音響センサを用いたケーシングパイプ 内の砂面位置計測

正 員 田 中 正 吾 (山 口 大)

学生員 岡 本 昌 幸 (山 口 大)

Measurement of Sand Level in Casing Pipe Using Acoustic Sensor

Shogo Tanaka, Member, Masayuki Okamoto, Student Member (Yamaguchi University)

In civil engineering, to improve weak foundations, many sand pillars are struck into the grounds using a casing pipe. If the sinking velocity of the sand level in the pipe is measured on-line accurately, a smooth construction can be then achieved. The measurement is reduced to that of a length of the air pillar in the pipe. The authors thus proposed a highly accurate pipe length measurement system, which applied a bank of Kalman filters to a linear dynamic model of the stationary wave generating in the pipe. Although the method realized an accurate on-line measurement of the error rate 0.01~0.08%, it was applied only on a stand-still steel pipe.

This paper thus tries to apply the system to the measurement of the actual sand level in a casing pipe. This application encounters, however, two new problems. One is that an electric signal caused by the vibration of the casing pipe superposes to that of the stationary wave in the pipe. The other is that the lengths of the air pillar measured with low and high order modes models are different because of the complicated structure of the pipe.

The paper presents a practical measurement system which overcomes the two problems and realizes an accurate on-line sand level measurement in the pipe.

キーワード：砂面位置計測，ケーシングパイプ，音響センサ，定在波，カルマンフィルタ

1. 緒 言

建設土木工事においては，大規模工事の際，軟弱地盤を改良するため多くの砂柱が打ち込まれる。具体的には，直径が40~50 cm，長さが50~80 m位の鋼管（ケーシングパイプ）に土砂を投入し，これにコンプレッサによる加圧・減圧を繰り返しながら鋼管を引き抜くことにより，円柱状の砂柱を形成する。このような工事では，砂柱がどのような速度で沈下していくかが，砂柱の品質に大きな影響を与える。従って，この沈下速度を高精度にオンライン計測できれば，高品質の砂柱を形成できるだけでなく，工事を円滑に進めることができる。この沈下速度を計測するため，これまでは錘を取り付けたワイヤをケーシングパイプの上部から吊るし，このワイヤの巻き下げ長さにより砂面位置を計測する方式が採られてきた。しかしながら，この方法では，錘が土中に埋まったり，あるいはこれによりワイヤが切れるなど，安定で高精度な計測が困難であった。また，このような事故により，稼働率が大幅に低下するなどの問題が生じていた。このため，非接触で高精度なオン

ライン砂面位置計測法が望まれてきた。

非接触計測法としては，まず光や音波を用いることが考えられるが，ケーシングパイプ内では加圧・減圧が繰り返されるため，管内に多量の水蒸気が発生し，そのため光波による計測は困難である。従って，音波による計測が考えられることになるが，工事に伴う騒音や振動などの劣悪な環境では，管内に信号を入力し出力を得る方式（パルスエコー法）は，送波器の取付けに対する構造上の制約や要求されるエコー波のSN比などの観点から望ましくない。

このような観点から，著者らは先に，工事に際し鋼管内に自然発生する音圧変動に含まれる定在波を利用し，鋼管長を高精度かつオンラインで計測する手法を提案した^{(1)~(4)}。つまり，まず定在波の低次モードモデルにより管長を計測し，次にこの計測値に基づいた最適モードモデルを用いることにより，高精度な管長オンライン計測を行う方式である。この手法により，誤差率0.01~0.08%の高精度な管長計測が可能であることを静止鋼管に対して確認した。

そこで，実際の軟弱地盤改良工事における本計測システ

ムの有効性を検討するため、工事現場にて実験を行ったところ、音響センサを鋼管（ケーシングパイプ）内部に取り付ける構造のため、パイプロモータによる鋼管の上下方向の振動（10 Hz 前後）に起因する電気信号が、センサ出力に強く現れることがわかった。このパイプロ振動は、鋼管を引き抜きやすくするため加えたものである。実験によると、このパイプロ振動により生じる電気信号は定在波に相当する電気信号に比べ非常に大きく、それゆえこれまでの提案手法は、そのままの形では適用困難であることがわかった。

そこで本論文では、観測データを適切に前処理することにより、定在波成分だけを取り出し、これに以前提案の手法^{(1)~(4)}を適用することを考えた。なお、本計測に際し、定在波の低次モードと高次モードを用いたダイナミックモデルでは、ケーシングパイプ内の特有な構造のため、使用モードに応じて異なる気柱の長さが計測されることがわかった。そのため本論文では、これに対する考察・対処も含めてケーシングパイプ内の砂面の高精度位置計測法を提案する。なお、管長計測法としては、定在波の周波数と気柱の長さに対応関係があることから、FFT（高速フーリエ変換）や MEM（最大エントロピー法）などの周波数分析法⁽⁵⁾の適用も考えられるが、本論文では参考のため、これらの方法では管長計測が困難であることも示す。

2. 管長の高精度オンライン計測

提案手法においては、先に報告したように⁽²⁾、管長の高精度計測に際し、低次および最適モードモデルによる計測を順次行う。従って、以下、低次モード、最適モードの順に管長計測法を述べる。

〈2・1〉低次モードモデルによる管長計測 管内音圧変動のモデル化に際しては、厳密には定在波の減衰を考えなくてはならない。しかしながら、これを考えることにすると、定在波のモードごとに減衰が異なるため、これら減衰係数をすべて未知パラメータとしなければならず、そのためパラメータ数が増大し、オンライン計測の観点から望ましくない。従って、ここではいたずらに未知パラメータ数を増大することは避け、後述の最適モードモデルにおける高次モードも含め、これらのモードに対し減衰が小さいと見なせる短い時間区間を考える。このような時間区間では、管内任意の点における音圧変動は、次のように基本モードの3倍までの正弦波の一次結合により近似できる。

$$\begin{aligned} x(t) &= \sum_{j=1}^3 x_j(t) \\ &= \sum_{j=1}^3 \{a_j \sin(\omega_j t) + b_j \cos(\omega_j t)\} \quad \cdots \cdots (1) \end{aligned}$$

ただし、 $x_j(t)$ は j 倍モードの音圧変動を表す。また、 ω_j はそのときの角周波数であるが、管長を L 、管内の音速を v とすれば、両端が閉の場合は $\omega_j = j \times 2\pi v / (2L)$ ($j=1, 2, 3$) で与えられる。なお、一端が開の場合は、 $\omega_j = j \times 2\pi v / (4L)$ ($j=1, 3, 5$) で与えられるが、同様の議論が可能

であるので、以下、特にこの二つのケースを区別しない。

まず、上述した各モードの音圧変動 $x_j(t)$ ($j=1, 2, 3$) が満たす微分方程式は

$$\frac{d^2 x_j(t)}{dt^2} = -\omega_j^2 x_j(t) \quad (j=1, 2, 3) \quad \cdots \cdots (2)$$

であるので、

$$\mathbf{x}(t) = (x_1(t), \dot{x}_1(t), x_2(t), \dot{x}_2(t), x_3(t), \dot{x}_3(t))^T \quad \cdots \cdots (3)$$

なる状態ベクトル $\mathbf{x}(t)$ を導入すると、(1)式の音圧変動に関する状態方程式は次式で与えられる。

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{x}(t) + \mathbf{w}(t) \quad \cdots \cdots (4)$$

ただし、

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} A_1 & O \\ & A_2 \\ O & A_3 \end{bmatrix} \quad (6 \times 6) \quad \cdots \cdots (5)$$

$$A_j = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\omega_j^2 & 0 \end{bmatrix} \quad (j=1, 2, 3)$$

である。なお、(3)、(4)式におけるドット記号は時間微分を表す。また、 $\mathbf{w}(t) = (0, w_1(t), 0, w_2(t), 0, w_3(t))^T$ は遷移雑音ベクトルであり、前述の時間区間における音圧変動のわずかな減衰を補償するため導入した。なお、 $w_j(t)$ ($j=1, 2, 3$) はそれぞれ平均値ゼロ、分散 σ^2 の互いに独立な白色ガウス雑音とする。

一方、(1)式で用いたモード以外のすべての定在波成分およびセンサ本来の雑音をまとめたものを観測雑音と見なせば、状態ベクトル $\mathbf{x}(t)$ に対する観測方程式は、(1)、(3)式より各サンプリング時刻において

$$y_k = \mathbf{H}\mathbf{x}_k + v_k \quad (k=0, 1, \cdots) \quad \cdots \cdots (6)$$

で与えられる。ここに、 $\mathbf{H} = [1, 0, 1, 0, 1, 0]$ であり、 y_k 、 v_k はそれぞれサンプリング時刻 $k\Delta T$ (ΔT はサンプリング周期) における観測値および観測雑音を表す。このとき、観測のサンプリングに合わせて(4)式をサンプル値化すれば

$$\mathbf{x}_{k+1} = \mathbf{F}\mathbf{x}_k + \mathbf{w}_k \quad \cdots \cdots (7)$$

となる。ただし、 $\mathbf{x}_k$ 、 $\mathbf{w}_k$ はそれぞれサンプリング時刻 $k\Delta T$ における状態および遷移雑音ベクトルを表す。なお $\mathbf{F}$ は、 $\mathbf{F} \triangleq \Phi(t)|_{t=\Delta T} = \mathcal{L}^{-1}[(s\mathbf{I}_6 - \mathbf{A})^{-1}]|_{t=\Delta T}$ ($\mathbf{I}_6$ は 6×6 単位行列) で定義される遷移行列を、また $\mathbf{w}_k$ は平均値ゼロ、共分散 $\mathbf{W}$ (付録1.参照) の白色ガウス雑音を表す。

ここで観測雑音 v_k についてであるが、文献(3)で述べたように、周波数が異なる多数の定在波モードの音圧変動を一次結合した波形の自己相関関数および音圧変動のヒストグラムは、それぞれデルタ関数およびガウス関数に非常に近い。よって、多くの定在波モードを加えたものは白色ガウス雑音に近い統計的性質をもつといえる。これに、更にセンサ本来の雑音も加わるため、 v_k の白色ガウス性は一層強められる。

従って、(6)式の観測雑音 v_k は平均値ゼロの白色ガウス雑音と仮定してよいので、(1)式で表される音圧変動にかかわる状態ベクトル $\mathbf{x}_k$ の推定は、カルマンフィルタ⁽⁶⁾⁽⁷⁾

によりなされる。しかし、計測すべきパラメータである管長 L は未知であり、かつ観測雑音分散 V および (遷移雑音共分散 W を特徴付ける) パラメータ σ^2 (付録 1. 参照) もまた未知である。そこで、これら三つのパラメータを 1 組とした M 組の候補 $\{\Omega_i; 1 \leq i \leq M\}$ を適切に与え、各候補に対しそれぞれ独立にカルマンフィルタを適用する。このとき、各候補ごとに、状態ベクトルの最適推定値が得られるとともに、各候補 Ω_i の事後確率 p_k^i が Bayes の定理により次の漸化式で求められる。

$$p_k^i = \frac{p_{k-1}^i p(y_k / \Omega_i, Y^{k-1})}{\sum_{j=1}^M p_{k-1}^j p(y_k / \Omega_j, Y^{k-1})} \quad (1 \leq i \leq M) \quad (8)$$

ここで、 $p(y_k / \Omega_i, Y^{k-1})$ は観測情報 $Y^{k-1} \triangleq \{y_j; 0 \leq j \leq (k-1)\}$ に基づく、 i 番目の候補 Ω_i に対する y_k の条件付き確率密度関数である。

結局、これらの事後確率を用いて、次式により管長計測が可能となる。

$$\hat{L}_{k|k} = E[L/Y^k] = \sum_{i=1}^M p_k^i L_i \quad (9)$$

なお本手法では、オンライン計測を念頭においているので、上記三つの未知パラメータに対し、候補を探索空間において格子状に与えるのではなく、文献(1)で述べたように、直線的に与え、かつ各直線上の探索においても、候補を最適に配置する効率の良い探索法を採用する。なお、 σ^2 については、これまでの研究⁽¹⁾により、計測にほとんど影響を与えないことがわかっているため、これには適切な値を用い、未知パラメータには加えないことにした。従って、 $(L, \ln V)$ なる二次元の探索空間において上記の直線探索法、つまり Powell 法を用いることになる⁽¹⁾。なお、探索に際しての評価関数は候補の事後確率であり、事後確率が最大となる候補がほとんど変わらなくなったときに、探索を停止する。

<2> 最適モードモデルによる管長の高精度計測

低次モードモデルにより計測値 $\hat{L}$ が求まれば、各モードの定在波の角周波数 $\bar{\omega}_j = j \times 2\pi v / (2\hat{L})$ ($j=1, 2, \dots$) が決まるので、次にこれらを用いて、実際の音圧変動に含まれる各定在波モードの振幅

$$\hat{a}_j = (2/K) \left[\left\{ \sum_{k=1}^K y_k \sin(\bar{\omega}_j k \Delta T) \right\}^2 + \left\{ \sum_{k=1}^K y_k \cos(\bar{\omega}_j k \Delta T) \right\}^2 \right]^{1/2} \quad (j=1, 2, \dots) \quad (10)$$

を計算する。ただし、 K は $\hat{L}$ に対する定在波基本モードの周期長に相当するデータ数を表す。文献(2)によれば、

$$D^*(y, \bar{y}) \approx \frac{\Delta \omega^2 T^3}{48} \sum_{j \in \Omega} (j \hat{a}_j)^2 / V_{\Omega} \quad (11)$$

を最大化する N 個のモード (一般に高次モード) が最適モードとなる。ただし、(11)式において、 Ω は選定するモードのモード番号の集合を、また Ω_c はその補集合を表す。更に V_{Ω} は、 Ω_c に属するすべてのモードの定在波成分

の実効値の二乗和とセンサ自身に生じる雑音の分散 R を加えたもの、つまり(6)式における観測雑音分散相当項を表す (付録 2. 参照)。

このようにして得られた最適モードモデルに基づき、 $\hat{L}$ および V_{Ω_c} の近傍で、再び低次モードモデルのときと同様に、 $(L, \ln V)$ 空間において候補の最適探索を行い、管長を計測する。なお V_{Ω_c} は、もちろん(11)式を最大にする N 個の最適モードの集合を Ω としたときの V_{Ω} を表す。

3. 観測データの前処理

これまでの研究⁽³⁾⁻⁽⁴⁾では、静止した直管に対し管長計測を考えたが、実際の工事においては、前述したように、パイプロ振動による信号が、管内に発生する定在波に対応する信号と共に音響センサ (コンデンサ型マイクロホンを使用) の出力に現れる。つまり、管内壁に固定した音響センサがパイプロ振動に同期し振動するため、センサ上部の振動膜が振動し、これとセンサ内部の背電極の間の静電容量が変化する。そのためセンサの動作原理により、センサ出力には容量の時間的な変化、つまりパイプロ振動の周波数の電気信号が得られるからである。

このパイプロ振動による電気信号は、砂面位置に関する情報を全く含んでいないだけでなく、定在波信号に比べ非常に大きい。更に、このパイプロ振動の周波数は約 9.8 Hz であるが、実験によれば、センサ出力に現れる電気信号は 3 倍程度まで若干の高調波成分をもつことがわかった。従って、これまでの提案方式をそのまま適用すると、このパイプロ振動の基本周波数を定在波の基本モードの周波数と誤認し、ケーシングパイプの気柱の長さが得られない。よって、このパイプロ振動の基本周波数およびその 3 倍までの周波数成分を差し引き、これに提案手法を適用することも考えられるが、パイプロ振動があまりにも大きいため、この三つの周波数成分のみを差し引く手法では、良い結果は得られなかった。

そこで本論文では、理想フィルタ⁽⁸⁾を使用することにより、このパイプロ振動に起因する信号成分を効果的に除去することにした。つまり、いま周波数領域において

$$H(\omega) = \begin{cases} 1; & |\omega| < \omega_c \\ 0; & |\omega| > \omega_c \end{cases} \quad (12)$$

なる低域通過特性をもつ理想フィルタをまず考える。ただし、 $\omega_c = 2\pi f_c$ (f_c : カットオフ周波数) である。このフィルタのインパルス応答は、

$$h(t) = (1/2\pi) \int_{-\infty}^{\infty} H(\omega) e^{-j\omega t} d\omega = \sin(\omega_c t) / (\pi t) \quad (13)$$

で与えられる。従って、観測値 $y(t)$ を(12)式のフィルタへ入力すれば、フィルタの出力波形は ω_c 以下の周波数成分のみとなる。従って、これをもとの信号 $y(t)$ から差し引くことにより、パイプロ振動の影響を完全に取除いた信号、つまり f_c 以上の周波数成分をもつ定在波成分

図 1 管長計測の流れ

Fig. 1. Flow diagram of the pipe length measurement.

$$\tilde{y}(t) = y(t) - \int_{-\infty}^{\infty} h(\tau) y(t-\tau) d\tau \quad \dots\dots\dots (14)$$

を得ることができる。しかし、実際は、観測値はサンプリング時刻ごとにしか得られず、しかもデータ数は有限であるため、(14)式をここでは以下のように近似することとする。

$$\tilde{y}_k \approx y_k - \Delta T \sum_{i=-M}^M y_{k+i} \sin(\omega_c i \Delta T) / (\pi i \Delta T) \quad \dots\dots\dots (15)$$

ただし y_k は、前述したように k サンプリング時刻の観測値を表す。

上述の理想フィルタを適用する際、できるだけカットオフ周波数の近傍では急峻な減衰特性を得ることが重要となる。ここでは、前述したようにパイプ共振の基本周波数 (9.8 Hz) の 3 倍高調波成分までを取り除くため、カットオフ周波数を $f_c = 30$ Hz とし、減衰特性にかかわるパラメータ M の値として $M = 400$ を選ぶ。ここで $M = 400$ は、フィルタのインパルス応答 $h(t)$ が最大値 $h(0)$ に比べ 25 dB 以下 (ゲイン比では $1/13$) に低下する時間長に相当する。

このフィルタにより、カットオフ周波数以下の低次モードの定在波成分も取り除かれるため、前述の低次モードモデルによる計測に当たり、必ずしも常に基本モードの 3 倍までの三つの低次モードを使用することはできない。従って、カットオフ周波数よりも高い領域で、周波数の低いものから三つの低次モードを使用することになる。

以上、提案した計測システムにおける情報の流れを図 1 に示す。

4. 実験および検討

実験の概略図を図 2 に示す。図中のエアー弁は、土砂投入時に開けるものであり、稼働時にはケーシングパイプ内の加圧の関係上、自動的に閉じる。なお、減圧する場合

図 2 実験の概略

Fig. 2. Outline of the experiment.

は、ケーシングパイプ内の圧力と大気圧の関係で開くこともあるが、通常は閉じている場合が多い。また、管内にシーブと呼ばれるケース (箱) がみえるが、これは錘を付けた (砂面位置計測用) ワイヤの巻取り装置の格納箱である。

本実験では、ケーシングパイプ内に砂を投入することにより、砂面の高さを (ケーシングパイプ下端から) 10.64 m および 16.69 m の 2 とおりに変えた。なお、これらを砂面からエアー弁の根元 (図 2 の A の箇所) までの気柱の長さで表現すれば、それぞれ 13.93 m および 7.88 m となり、従って以下では、前者を「気柱が長い」、また後者を「気柱が短い」と呼ぶことにする。

これらの条件の下に、エアー弁が開および閉の場合について、それぞれ実験を行った。なお、音響センサ (コンデンサ型マイクロホン) の設置個所については、エアー弁を通し管の上部から土砂を投入するなどの機構上の制約により、設置の自由度はほとんどなく、図の C と D の間とした。また、センサの出力をサンプリング周期 0.2 ms で採取した。このとき、データウインドウ (ウインドウ幅はすべて 0.3 秒) の始点を 0, 0.1, 0.2, ..., 0.5 秒の 6 とおりに変えた各観測データに対し計測を行った。

〈4・1〉 計測システム適用に際しての条件 まず、気柱の長さ L については、実際の工事の際、毎秒数十 cm の速さで沈下する砂面位置を時々刻々オンライン計測する

ことになるので、前時刻の計測値より現時刻の砂面位置についてはほぼ予測可能である。従って、低次モードモデルによる気柱の長さ計測における Powell 法の初期探索範囲としては、気柱が長い場合および短い場合に対し、それぞれ $[13.0, 15.0]$, $[7.0, 8.5]$ (単位: m) を考えた。また観測雑音分散 V についても、パイプロ振動に起因する低周波成分除去後の音圧データの二乗平均値を上限、その 5% 値を下限とし、 $[(0.005)^2, (0.1)^2]$ を与えた。なお、遷移雑音共分散を特徴付けるパラメータ σ^2 については、計測結果にほとんど影響を与えないことから⁽¹⁾、ここでは共通に 1.0 を与えた。

一方、候補の直線探索においては、 $(L, \ln V)$ 空間において、各直線探索ごとに与えられた探索範囲内で 6 個の候補を均一に設けた。なお、Powell 法の探索プロセス (3 回の直線探索に相当) の回数は 2 回とし、低次モードモデルによる最初の探索プロセスにおいては上の探索範囲内で、また 2 回目のプロセスでは 1 回目の $1/4$ 倍の範囲内で探索を行うことにした。なお、最適モードモデルによる計測においては、初期探索範囲としては、低次モードモデルによる最終探索範囲の $1/4$ 倍 (つまり、最初に与えた探索範囲の $1/16$ 倍) を、また 2 回目のプロセスでは更にこれの $1/4$ 倍の範囲を考えた。

なお、上述の直線探索の際、候補の事後確率を求めるための各カルマンフィルタの初期値としては、システムのダイナミクス (4) 式を考慮し、各候補ごとに $\hat{x}_{0|-1}=0$ および $P_{0|-1}=\text{diag}\{1, \omega_{n1}^2, 1, \omega_{n2}^2, 1, \omega_{n3}^2\}$ ($n_j \in \Omega$) を与えた。ここに、 $\text{diag}\{\cdot, \dots, \cdot\}$ は引数を対角成分とする対角行列を表す。

〈4・2〉 エアー弁が閉じている場合 参考のため、図 3 に気柱が長い場合のセンサ出力信号を示す。図より、9.8 Hz のパイプロ振動成分が顕著に現れ、定在波成分はほとんどこれに埋もれていることがわかる。また、この出力信号に対し、パイプロ信号成分除去 ($f_c=30$ Hz) 後の音圧変動を示したものが図 4 である。

まず、気柱が長い場合に対し、提案手法による計測を試みた。このとき、理想フィルタのカットオフ周波数は $f_c=30$ Hz、3 倍モードの定在波の周波数は 37 Hz であることから、低次モードモデルとしてはモード数 3, 4, 5 を用いた。このとき、上述の 6 とおりのデータウィンドウに対しそれぞれ気柱の長さを計測し、これらの平均値を求めると 13.89 m となった。この気柱の長さは、図 2 より、砂面からケーシングパイプの上端 (エアー弁の根元、図 2 の A の箇所) までの長さ 13.93 m にほとんど一致することがわかる。また、このときの計測値のばらつきは標準偏差にして 6.8 cm であることから、エアー弁の根元付近の構造の複雑さを考えれば、かなり高精度な計測が行われていることがわかる。これより、低次モードの定在波は波長が長く、小さな構造の起伏に影響されにくい、管内途中にワイヤ格納箱のような突起物があっても、あるいはエアー弁の根元が複雑な構造であっても、砂面からエアー弁の根

図 3 音響センサの出力信号 (エアー弁が閉の場合)

Fig. 3. Output signal of the acoustic sensor (the case of closed air-valve)

図 4 フィルタリングした後の音圧変動 (エアー弁が閉の場合)

Fig. 4. Fluctuation of the acoustic pressure after the filtering (the case of closed air-valve).

元付近までの長さに応じた低次モードの定在波が形成されたものと思われる。

次に、最適モードの選択に際し、低次モードモデルによる計測値に基づき各モードの振幅 $\{a_i\}$ を求めると、100 Hz 以上の定在波モードでは 100 Hz 以下の低次モードに比べ、極めて小さいことがわかった。しかしながら、周波数分析を行うと、100 Hz 以上の周波数領域にも大きなピーク値をもつスペクトルが数多くみられた。そこで、100 Hz 以上の領域においてピーク値を与える周波数について検討した結果、これらの周波数は、砂面からシープ下端 (図 2 の C の箇所) までの長さを基本長とする定在波高次モードの周波数であることがわかった。

このようにして、100 Hz 以上の高次モードでは、砂面から C 点までの長さを基本長とする定在波が形成されることがわかったが、これは高次モードの定在波は波長が短く、管内の形状に影響されやすいため、ワイヤ格納箱による反射が強く生じたためであると思われる。そこで、最適モードの選択に当たり、先の低次モードモデルにより得られた計測値から 0.73 m (エアー弁の根元からシープの下端までの距離) を減じた長さを基本長とし、高次モードの

振幅 $\bar{a}_j$ を求めることにした。なお $\bar{a}_j$ は、砂面から C 点までの長さを基本長とする高次モードに対するものであり、これらは上述したように 100 Hz 以上の周波数領域においてのみ意味をもつ。従ってここでは、100 Hz 以上の高次モードの中で、(11) 式を最大化するモードを求めた。このように周波数に制約を設けたため、以下では、上述のようにして得られる高次モードを準最適モードと呼ぶ。

このような方式により、計測を行った結果、計測値の平均値は 13.22 m となり、実際、砂面よりシープ下端までの長さ 13.20 m が正確に計測されることがわかる。なお、このときの計測値のばらつきは標準偏差にしてほぼ 1.9 cm となり、低次モードのときに比べ、計測精度が更に向上することがわかる。

以上のように、提案手法により、低次および高次モードに対しそれぞれ基本長の異なる定在波が形成されることがわかった。このような定在波の形成については、ケーシングパイプ内の極めて複雑な構造のため、厳密な解析は困難であると思われるので、今後、境界条件を単純化し数値解を得るなどして、上述の現象を理論的に解明してみたい。

次に、気柱が短い場合については、2 倍モードの周波数が 44 Hz であることから、($f_c=30$ Hz 以上の) モード数が 2, 3, 4 の低次モードモデルにより気柱の長さを計測した。このとき、6 とおりのデータウインドウに対する計測値の平均値は 7.85 m となり、やはりこの場合も砂面からエア弁の根元までの長さ 7.88 m に近い値が計測された。また、これらの計測値のばらつきは標準偏差にして 5.4 cm となった。更に、これに基づき 100 Hz 以上の周波数帯域で選んだ準最適モードモデルによる計測値の平均値は 7.17 m、計測値のばらつきは標準偏差にして 2.7 cm となった。これより気柱が短い場合も、長い場合と同様、高次モードモデルにより砂面からシープの下端までの長さ 7.15 m が正確に計測されることがわかった。

以上の結果を再度わかりやすくまとめたものが表 1 である。表中の各値はそれぞれ 6 とおりのデータウインドウに対する計測値の平均値および標準偏差を表す。なお、表中の SD は標準偏差を表す。表より、気柱の長さにかかわらず、提案手法により、計測値のばらつきが標準偏差にしてわずか 2.7 cm 以下の高精度な（砂面からシープ下端までの）気柱の長さが計測できた。従って、実際の砂面位置計測に際しては、シープの下端から（上記気柱）計測値を差

し引けばよいことになる。

なお、ワイヤ格納箱については、本提案システムが開発段階であるため、まだ取り除く段階には至っていない。従って、これを取り除くことになれば、突起部がなくなり、ケーシングパイプ内の形状は両端が閉の鋼管に一層近づくことになる。そのときは、本節で述べたような、低次モードモデルと高次モードモデルでは定在波の基本長が異なるということとはなくなり、図 1 の流れがそのまま使用可能になるものと思われる。

〈4・3〉 エア弁が開いている場合 図 5、図 6 にそれぞれ気柱が長い場合のセンサ出力信号およびパイプロ振動成分除去後の信号を示す。図より、フィルタにかける前の信号にはパイプロ振動によるものに若干の定在波信号が乗っており、かつ、この定在波成分はエア弁が閉の場合よりも少し大き目に現れていることがわかる。

前節と同様な方式で、まず気柱が長い場合について気柱の長さを計測した。定在波モデルとしては、もちろん片側が開のものとし、このときの定在波の 5 倍モードの周波数が 32 Hz であることから、計測システムの適用に当たり、第 1 段階の低次モードモデルとしては、モード数が 5, 7, 9

図 5 音響センサの出力信号（エア弁が開の場合）

Fig. 5. Output signal of the acoustic sensor (the case of open air-valve).

図 6 フィルタリングした後の音圧変動（エア弁が開の場合）

Fig. 6. Fluctuation of the acoustic pressure after the filtering (the case of open air-valve).

表 1 閉じたエア弁に対する計測結果

Table 1. Measurement results for the case of closed air-valve.

case	the long air pillar		the short air pillar	
	low order	high order	low order	high order
modes adopted				
true (m)	13.93	13.20	7.88	7.15
average (m)	13.89	13.22	7.85	7.17
SD (cm)	6.8	1.9	5.4	2.7

のものを使用した。このとき、6とおりのデータウィンドウに対する気柱の長さの計測値は二つのグループに偏り、各々のグループの平均値はそれぞれ 13.68 m および 12.96 m となった。また、そのばらつきは標準偏差にしてそれぞれ 5.2 cm および 6.8 cm となった。

これらの気柱の長さは、図 2 より、前者は砂面からエア一弁の中央部（図中 B の箇所）までの長さ 13.63 m に、また後者はパイプの断面積が急に絞られられる部分（図中 D の箇所）までの長さ 13.01 m に極めて近いことがわかる。従って、砂面から B および D の 2 箇所までの気柱の長さに応じた定在波が同時に形成されているものと考えられる。実際、Powell 法により候補探索を行うと、B および D の箇所までの気柱の長さに相当するところに二つの局所解が見いだされることがわかった。エア一弁が開であるため、B の箇所が開端となることは容易にわかるが、D の箇所も開端として機能するのは、管の形状がホーン形から円筒形に変わる D 点において、音波の反射率が最大となるためである〔詳細は文献(9)〕。

上記の二つのグループの定在波の大きさを比べると、いずれも D の箇所までのほうが大きいので、広い領域で探索を行えば、D の箇所までの気柱の長さが計測されることになるが、探索の際の初期点の値によっては B の箇所までの気柱の長さが求められることも考えられる。しかしながら、このときの計測値と D の箇所までの気柱の長さの差は 62 cm（図 2 参照）と大きく、かつ実際のオンライン計測では前時刻の計測値より現時刻での計測値がある程度正確に予測できるので、低次モードモデルにより得られた計測値がどちらの気柱の長さであるかは容易に判断できる。よって、準最適モードの選択に際しても、何ら問題は生じない。

次に、上の計測値より準最適モードの選定を行うわけであるが、実験によれば、100 Hz 以上の高次モードに関しては、D の箇所までに相当する気柱の長さを基本長とする高次モードのみが常に観測されることがわかった。これは、エア一弁が閉のとき（高次モードに対しては）砂面からシーブ下端までが基本長となったのと同様、高次モードの定在波は波長が短く、結果的に砂面から見て最初の開口端に相当する D の箇所までを基本長とする定在波成分が

強く形成されたためであると思われる。

従って、準最適モードの選択に当たっては、上の低次モードモデルによる砂面から D の点相当までの計測値（つまり、B 点までの気柱の長さが計測された場合は、計測値より 0.62 m を減じた値）を用いた。この計測値をもとに、提案方式に従い 100 Hz 以上の周波数領域で三つの準最適モードを選択し、これらを用い 6 とおりのデータウィンドウに対しそれぞれ計測値を求めた。このとき、砂面から D の箇所までの気柱の長さ 13.01 m に対し、計測値の平均値は 12.99 m、標準偏差は 2.9 cm となった。

また、気柱が短い場合についても、 f_c 以上で最も周波数の小さい、モード数 3, 5, 7 の低次モードモデルを用い計測を行った。この結果、6 とおりのデータウィンドウに対する計測値の平均値は 7.02 m、標準偏差は 7.6 cm となり、気柱が長い場合と同様、砂面から D の箇所までの気柱の長さ（6.96 m）に相当する計測値が得られた。

次に、この計測値をもとに、100 Hz 以上の領域において求めた準最適モードモデルにより計測を行った結果、砂面から D の箇所までの気柱の長さに対する計測値の平均値は 6.97 m、ばらつきは標準偏差にしてわずか 3.1 cm となった。

以上の結果をまとめたものが表 2 である。ただし、この表は砂面から D 点までの気柱の長さの計測値を表す。表より、エア一弁が開の場合でも、提案手法により、標準偏差が 3.1 cm 以下の高精度な気柱の長さ計測が行われることがわかった。従って、実際の砂面位置計測に際しては、エア一弁が閉じた場合と同様、ケーシングパイプ下端から D までの距離より気柱の長さの計測値を減じれば、砂面の

表 2 開いたエア一弁に対する計測結果(D までの気柱)

Table 2. Measurement results for the case of open air-valve (the air pillar to the point D).

case	the long air pillar		the short air pillar	
	low order	high order	low order	high order
modes adopted				
true (m)	13.01	13.01	6.98	6.96
average (m)	12.96	12.99	7.02	6.97
SD (cm)	6.8	2.9	7.6	3.1

図 7 FFT による観測データのスペクトル
Fig. 7. Spectrum of the observed data by FFT.

位置が求められることとなる。

なお、本章の最初に述べたように、稼働中はエア弁が閉じている場合が多い。従って、エア弁が開の場合の計測法は、エア弁が閉の場合に比べ、使用頻度が少ないと思われる。

〈4・4〉 ほかの周波数分析手法 最後に、参考のため、本提案手法を用いず、汎用の周波数分析法のみで砂面位置の計測が可能であるか否かの検討を行ってみる。一例として、エア弁が閉、気柱が長い場合の音圧信号に対し、パイプロ振動成分除去後の観測データに対しFFT（高速フーリエ変換）およびMEM（最大エントロピー法）を適用し⁽⁵⁾、周波数分析を行ってみた。ただし、FFTに用いたデータの総数は4,096個（0.8秒間の音圧データ）、MEMは1,500個（0.3秒間の音圧データ）とした。なお、FFTについては、周波数分解能を上げるため、提案手法の2倍以上のデータを使用することにした。このとき得られたFFTによる周波数スペクトルを図7に示す。

図中の縦線は、砂面からエア弁の根元までの気柱の長さに対する定在波の各モードの周波数を表したものである。図より、管内気柱の長さより理論的に予想できる定在波のモードの周波数と周波数スペクトルのピーク位置は一致しておらず、しかもピーク値が数多く現れ、それゆえモード周波数と気柱の長さとの関係だけでは、気柱の長さを計測することは困難であることがわかる。誌面の都合上詳細は割愛するが、MEMを用いても同様である。

5. 結 言

これまで研究開発してきた管長オンライン自動計測システムを、軟弱地盤改良工事に際しての実際のシステムに適用してみたが、音響センサをケーシングパイプ内壁に固定するため、管内の定在波成分に加え、パイプロ振動による電気信号が極めて大きく現れることがわかった。

そこで本論文では、理想フィルタによりパイプロ振動成分を効果的に取り除くことを考え、このパイプロ振動に起因する低周波成分除去後の音圧データに対し、先に提案した計測システムを適用し、計測を行った。

この結果、ケーシングパイプ内の複雑な構造のため、低次および高次モードモデルでは、それぞれ計測される定在波の気柱の長さが異なることがわかった。そのため本論文では、低次および高次モードモデルによりそれぞれ計測される気柱の長さを検討し、準最適モードの選択の方法とあわせて、ケーシングパイプ内の砂面の高精度位置計測法を提案した。

この結果、計測誤差の標準偏差がわずか3.1 cm以下の非常に高精度な砂面オンライン位置計測ができることがわかった。

（平成10年3月18日受付、同10年8月6日再受付）

文 献

- (1) 田中・岡本：「管内音圧変動を利用した管長オンライン計測」、計測自動制御学会論文集, 34-2, 78~86 (平10)
- (2) M. Okamoto & S. Tanaka: "Highly Accurate Pipe-Length Measurement Using High Order Modes of Stationary Wave", *Proc. of the 29th ISICIE International Symposium on Stochastic Systems Theory and Its Applications*, 183~188 (1997)
- (3) 岡本・田中：「定在波を用いた管長の高精度計測における最適モード選択」、計測自動制御学会論文集 (投稿中)
- (4) 田中正吾：知能化計測の基礎と応用, (平9) IPC出版
- (5) 南 茂夫：科学計測のための波形データ処理, (昭63) CQ出版
- (6) 田中正吾：計測システム工学, (平6) 朝倉書店
- (7) 有本 卓：カルマン・フィルター, (昭52) 産業図書
- (8) 高橋・中川：信号理論の基礎, (昭51) 実教出版
- (9) 村上・萩・前田：「テーパ管付き空洞形消音器の消音性能」, 日本機械学会論文集 (B編), 48-435, 2236~2244 (昭57)
- (10) S. Kullback: *Information Theory and Statistics*, John Wiley and Sons (1959)

付 録

1. 遷移雑音共分散について

遷移雑音共分散は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} W &= E[\mathbf{w}_k \mathbf{w}_k^T] \\ &= E\left\{\left[\int_0^{dT} \Phi(\Delta T - \tau) \mathbf{w}(\tau) d\tau\right] \times \left[\int_0^{dT} \Phi(\Delta T - \tau) \mathbf{w}(\tau) d\tau\right]^T\right\} \\ &= \int_0^{dT} \Phi(\Delta T - \tau) \Sigma \Phi^T(\Delta T - \tau) d\tau \cdots \cdots (A \cdot 1) \end{aligned}$$

ただし、 $\Sigma = \text{diag}\{0, \sigma^2, 0, \sigma^2, 0, \sigma^2\}$ である。

2. 最適モードの選択規範について

いま、真の気柱の長さ L およびこれとわずかに長さの異なる $\tilde{L}$ に対し、ともに N 個の高次モードにより音圧変動のモデル化を行うものとし、これら N 個のモード番号の集合を Ω とする。このとき、上の二つの気柱の長さに対し、(6)式で与えられる観測値ベクトルをそれぞれ $\mathbf{y} = (y_1, y_2, \dots, y_N)^T$, $\tilde{\mathbf{y}} = (\tilde{y}_1, \tilde{y}_2, \dots, \tilde{y}_N)^T$ とすれば、これらの確率密度関数 $p_1(\mathbf{y})$, $p_2(\tilde{\mathbf{y}})$ のダイバージェンスは⁽¹⁰⁾,

$$\begin{aligned} D(\mathbf{y}, \tilde{\mathbf{y}}) &= \int \ln \frac{p_1(\mathbf{y})}{p_2(\tilde{\mathbf{y}})} p_1(\mathbf{y}) d\mathbf{y} \\ &= (K/2) \{ (V/\tilde{V} - 1) - \ln(V/\tilde{V}) \} \\ &\quad + \|\mathbf{s} - \tilde{\mathbf{s}}\|^2 / (2\tilde{V}) \cdots \cdots (A \cdot 2) \end{aligned}$$

で与えられる。ただし、 $\|\cdot\|$ はユークリッドノルムを表す。このとき、 ΔL が小さいことを考慮し、適切な近似を行えば、上式は(11)式となる⁽³⁾。ただし、 $\Delta\omega = \tilde{\omega}_1 - \omega_1 (= -2\pi\nu\Delta L/(2L))$, $\omega_1 = 2\pi\nu/(2L)$, $\tilde{\omega}_1 = 2\pi\nu/(2\tilde{L})$ である。また、 α_j は j 番目のモードの定在波成分の振幅を表す。更に、 V_n は、センサ本来の雑音と Ω に属さないすべてのモードの定在波の音圧変動を一次結合した観測雑音相当項の分散である。従って、定在波成分については空間平均を時間平均で置き換えることにより、近似的に次式で与えられる。

$$V_{\Omega_c} = (1/K) \sum_{k=1}^K \left[\sum_{j \in \Omega_c} \{a_j \sin(\omega_j k \Delta T) + b_j \cos(\omega_j k \Delta T)\} \right]^2 + R$$

$$= (1/2) \sum_{j \in \Omega_c} a_j^2 + R \quad \dots\dots\dots (A \cdot 3)$$

なお、 K は(10)式で用いた K である。使用に際しては、もちろん α_j の代用として $\tilde{a}_j$ を考える。

田 中 正 吾 (正員) 1949年1月1日生。71年3月九州大学工学部電子工学科卒業。76年3月同大学大学院電気工学専攻博士課程修了。同年4月同大学助手, 80年6月山口大学工学部電子工学科助教授を経て, 91年1月同大電気電子工学科教授, 現在に至る。インテリジェント計測, 異常診断などの理論および応用研究に従事。工学博士。計測自動制御学会, システム制御情報学会会員。

岡 本 昌 幸 (学生員) 1971年8月27日生。94年3月山口大学工学部電子工学科卒業。現在, 同大学院理工学研究科システム工学専攻博士後期課程在学。音響センサを用いた鋼管長オンライン計測に関する研究に従事。