

室内コーン貫入試験による路床土の弾性評価に関する研究

日大生産工 (院) ○知念 優子 日大生産工 秋葉 正一
日大生産工 加納 陽輔

1. はじめに

現在、地質調査に用いられる原位置試験の代表的なものとしては、標準貫入試験やコーン貫入試験がある。標準貫入試験とは、一般的に現場で用いられる試験で、N値や地盤情報が容易に得られるが、ボーリングを必要とするため、大掛かりなものとなる。コーン貫入試験は、軟弱地盤において簡便に行える上に先端抵抗や間隙水圧などから、地盤の土層判別等を行うことができるため、最近では現場でも多く用いられるようになった。

コーン貫入試験は、室内でも実施が可能であり、室内コーン貫入試験では、実験結果を用いてトラフィカビリティや、安定処理を行う際の改良程度の判定が行える。

また、基礎構造物の設計で必要とされている強度定数である粘着力Cと内部摩擦角φを、現場コーン貫入試験から求めることも可能であるが、弾性定数については室内試験を含めて確立した手法がない。

一方、近年舗装では多層弾性理論を適用した舗装の構造設計および構造評価が舗装の性能を評価する際に多用されているが、材料定数の設定は室内試験によるものと経験によるものとが混在している。特に路床土は一般的に経験的な弾性定数の推定手法が用いられており、試験結果を適用した合理的な推定手法が確立していない。したがって、室内コーン貫入試験により土の弾性評価が行えれば、この試験は路床土の材料評価を行う際の有効な手段として機能する。

本研究は室内コーン貫入試験から弾性定数を推定することを目的とした。そこで今回は、モールド内に拘束された有限円柱がコーンによる貫入を受けた場合の3次元弾性解析を有限Fourier-Hankel変換による方法で解析し、表面たわみに影響する因子を想定した上で、主としてその変形特性を数値計算により検討した。さらに、モールド内に締固めた山砂の室内コーン貫入試験を実

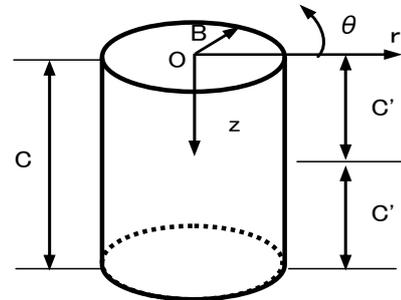


図-1 軸対称有限円柱座標

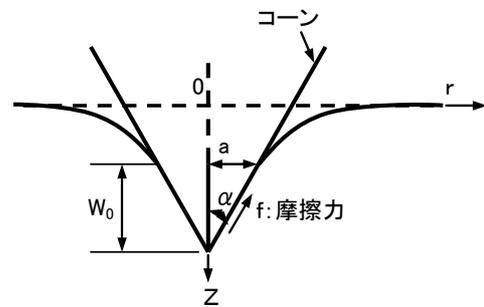


図-2 コーンによる半無限弾性体表面の変形

施し、実測による変形特性と解析結果によるものとを比較検討した。その上で、実測データを用いた逆解析を実施し、推定結果の妥当性について検証を行ったので報告する。

2. 3次元弾性解析

2.1 解析方法

図-1に示す軸対称有限円柱において、 r, θ, z 方向の変位を u, v, w とし、同方向の応力成分を $\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$ 、さらに $r \cdot z$ 方向のせん断応力を τ_{rz} とする。また、同方向のひずみ成分 $\varepsilon_r, \varepsilon_\theta, \varepsilon_z$ およびせん断ひずみ γ_{rz} と応力成分との関係(フックの法則)は式(1)に示す通りである。

$$\begin{bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_\theta \\ \sigma_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (2G+\lambda) & \lambda & \lambda \\ \lambda & (2G+\lambda) & \lambda \\ \lambda & \lambda & (2G+\lambda) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_r \\ \varepsilon_\theta \\ \varepsilon_z \end{bmatrix} \quad \dots(1)$$

ここで、上式中、 G および λ はラーメの弾性係数である。本解析は有限 Fourier-Hankel 変換によ

A Study on Elastic Estimation of Subgrade Soil used Cone Penetration Test in Laboratory.

Yuko CHINEN, Shoichi AKIBA, and Yosuke KANOU

る方法で変位成分の解析解を誘導し、この結果を式(1)に代入することで応力成分を含めた厳密解の誘導を行った。解には境界未知数が含まれるが、それらは、以下の境界条件により求めた。

$$z=0 \text{で } \alpha=q(r), u=0, \tau_z=f(r) \quad \dots(2)$$

$$r=B \text{で } \tau_z=k \cdot w = \beta/(1-\beta)k^* \cdot w \\ u=0 \quad \dots(3)$$

$$z=C \text{で } w=0, \tau_z=0 \quad \dots(4)$$

式(3)において、 k はバネ定数であり、これを右辺のように無次元数 β ($0 \leq \beta \leq 1$) で表現している。 $\beta=0$ ではモールド壁面の摩擦がなく、供試体の変位が自由であるが、 $\beta=1$ ではモールド壁面の摩擦により供試体の変位を拘束する。本解析ではこれを拘束係数と称することとする。なお、 k^* は、 k と次元を一致させるためのパラメータである。

図-2に示すように、半無限弾性地盤にコーンが貫入した場合の表面の荷重強度分布 $q(r)$ は、Sneddon I. N. により、次式で与えられる。

$$q(r) = -\frac{2G(G+\lambda)}{2G+\lambda} \left(\frac{w_0}{a} \right) \cosh^{-1} \left(\frac{a}{r} \right) \quad \dots(5)$$

ここで、 w_0 は、見掛けの変位と称することとする。なお式(5)の積分は次式で与えられる。

$$P = \frac{2G(G+\lambda) \cdot \pi a w_0}{2G+\lambda} \quad \dots(6)$$

一方、 $f(r)$ は、コーンと供試体との摩擦係数を μ とすれば、次式で与えられる。

$$f(r) = \mu \sin \alpha \cdot q(r) \quad \dots(7)$$

2. 2 数値計算

図-3は荷重 P と先端変位 w の関係について、コーンの先端角度 α を変化させて調べた結果である。まず、荷重の増加に対する変位の増加傾向は直線的ではなく、またこれはコーンの形状に関係ない。つぎに、モールド径が同一の荷重に対する変位の大きさは、コーンの先端角度が大きいものほど小さい。

図-4は荷重 P と変位 w の関係について、コーンの先端角度 α が一定の場合、コーンと有限円柱の間に生じる摩擦力を変化させて調べた一例である。これより、モールド径が同一の荷重に対する変位の大きさは、摩擦係数が大きいものほど小さいことがわかる。

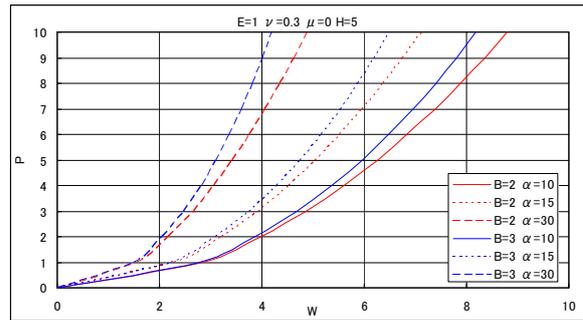


図-3 先端角度の影響

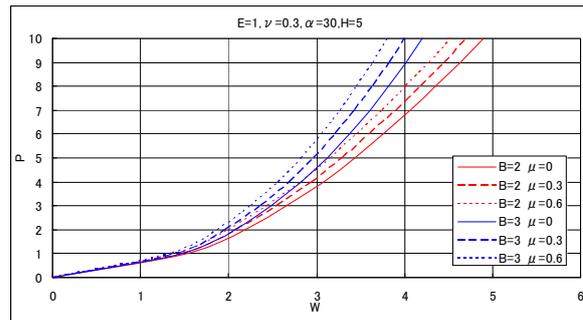


図-4 先端摩擦の影響

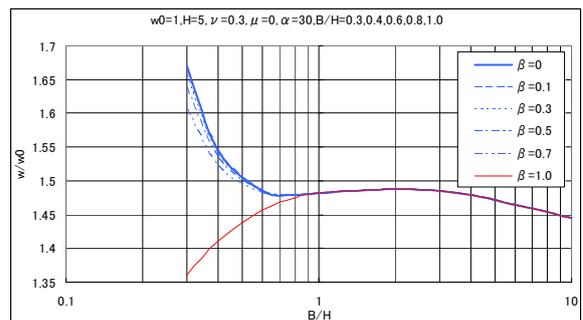


図-5 モールド径の影響

図-5は、コーン先端変位とモールド径との関係を拘束係数 β を変化させて調べたものである。これより、先端変位の大きさはモールド径が小さいものほど β の影響を受けるが、モールド径が一定以上の大きさになると拘束係数の影響を受けないということがわかる。

3. 室内コーン貫入試験

3. 1 実験概要

試料は山砂を使用した。物性値は表-1に示す通りである。供試体の作製方法は、10cmモールドについては3層25回で供試体を作製し、15cmモールドについては正確なデータを得るために、10cmモールドでの密度と15cmモールドの密度を同じ値となるように、5層で締め固めて供試体を作製した。なお、供試体作製時における試料の含水比は、

表-1に示すとおり最適含水比とした。試験条件としてモールド径の影響を確認するために10cmモールド, 15cmモールドの2種類, コーン先端角度の影響を確認するためにコーン先端角度 $\alpha = 15^\circ, 30^\circ$ の2種類, コーン先端摩擦の影響を確認するためにコーン先端に潤滑剤を塗布したものと, 塗布しないものの2種類, 壁面摩擦の影響を確認するために壁面に潤滑剤を塗布したものと, 塗布しないものの2種類でコーン貫入試験を実施した。

コーン貫入試験方法は, インストロン社製の動的載荷装置を用いて貫入させた。貫入速度は, 1分に1mmの速度で20mmまで貫入させた。

3.2 実験結果

図-6はモールド径および先端角度の影響について, 荷重Pと変位wの関係を調べた一例である。これより, 変位の増加に対する荷重の増加傾向は, 下に凸の放物線形状を示しており, このような傾向は解析結果と同様である。つぎに, コーン先端角度が同じ場合, 同一荷重に対するコーン中心直下の変位の大きさは, モールド径が小さいものほど小さい。このような傾向は, 図-5で示した解析結果の壁面摩擦がある場合 ($\beta=1$) の傾向と同様の結果となった。また, モールド径が同一の場合, 同一の荷重に対するコーン中心直下の変位の大きさは, コーン先端角度が大きいものほど小さい。このような傾向は, 図-3で示した解析結果の傾向と同様の結果となった。

図-7は, 先端摩擦の影響について荷重Pと変位wの関係を調べたものである。これより, 同一の荷重に対する変位の大きさは, モールド径が同一の場合, 先端摩擦があるものの方が無いものに比べ小さくなる結果となった。このような傾向は, 図-4で示した解析結果の傾向と同様の結果であるが, その差異はわずかであり, 先端摩擦の影響は無視できるものと考えられる。

図-8は, 壁面摩擦の影響について荷重Pと変位wの関係を調べたものである。これより, 同一の荷重に対する変位の大きさは, モールド径が同一の場合, 壁面摩擦があるものの方が無いものに比べ若干小さくなる結果となった。ここで, 図-5の結果によれば, 15cmモールド ($B/H=0.6$) では壁面摩擦の影響はわずかであることから, 実験結果の傾向は同傾向といえる。しかしながら,

表-1 試料の物性値

土粒子の密度 ρ_s (g/cm ³)	2.670
液性限界 W_L (%)	—
塑性指数 I_p	N.P.
均等係数 U_c	7.06
曲率係数 U_c'	3.59
自然含水比 (%)	20.6
最適含水比 (%)	15.2
CBR	35.2

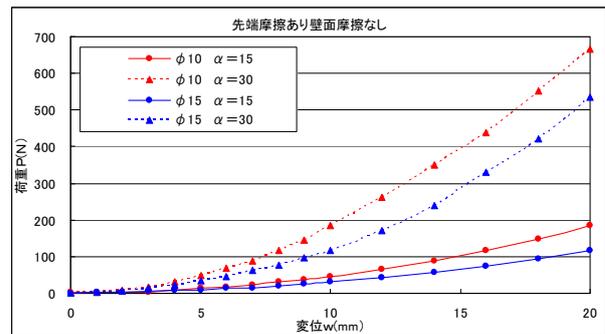


図-6 モールド径および先端角度の影響

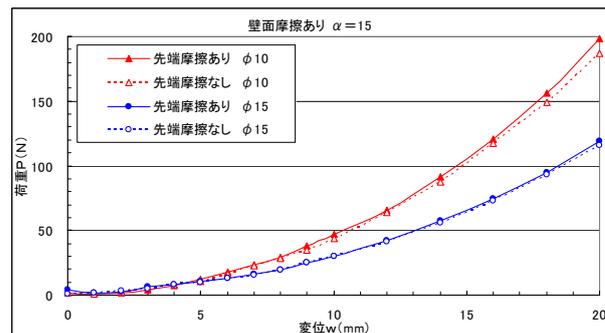


図-7 先端摩擦の影響

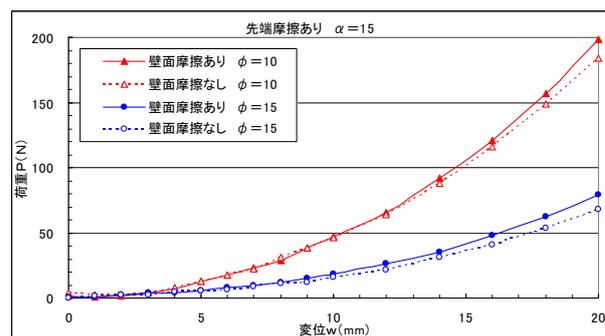


図-8 壁面摩擦の影響

10cmモールド ($B/H=0.4$) については, 解析結果(図-5)からすれば, 同一荷重に対する変位の差異は壁面摩擦の影響を受けて大きくならなければならない。このことについて, 図-6の結果に着目すると, 図中の実測値は全て壁面摩擦無し

の結果であるので、**図-5** からすれば同一荷重に対する変位の大きさは壁面摩擦がない場合は、モールド径が小さいものほど変位が大きくならなければならない。しかしながら、**図-6** の結果ではコーン先端角度が同じ場合に同一荷重に対する変位の大きさは、15cmモールドよりも10cmモールドの方が小さくなっている。したがって、実験では10cmモールドにおいて潤滑剤の効果を発現させることが難しく、結果として壁面摩擦が生じている結果となったと推察される。

4. 弾性係数の推定

4.1 推定方法

試験結果より得られる荷重Pとコーン先端変位wの関係は、下に凸の放物線形状をしており、このような傾向は数値計算結果と同様である。本研究ではP-wの関係について、試験結果と解析結果を近似させる最適処理手法として、実測変位を用いた解析結果の逆解析により弾性定数を含むパラメータを推定することとした。この逆解析を行う手法として、非線形最小二乗法であるGauss-Newton法を用いた。以下にこの手法によるパラメータの推定手法を述べる。

推定するパラメータを x_n とし、また、任意の荷重に対する実測変位および解析変位をそれぞれ z_i および $w_i(x_n)$ とすれば、残差平方和fが

$$f = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^N \{z_i - w_i(x_n)\}^2 \quad \dots (8)$$

で表されることから、逆解析はこの残差平方和fを最小にする最適パラメータ x_n' を同定することである。この最適パラメータ x_n' は任意のパラメータ x_n と補正量 δx_n の和であり、 $w_i(x_n)$ はTaylor展開して近似的に次式で表される。

$$w_i(x_n) = w_i(x_n + \delta x_n) \doteq w_i(x_n) + \sum_{n=1} \frac{\partial w_i(x_n)}{\partial x_n} \delta x_n \quad \dots (9)$$

したがって、残差平方和fは

$$f = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^N \left\{ z_i - w_i(x_n) - \sum_{n=1} \frac{\partial w_i(x_n)}{\partial x_n} \delta x_n \right\}^2 \quad \dots (10)$$

となり、この残差平方和fを最小にする必要条件は、

$$\frac{\partial f}{\partial \delta x_m} = \sum_{i=1}^N \left\{ z_i - w_i(x_n) - \sum_{n=1} \frac{\partial w_i(x_n)}{\partial x_n} \delta x_n \right\} \left(-\frac{\partial w_i(x_n)}{\partial x_m} \right) = 0 \quad \dots (11)$$

表-2 弾性係数

供試体条件	弾性係数E(MPa)	
	$\beta=0$	$\beta=1$
$\phi 15 \alpha=15$	212	212
$\phi 15 \alpha=30$	245	245
$\phi 10 \alpha=15$	254	235
$\phi 10 \alpha=30$	216	196

である。ここで、式中のmはパラメータ数で、パラメータは弾性定数(E, ν)、コーン摩擦係数 μ およびモールド壁面の拘束係数 β であり、最大で4つとなる。もちろん、任意のパラメータを固定値にすることは可能であり、推定するパラメータ数の δx_n に関する線形連立方程式を解き、 δx_n あるいは残差平方和fを最小にするように繰り返し計算で x_n を求める。

4.2 推定結果

弾性係数の推定は鉛直変位成分の弾性解析解と荷重-変位の実測値を用い、前述したGauss-Newton法によりプログラムを作成し、実測変位および荷重を入力して推定した。なお、プログラムを構築する際の制約あるいは数値微分等については文献を参考に行った。また、実測値は10mmまでの値を入力値とし、コーンの摩擦係数fは実験結果より0として推定を行った。

弾性係数の推定結果を**表-2**に示す。これより、15cmモールドでは壁面摩擦の有無による推定結果に差異がなく、10cmモールドでは10~20%程度異なる。15cmモールドは壁面摩擦の影響を受けないとすれば、10cmモールドを用いた場合の推定はこの影響があるとして解析した方が良いと考えられる。またこの結果から、用いた試料の弾性係数はおおむね220MPaと推定でき、この値は**表-1**より一般的に言われている5~10・CBRの範囲であることが確認できた。

7. おわりに

本研究ではモールド内に拘束された有限円柱がコーンによる貫入を受けた場合の3次元弾性解析結果と実験結果により供試体の変形特性を比較し、弾性評価手法について検討した。今後は、物性の異なる試料や材料定数推定手法・結果の検討が必要と考えている。

「参考文献」

- 1) 地盤工学会：土質試験の方法と解説(第一回改訂版), PP. 266~273, 2003.