

# 振動ローラの加速度応答を利用した 転圧地盤の剛性評価手法

藤山哲雄<sup>1</sup>・建山和由<sup>2</sup>

<sup>1</sup> 正会員 工修 前田建設工業(株)技術研究所(〒179-8914 東京都練馬旭町1-39-16)

<sup>2</sup> 正会員 工博 京都大学 助教授 工学研究科システム工学専攻(〒606-8501 京都市左京区吉田本町)

地盤の締固めに伴い、振動ローラ加速度が変化する現象を利用し、ローラ加速度の計測からリアルタイムに地盤剛性を評価する手法の確立を目的とした検討を行った。具体的には、振動ローラの振動挙動と地盤剛性の関係、ならびにこれに及ぼす振動ローラ機械条件の影響について数値計算により考察を行い、その結果から任意の機械条件の振動ローラに適用可能な地盤剛性の評価手法を提案した。さらに、この手法の適用性を現場実験により検証した。

*Key Words* : soil compaction, vibratory roller, roller acceleration, evaluation of ground stiffness, quality control

## 1. はじめに

振動ローラは、ローラ(振動輪)内の偏心おもりを回転させて振動力を得ながら、自重と振動の効果により効率的に土を締固める機械であり、道路・鉄道・空港盛土、フィルダム等の大規模土工を中心に、現在最も多用されている締固め機械といえる。

この振動ローラのローラ加速度を計測すると、締固めが進行し、地盤の剛性が増加するに従い、波形が変化してくることが知られている。この性質を利用し、ローラ加速度の計測から地盤の締固め具合を判定すれば、リアルタイムかつ面的な締固め施工管理を行うことが可能となる。

これに着目した研究は北欧で先行し<sup>1)~3)</sup>、諸外国では既に一部実用化も図られている。我が国でも、嶋津ら<sup>3)~6)</sup>によって検討が加えられ、ローラ加速度を用いた締固め施工管理の可能性が示されている。

しかしながら、同じ硬さの地盤上でも、振動ローラの機械条件(重量や振動数など)によりローラ加速度波形は大きく異なるため、加速度から地盤の締固め具合を推定するには、あらかじめ使用する機種ごとに加速度~地盤条件の関係を求めておかなければならない。したがって、実施工での使用機種を用いて試験施工を行える大規模な土工事を除けば、通常、本手法を用いるにはあらかじめローラ加速度~地盤条件関係が得られている転圧機種に限定されて

しまうことになる。しかし、実際には多種多様な機種が使用されていることを考えると、一般土工にも適用できる汎用性のある手法とするためには機種の選択が任意であることが前提となる。

そこで本論文では、数値計算により振動ローラ加速度と地盤条件の関係を種々の機械条件を設定して検討し、その考察から任意の振動ローラにも適用し得る、加速度計測による地盤剛性の評価手法を提案する。筆者らは既に、起振機の加速度計測による地盤の締固め評価手法について、同様の問題点の解決を試みた手法を提案しているが<sup>7)</sup>、本論文はローラと上部フレームの相互作用によって、より複雑な挙動を示す振動ローラへの適用を試みたものである。

そして、現場転圧試験によって、実機のローラ加速度から推定した地盤変形係数と、重錘落下試験・平行棒貫入試験により計測した地盤変形係数との対応を求め、数値計算をもとに考案した本手法の適用性を検証する。

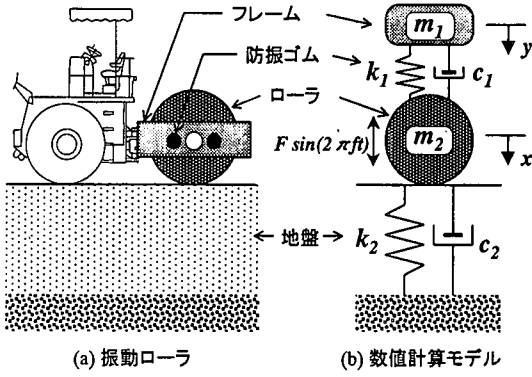
## 2. 数値計算方法

数値計算による振動ローラ挙動の検討においては、振動ローラの鉛直方向の運動のみを考え、振動ローラ~地盤系を図-1のような2自由度振動モデルに置き換える。 $m_1$ は車体フレーム、 $m_2$ はローラを表し、両者はオペレータへの振動伝達を遮断する防振

表-1 計算条件

フレーム質量	$m_1$ (kg)	500	1000	3000
ローラ質量	$m_2$ (kg)	1000	2000	4000
振動数	$f$ (Hz)	20, 40, 60	20, 40, 60	20, 40, 60
最大起振力	$F$ (N)	29400, 44100, 58800	58800, 117600	137200, 205800, 274400
防振ゴムバネ係数	$k_1$ (N/m)	$1 \times 10^6$ , $3 \times 10^6$	$1 \times 10^6$ , $3 \times 10^6$	$1 \times 10^6$ , $3 \times 10^6$
防振ゴム粘性減衰係数	$c_1$ (Nsec/m)	$2D_1 \sqrt{m_1 k_1}$	$2D_1 \sqrt{m_1 k_1}$	$2D_1 \sqrt{m_1 k_1}$
地盤バネ係数	$k_2$ (N/m)	1, 3, 6, 7, 9, 11, 13, 15, 18, 22, 26, $30 \times 10^7$		
地盤粘性減衰係数	$c_2$ (Nsec/m)	$2D_2 \sqrt{m_2 k_2}$	$2D_2 \sqrt{m_2 k_2}$	$2D_2 \sqrt{m_2 k_2}$

ただし、 $D_1=0.1$ 、 $D_2=0.4$



$$\begin{aligned}
 m_1 \ddot{x} + k_1(x-y) + c_1(\dot{x}-\dot{y}) &= m_1 g \\
 m_2 \ddot{y} + k_2 y + c_2 \dot{y} - k_1(x-y) - c_1(\dot{x}-\dot{y}) &= m_2 g + F \sin(2\pi ft)
 \end{aligned}$$

ただし、 $k_2 y + c_2 \dot{y} < 0$  のとき、 $k_2 = c_2 = 0$

図-1 振動ローラ～地盤系モデル

ゴムによって連結される構造になっている。このフレーム～ローラ～地盤からなる振動系の方程式は式(1)で与えられ、これをRunge-Kutta差分法を用いて解くことにより、時間経過ともなうローラの変位・加速度を計算する。ただし、地盤は引っ張りの力を発揮できないと考え、地盤反力 $k_2 y + c_2 \dot{y}$ が負値をとるときには計算中に $k_2 = c_2 = 0$ を与えることによって、ローラが地表面より跳ね上がりながら振動する現象もシミュレートする。また、地盤の付加質量については不明な点が多いため、ここでは考慮しなかった。

計算に用いた振動ローラの機械諸元、ならびに地盤バネ係数・地盤粘性減衰係数を表-1示す。現在実施工で用いられている振動ローラは、アスファルト仕上げ用の小型ローラからフィルダム建設等で用いられる超大型ローラまで、その諸元も様々なものが存在するが、数値計算ではこれらをほぼ網羅できるよう設定した。なお、通常起振力は振動数の2乗に比例するが、ここでは簡単のため一定値とした。

地盤バネ係数 $k_2$ は、実施工で得られている平板載荷試験等の結果を参考に、かなり軟らかい地盤から締固めの進行した硬い地盤までを表現できるよう設定した。この地盤バネ係数の大きさが、締固め度合いを表す指標となる。また地盤粘性減衰係数 $c_2$ は振動力の幾何逸散減衰を表現し、減衰比 $D_2$ を用いて $c_2 = 2D_2 \sqrt{m_2 k_2}$ で示されるが、地盤上で振動する機械基礎の問題等を参考に<sup>8)</sup>、地盤とローラの概略の密度比ならびにローラ載荷面積を考慮の上、減衰比 $D_2$ を

0.4と設定した。防振ゴムの粘性減衰係数 $c_1$ については、フレームの振動が安定する範囲でなるべく小さくなるよう減衰比 $D_1$ を0.1に設定した。

### 3. 数値計算による振動ローラの挙動の検討

図-2(a)(b)(c)は、ある標準的な振動ローラが3種類の異なる硬さの地盤上で振動するときの、ローラの変位、加速度、および加速度の周波数特性（フーリエ振幅スペクトル）を計算した結果である（ただし変位波形はわかりやすいように上向き正として描き直している）。これをみると、地盤が軟らかいとき（図-2(a)、 $k_2 = 1 \times 10^7$  (N/m)）、ローラは正弦振動し、したがって加速度の周波数分析結果は振動ローラの振動数である40Hzに対してのみスペクトル $S_1$ が卓越している。しかし、締固めが進行し地盤が硬く（図-2(b)、 $k_2 = 11 \times 10^7$  (N/m)）なると、ローラが地盤より跳ね上がる現象が生じ始め、このとき跳ね上がったローラが地表面に衝突する際に急激に加速度が変化するから、加速度波形中にはスパイク状の成分が混入してくる（図-2(b)中の矢印を付けた部分）。そして、周波数分析結果は、このスパイク状の加速度成分に対応した、高調波スペクトルといわれる基本振動数の整数倍の振動数に対するスペクトル $S_1, S_2, S_3, S_4, \dots$ が出現してくる。

この跳ね上がり現象は地盤が硬くなるにしたがい顕著になり、図-2(c)のような十分に締固まった地盤（ $k_2 = 30 \times 10^7$  (N/m)）では、加速度波形が本来の正弦波より大きく乱れてしまい、周波数分析結果では高調波スペクトル以外に、1/2分数調波スペクトルといわれる基本の1/2の振動数の整数倍の振動数に対す

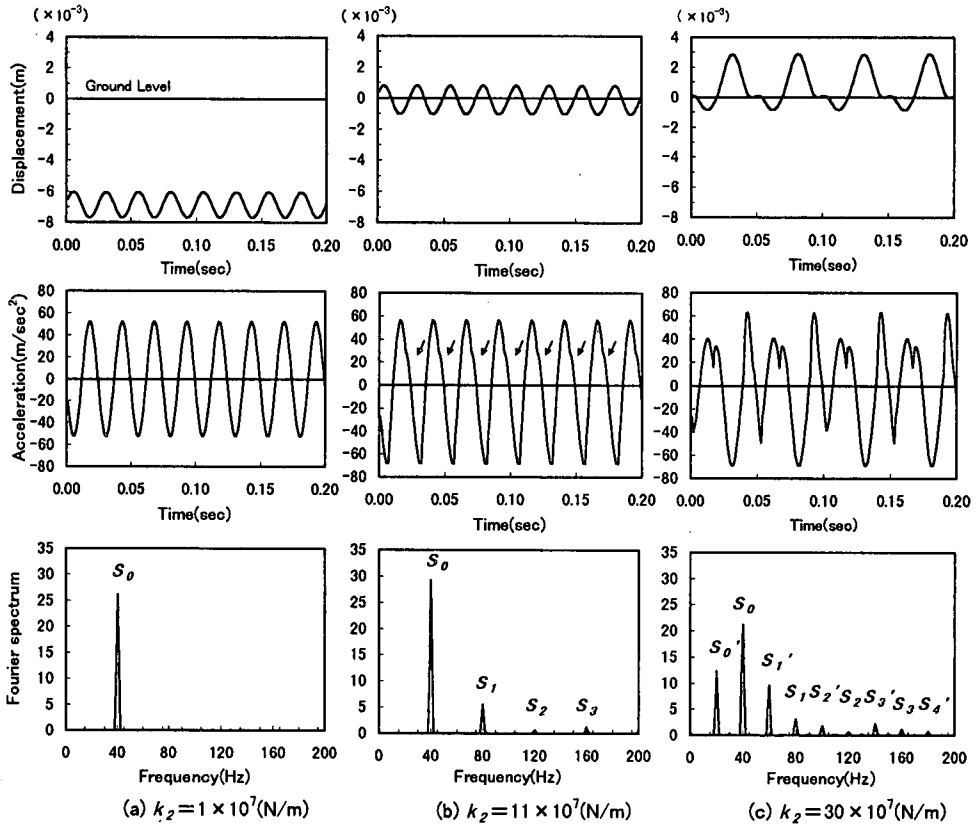


図-2(a)(b)(c) ローラ変位・加速度・周波数分析結果の計算例

( $m_1=3000(kg), m_2=4000(kg), f=40(Hz), F=20580(N), k_1=1 \times 10^6(N/m)$ )

るスペクトル  $S_1', S_2', S_3', S_4', \dots$  も出現していることがわかる。

そこで、高調波・1/2分数調波スペクトル成分の出現量に着目し、次のような指標によって、地盤の締固めにともなう加速度の「乱れ具合」を定量的に表すことにする。

$$\begin{aligned} \text{乱れ率} &= \frac{\text{高調波・1/2分数調波スペクトルの総和}}{\text{基本振動数+1/2基本振動数のスペクトル}} \\ &= \frac{\sum_{i=1}^{\infty} S_i + \sum_{i=1}^{\infty} S_i'}{S_0 + S_0'} \\ &= \frac{F/(m_1+m_2)g}{F/(m_1+m_2)g} \end{aligned} \quad (2)$$

すなわち、「乱れ率」が大きいほど加速度波形が乱れている、つまり地盤が締固まっていることを表

す。

「乱れ率」に相当する加速度スペクトルを利用した指標はいくつかの提案式がある<sup>2),3)</sup>が、ここでは振動ローラの機械条件に影響されない手法とするための試みの一つとして、基本波のスペクトル  $S_0+S_0'$  を下記の理由により起振力  $F$  の自重に対する倍率

( $F/(m_1+m_2)g$ ) で除している。振動ローラの振動加速度は、一般の2自由度振動解析の理論解から推測できるように、起振力/自重に依存すると考えられる。したがって、起振力  $F$  が増加した場合、地表面への衝撃加速度成分が変化するのみならず、基本スペクトル  $S_0+S_0'$  も増加することによって、本来抽出すべき衝撃加速度成分(高調波・1/2分数調波スペクトル)  $\sum_{i=1}^{\infty} S_i + \sum_{i=1}^{\infty} S_i'$  の出現比が相対的に低下することになる。そこで、分母の  $S_0+S_0'$  を起振力  $F$  の自重に対する倍率で除して基準化することによって、高調

	$m_1$ (kg)	$m_2$ (kg)	$f$ (Hz)	$F$ (N)	$k_1$ (N/m)
□	500	1000	20	29400	$1.0 \times 10^6$
○	500	1000	40	44100	$1.0 \times 10^6$
△	500	1000	60	58800	$1.0 \times 10^6$
◇	1000	2000	20	58800	$1.0 \times 10^6$
■	1000	2000	40	88200	$1.0 \times 10^6$
◆	1000	2000	60	117600	$1.0 \times 10^6$
▲	3000	4000	20	137200	$1.0 \times 10^6$
●	3000	4000	40	205800	$1.0 \times 10^6$
■	3000	4000	60	274400	$1.0 \times 10^6$
◆	500	1000	20	29400	$3.0 \times 10^6$
▲	500	1000	40	44100	$3.0 \times 10^6$
●	500	1000	60	58800	$3.0 \times 10^6$
×	1000	2000	20	58800	$3.0 \times 10^6$
×	1000	2000	40	88200	$3.0 \times 10^6$
-	1000	2000	60	117600	$3.0 \times 10^6$
-	3000	4000	20	137200	$3.0 \times 10^6$
+	3000	4000	40	205800	$3.0 \times 10^6$
○	3000	4000	60	274400	$3.0 \times 10^6$

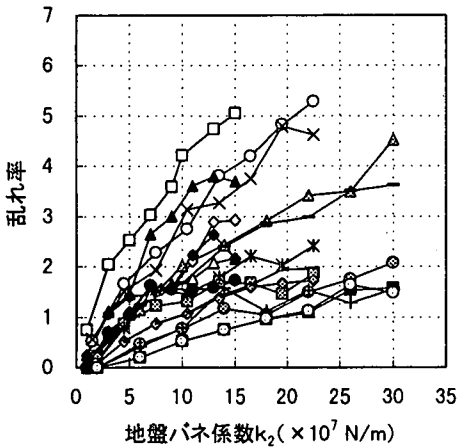


図-3 数値計算による乱れ率と地盤バネ係数の関係

波・1/2分数調波スペクトル  $\sum_{i=1}^n S_i + \sum_{i=1}^n S_i'$  の変動を適切に評価できる指標とした。

以上の地盤が硬くなるにしたがい振動ローラ加速度が乱れる現象、および高調波・1/2分数調波スペクトルが出現する理由の理論的な考察については、筆者らが文献<sup>9)</sup>に詳述しているので参照されたい。

#### 4. 乱れ率と地盤バネ係数の関係

図-3は、表-1に示した質量、振動数、起振力、防振ゴムバネ係数の振動ローラについて、乱れ率と地盤のバネ係数の関係を数値計算により求めたものである。

これを見ると、地盤バネ係数が大きくなると乱れ率は増加するものの、乱れ率～地盤バネ係数の関係は各振動ローラごとに異なる曲線で描かれてしまう

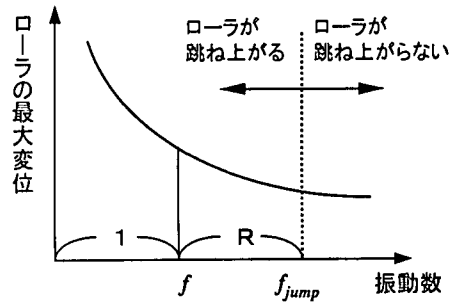


図-4 ローラの跳ね上がり高さで振動数の関係

ことがわかる。すなわち、ローラの加速度計測から地盤バネ係数を評価するには、適用しようとする振動ローラに対してあらかじめ乱れ率～地盤バネ係数の関係を用意しておかなければならない。しかし、実施工においてはすでに数十種類ものタイプの振動ローラが使用されていることを考えると、これらすべてに対し乱れ率～地盤バネ係数曲線を用意するのは非現実的であるし、また仮に校正曲線を用意しても、施工中の振動数は公称振動数と若干のずれを生じることが普通であるから、評価結果の信頼性が低下することも考えられる。すなわち、より汎用性の高い手法とするためには、何らかの方法で振動ローラの機械条件の影響を除去する必要がある。

#### 5. 機械条件の影響を除去する試み

図-4は、数値計算で得られるローラの跳ね上がり高さで振動数の関係を模式的に表したものである。図に示すように、ローラが地表面から跳ね上がる現象を考慮し、かつ起振力を振動数によらず一定と仮定した場合、ローラの跳ね上がり高さ～振動数関係は通常二つの共振峰をもったいわゆる2自由度振動系の共振曲線にはならず、単調な右下がりの曲線になる。図中の  $f_{jump}$  とはローラが地表面からの跳ね上がり現象を生ずるか生じないかの境界を示す振動数で、ここでは接地限界振動数と名付けることにする。この  $f_{jump}$  より振動ローラの振動数が小さいと、ローラの跳ね上がり現象が生じる。

3節において、加速度波形の乱れはローラの跳ね上がりとそれに続く地表面への衝突が原因と論じた。したがって、ローラの地表面からの跳ね上がり高さが大きいほど、地表面衝突時の衝撃が大きくなるため、加速度波形の乱れ方も大きいと考えられる。

よって、振動数が接地限界振動数  $f_{jump}$  より小さい

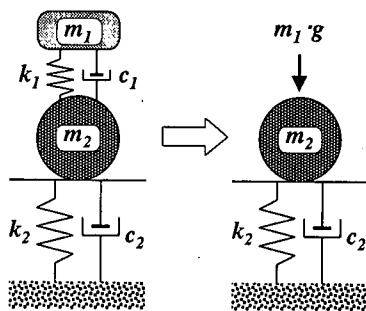


図-5 1自由度振動モデルへの置き換え

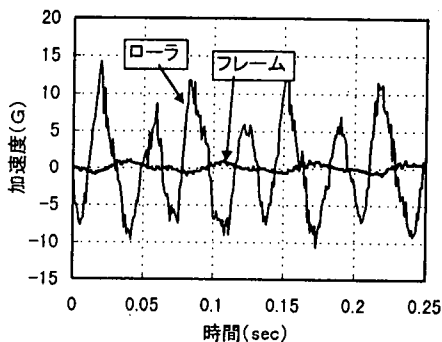


図-6 ローラとフレームの加速度振幅の比較

ほどローラの跳ね上がり高さが大きいという図-4に示す性質を考慮すると、振動数と接地限界振動数  $f_{jump}$  の離れ具合を表す次のような指標  $R$  は、加速度の乱れ具合を表す指標である乱れ率と密接な関係があると予想される。

$$R = \frac{f_{jump} - f}{f} \quad (3)$$

さて、この接地限界振動数  $f_{jump}$  であるが、図-1に示した2自由度粘性減衰振動モデルでは解析的に導出することができない。そこで、便宜的に図-5に示すようなより数学的扱いの簡便な1自由度振動モデルに置き換えて、 $f_{jump}$  を導出することを考える。この取り扱いは、下記の事実からも認め得るものと考えられる。

一般に振動ローラ的设计では、オペレータの良好な作業環境を確保するため、防振ゴムはローラの振動を十分に吸収し得るよう設計されている。図-6はフレームとローラの加速度を実測した結果であるが、これからもフレームに伝わる振動は小さいことが確認できる。すなわち、実際に使用に供されている防振ゴムのバネ係数値の範囲内で議論する限り、フレームからローラに作用する力は、フレームの静的な載荷重  $m_1 \cdot g$  と考えて差し支えないと判断した。

さて、図-5の1自由度振動モデルでは、運動方程式は

$$m_2 \ddot{y} + c_2 \dot{y} + k_2 y = (m_1 + m_2)g + F \sin(2\pi ft) \quad (4)$$

となり、この1自由度粘性減衰振動方程式の解は

$$y = \frac{F}{\sqrt{(k_2 - m_2(2\pi f)^2)^2 + (c_2 \cdot 2\pi f)^2}} \sin(2\pi ft) + \frac{m_1 + m_2}{k_2} g \quad (5)$$

と容易に求まる。ここで、ローラが地盤から跳ね上がらない(ローラが常時地盤に接する)ための条件は、振動中の地盤反力  $N = k_2 y + c_2 \dot{y}$  が常に正となることであるから、ローラが跳ね上がり出すときの振動数は、振動中の地盤反力の極小値がちょうど0となるときの振動数である。よって、 $f_{jump}$  は下式を同時に満たす振動数となる。

$$\frac{\partial N}{\partial t} = k_2 \dot{y} + c_2 \ddot{y} = 0 \quad (6)$$

$$N_{min} = k_2 y + c_2 \dot{y} = 0 \quad (7)$$

式(5)を式(6),(7)に代入し、 $f$  について解けば、 $f_{jump}$  は次のように求まる。

$$f_{jump} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_2}{m_2} \sqrt{1 - 2\alpha D_2^2 + \sqrt{4\alpha^2 D_2^4 - 4\alpha D_2^2 + 1}} - \alpha} \quad (8)$$

$$\alpha = 1 - \left( \frac{F}{(m_1 + m_2)g} \right)^2, D_2 = \frac{c_2}{2\sqrt{m_2 k_2}} (= 0.4)$$

したがって、 $R$  は次式(9)に示すように、振動ローラの機械諸元と地盤バネ係数で与えられることがわかる。これを接地限界振動数比  $R$  と名付ける。

$$R = \frac{f_{jump} - f}{f} = \frac{\frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_2}{m_2} \sqrt{1 - 2\alpha D_2^2 + \sqrt{4\alpha^2 D_2^4 - 4\alpha D_2^2 + 1}} - \alpha} - f}{f} \quad (9)$$

$$\alpha = 1 - \left( \frac{F}{(m_1 + m_2)g} \right)^2, D_2 = \frac{c_2}{2\sqrt{m_2 k_2}} (= 0.4)$$

図-3に示した乱れ率と地盤バネ係数の関係を、このRによって整理し直してみた。この結果を図-7に示す。

図-7からわかるように、任意の機械条件を想定しているにも関わらず、乱れ率とRは一意的な関係にまとめられることがわかる。両者の関係を近似すると、次式(10)のようになる。

$$R = 1.0 \times (\text{乱れ率}) \quad (10)$$

式(10)を用いると、次のような手順により任意の振動ローラに対しても加速度計測から地盤バネ係数を推定することができる。

- ①ローラ加速度を計測し、周波数分析を行う。
- ②周波数分析結果を利用し、式(2)により乱れ率を計算する。
- ③上式(10)により、対応する接地限界振動数比Rを定める。
- ④式(9)を変形すると、地盤バネ係数  $k_2$  は次式で与えられるから、

$$k_2 = \frac{(R+1)^2 \cdot (2\pi f)^2 \cdot m_2}{1 - 0.32\alpha + \sqrt{0.1024\alpha^2 - 1.64\alpha + 1}} \quad (11)$$

$$\alpha = 1 - \left( \frac{F}{(m_1 + m_2)g} \right)^2, \quad D_2 = 0.4$$

この式に得られた接地限界振動数比R、及び既知の値である振動ローラの諸元(フレーム質量  $m_1$ 、ローラ質量  $m_2$ 、振動数  $f$ 、起振力  $F$ ) を代入すると、地盤バネ係数  $k_2$  が求まる。

必要な地盤バネ係数をあらかじめ定めておき、これらの加速度測定系、および波形処理・演算系を一つのシステムとして構築しておけば、施工中にリアルタイムに、かつ面的に地盤の締固めの達成度合いが評価できる。

## 6. 現場実験による検証

現場転圧試験は、3カ所の道路造成現場にて、各々異なる3種類の振動ローラを用いて行った。

表-2に、各実験ケースの土質、振動ローラ機械諸元、地盤変形係数の計測方法を示す。

実験は、通常施工を行った後の転圧面上に、まき出し厚さ30cmの試験盛土を設け、転圧回数0, 2, 4, 10回における所定の計測点を通過する際のローラ加速度を計測した。そして、SITE-A,Bは重錘落下手法ならびに平板載荷試験(ただし平板載荷試験は、重錘落下手法の妥当性を検証する目的で最終

	$m_1$ (kg)	$m_2$ (kg)	$f$ (Hz)	$F$ (N)	$k_2$ (N/m)
□	500	1000	20	29400	$1.0 \times 10^6$
◇	500	1000	40	44100	$1.0 \times 10^6$
△	500	1000	60	58800	$1.0 \times 10^6$
○	1000	2000	20	58800	$1.0 \times 10^6$
□	1000	2000	40	88200	$1.0 \times 10^6$
◇	1000	2000	60	117600	$1.0 \times 10^6$
△	3000	4000	20	137200	$1.0 \times 10^6$
○	3000	4000	40	205800	$1.0 \times 10^6$
■	3000	4000	60	274400	$1.0 \times 10^6$
◆	500	1000	20	29400	$3.0 \times 10^6$
▲	500	1000	40	44100	$3.0 \times 10^6$
●	500	1000	60	58800	$3.0 \times 10^6$
×	1000	2000	20	58800	$3.0 \times 10^6$
×	1000	2000	40	88200	$3.0 \times 10^6$
-	1000	2000	60	117600	$3.0 \times 10^6$
-	3000	4000	20	137200	$3.0 \times 10^6$
+	3000	4000	40	205800	$3.0 \times 10^6$
○	3000	4000	60	274400	$3.0 \times 10^6$

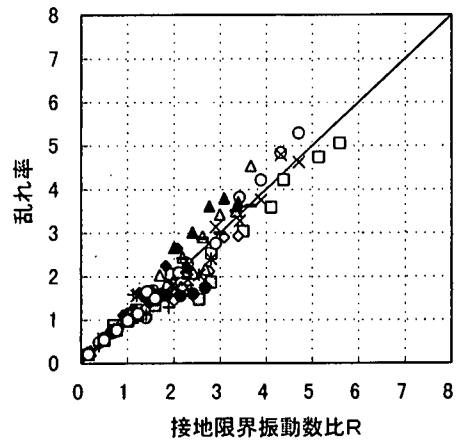


図-7 Rと乱れ率の関係

転圧後に1回計測したのみ)、SITE-Cについては平行棒貫入試験によって、各計測点の地盤変形係数を計測した。

重錘落下手法は、直径10cmの重錘(質量20kg)を地表面に落下させ、そのときの振動加速度の周波数特性を利用して地盤剛性  $K_{30}$  (直径30cmの平板載荷試験による地盤剛性) を求める建山らの手法<sup>11)</sup>を用いた。なお、現場にて1点行った平板載荷試験(JIS A 1215)による地盤剛性評価値とはほぼ整合していたことを確認している。

平行棒貫入試験は、地盤に平行に挿入した2本のロッドを図-8に示すように横方向に載荷し、そのときの荷重とロッド頂部の変位の関係から地盤変形係数を求める手法である<sup>12)</sup>。

いずれも平板載荷試験のような大がかりな反力装置を必要とせず、短時間に多点の計測が可能な手法である。詳細は文献<sup>11),12)</sup>を参照されたい。

表-2 実験条件

現場	土質	振動ローラ諸元				地盤変形係数評価手法
		総質量(kg)	振動数(Hz)	起振力(kN)	ローラ幅(m)	
SITE-A(1)	礫質土	9800	30	196	2.13	重錘落下手法
SITE-A(2)	礫質土	9800	17	63	2.13	重錘落下手法
SITE-B	粘性土	10600	30	222	2.14	重錘落下手法
SITE-C	礫質土	10600	30	232	2.13	平行棒貫入試験

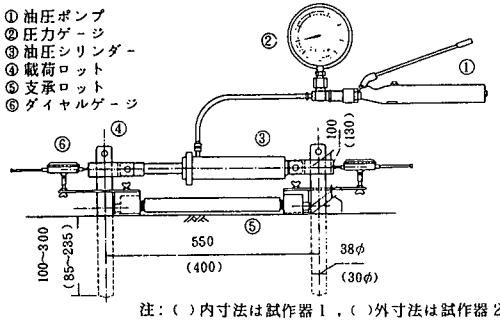


図-8 平行棒貫入試験概要

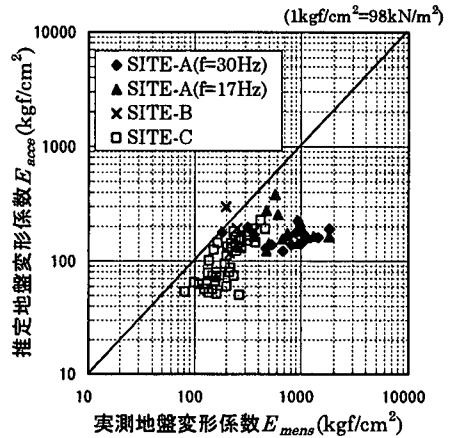


図-9 加速度から推定した地盤変形係数と既往測定手法による地盤変形係数の比較

図-9は、振動ローラ加速度から推定した地盤変形係数 $E_{acc}$ と、重錘落下手法・平行棒貫入試験により計測した地盤変形係数 $E_{meas}$ を比較した結果である。

ただし、各手法の計測値を同一指標で比較するために、振動ローラ加速度から推定した地盤バネ係数 $k_2$ は次式(12)によって<sup>10)</sup>、

$$E_{acc} = \frac{2k_2(1-\nu^2)}{B \cdot \pi} B; \text{ローラ幅 (m)} \quad (12)$$

また重錘落下試験から得られる地盤剛性 $K_{90}$ （直径30cmの平板載荷試験による地盤剛性）を次式(13)式によって<sup>13)</sup>、それぞれ地盤のポアソン比 $\nu$ を0.3と仮定し、弾性論を援用して地盤変形係数に換算した。

$$E_{meas} = \frac{\pi \cdot a}{Ka(1-\nu^2)} a; \text{載荷板直径(m)}$$

図-9をみると、ややばらつきがあるものの、両者の相関は比較的良好である。特にSITE-A～Cにて異なる機械条件の振動ローラを用いたにも関わらず、ほぼ同様の相関関係で地盤変形係数を評価できてくることから、機械条件の影響を除去する本提案手法の妥当性が示される。

なお、図-9によると、加速度から推定した地盤変形係数 $E_{acc}$ は平行棒貫入試験・重錘落下手法による評価値 $E_{meas}$ の1/2～1/5程度の値を与えているようである。このように加速度からの推定値が小さくなった理由の一つとして、撒き出し層内における密度勾配の存在と、それに対する両手法の測定範囲の違いが挙げられる。

SITE-Cのみ、2孔式RI（導管埋設型RI）を用いて締り層内の密度の深さ方向分布を測定した<sup>14)</sup>。この結果を図-10に示すが、撒き出し直後からすでに密度勾配が生じており（SITE-Cは粗粒材であり、撒き出し時の材料分離により上層ほど密度が高くなったものと予想される<sup>2)</sup>）、それがほぼ平行移動した形で推移しながら、転圧後も上層ほど密度が高い状態となっていた。また、SITE-Cでは平行棒貫入試験による地盤変形係数と同測定地点で別途実施した表面型RIによる乾燥密度の相関が、図-11に示すように比較的良好に得ることができていたため、両者の関係を指数近似し、これを用いて図-10の乾燥密度深さ方向分布から地盤変形係数の深さ方向分布を推定して

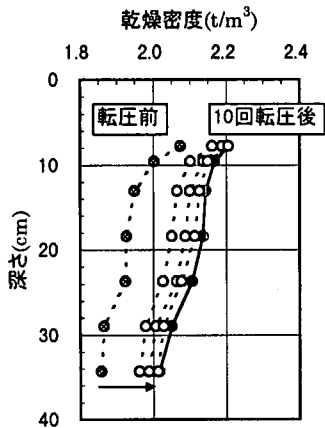


図-10 SITE-Cにおける深さ方向の密度分布

みた。この結果を図-12に示すが、盛土深部の地盤変形係数は地表面付近の約1/3となり、深さ方向への低減はかなり顕著であることがわかる。

一方、撒き出し後の密度分布形状が転圧にともなってほぼ平行に推移していることから、転圧エネルギーは撒き出し層内の全層にわたって伝達されていると予想される<sup>2)</sup>。したがって、加速度からの推定値は、ローラの振動伝達範囲に相当する深部の低剛性の領域までを含めた評価値を示すと考えられるが、これに対し平行棒貫入試験はその測定規模(ロッド根入深さ20cm)から地表面近傍の局所的な剛性の高い領域を評価していると考えられ、これが両者の評価値の違いに反映された可能性がある。

このように平行棒貫入試験や重錘落下手法のようなコンパクトな測定手法は、測定範囲が自ずと地表面近傍に限られてしまうことから、撒き出し層深部までの締固め程度を判定する場合には、振動ローラの振動加速度を用いる方が有利といえよう。ただし、振動エネルギーが深部に十分およぶ場合は、加速度評価値が下層の状態の影響を受ける可能性があるので、加速度の施工管理基準を転圧試験によって定める場合は、施工時と試験時における基盤層の状態に注意する必要がある。

なお、上述の議論はSITE-Cにおける結果であり、機械条件や土質が異なる他SITEにおいて同様の議論が成立するかどうかは未確認である。また、載荷機構(動的・静的の違い、ひずみレベルなど)が各々異なり、式(12)(13)での弾性解の仮定なども含む各手法の地盤変形係数を、同等に扱うことにも問題があると思われる。したがって図-9におけるパラツキには、測定範囲の問題以外の要因も考えられ、今後検

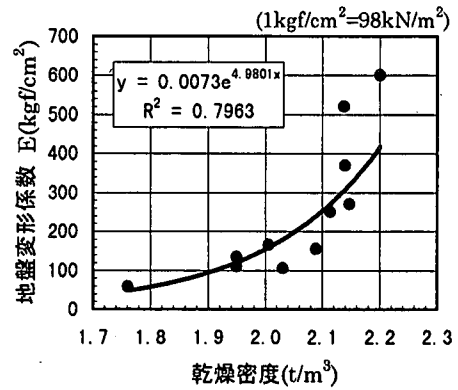


図-11 SITE-Cにおける乾燥密度～地盤変形係数関係

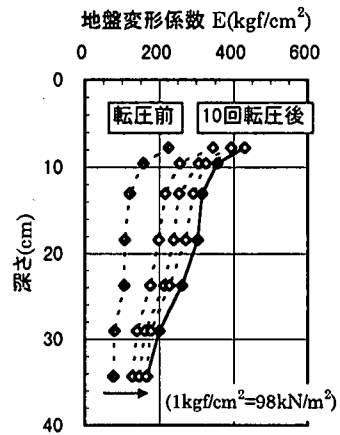


図-12 地盤変形係数の深さ方向分布の推定

討を進めていく必要がある。

## 7. おわりに

振動ローラの加速度波形が地盤が締固まるにつれ変化してくる性質に着目し、ローラの加速度計測からリアルタイムに地盤の締固め度を判定する研究が従来から行われてきたが、本論文では、

- (1)数値計算による検討から接地限界振動数比 $R$ なる指標を導入し、機種ごとに加速度～地盤条件の関係を用意することなく、任意の振動ローラにおいて地盤バネ係数を評価する手法を提案した。
- (2)現場実験において、既往測定手法による変形係数と加速度による推定変形係数を比較し、機械条件の影響を除去する本提案手法の妥当性を確認した。
- (3)締固め層内の密度分布の実測結果から、既往測定



手法と加速度を用いた手法の評価値の差が、その測定範囲の違い起因することを論じ、また振動加速度によって撒き出し層を全層評価できる可能性があることを示した。

本論文では、原則として任意の土質を対象とし、ローラ挙動を支配する地盤特性を地盤バネ係数によって表現した。従来のいくつかの報告<sup>3),6)</sup>でも、ローラ加速度の変化は地盤剛性と対応することが示されている。したがって、高含水細粒土のような、ローラ転圧時に地表面の間隙水圧が上昇し、締固めの進行にも関わらず地表面の剛性が低下するような材料では、逆に本手法は施工管理手法として適さないことも予想される。今後、粒度・含水比等をパラメータとして、適用し得る土質の範囲を絞っていくことが課題として挙げられる。

また、地盤剛性評価のみならず、別途室内試験等で得られる地盤剛性～密度関係を援用することにより、ロック材など従来密度測定が困難であり、かつバラツキの大きな材料に対し、地盤剛性を介して多点的な密度評価を行うことも、今後の研究の方向性の一つとして考えている。

#### 参考文献

- 1) Floss,R.,Gruber,N,Obermayer,J. : A Dynamical Test Method For Continuous Compaction Control, Proceedings of the 8<sup>th</sup> European Conference on Soil and Foundation Engineering, vol.1, pp.25~30, 1983.
- 2) 土質工学会編：粗粒材料の現場締固め, pp.124~149, pp.246~252, 1989.
- 3) 嶋津晃臣, 見波 潔, 中田公基, 嶋田 功, 足立賢一：振動ローラによる盛土の締固めに関する調査, 土木研究所資料第2184号, pp.37~76, 1985.
- 4) 畠昭治郎, 建山和由：振動ローラの振動加速度振幅に

よる締固めの判定, テラメカニックス研究会第3回研究会講演, pp.64~68, 1983.

- 5) 阿部 裕, 鬼木剛一, 北本幸義：盛土の振動締固め管理手法に関する研究(その1), 鹿島建設技術研究所年報第35号, pp.179~184, 1987.
- 6) 中村孝雄, 南条 章, 松本夷喜二：路床・路盤の締固め管理の一手法について, 第18回日本道路会議論文集, pp.552~553, 1989.
- 7) 建山和由, 中島 聡, 藤山哲雄：振動式締固め機械の振動特性を利用した地盤の締固め度の評価手法について, 土木学会論文集, No.487/Ⅲ-26, pp.237~245, 1994.
- 8) Richart,F.E.Jr,Hall,J.R,Wood,R.D.：土と基礎の振動, 岩崎敏男, 嶋津晃臣共訳, 鹿島出版会, pp.207~230, 1975.
- 9) 建山和由, 藤山哲雄, 西谷誠之：締固め施工における振動ローラの振動挙動に関する考察, 土木学会論文集 No.554/Ⅲ-37, pp.231~238, 1996.
- 10) 建山和由：土の締固め施工の合理化に関する研究, 京都大学学位論文, pp.66, 1988.
- 11) 田中宏征, 建山和由：重錘落下手法による締固め地盤の支持力評価とその施工管理への応用, 第27回土質工学会年次学術講演会概要集, pp.2107~2110, 1992.
- 12) 吉井幸雄, 小川 保, 竹内友幸, 延山政之, 金子義信：簡易な載荷試験法の一つの試み, 第18回土質工学会年次学術講演会概要集, pp.61~64, 1983.
- 13) 土質工学会：土質工学ハンドブック, pp.857, 1982.
- 14) 三上 博, 阿部 裕, 岩崎礼栄雄, 熊谷浩二：大型締固め機械による盛土の厚層締固め試験(その2, 砂礫土), 第32回地盤工学会年次学術講演会概要集, pp.2227~2228, 1997.

(1999. 5. 27 受付)

## THE EVALUATION OF COMPACTING GROUND STIFFNESS BY THE ACCELERATION OF VIBRATORY ROLLER

Tetsuo FUJIYAMA and Kazuyoshi TATEYAMA

The numerical simulation was carried out to discuss the effect of the ground stiffness and the mechanical factors of the vibratory rollers on their vibrating behavior. The result of the simulation made it clear that the vibrating behavior of the rollers depends not only on the ground stiffness but also the mechanical factors of the rollers. We studied the reason that the behavior of the vibratory rollers changes according to the ground stiffness and suggested a method with which the ground stiffness can be evaluated through the behavior of vibratory roller by removing the effect of the mechanical factors of the rollers on their behavior. The applicability of the method was examined in field experiments.