェルの半径、 $p(\theta, t)$ は二次元のナビエーストークス方程式を解いて求められるウェル表面の圧力分布、 $\tau_\theta(\theta, t)$ はウェル表面の接線方向流速の半径方向勾配から計算されるせん断応力の周方向分布である。二次元の場合、せん断応力は

$$\tau_\theta(\theta, t) = \mu \frac{\partial v_\theta}{\partial r} \quad (3)$$

により表される。 μ は粘性係数である。

荷重は変位に比例して同位相で作用しているとすれば、荷重のウェル長手方向の分布は

$$P(z, t) = P(0, t) \phi_i(z) \equiv P(t) \phi_i(z) \quad (4)$$

と表される。ここでウェル先端 ($z=0$) における荷重を $P(t)$ とする。また、単位長さあたりのウェルの質量は、長手方向にわたり一様であるから積分の外に出すことができる。従って(1)式は

$$\begin{Bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} 2h_i \omega_i & 0 \\ 0 & 2h_i \omega_i \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_i^2 & 0 \\ 0 & \omega_i^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ y \end{Bmatrix} = \frac{1}{m} \begin{Bmatrix} P_x(t) \\ P_y(t) \end{Bmatrix} \quad (5)$$

と書き換えられ、(5)式によってはりと等価な質点の運動を記述することができる。

以上に述べた流体一構造連成解析より、ウェル先端の変位が求められる。はりの変位が $\phi(z)q(t)$ と変数分離されるとすれば、はりのモーメントとたわみの関係式から、ウェル先端の変位 $q(t)$ の関数として段付部公称曲げ応力 $\sigma(l, t)$ は下式で与えられる。

$$\sigma(l, t) = \frac{E d}{2L^2} \left. \frac{d^2 \phi(z)}{dz^2} \right|_{z=l} q(t) \quad (6)$$

ここで、 E は縦弾性係数、 d はウェル外径、 L はウェル細管部の長さである。(6)式から、曲げ応力はウェル先端の変位に比例し、485°C のときにはその比例定数は 103 GPa/m ($10.5 \text{ kgf/mm}^2/\text{mm}$) である。

参考資料

4 解析結果

解析メッシュは100%流量条件と同一でありウェル周辺のメッシュ寸法は境界層厚さの約5分の1程度である。またウェル周辺では、周方向にさらに細分割している。時間刻み幅は、解析精度と数値安定性から判断して $\Delta t = 2 \mu\text{sec}$ とした。

図1と図2にはウェルの抗力方向と揚力方向の変位時刻歴を、図3と図4には荷重の x 方向成分(抗力)と y 方向成分(揚力)の時刻歴を示す。図5と図6にウェルの抗力方向と揚力方向の変位速度を示す。解析開始後、約0.1秒では定常的な振動挙動となっている。抗力方向の振動数は約240 Hzであり、流体質量効果を考慮した固有振動数に一致している。応答がほぼ定常になった範囲(0.4秒から0.8秒)の荷重と変位応答を表1に示す。時間平均は抗力方向変位は0.012 mm、揚力方向の変位は0.0017 mmである。平均値まわりの二乗平均値(RMS)は抗力方向変位は0.041 mm、揚力方向の変位は0.016 mmである。変位応答は正弦波に近いので、平均値まわりのRMSを $\sqrt{2}$ 倍して平均変位振幅を求めると、抗力方向の平均変位振幅は0.058 mm、揚力方向は0.022 mmとなる。変位は、ウェル直径の1%以下となっており、十分に小さい。100%流量条件の結果と異なり、抗力方向の振動が著しく卓越する現象は見られない。

ASMEコード²に示されている抗力方向の振動が防止または抑制される条件は、無次元流速 \bar{v} と安定性パラメータ k_s が次の(7)式と(8)式のいずれかを満たすことである。

$$\bar{v} \equiv \frac{v}{fd} < 1.0 \quad (7)$$

$$\bar{v} \equiv \frac{v}{fd} < 3.3 \quad \text{かつ} \quad k_s \equiv \frac{2m_e \delta_s}{\rho d^2} > 1.2 \quad (8)$$

ここで、 f は構造の固有振動数、 v は流速、 d は円柱直径、 m_e は単位長さあたりの等価質量、 δ_s は円柱の対数減衰率である。本解析の条件を代入すれば、

$$\bar{v} = 0.86 \quad (9)$$

$$k_s = 0.44 \quad (10)$$

であり、(8)式は満たさないが(7)式を満足している。従って、この解析の条件においては、抗力方向に自励的な振動は生じない範囲にあると考えられる。実際に変位振幅は抗力方向、揚力方向ともにウェル直径の1%(0.1 mm)以下と十分に小さく、振動は抑制され

²ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III, Division 1 Appendix N, Article N-1300, ASME, (1995)

参考資料

ていると言える。

Chenによれば渦放出の同時性が増加し始める抗力方向変位の下限值 (threshold amplitude と言う) は、円柱直径の1% から2%である³。すなわち、抗力方向変位がウェル直径の1% から2%を越えると相関長さが増加してウェルの全長にわたって荷重が同期し始め、抗力方向に自励的な振動が発生する原因となる。表1の結果は、変位が threshold amplitude を下回っていることを示している。

ここで、(5)式を導出する時に用いた荷重と変位が同位相であるとの仮定が成立しているかを確認する。図7、図8、図9には抗力と抗力方向変位、抗力方向変位速度の時刻歴を、図10、図11、図12には揚力と揚力方向変位、揚力方向変位速度の時刻歴を、それぞれ、0.4秒から0.5秒まで示す。これらの図から、荷重と変位はほぼ同じ位相で推移しており、荷重のウェル長手方向分布がモード形状に比例するとの前提は概ね妥当と考えられる。ただし、変位が threshold amplitude を下回ることから、ウェル長手方向の渦放出同時性が崩れている可能性がある。その場合には等価荷重はさらに小さく見積もられ、応答変位も小さくなる。

(6)式を用いて、平均変位振幅から段付部曲げ応力の平均振幅は 6 GPa (0.6 kgf/mm^2) 程度と求められる。この値は十分に小さく、健全なウェルに損傷を生じさせるものではないと考えられる。

5 結論

ナトリウム漏洩が発生したときの運転状態 (40%流量、ナトリウム温度 485°C) で温度計ウェルの流体-構造連成解析を実施した。減衰定数は、ウェルの応答変位が小さいことを考慮して0.5%とした。その結果、抗力方向の平均変位振幅は0.058 mm、揚力方向は0.022 mm (両方向ともウェル直径の1%以下) であり、また抗力方向の振動が卓越する現象は見られない。従って、抗力方向の自励的な振動は発生しない。このとき、段付部曲げ応力の平均振幅は 6 GPa (0.6 kgf/mm^2) 程度と十分に小さく、き裂の進展に寄与しない。従って、ウェルが健全な状態であれば、40%流量相当の流体力により損傷が生じることはないと考えられる。

³S-S. Chen, Flow Induced Vibration of Circular Cylindrical Structures, Hemisphere Publishing Corp. (1987)

参考資料

表 1 減衰定数 0.5 % の場合の荷重と変位応答 (0.4秒から0.8秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	抗力方向変位 (mm)	揚力方向変位 (mm)
時間平均値	18.0	-2.53	0.012	-0.0017
平均値まわりの RMS	8.13	20.0	0.041	0.016
平均変位振幅	—	—	0.058	0.022
平均変位振幅 ウェル直径	—	—	0.58 %	0.22 %

参考資料

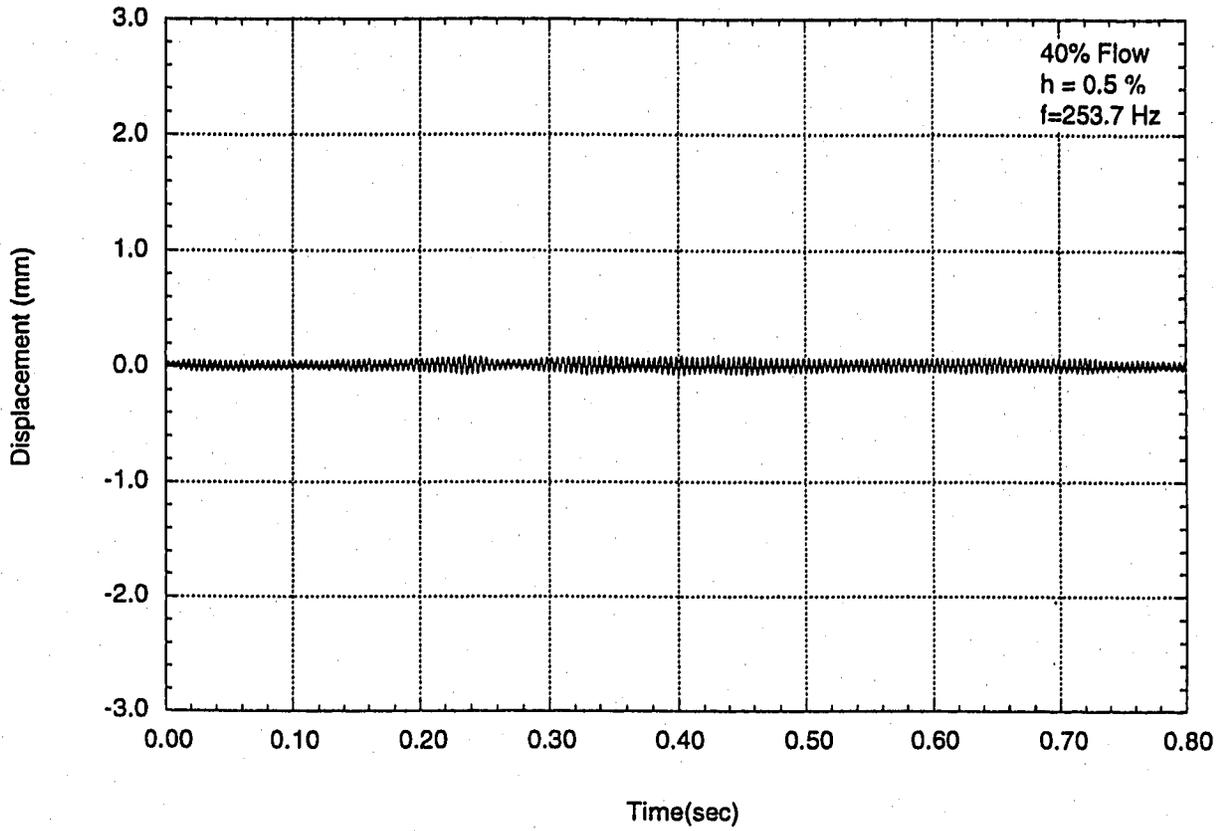


図1 抗力方向変位の時刻歴 (減衰定数0.5%)

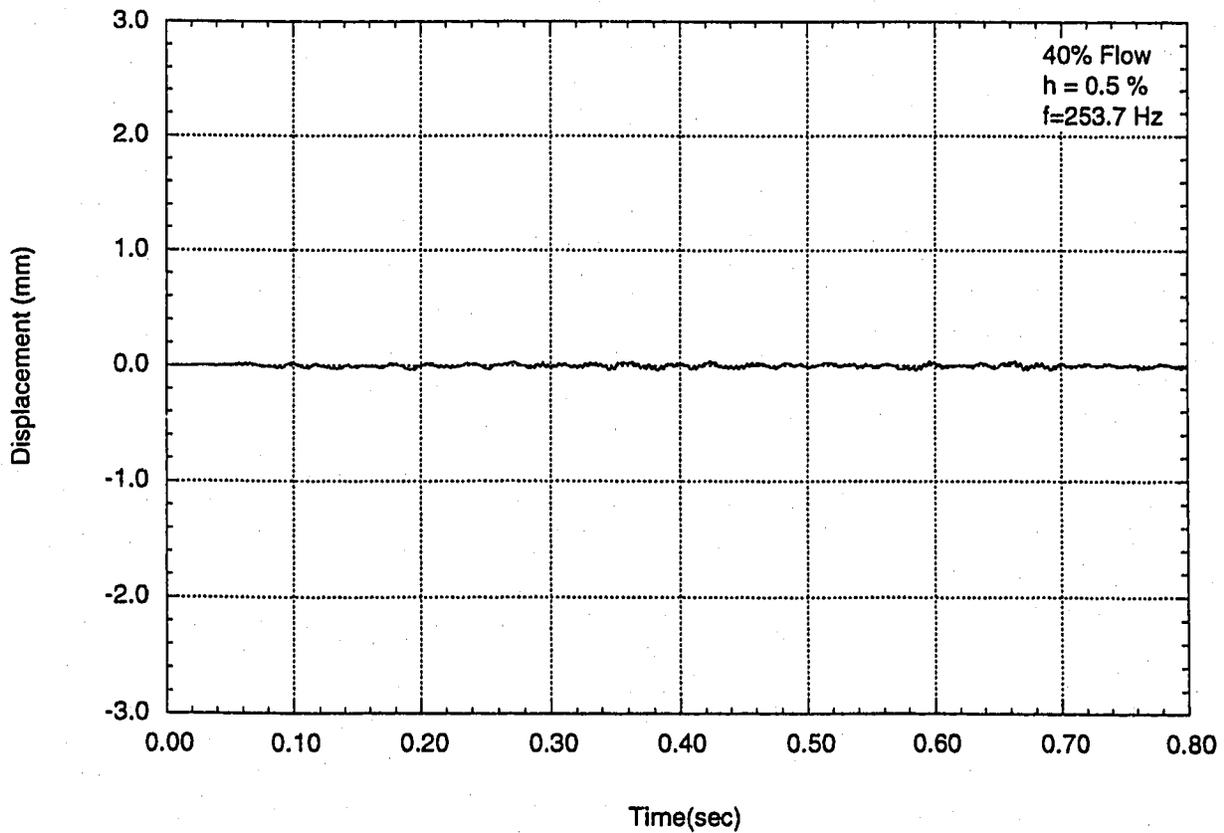


図2 揚力方向変位の時刻歴 (減衰定数0.5%)

参考資料

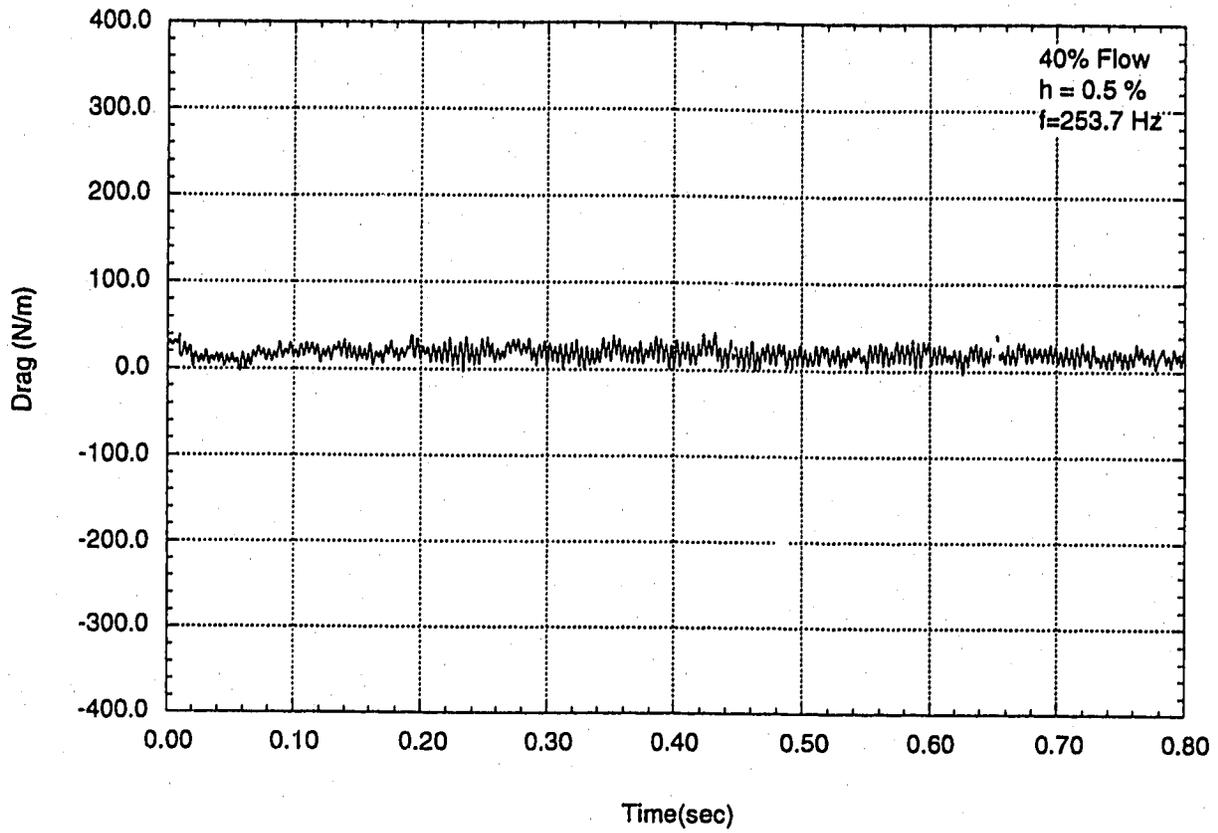


図3 抗力の時刻歴 (減衰定数0.5%)

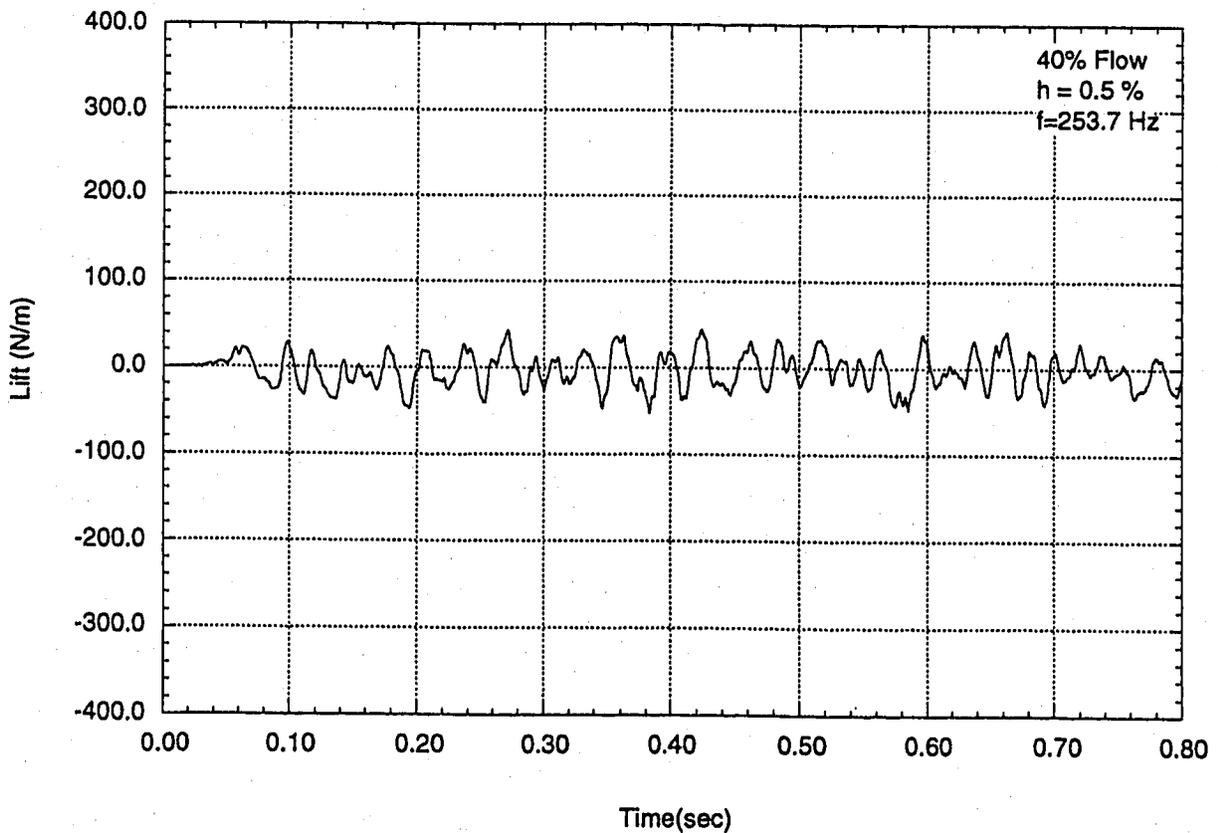


図4 揚力の時刻歴 (減衰定数0.5%)

参考資料

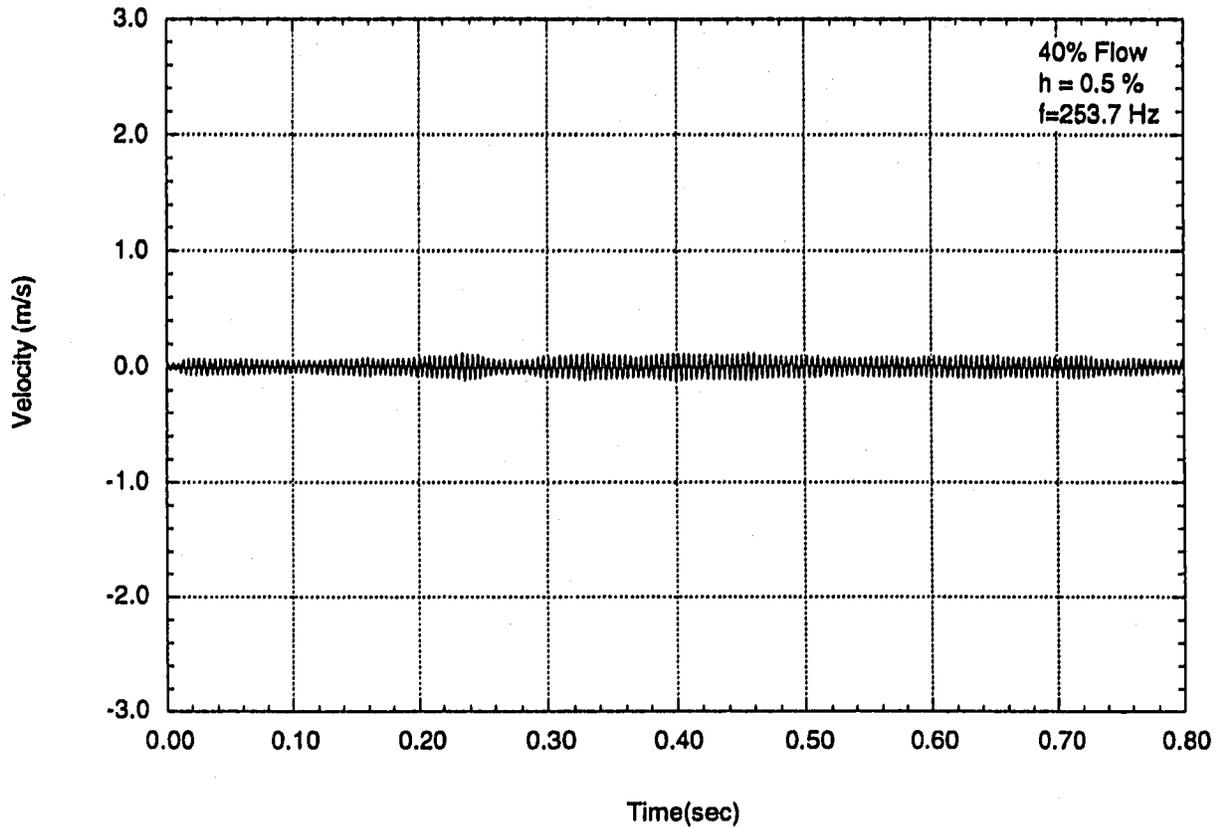


図5 抗力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数0.5%)

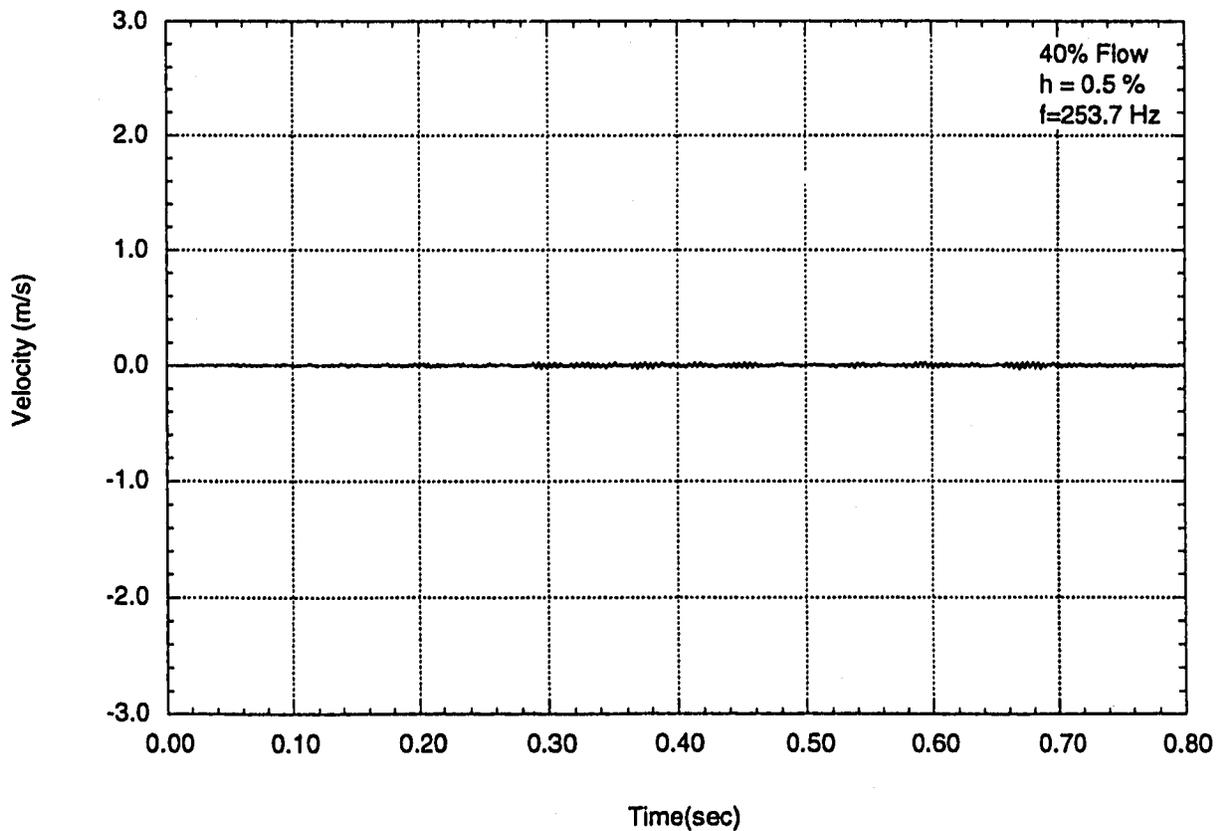


図6 揚力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数0.5%)

参考資料

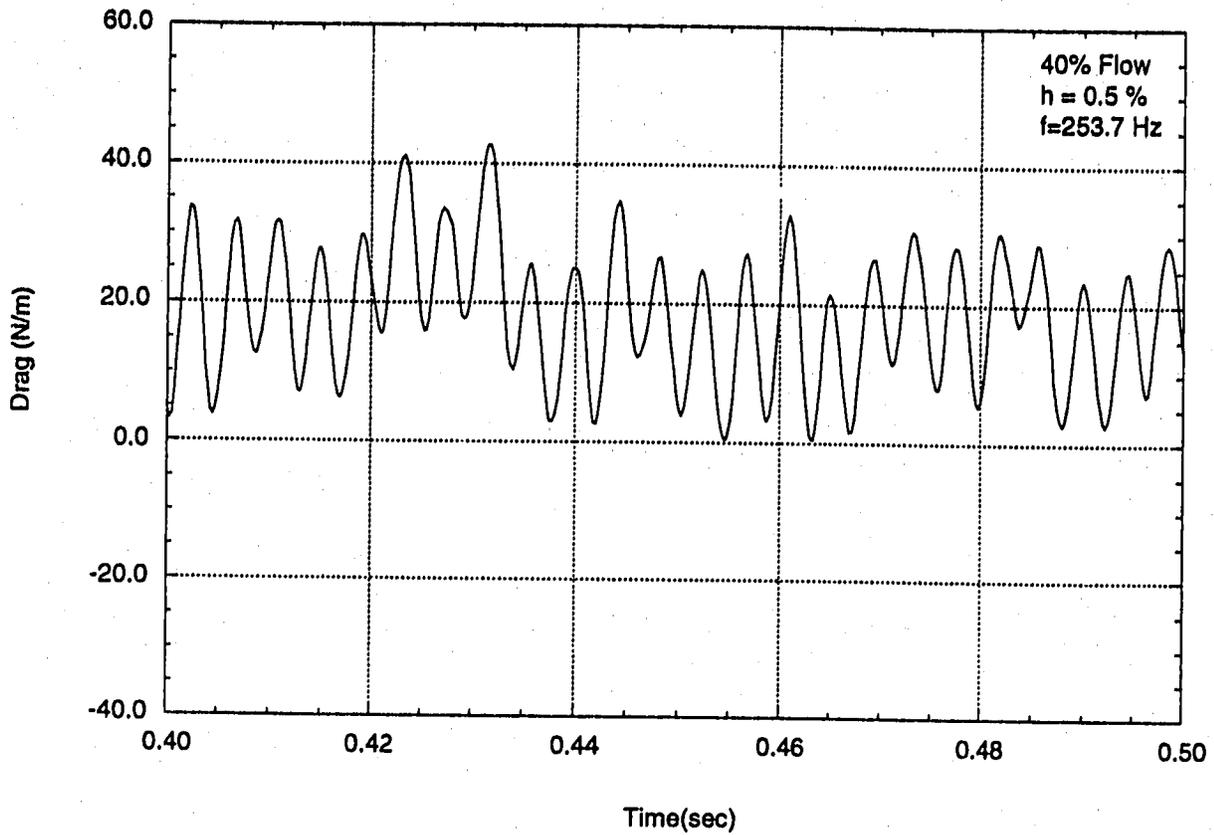


図7 抗力の時刻歴 (減衰定数0.5%)

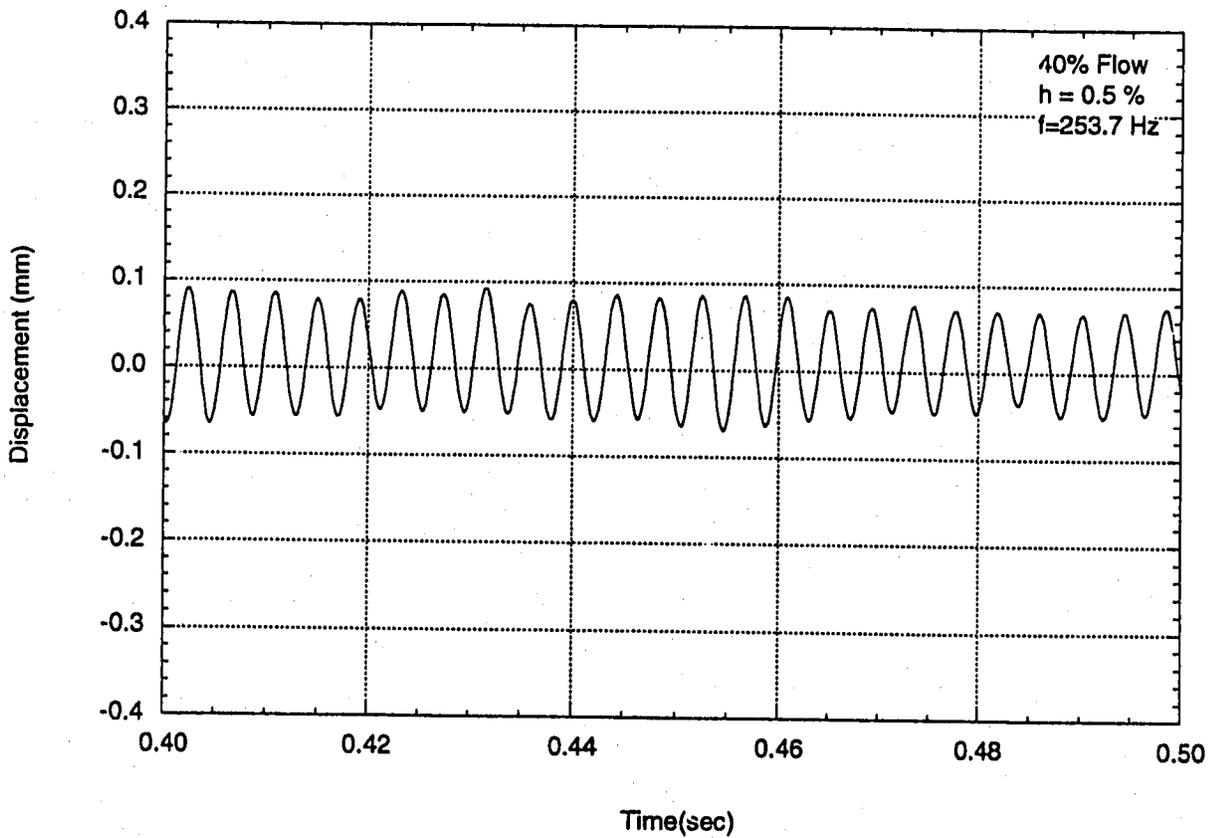


図8 抗力方向変位の時刻歴 (減衰定数0.5%)

参考資料

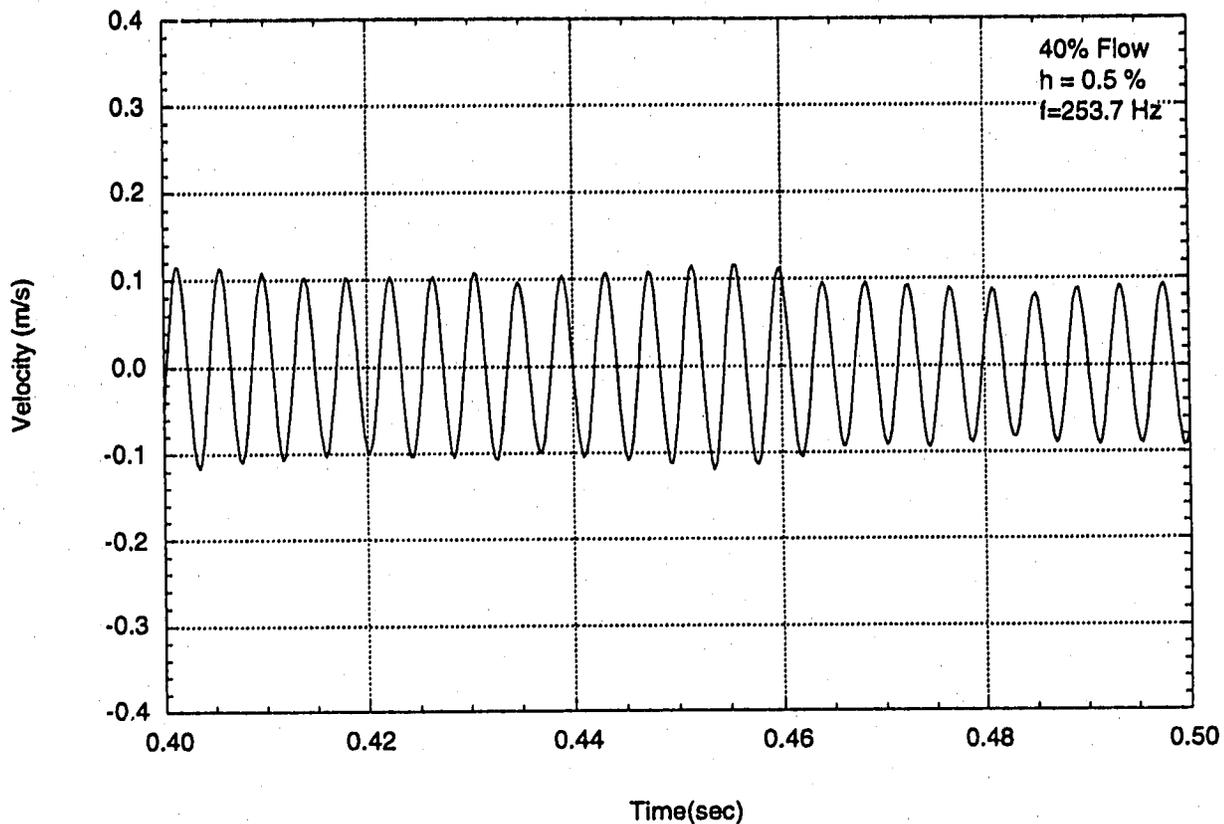


図9 抗力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数0.5%)

参考資料

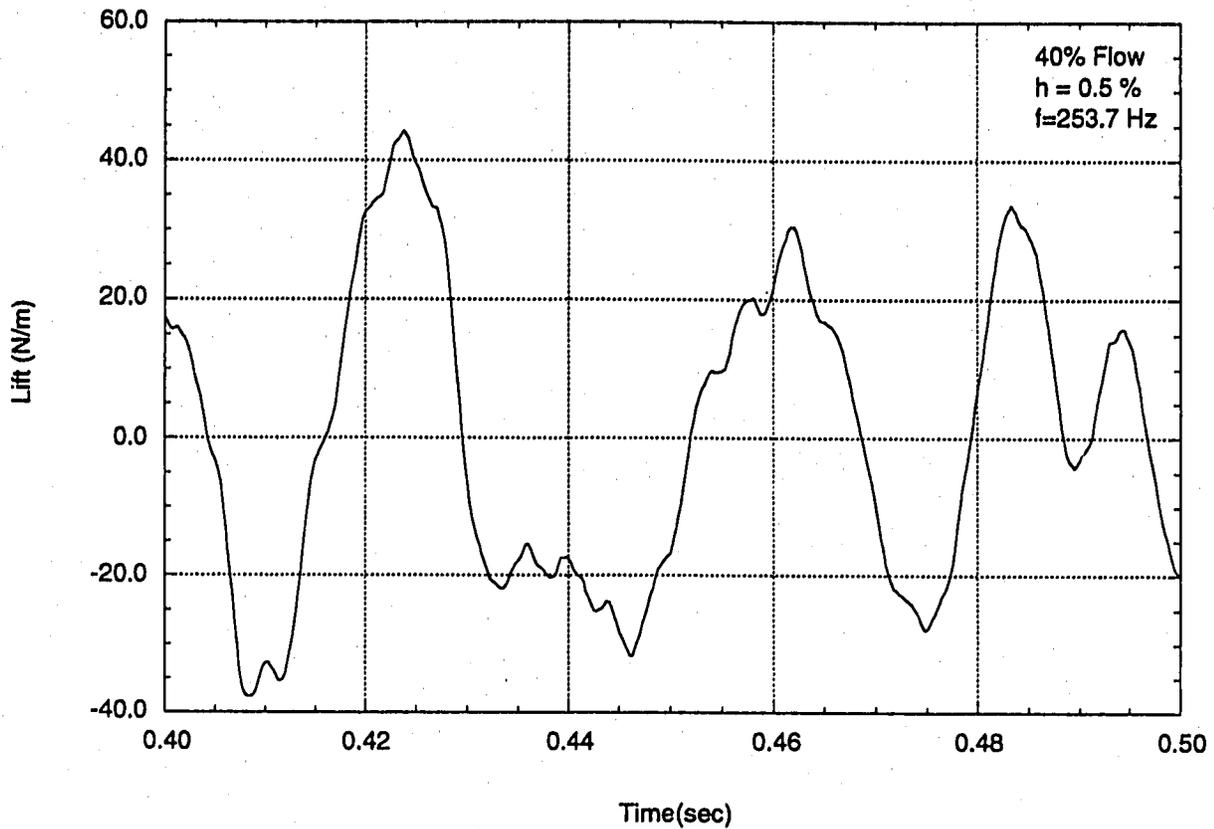


図10 揚力の時刻歴 (減衰定数0.5%)

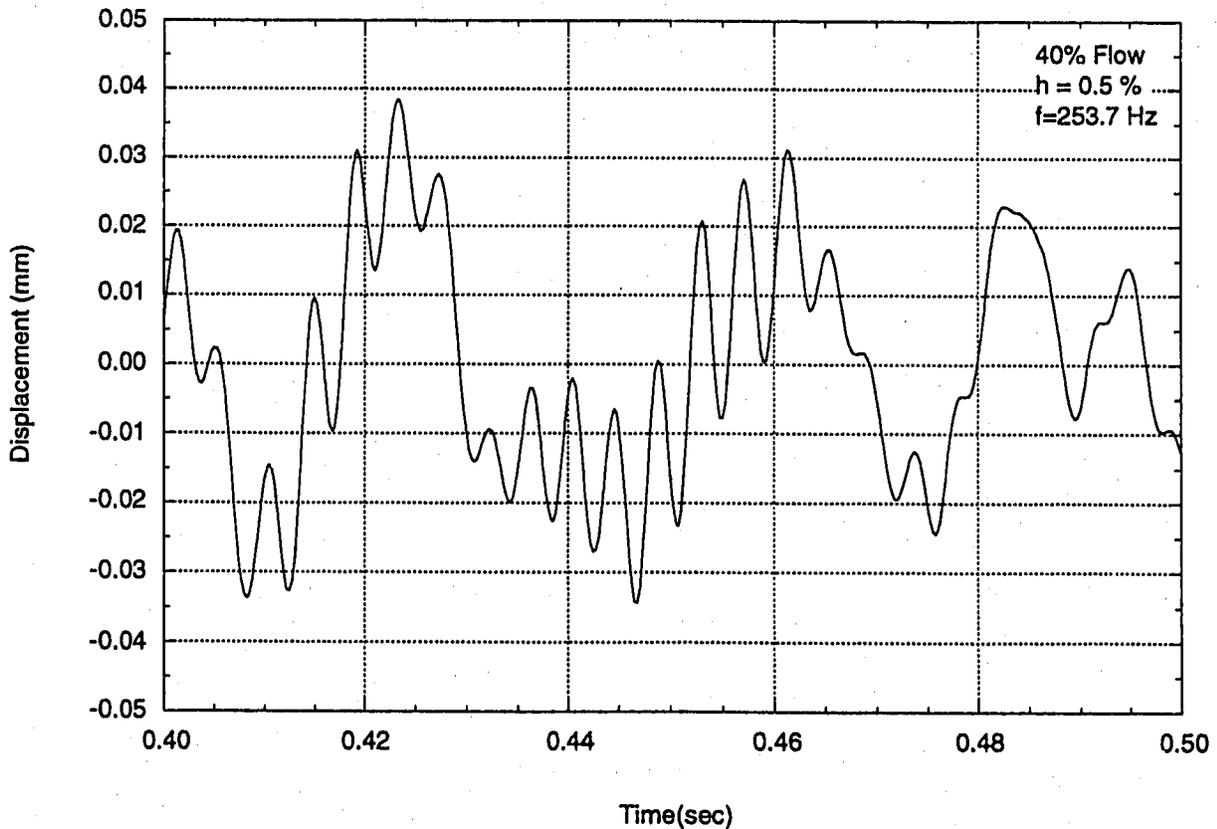


図11 揚力方向変位の時刻歴 (減衰定数0.5%)

参考資料

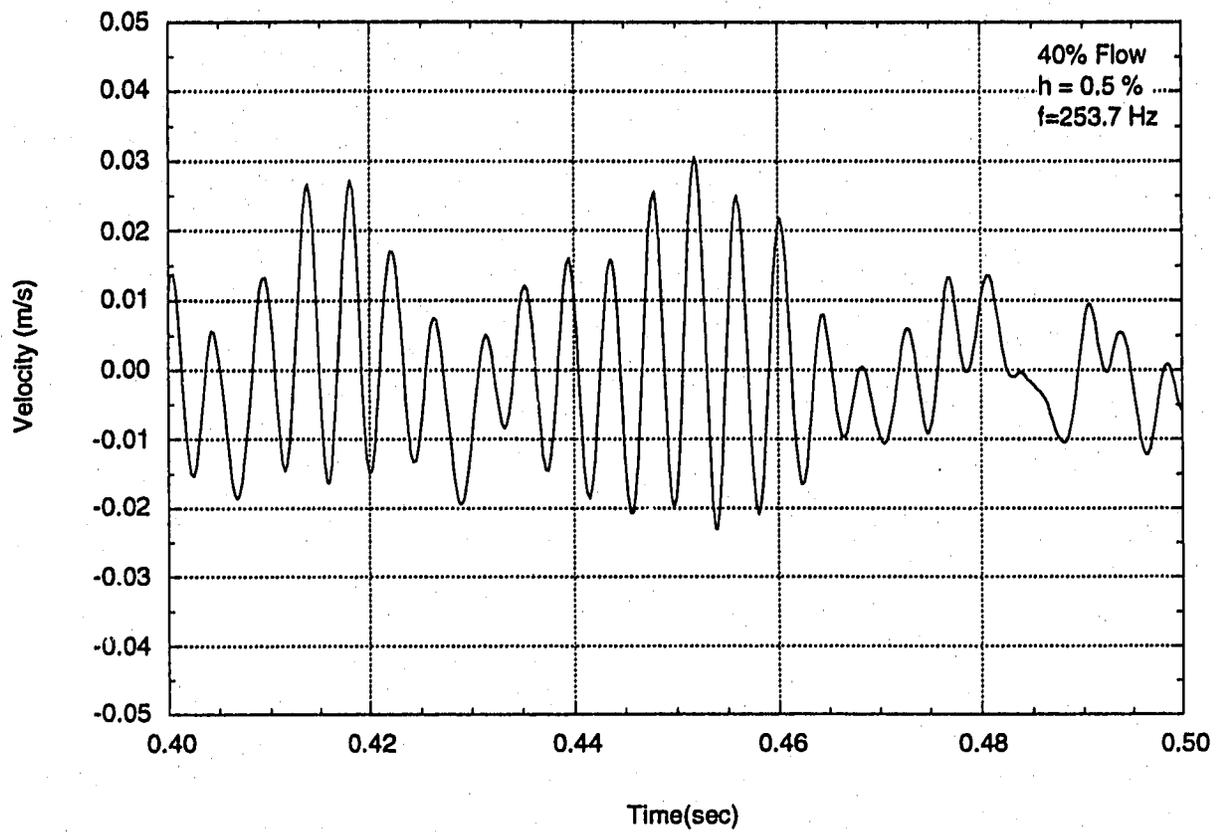


図12 揚力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数0.5%)

2次主冷却系ホットレグ200℃等温・100%流量での評価流速の訂正

平成8年11月13日

動燃事業団

1. 訂正内容

2次主冷却系ホットレグ200℃等温・100%流量状態での評価流速を5.0m/sから5.2m/sに訂正する。

2. 訂正理由

実機における100%流量の定義は電磁流量計通過時の温度が325℃として、定格質量流量3740ton/hから算出した体積流量=4278m³/hとしている。総合機能試験時の200℃等温、100%流量試験においてはこの4278m³/hを合わせるようにした。一方、温度計の流力振動評価に用いた流速については、100%流量時の定格質量流量(3740ton/h)からナトリウム温度200℃時での密度で体積流量を求め、配管断面積で割ることにより流速を算出したため違いが生じた。なお、他の運転状態の流速についても同じ考え方で流速を算出したが、たまたまコールドレグの温度が325℃であったため一致した。以上をまとめて表1に示す。

3. 訂正部分

1) 第9回T/F会合資料「流体力による温度計の振動について(中間報告第2報) -100%流量状態の再検討-」による報告内容:

抗力方向平均変位振幅が約3~5%増加する。流速訂正前後の詳細対比を別添1に示す。

2) 第10回T/F会合資料「流体力による温度計の振動について(中間報告第4報) -き裂発生以降破損に至るまでの検討-」による報告内容:

流速訂正前後で推定したき裂進展、停留の過程は同一であり、破損に至るまでの考えられる時間的推移に変更はない。なお、今回の評価では初期き裂深さをき裂発生後の最初の停留位置のものと訂正した。流速訂正前後の詳細対比を別添2に示す。

3) 第12回T/F会合資料「流体力による温度計の振動について(概要)」による報告内容:

累積疲労損傷係数の算定値は約5%変化する。流速訂正前後の詳細対比を別添3に示す。

4) 第13回T/F会合資料資料「水中疲労確認試験結果(その2)」による報告内容:

水中疲労確認試験(その1)では100%相当流速を5.5m/sで実施し、(その2)では5.0m/sで試験を実施して、ほぼ同様なき裂進展と停留挙動が模擬された。これら両試験の間にある200℃等温流量時の流速5.2m/sでのき裂挙動は、両試験結果に包絡されており確認内容に問題ない。流速条件に関する試験結果の包絡性についての詳細内容を別添4に示す。

5) 流速訂正に伴う影響について

以上1)~4)に示したとおり、流速変更に伴う振動応答の差違は僅かであり、推定した破損メカニズムや破損経緯に影響を与えるものではないと判断できる。

表1 評価流速の根拠について

温度 (°C)		流量 (m ³ /h) (%)		当該部流速 (m/s)		異なる理由
コールドレグ	ホットレグ (当該部)	コールドレグ	ホットレグ	報告書 (解析条件)	実流速 (計算値)	
200°C	200°C	4278 (100%)	4278 (100%)	5.0	5.2	定格質量流量 (3740ton/h) からナトリウム温度 200°Cの密度で算出し、体積流量が4139m ³ /h となった。
325°C	325°C	4278 (100%)	4278 (100%)	5.2	5.2	定格質量流量 (3740ton/h) からナトリウム温度 325°Cの密度で体積流量を算出したが、コールドレグ側の温度が325°Cであったので一致した。
*1 (325°C)	485°C	4278 (100%)	4474 (100%)	5.4	5.4	定格質量流量 (3740ton/h) からナトリウム温度 485°Cの密度で体積流量を算出したが、コールドレグ側の温度を325°Cと見なしたため一致した。
325°C	505°C	4278 (100%)	4500 (100%)	5.5	5.5	定格質量流量 (3740ton/h) からナトリウム温度 505°Cの密度で体積流量を算出したが、コールドレグ側の温度が325°Cであったので一致した。

*1：質量を一定として考えたため、コールドレグの温度は325°Cと見なしたと同じである。(実機ではこのような運転条件は無い)

第9回T/F会合資料「流体力による温度計の振動について（中間報告第2報）-100%流量状態の再検討-の正誤表

訂正箇所	訂正前	訂正後
・補足資料3 P.1,I.3	流速 (5.0m/s)	流速(5.2m/s)
・ " P.2,I.8	単位面積当たりの質量流量 ρv 4,500kg/m ² s 4,500kg/m ² s 4,500kg/m ² s	体積流量 4,300ml/h 4,300ml/h 4,300ml/h
・ " P.2, I.10	質量流量を一定にして	体積流量を一定にして
・ " P.2, I.11	単位面積当たりの質量流量	体積流量
・ " P.5,I.2	$k_s=0.42$	$k_s=0.54$
・ " P.5,I.17	0.046mm	0.050mm
・ " P.5,I.18	(0.003mm)	(0.0014mm)
・ " P.5,I.19	0.071mm	0.082mm
・ " P.6,I.2	1.56mm	1.62mm
・ " P.6,I.2	0.10mm	0.12mm
・ " P.6,I.14	$k_s=0.84$	$k_s=1.08$
・ " P.6,I.22	1.23mm	1.29mm
・ " P.6,I.23	0.094mm	0.102mm
・ " P.6,I.23	79%	80%
・ " P.6,I.24	93%	89%
・ " P.7,I.8	0.91mm	0.94mm
・ " P.7,I.9	0.15mm	0.18mm

別添1

訂正箇所	訂正前	訂正後
• " P.7,I.14	1.56mm	1.62mm
• " P.7,I.15	0.10mm	0.12mm
• " P.7,I.15	1.23mmmm	1.29mm
• " P.7,I.16	0.094mm	0.10mm
• " P.7,I.17	0.91mm	0.94mm
• " P.7,I.17	0.15mm	0.18mm
• " P.7,I.18	1.56	1.62
• " P.7,I.18	0.91mm	0.94mm

変更前

流速 5.0 m/s

表1 減衰定数 0.5%の場合の圧力荷重と変位の統計量 (0.25秒から1.1秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	47.4	3.1	0.046	0.0029
平均値まわりのRMS	215	47.4	1.10	0.071
変位振幅の平均値	—	—	1.56	0.10

流速 5.0 m/s

表2 減衰定数 0.5%の場合の圧力荷重と変位の統計量 (0.6秒から1.10秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	47.1	4.7	0.046	0.0046
平均値まわりのRMS	214	41.8	1.10	0.062
変位振幅の平均値	—	—	1.55	0.088

変更後

流速 5.2 m/s

表1 減衰定数0.5%の場合の圧力荷重と変位の統計量 (0.25秒から1.1秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	56.5	-1.65	0.052	-0.0014
平均値まわりのRMS	225	53.9	1.14	0.082
変位振幅の平均値	—	—	1.62	0.115

流速 5.2 m/s

表2 減衰定数0.5%の場合の圧力荷重と変位の統計量 (0.6秒から1.10秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	54.7	-1.87	0.050	-0.0015
平均値まわりのRMS	226	60.0	1.15	0.089
変位振幅の平均値	—	—	1.62	0.126

変更前

流速 5.0 m/s

表3 減衰定数 1%の場合の圧力荷重と変位の統計量 (0.25秒から1.1秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	46.5	8.4	0.045	- 0.0079
平均値まわりのRMS	173	40.4	0.87	0.066
変位振幅の平均値	—	—	1.23	0.094

流速 5.0 m/s

表4 減衰定数 1.5%の場合の圧力荷重と変位の統計量 (0.25秒から1.1秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	54.6	-6.4	0.052	- 0.0058
平均値まわりのRMS	132	58.9	0.64	0.10
変位振幅の平均値	—	—	0.91	0.15

変更後

流速 5.2 m/s

表3 減衰定数 1%の場合の圧力荷重と変位の統計量 (0.4秒から1.1秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	52.5	-1.04	0.047	- 0.00084
平均値まわりのRMS	184	52.5	0.91	0.072
変位振幅の平均値	—	—	1.29	0.102

流速 5.2 m/s

表4 減衰定数 1.5%の場合の圧力荷重と変位の統計量 (0.25秒から1.1秒まで)

	抗力 (N/m)	揚力 (N/m)	X-変位 (mm)	Y-変位 (mm)
時間平均値	63.0	3.7	0.056	0.0032
平均値まわりのRMS	138	74.4	0.67	0.013
変位振幅の平均値	—	—	0.94	0.18

変更前

流速 5.0 m/s

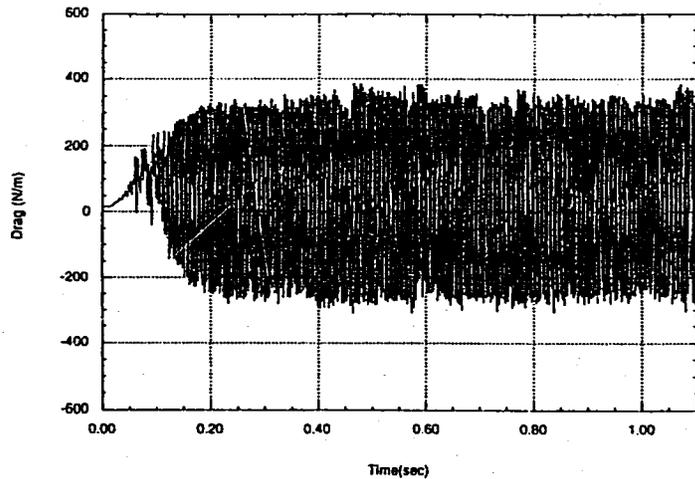


図4 抗力の時刻歴 (減衰定数0.5%)

流速 5.0 m/s

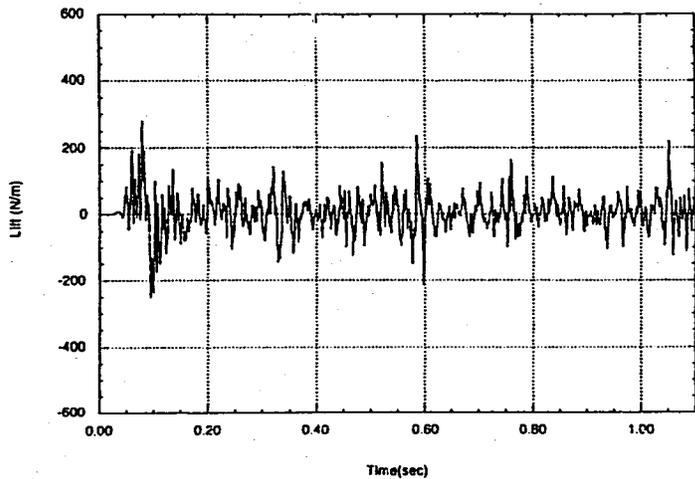


図5 揚力の時刻歴 (減衰定数0.5%)

変更後

流速 5.2m/s

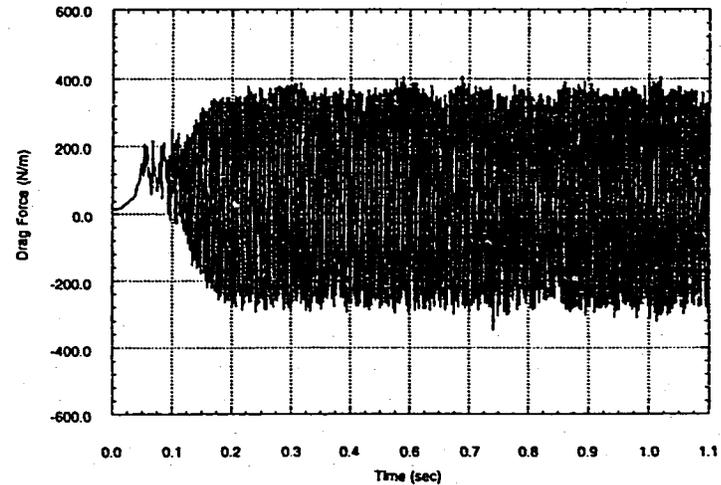


図4 抗力の時刻歴 (減衰定数0.5%)

流速 5.2m/s

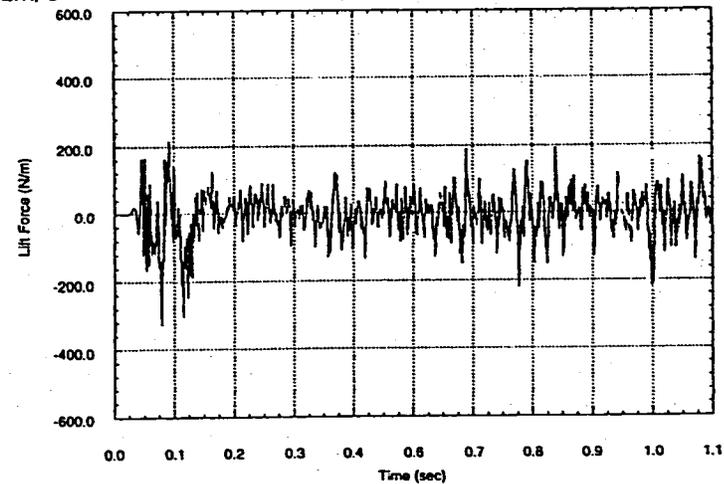


図5 揚力の時刻歴 (減衰定数0.5%)

抗力振幅は 4.7%増加する。

揚力振幅は14%増加する。

変更前

流速 5.0 m/s

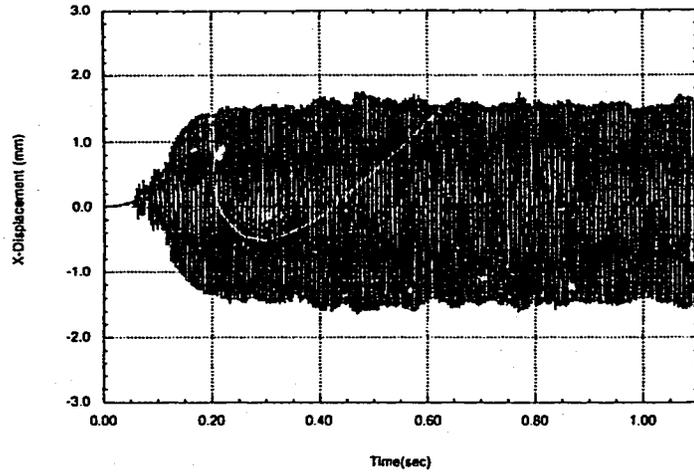


図6 抗力方向変位の時刻歴 (減衰定数0.5%)

変更前

流速 5.0 m/s

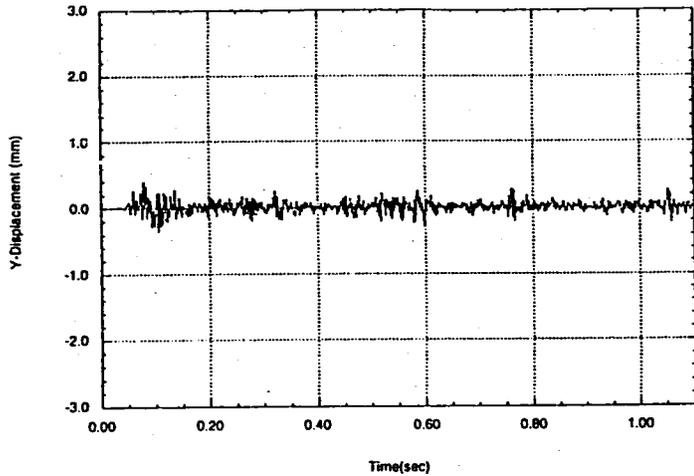


図7 揚力方向変位の時刻歴 (減衰定数0.5%)

変更後

流速 5.2m/s

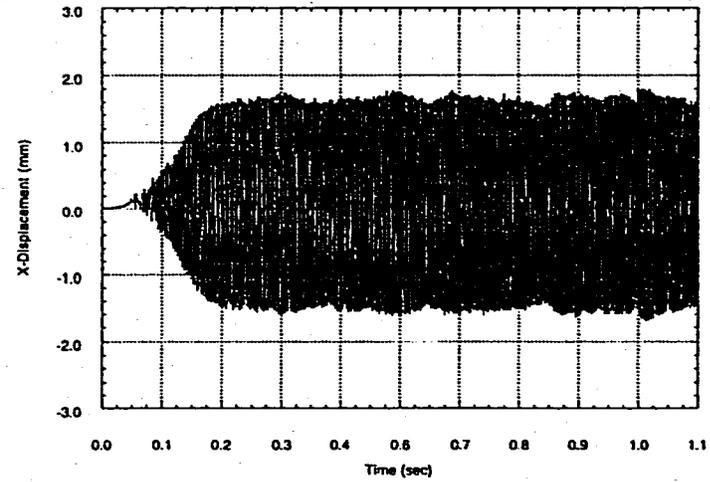


図6 抗力方向変位の時刻歴 (減衰定数0.5%)

抗力方向変位振幅は3.8%増加する。

流速 5.2m/s

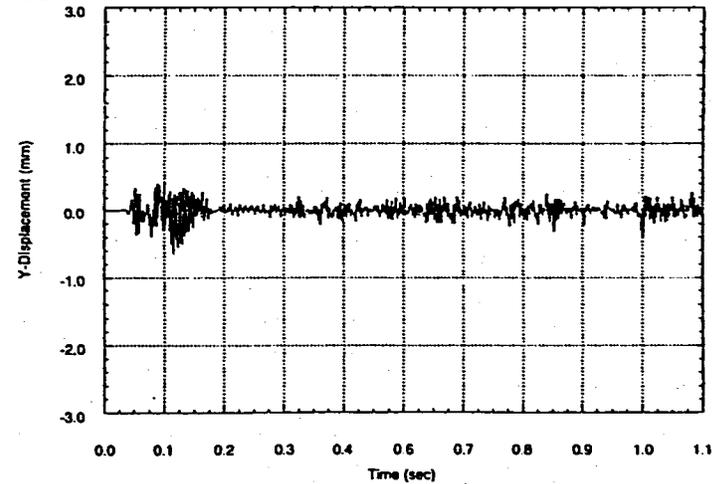


図7 揚力方向変位の時刻歴 (減衰定数0.5%)

揚力方向変位振幅は15%増加する。

変更前

流速 5.0 m/s

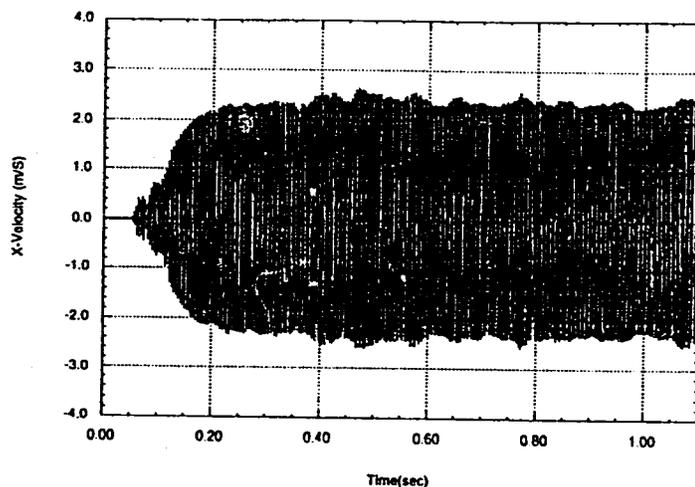


図8 抗力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数0.5%)

流速 5.0 m/s

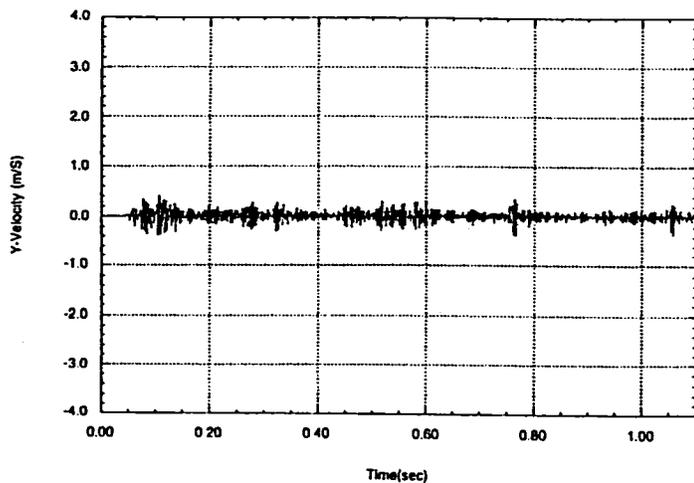


図9 揚力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数0.5%)

変更後

流速 5.2m/s

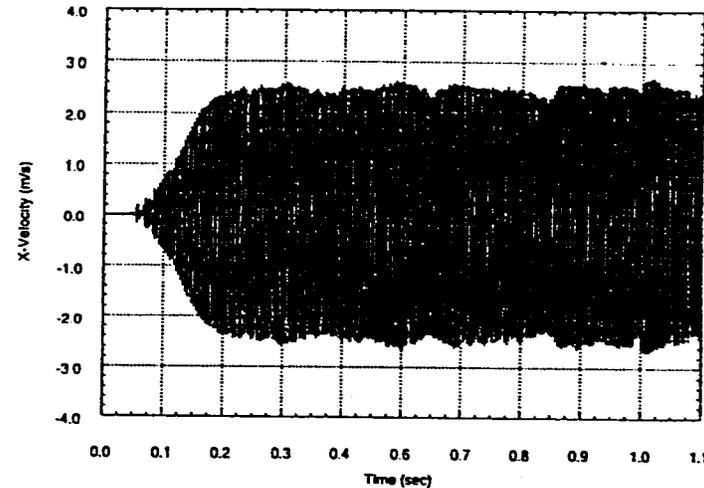


図8 抗力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数0.5%)

抗力方向変位速度振幅は3.8%増加する。

流速 5.2m/s

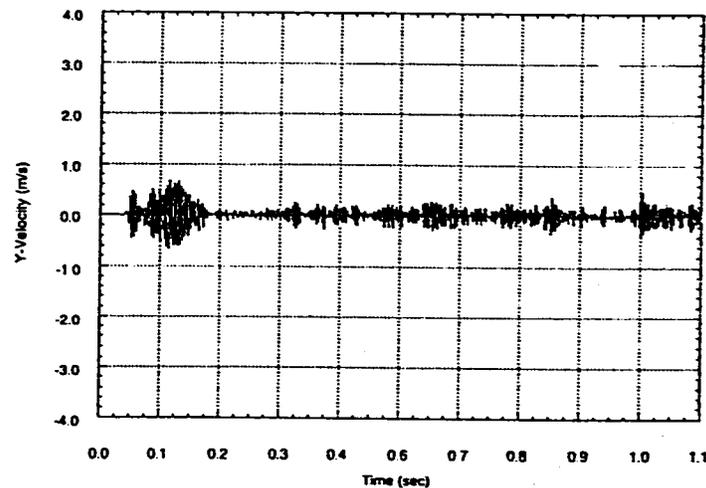


図9 揚力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数0.5%)

揚力方向変位速度振幅は15%増加する。

変更前

流速 5.0 m/s

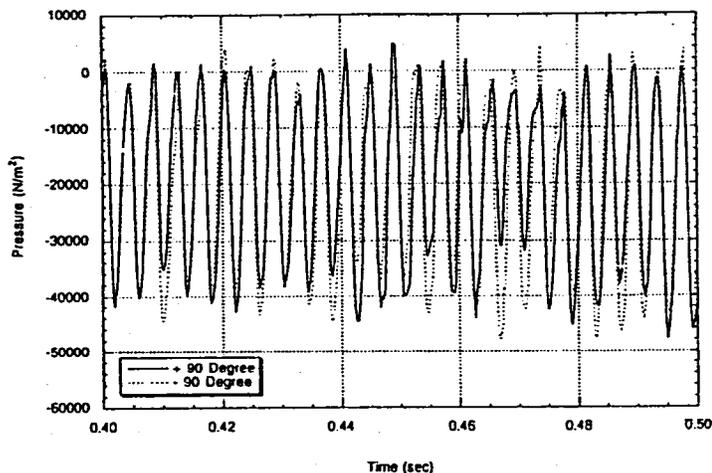


図11 円柱両側面 (90度と-90度の点) の圧力時刻歴 (減衰定数0.5%)

流速 5.0 m/s

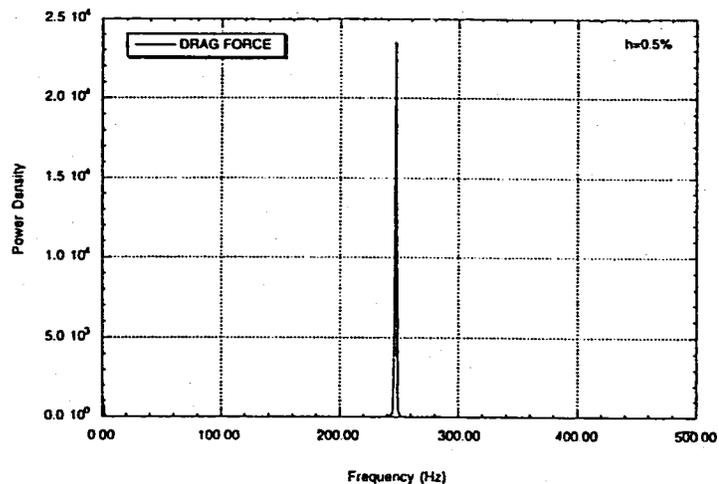


図13 抗力のパワースペクトル (減衰定数0.5%)

変更後

流速 5.2m/s

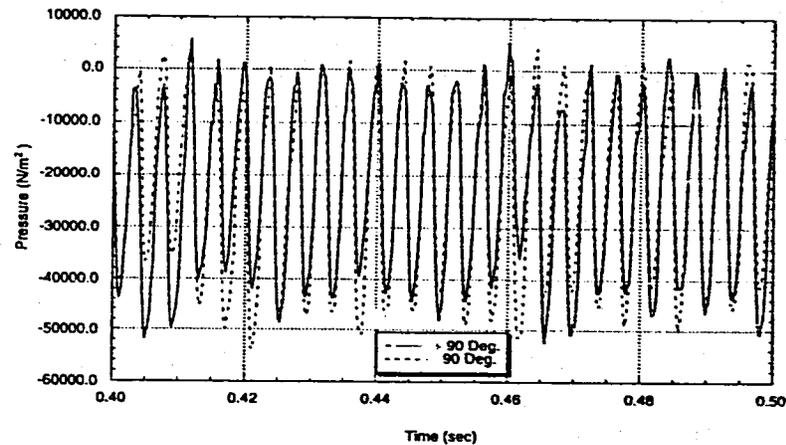


図11 円柱両側面 (90度と-90度の点) の圧力時刻歴 (減衰定数0.5%)

流速を5.2m/sとしても、円柱両側面の点の圧力が同位相であることと温度計の固有振動数で圧力が変動している結果は変わらない。

流速 5.2m/s

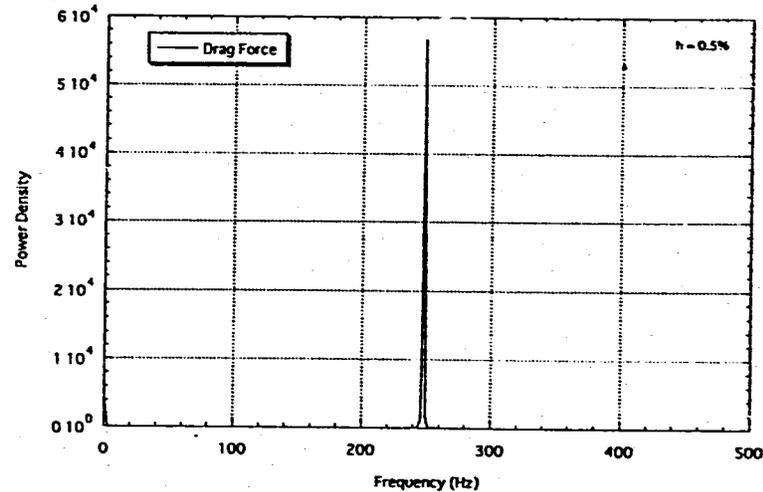


図13 抗力のパワースペクトル (減衰定数0.5%)

抗力が変動する周期は変わらない。

変更前

流速 5.0 m/s

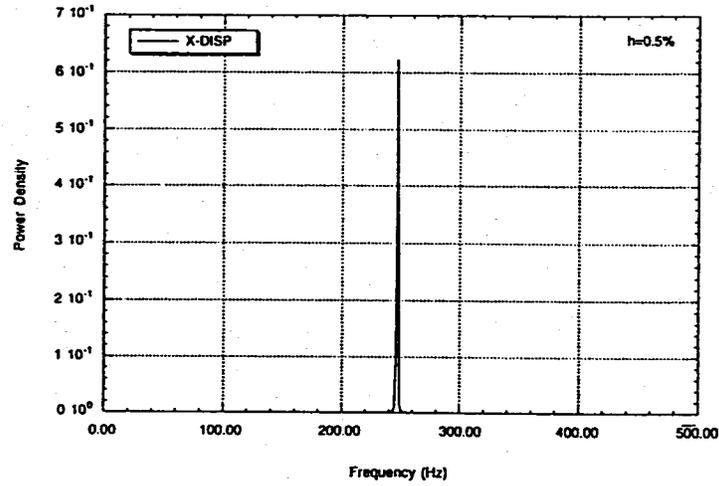


図14 抗力方向変位のパワースペクトル (減衰定数0.5%)

流速 5.0 m/s

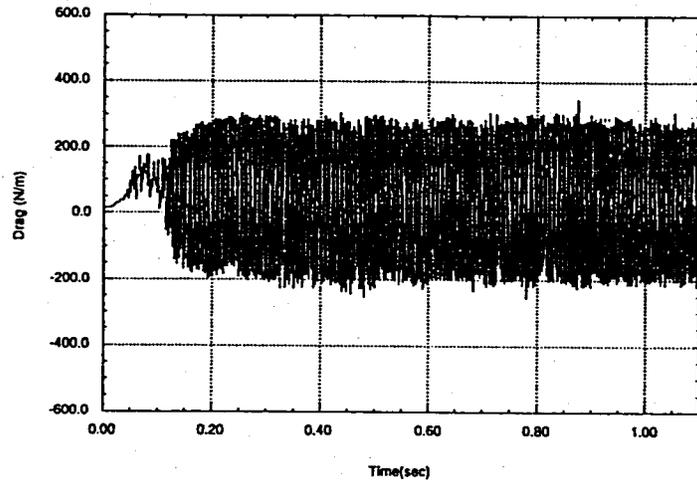


図15 抗力の時刻歴 (減衰定数1.0%)

変更後

流速 5.2m/s

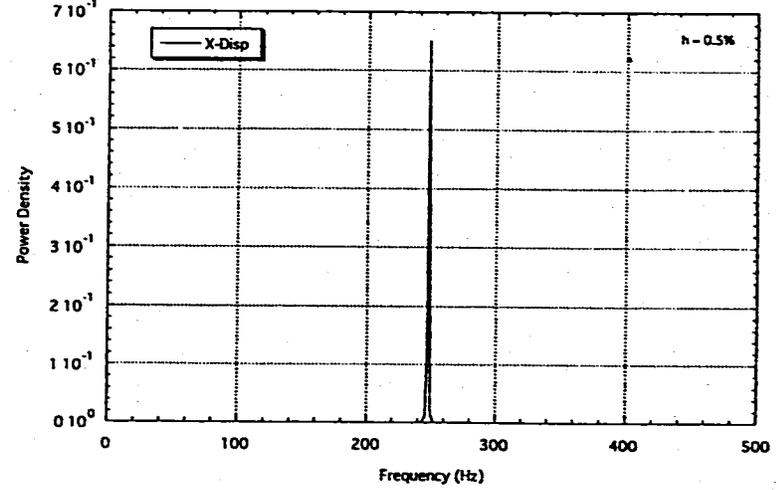


図14 抗力方向変位のパワースペクトル (減衰定数0.5%)

抗力方向変位が変動する周期は変わらない。

流速 5.2m/s

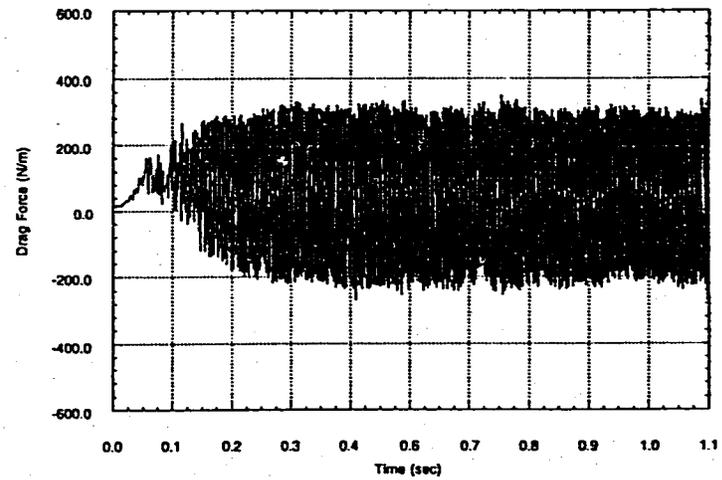


図15 抗力の時刻歴 (減衰定数1.0%)

抗力振幅は6.4%増加する。

変更前

流速 5.0 m/s

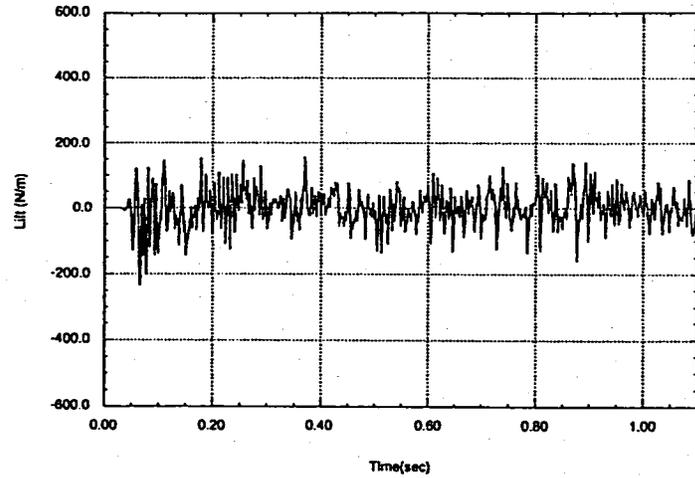


図16 揚力の時刻歴 (減衰定数1.0%)

流速 5.0 m/s

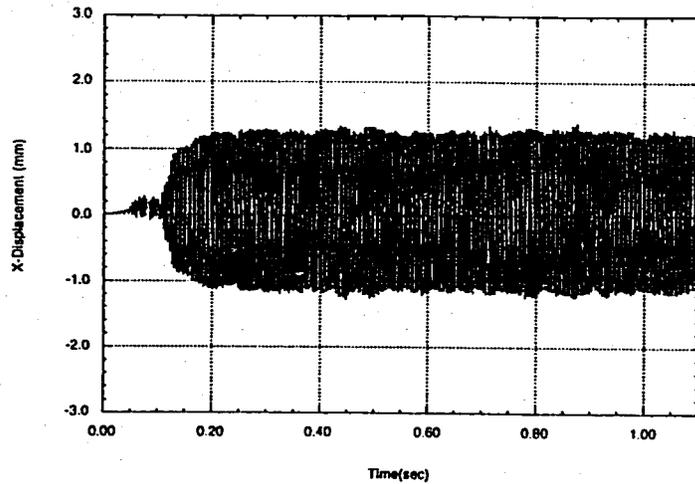


図17 抗力方向変位の時刻歴 (減衰定数1.0%)

変更後

流速 5.2m/s

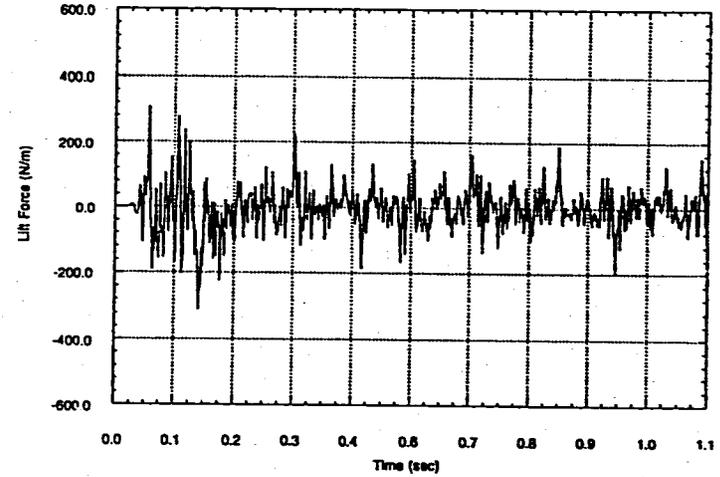


図16 揚力の時刻歴 (減衰定数1.0%)

揚力振幅は30%増加する。

流速 5.2m/s

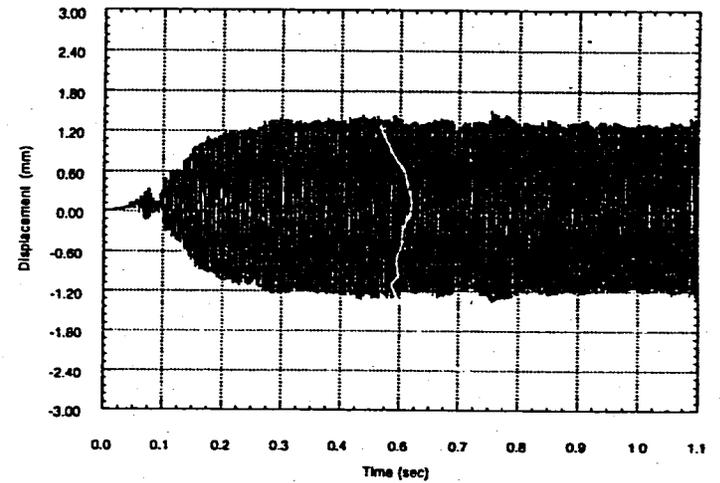


図17 抗力方向変位の時刻歴 (減衰定数1.0%)

抗力方向変位振幅は4.6%増加する。

変更前

流速 5.0 m/s

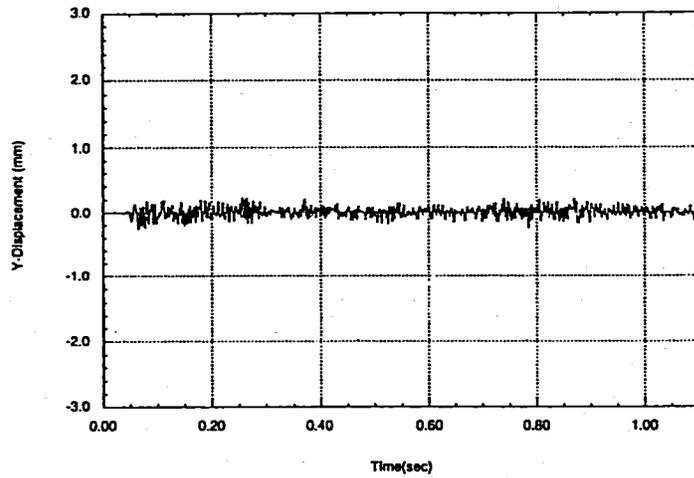


図18 揚力方向変位の時刻歴 (減衰定数1.0%)

流速 5.0 m/s

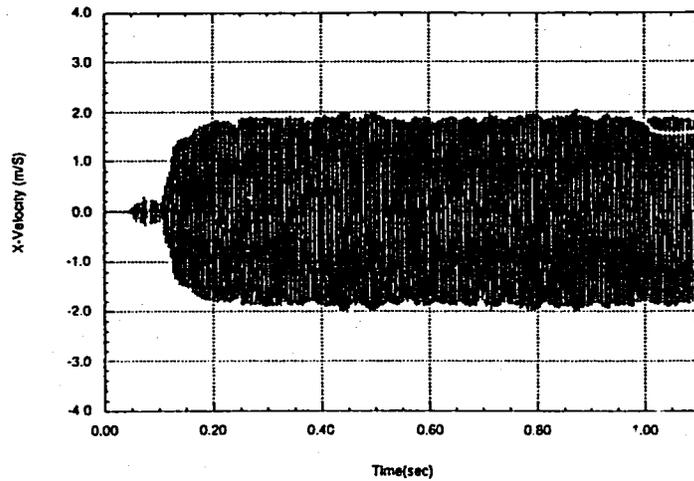


図19 抗力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数1.0%)

変更後

流速 5.2m/s

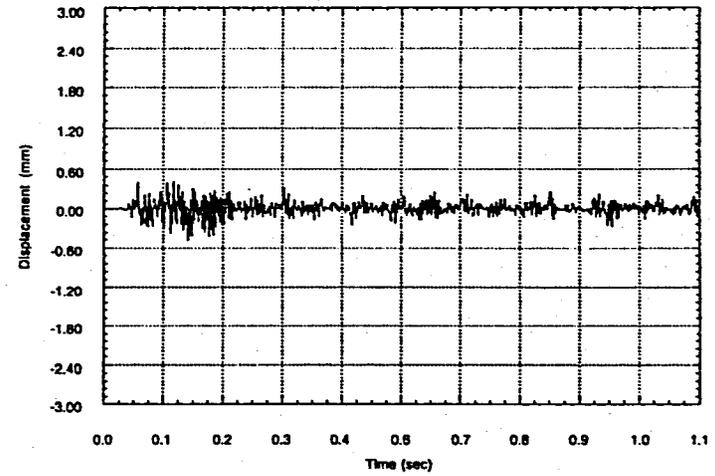


図18 揚力方向変位の時刻歴 (減衰定数1.0%)

揚力方向変位振幅は9.1%増加する。

流速 5.2m/s

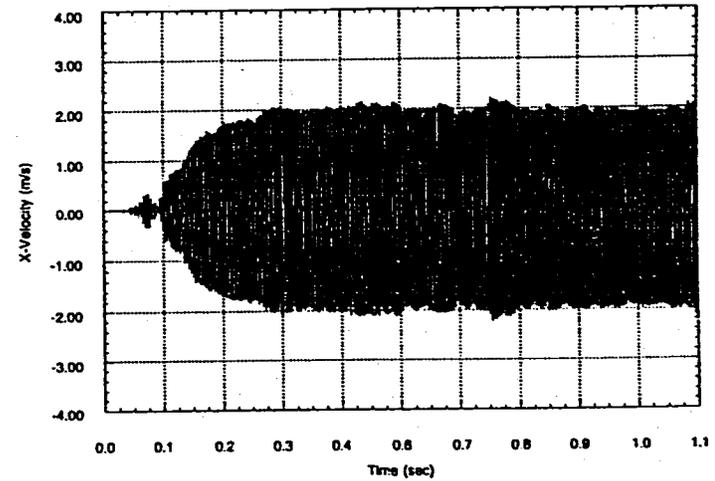


図19 抗力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数1.0%)

抗力方向変位速度振幅は4.6%増加する。

変更前

流速 5.0 m/s

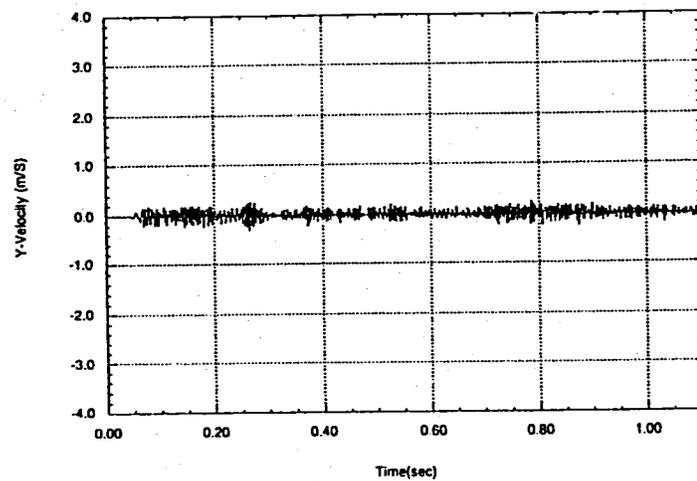


図20 揚力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数1.0%)

流速 5.0 m/s

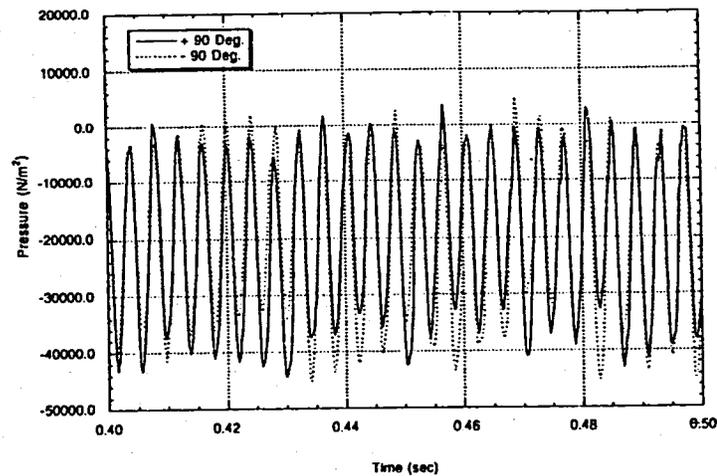


図21 円柱両側面 (90度と-90度の点) の圧力時刻歴 (減衰定数1.0%)

変更後

流速 5.2m/s

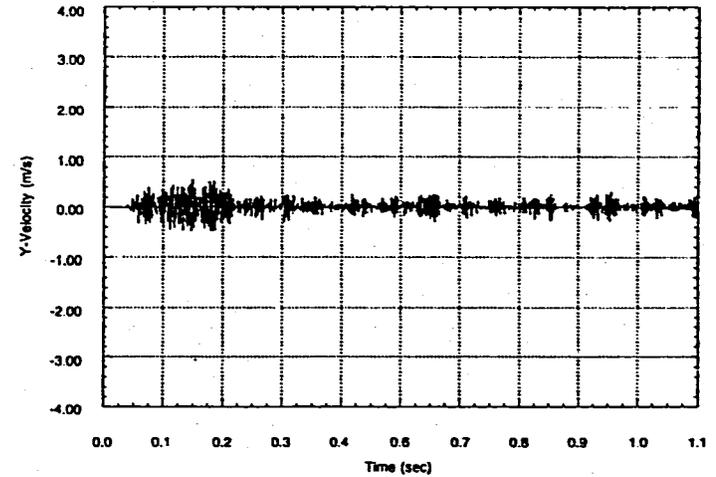


図20 揚力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数1.0%)

揚力方向変位速度振幅は9.1%増加する。

流速 5.2m/s

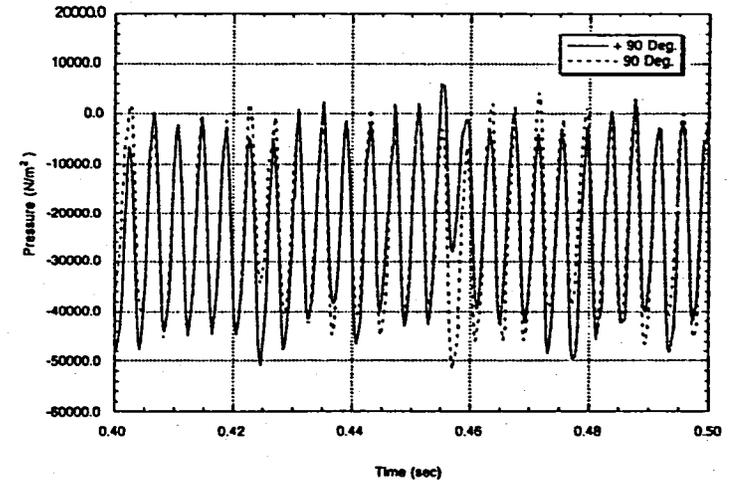


図21 円柱両側面 (90度と-90度の点) の圧力時刻歴 (減衰定数1.0%)

流速を5.2m/sとしても、円柱両側面の点の圧力が同位相であることと温度計の固有振動数で圧力が変動している結果は変わらない。

変更前

流速 5.0 m/s

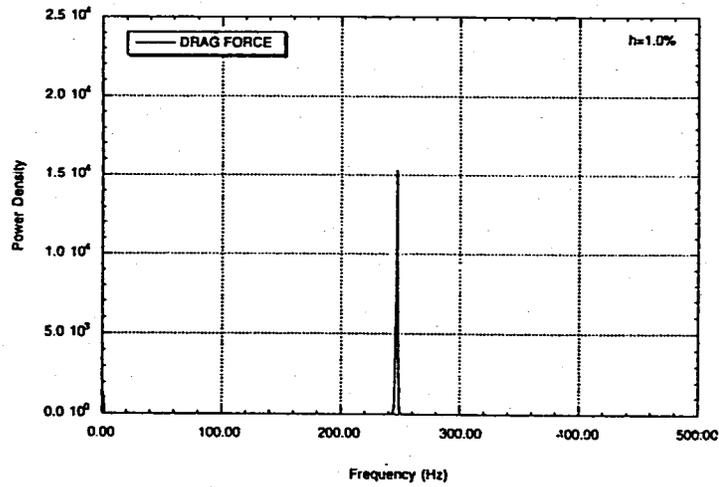


図22 抗力のパワースペクトル (減衰定数1.0%)

流速 5.0 m/s

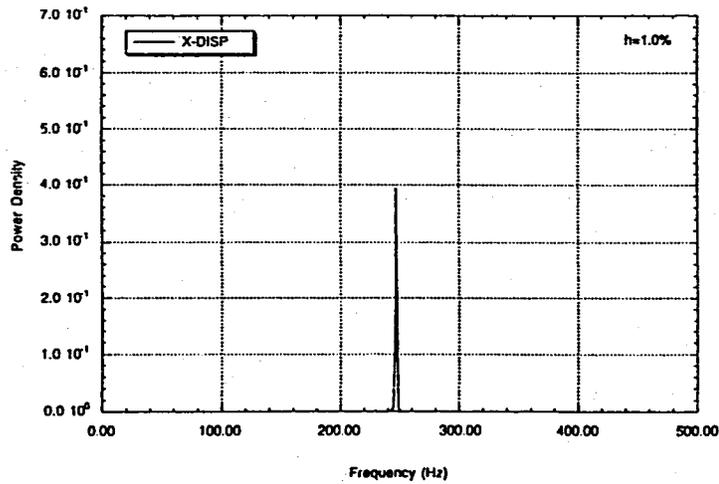


図23 抗力方向変位のパワースペクトル (減衰定数1.0%)

変更後

流速 5.2m/s

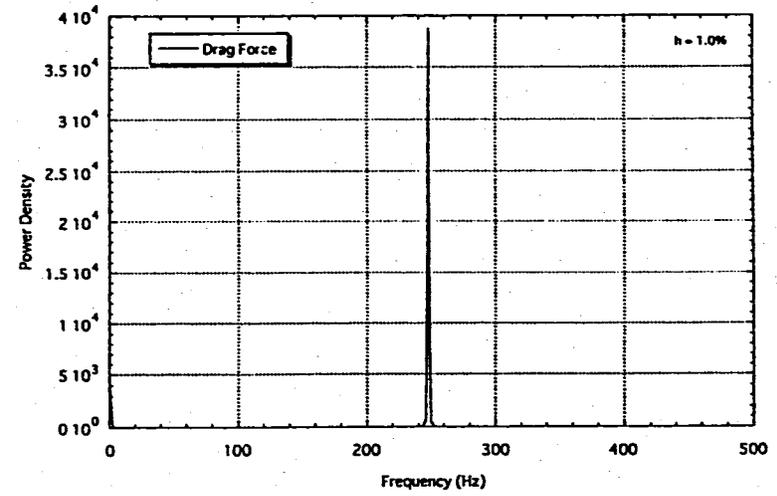


図22 抗力のパワースペクトル (減衰定数1.0%)

抗力が変動する周期は変わらない。

流速 5.2m/s

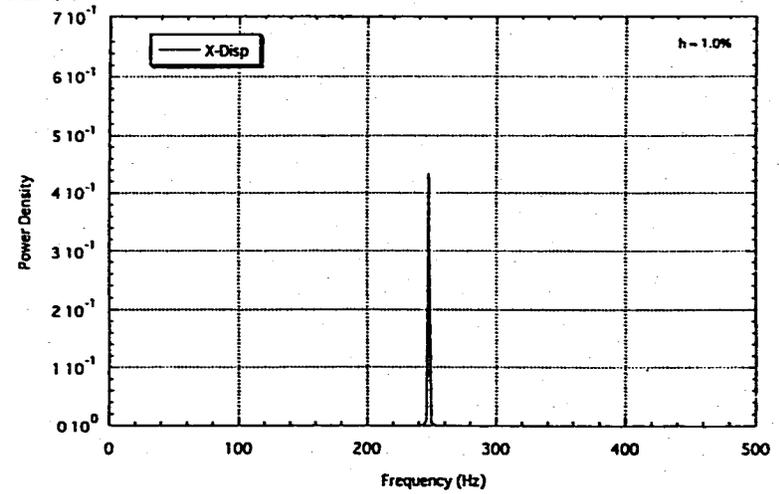


図23 抗力方向変位のパワースペクトル (減衰定数1.0%)

抗力方向変位が変動する周期は変わらない。

変更前

流速 5.0 m/s

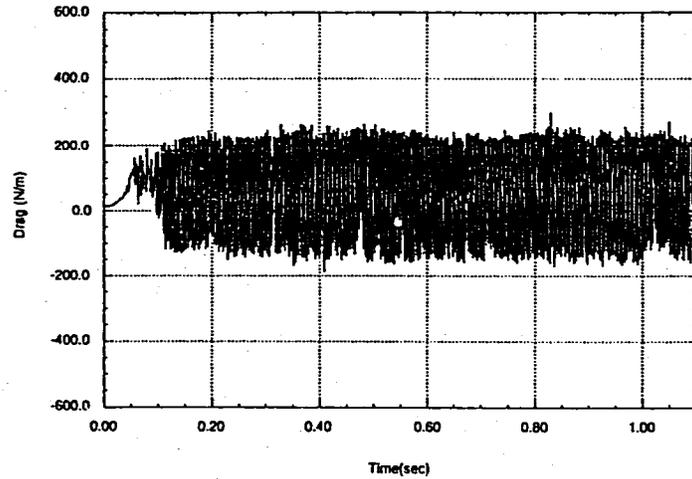


図24 抗力の時刻歴 (減衰定数1.5%)

流速 5.0 m/s

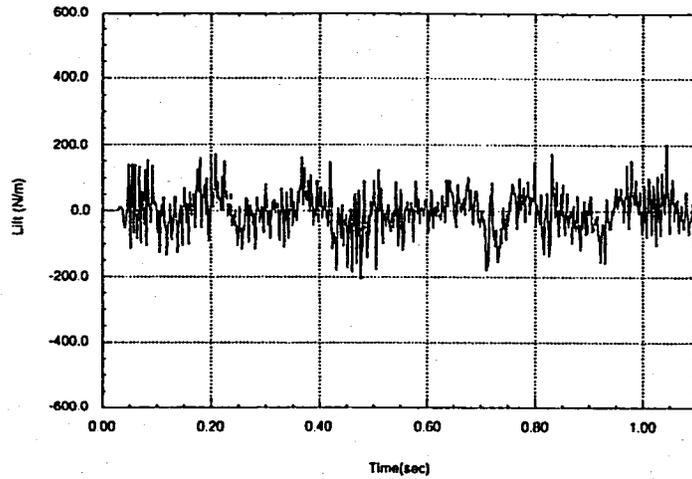


図25 揚力の時刻歴 (減衰定数1.5%)

変更後

流速 5.2m/s

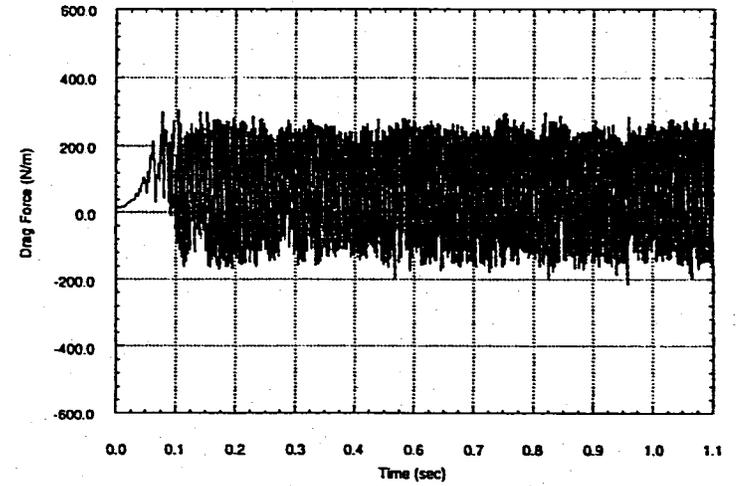


図24 抗力の時刻歴 (減衰定数1.5%)

抗力振幅は4.5%増加する。

流速 5.2m/s

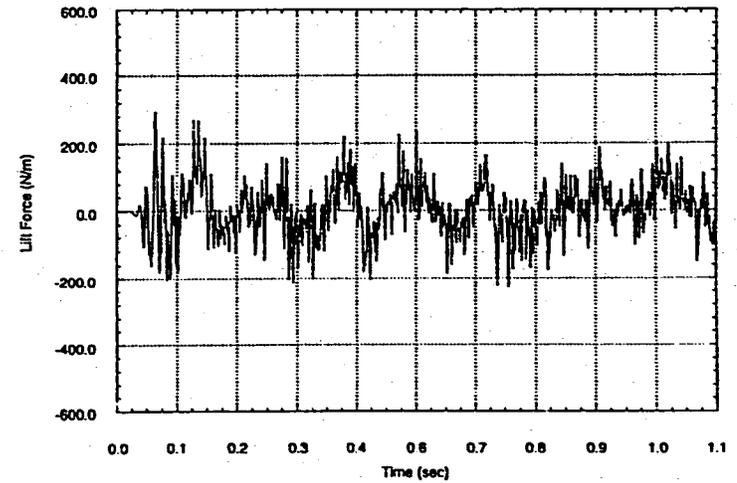


図25 揚力の時刻歴 (減衰定数1.5%)

揚力振幅は26%増加する。

変更前

流速 5.0 m/s

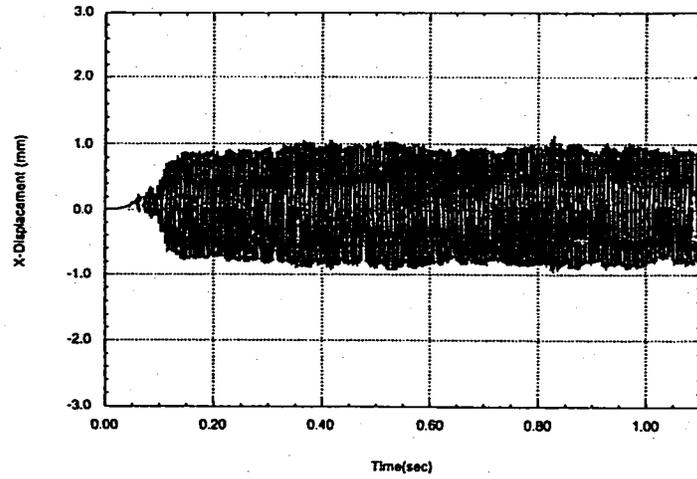


図26 抗力方向変位の時刻歴 (減衰定数1.5%)

流速 5.0 m/s

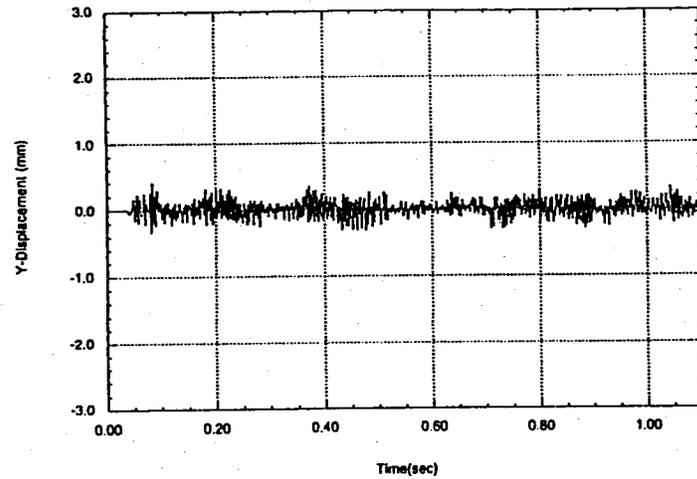


図27 揚力方向変位の時刻歴 (減衰定数1.5%)

変更後

流速 5.2m/s

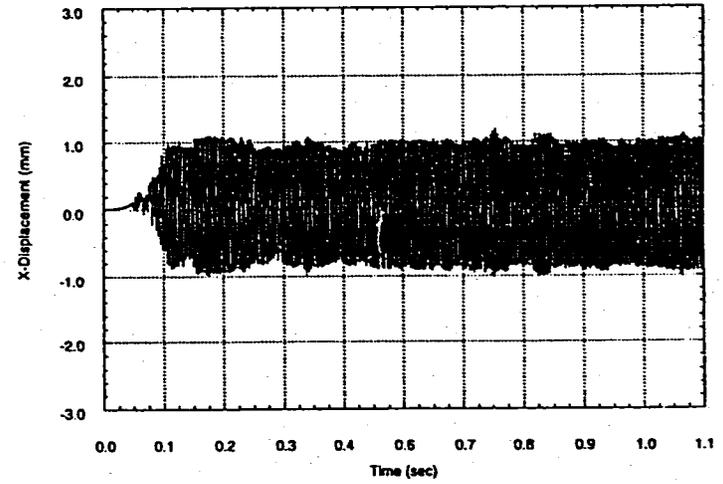


図26 抗力方向変位の時刻歴 (減衰定数1.5%)

抗力方向変位振幅は3.3%増加する。

流速 5.2m/s

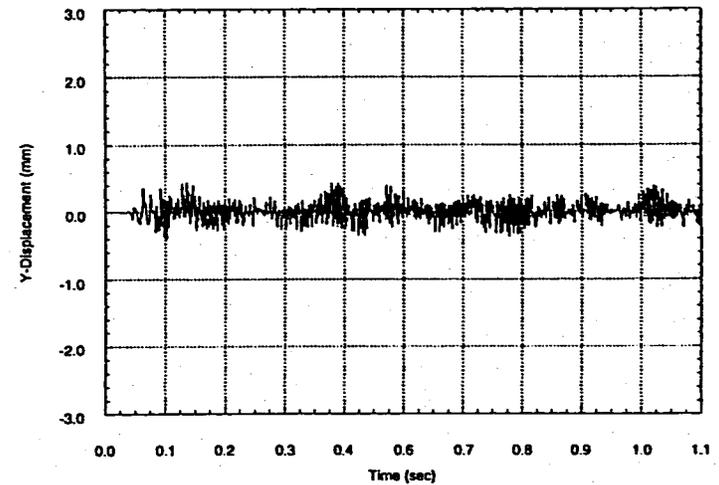


図27 揚力方向変位の時刻歴 (減衰定数1.5%)

揚力方向変位振幅は20%増加する。

変更前

流速 5.0 m/s

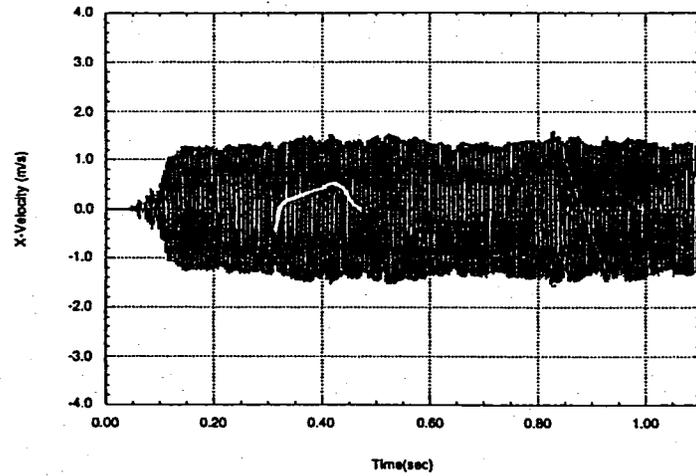


図28 抗力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数1.5%)

流速 5.0 m/s

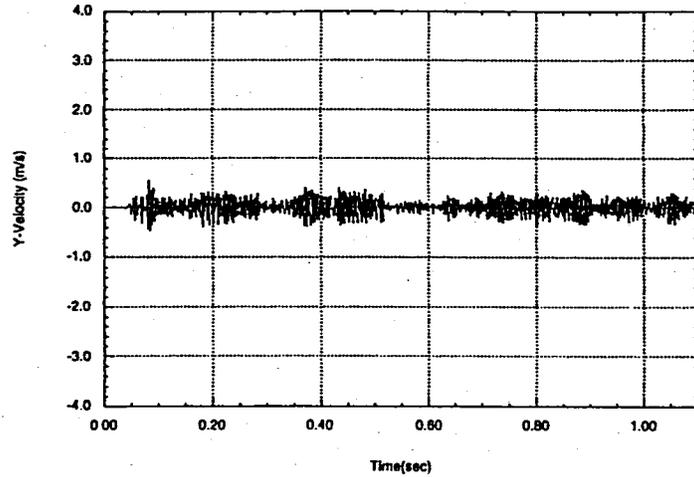


図29 揚力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数1.5%)

変更後

流速 5.2m/s

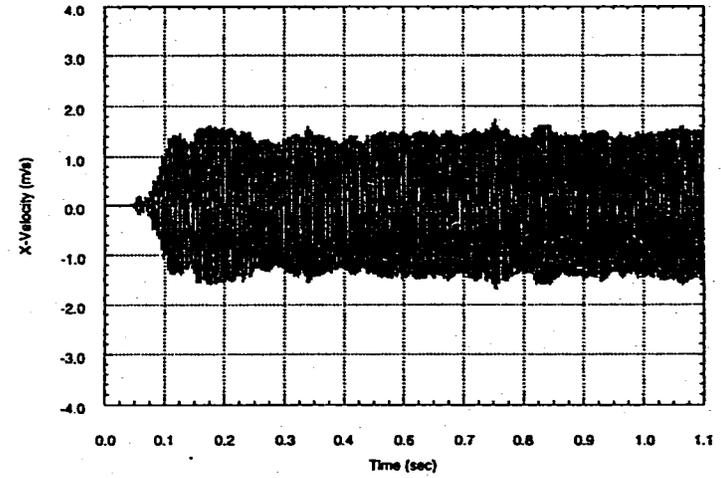


図28 抗力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数1.5%)

抗力方向変位速度振幅は3.3%増加する。

流速 5.2m/s

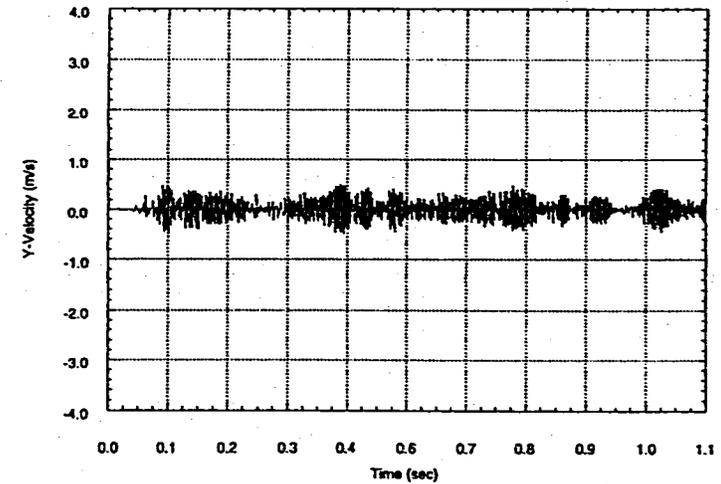


図29 揚力方向変位速度の時刻歴 (減衰定数1.5%)

揚力方向変位速度振幅は20%増加する。

変更前

流速 5.0 m/s

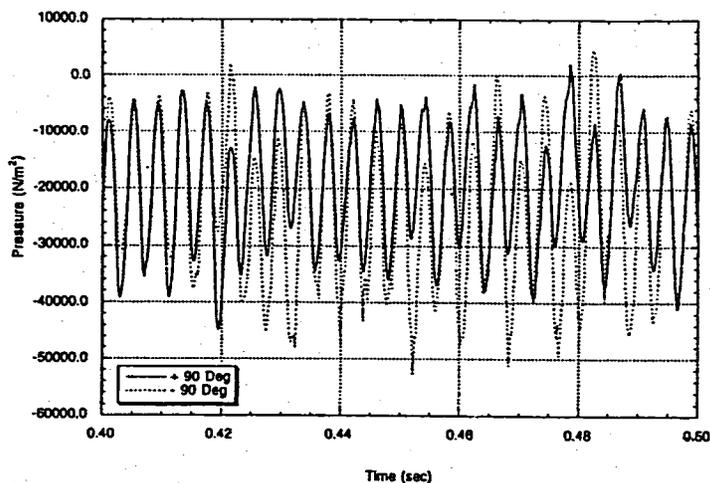


図30 円柱両側面（90度と-90度の点）の圧力時刻歴（減衰定数1.5%）

流速 5.0 m/s

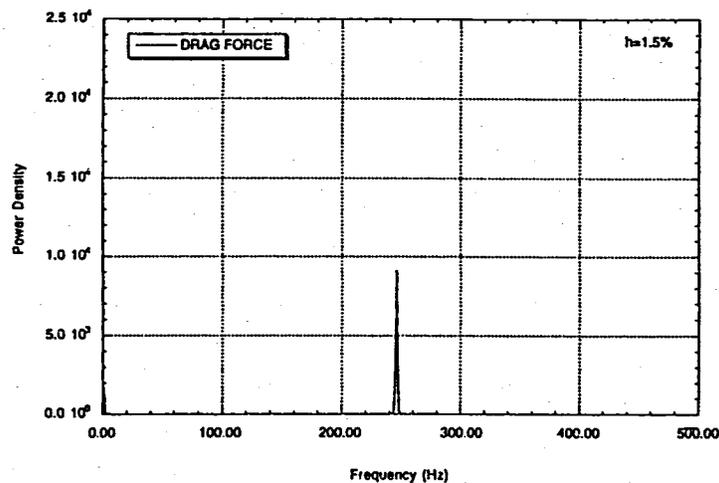


図31 抗力のパワースペクトル（減衰定数1.5%）

変更後

流速 5.2m/s

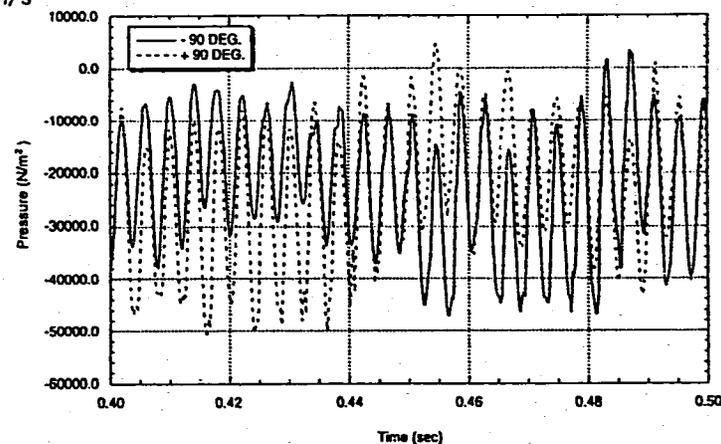


図30 円柱両側面（90度と-90度の点）の圧力時刻歴（減衰定数1.5%）

流速を5.2m/sとしても、円柱両側面の点の圧力が同位相であることと温度計の固有振動数で圧力が変動している結果は変わらない。

流速 5.2m/s

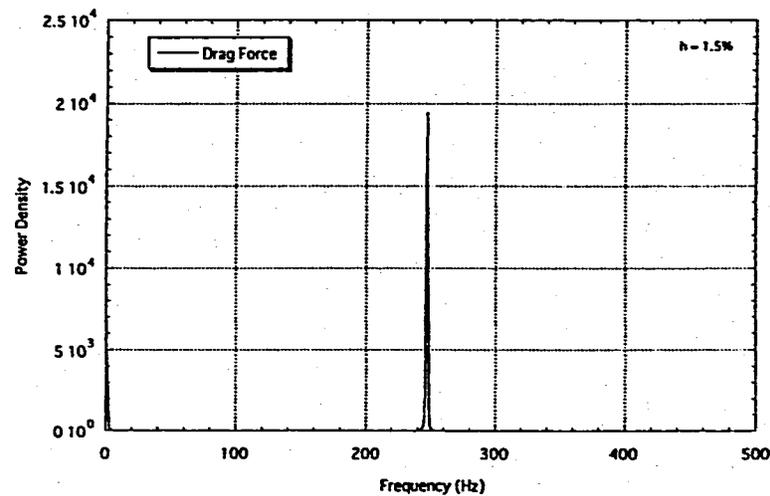


図31 抗力のパワースペクトル（減衰定数1.5%）

抗力が変動する周期は変わらない。

変更前

流速 5.0 m/s

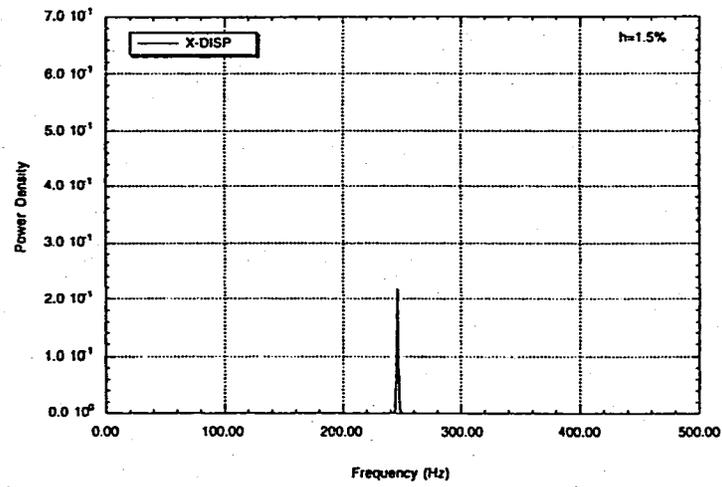


図32 抗力方向変位のパワースペクトル (減衰定数1.5%)

変更後

流速 5.2m/s

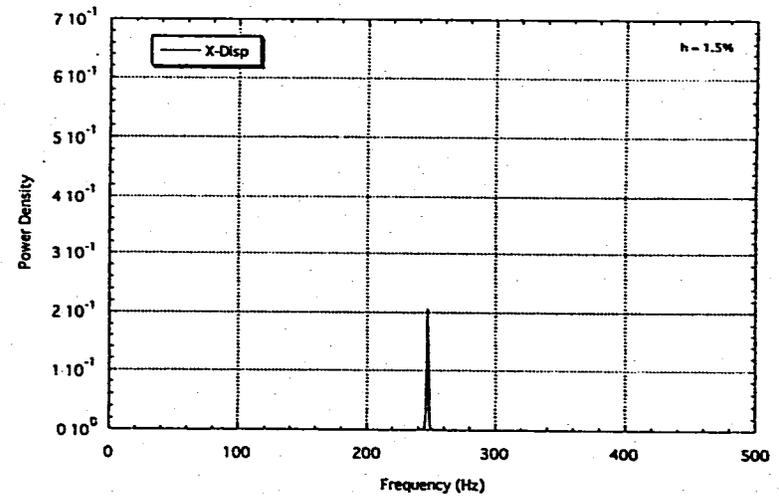


図32 抗力方向変位のパワースペクトル (減衰定数1.5%)

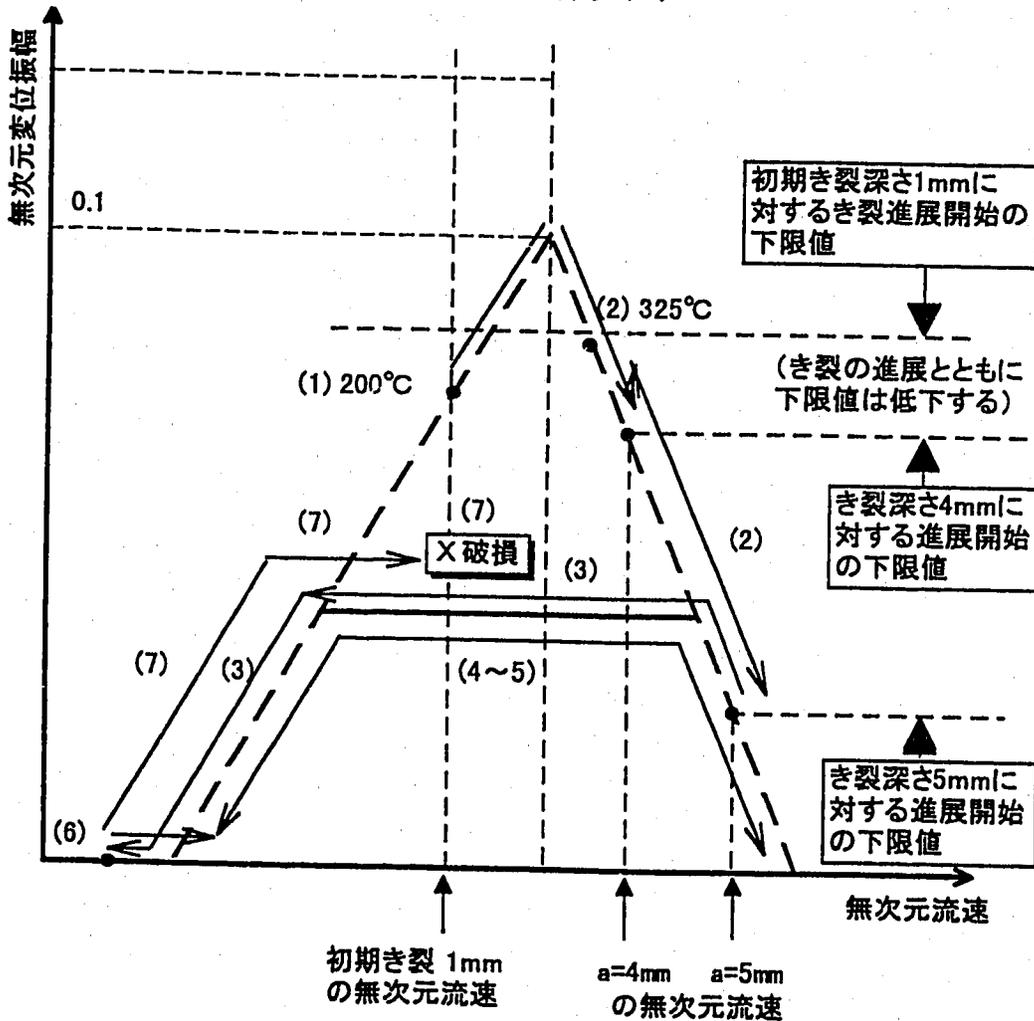
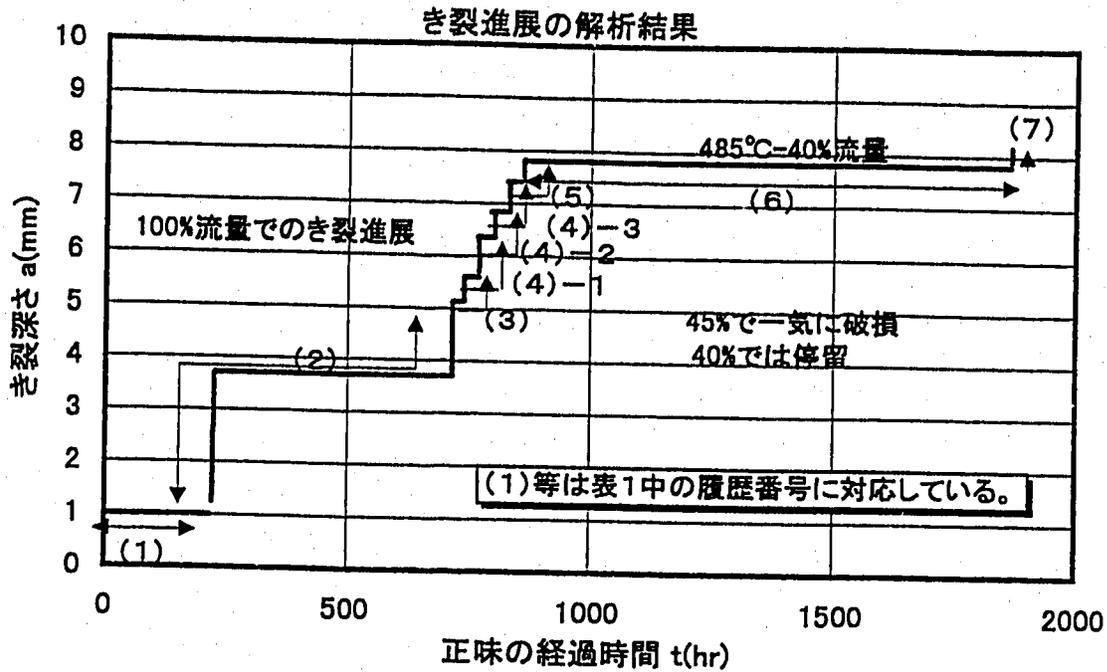
抗力方向変位が変動する周期は変わらない。

第10回T/F会合資料「流体力による温度計の振動について（中間報告第4報）
 一き裂発生以降損傷に至るまでの検討一」

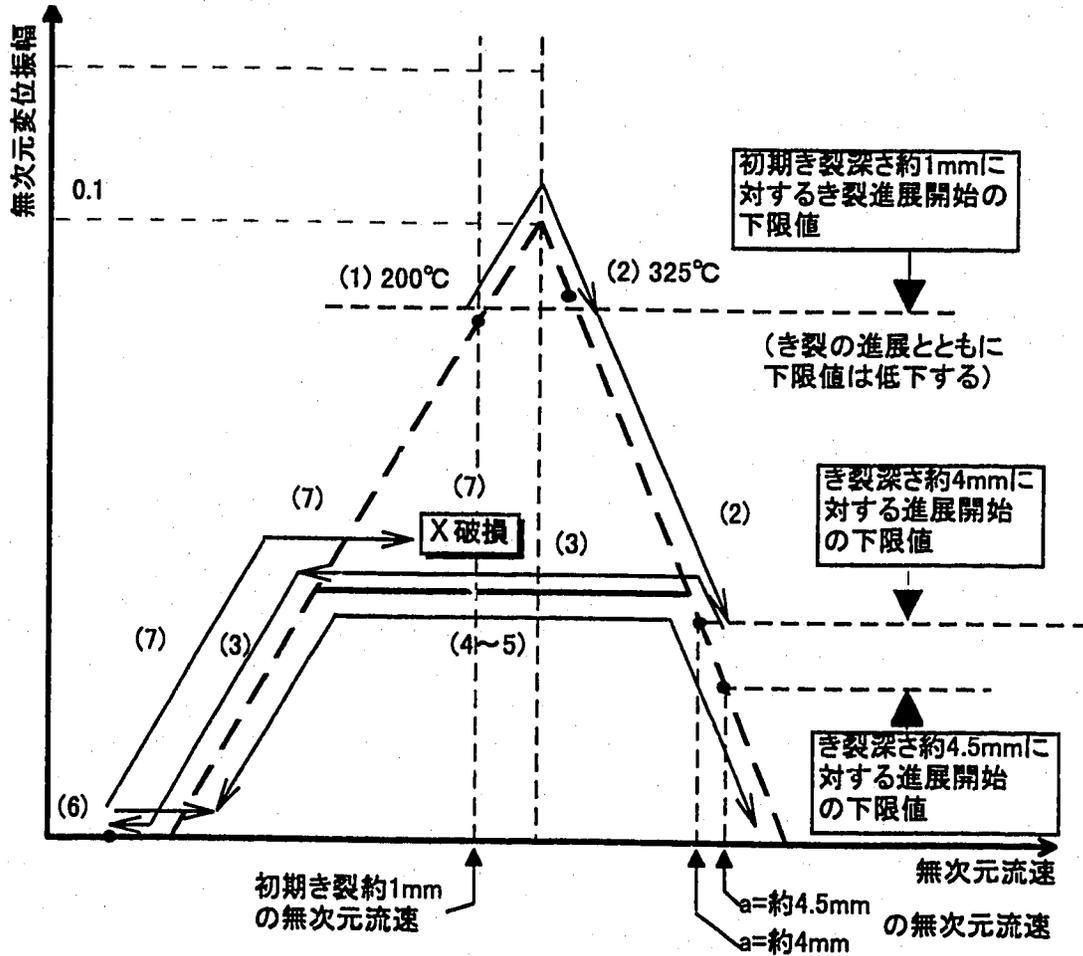
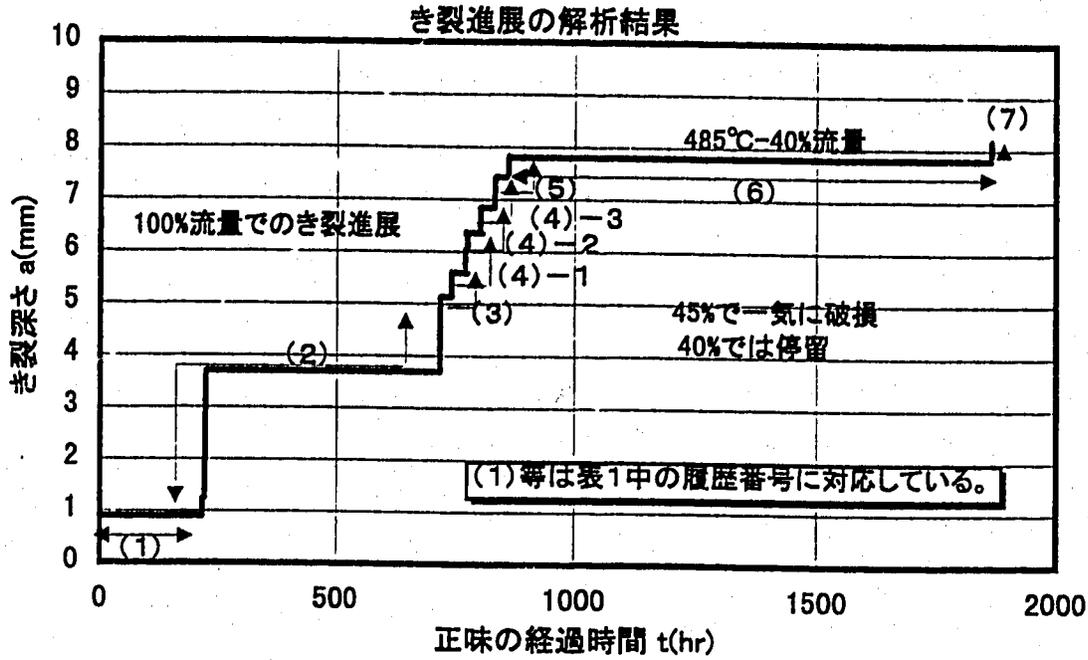
別添2

変更前

添付図2



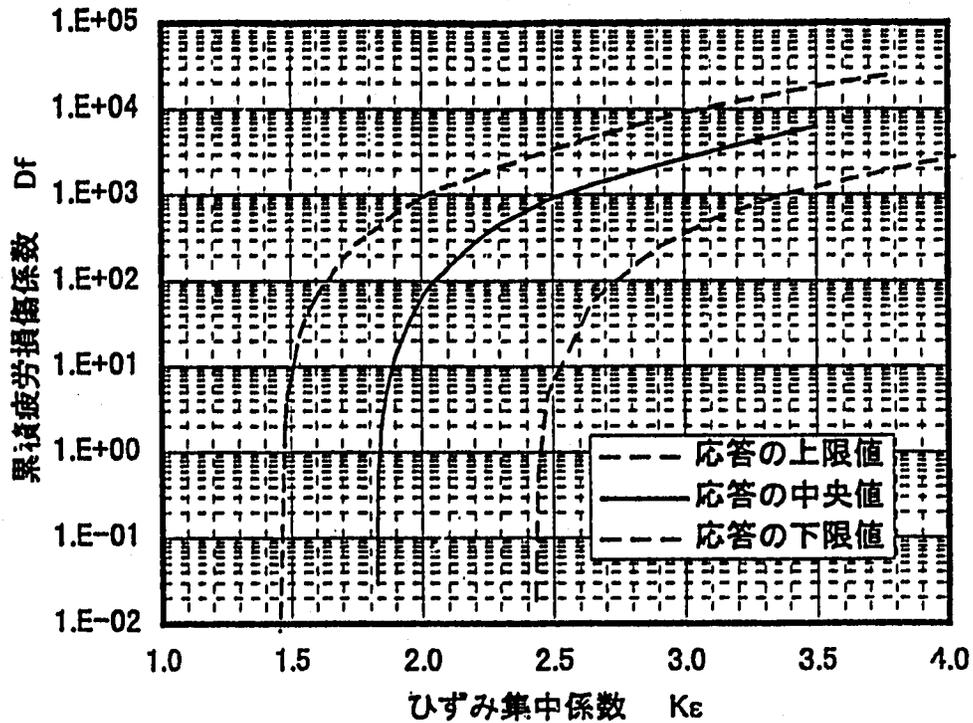
破損に至るまでの考えられる時間的推移



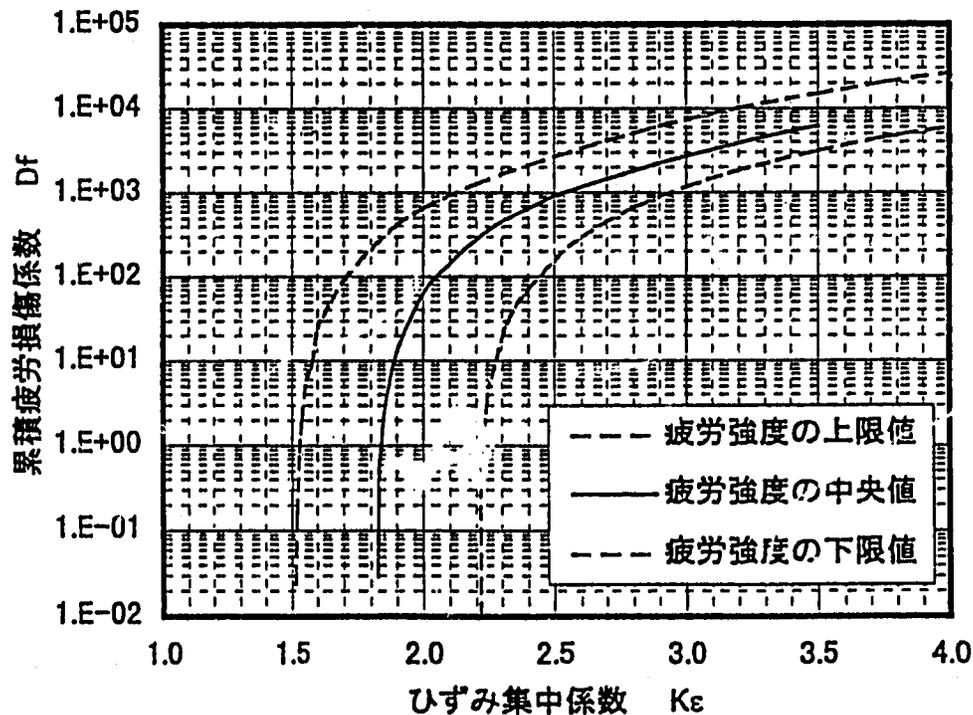
破損に至るまでの考えられる時間的推移

変更前

第12回T/F会合資料「流体力による温度計の振動について（概要）」



(a) 変位応答線図による相違

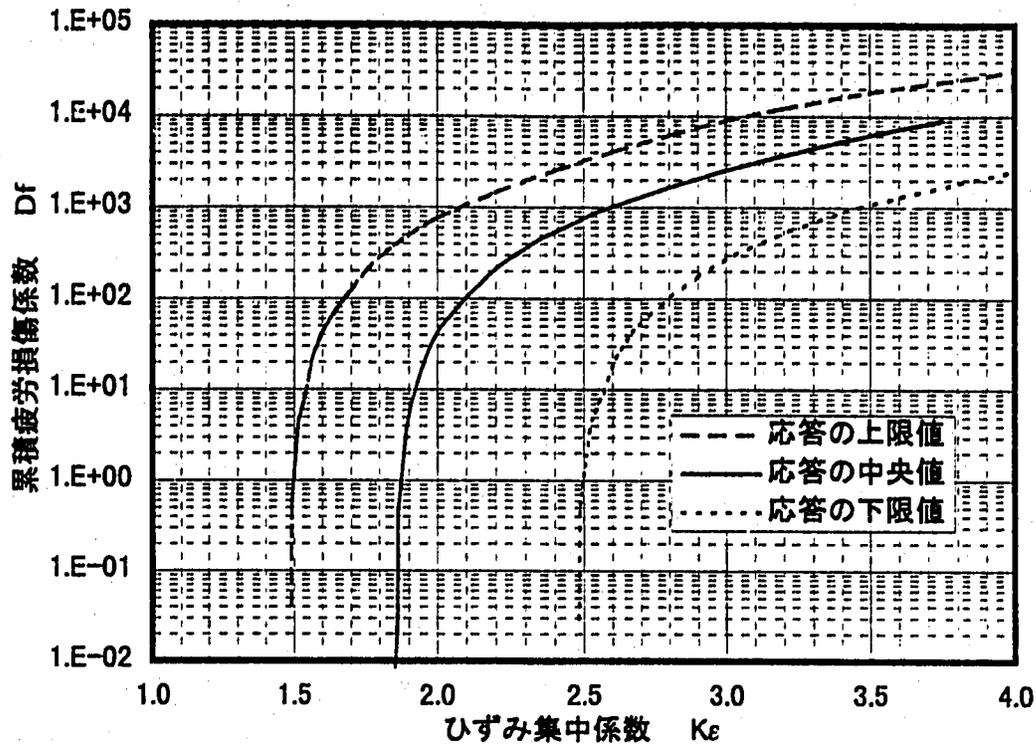


(b) 疲労強度による相違

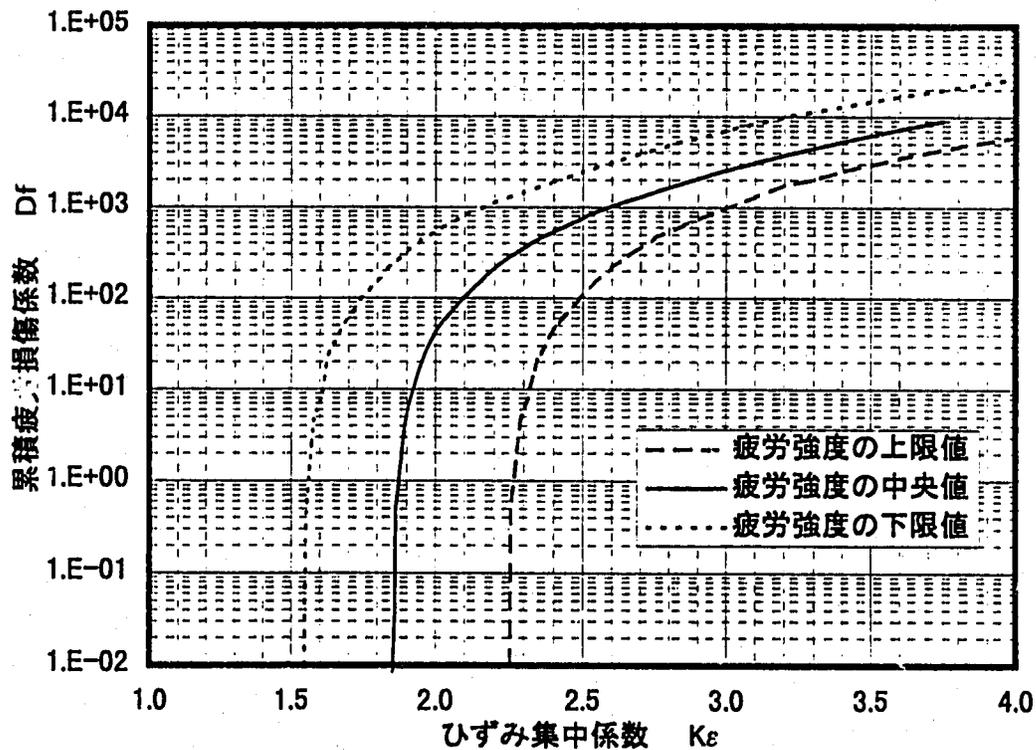
図6 累積疲労損傷係数の算定結果

変更後

「流体力による温度計の振動について(概要)」



(a) 変位応答線図による相違



(b) 疲労強度による相違

累積疲労損傷係数の値の変化は約5%である。
ただし、応答、疲労強度ともに中央値で、
ひずみ集中係数 $K\epsilon=3.0$ の場合。

図6 累積疲労損傷係数の算定結果

水中疲労確認試験の試験条件の包絡性

1. 概要

当該温度計ウエルを設置している2次主冷却系配管の、200℃等温運転時の流速は約5.2 m/secである。温度計ウエルの水中疲労確認試験の試験条件は、5.5 m/secと5.0 m/secで行っているが、これらの試験条件は、当該ウエルの流速条件を包絡するものであると考えられる。

2. 水中疲労確認試験の目的

水中疲労確認試験は、当該ウエルで生じた流力振動を模擬した試験を行い、流力振動による疲労亀裂の進展と、それに伴う流力振動特性の変化を把握し、現象の理解に役立てることを目的としている。

特に、初期の100%流量条件の試験では、100%流量運転を継続した状態で流力振動により生じた亀裂が進展し、流力振動特性の変化により亀裂の進展が停留することを確認する必要がある。

3. 水中疲労確認試験の試験条件

水中疲労確認試験は、実機と同じ配管口径の試験装置で、200℃の等温運転時のNaの動粘性係数を合わせた条件で試験を行った。

水中疲労確認試験（その1）では、100%相当流速を5.5 m/secで試験を実施し、（その2）では、5.0 m/secで試験を実施している。従って、200℃等温100%流量運転時の流速5.2 m/secはこれらの試験条件の中間にある。

4. 水中疲労確認試験結果と評価

水中疲労確認試験（その1）の結果を図-1に、（その2）の結果を図-2に示す。100%流量試験開始後にウエルの固有振動が低下し、170~180Hz程度で停留する挙動は、ほぼ同様の傾向であり、いずれの試験条件でも100%流量における亀裂の進展と停留が模擬されている。

一方、水流動試験の結果による無次元流速とウエル先端振幅の関係を図-3に示すが、5.2 m/secの時のウエル先端振幅は、5.5 m/secと5.0 m/secの時の振幅の間にあり、亀裂の進展に伴い無次元速度が変化して行く際のウエル先端振幅もこの二つの流量条件に包絡されると推定される。

上記の試験結果から、5.2 m/secの流量条件でのウエルの亀裂の進展と停留の挙動は、水中疲労確認試験（その1）と（その2）の結果に包絡されると判断できる。

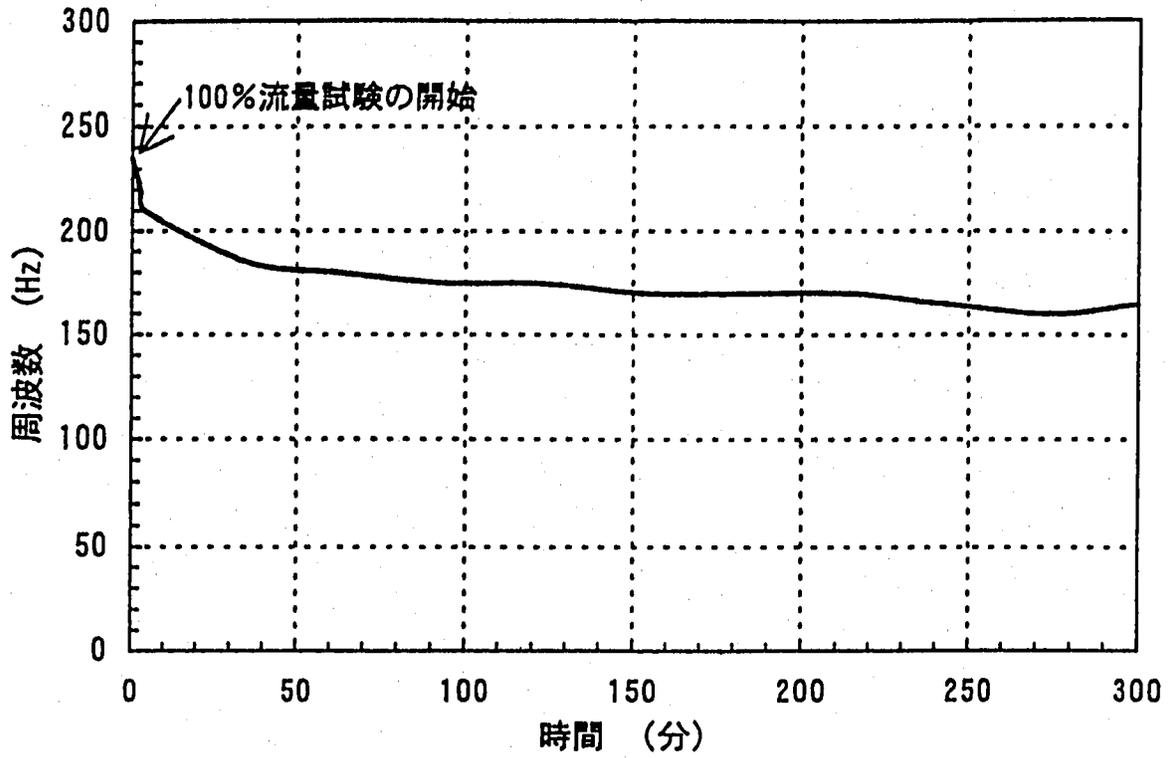
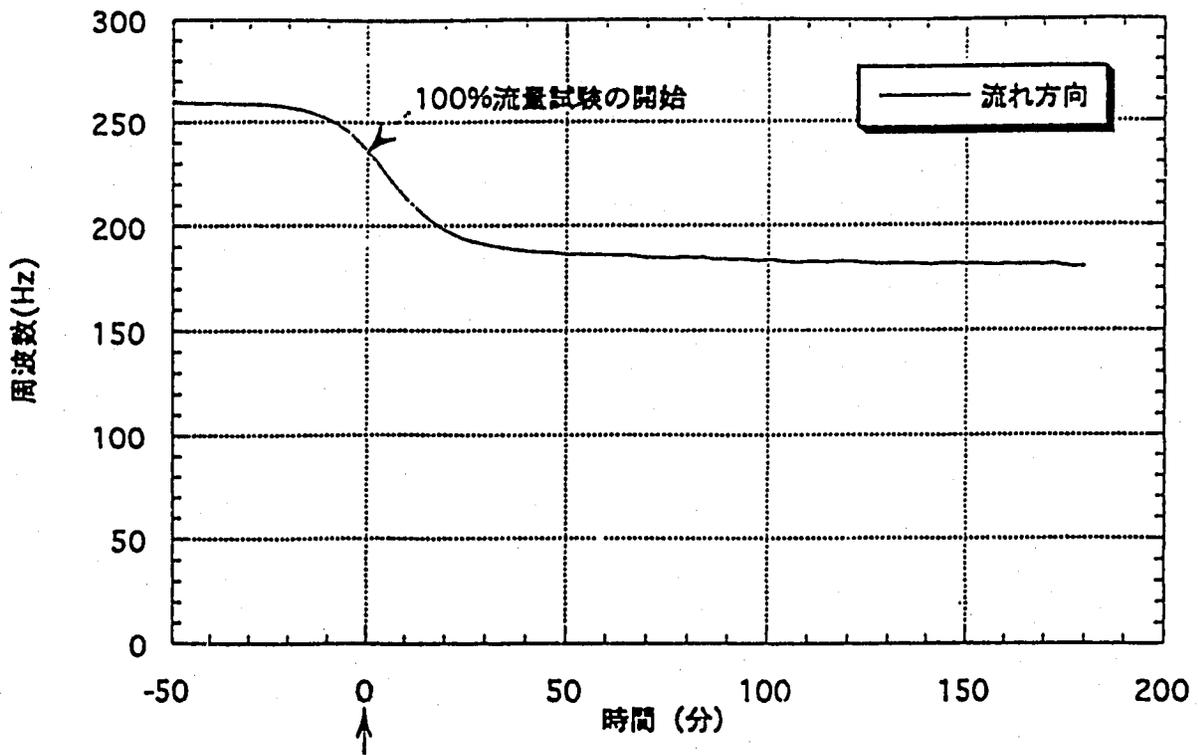


図-1 水中疲労確認試験 (その1)
固有振動数の時間変化 (初期き裂有り)



(試験開始約215時間後)

図-2 水中疲労確認試験 (その2)
固有振動数の時間変化

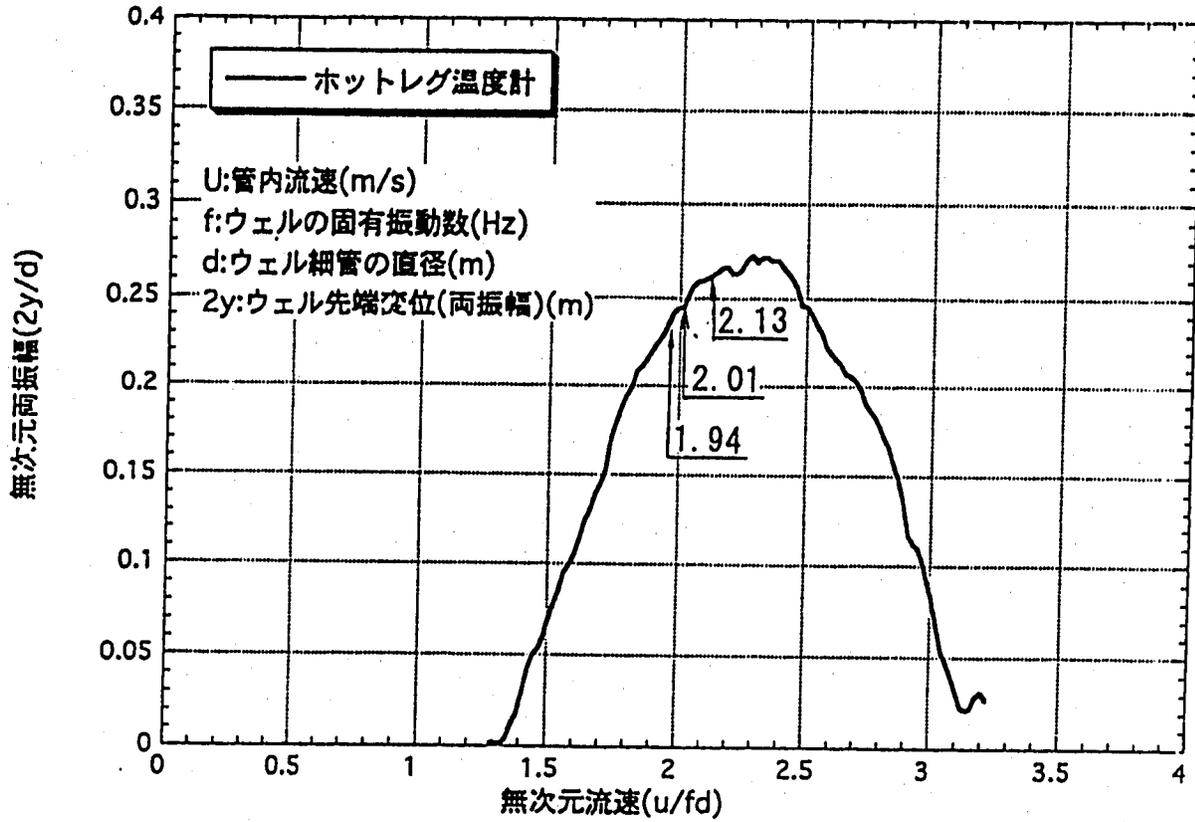


図3 ウェル先端振動振幅(両振幅)と無次元流速との関連
(ホットレグ温度計)

流 速	無次元流速 (u/fd)
5.0 m/sec	1.94
5.2 m/sec	2.01
5.5 m/sec	2.13