

重錘落下による砂質土の一次元締固め密度と 衝撃応答に及ぼす重錘質量・落下高の影響

河原莊一郎¹・室 達朗²・市原一也³

¹正会員 工博 松江工業高等専門学校助教授 土木工学科 (〒690-8518 松江市西生馬町 14-4)

²フェロー 工博 愛媛大学教授 工学部環境建設工学科 (〒790-8577 松山市文京町 3)

³正会員 工修 (株)第一コンサルタンツ 設計部 (〒780-8122 高知市高須新町 3-1-5)

突固めによる土の締固め試験において、締固め密度は重錘重量と落下高の積で表される打撃エネルギーを基に評価されているが、重錘質量と落下高の影響レベルが同等であるとは限らない。ここでは、砂質土の締固めおよび衝撃応答に及ぼす重錘質量・落下高の基本的な影響を解明することを目的とした。そのため、3種類の粒度の異なる砂質土に対し、一次元状態で重錘を落下させる室内実験を行った。鉛直乾燥密度分布、平均乾燥密度増分からみた土の締固め、および衝撃加速度、モールド底面土圧の衝撃応答に及ぼす重錘質量・落下高の影響レベルを定量的に調査した。さらに、平均乾燥密度増分と重錘落下に衝撃力の関連性についても考察を行った。同時に、砂質土の種類の影響についても調査した。

Key Words : soil compaction, impact acceleration, sandy soil, weight drop, drop height

1. まえがき

突固めによる土の締固め試験により得られる最大乾燥密度は、締固め仕事量 E_c の増加にともない増大することが知られている。締固め仕事量 E_c は、力学的エネルギー保存則に基づく指標で、重錘の打撃エネルギー(重錘重量×落下高)に依存する。しかし、同一打撃エネルギーであっても、重錘質量と落下高の組合せによって最大乾燥密度が異なり、重錘質量が大きいほど、最大乾燥密度が大きくなること、逆に同一重錘運動量であれば、重錘質量と落下高の組合せによらず、最大乾燥密度はほぼ一致することが報告^{1),2)}されている。また、一次元状態の実験と数値解析から、同一打撃エネルギーであっても、重錘質量と落下高の組合せによって、鉛直乾燥密度分布が異なることが報告³⁾されている。さらに、重錘落下締固め工法を対象として種々の打撃条件下で実施した遠心載荷模型実験から、重錘貫入量や土の締固めの及ぶ範囲は、打撃エネルギーではなく重錘運動量に強く依存すること^{4),5)}がわかっている。

ここでは、重錘質量・落下高が砂質土の締固めおよび衝撃応答に及ぼす基本的な影響を調査することを目的とした。そのため、突固めによる土の締固め試験と同規模で、種々の質量からなる重錘を種々の落下高に設定し、粒度の異なる3種類の極緩詰め砂質土(まさ土、海

砂、および豊浦標準砂)に対して一次元状態で落下させ、鉛直乾燥密度分布、衝撃加速度波形およびモールド底面土圧を測定した。

文献3)では、同一打撃エネルギーであれば、重錘質量と落下高の組合せによらず、深さ方向の平均的な乾燥密度はほぼ同じになると見ることもできる。また、砂質土の種類によって鉛直乾燥密度分布は異なるかもしれない。これらのことを確かめることは、土の衝撃締固めの基本的な機構を調査するに当たり重要であるので、本実験では鉛直乾燥密度分布を測定した。一次元状態であれば、比較的簡単に鉛直乾燥密度分布を測定できる。一次元状態であっても、鉛直乾燥密度分布に及ぼす重錘質量、落下高および砂質土の種類の影響を調査できると考えた。ちなみに、軸対称状態の衝撃締固めにおいて、打撃中心直下の土は、側方への流動が少なく⁶⁾、一次元状態に比較的近いと考えられる。

また、重錘の衝撃加速度より土の表面に作用する衝撃力が、モールド底面土圧より衝撃力の伝達割合がわかる。

まず、鉛直乾燥密度分布および平均乾燥密度増分からみた土の締固めに及ぼす重錘質量・落下高の影響レベルを定量的に調査した。つぎに、衝撃加速度、モールド底面土圧の衝撃応答に及ぼす重錘質量、落下高の影響レベルを定量的に調査した。さらに、平均乾燥密度増分と

表-1 供試砂の土質性状

| 土質性状 | まさ土 | 海砂 | 豊浦砂 |
|---|-------|-------|-------|
| 土粒子の密度 ρ_s (g/cm ³) | 2.67 | 2.65 | 2.63 |
| 最大粒径 D_{max} (mm) | 4.75 | 2.00 | 2.00 |
| 均等係数 U_c | 12.0 | 4.7 | 1.6 |
| 曲率係数 U_c' | 3.00 | 1.02 | 0.95 |
| 平均粒径 D_{50} (mm) | 0.77 | 0.63 | 0.20 |
| 細粒分含有率 F_c (%) | 10 | 0 | 0 |
| 最大乾燥密度 ρ_{dmax} (g/cm ³)* | 1.614 | 1.614 | 1.640 |
| 最小乾燥密度 ρ_{dmin} (g/cm ³) | 1.163 | 1.316 | 1.345 |
| 最適含水比 w_{opt} (%) | 10.7 | 13.5 | 14.4 |
| 最大乾燥密度 ρ_{dmax} (g/cm ³ **) | 1.818 | 1.700 | 1.571 |
| 初期含水比 w_0 (%) | 13.2 | 12.3 | 13.6 |
| 初期乾燥密度 ρ_{d0} (g/cm ³) | 1.200 | 1.058 | 1.058 |

* 砂の最大密度・最小密度試験方法 (JGS T161-1990)

** 突固めによる土の締固め試験方法 (JIS A1210-1990 A 法)

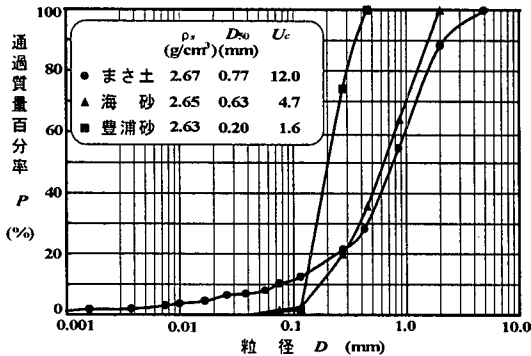


図-1 供試砂の粒径加積曲線

衝撃力の関連性についても考察を行った。同時に、土の締固め、衝撃応答に及ぼす砂質土の種類の影響についても調査した。

ここで、土の締固めおよび衝撃応答に及ぼす重錘質量、落下高の影響レベルについては、まず打撃エネルギー、重錘運動量で評価し、つぎに重錘質量、落下高で単独に調査した。

2. 供試砂および実験方法

(1) 供試砂

筆者らは土の締固め特性は土の種類によって影響を受けると考え、粒度の異なる3種類の砂質土を対象に、重錘落下による土の締固めに関する一連の実験⁶⁾を行ってきた。ここでも、粒径 4.75 mm 以下に調整したまさ土、75 μm~2.0 mm に調整した海砂、および豊浦標準砂の3種類の供試砂を使用した。表-1 にそれらの主な土質性状を、図-1 に粒径加積曲線を示す。表-1 で最大乾燥密度 ρ_{dmax} は、「砂の最大密度・最小密度試験方法 (JGS T161-1990)」と、次図に示す「突固めによる土の締固め試験方法 (JIS A1210-1990)」により求めた。

図-2 に示す土の締固め曲線は、「突固めによる土の

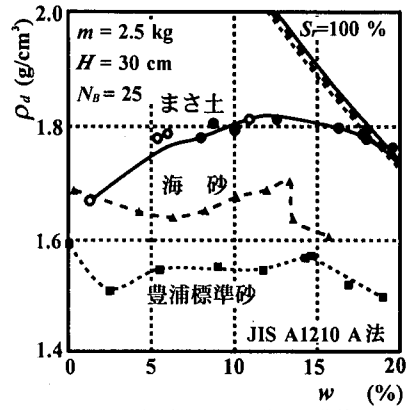


図-2 供試砂の標準締固め曲線

締固め試験方法 (JIS A1210-1990)」の A 法 (ランマー質量 $m=2.5$ kg, モールド容量 $V=1000$ cm³, 落下回数 $N_B=25$ 回) によるものである。まさ土は乾燥法, 非繰返し法 (b 法); 海砂および豊浦砂は乾燥法, 繰返し法 (a 法) で求めた。得られた土の乾燥密度 ρ_d には大きな差が存在する。本供試砂では、均等係数 U_c が大きく、粒度の良いものほど大きな乾燥密度 ρ_d が得られる。また、本供試砂の海砂および豊浦砂では、細粒分がない粒状材料のため、締固め曲線のピークが明瞭に現れず⁷⁾、乾燥状態より含水比 w が増加するにしたがって、 ρ_d が一旦減少した後、また増加しピーク値をとり、再び減少する。豊浦砂では乾燥状態で乾燥密度 ρ_d が最大となるが、ここでは湿潤状態での最大乾燥密度 ρ_{dmax} および最適含水比 w_{opt} を表-1 に示した。

(2) 実験方法

重錘底面の直径と内径をほぼ等しくした多層モールドを使用することにより、土の鉛直乾燥密度分布を直接測定することを可能にし、一連の実験を行った。

新たに製作した実験装置 (図-3) は、重錘、アクリル製モールド (内径 101 mm, 肉厚 7 mm, 高さ 204 mm) およびガイドからなる。重錘の載荷盤 (底面直径 98 mm, 厚さ 15 mm) の上面中央に圧電式加速度計 (定格容量 5000 G) を内蔵し、モールド底面に土圧計 (受圧面直径 27 mm, 定格容量 0.98 MPa) を装備する。土が載荷盤とモールドの間に詰まらないように、載荷盤は底面より 10° の傾斜があり、上面直径は 93 mm である。また、直径 3 mm の空気抜き用の孔を載荷盤中心より半径 40 mm の所に 45° 間隔で計 8 個設けている。応力集中を避けるため、土圧計の受圧面がモールド底面と同一面になるように土圧計を設置している。モールド底面材 (SS400) は厚さ 14 mm であるが、土圧計の設置部分では 5 mm である。

モールドは計 8 層からなる多層モールドであり、1 層当たりの高さ 25 mm, 容積 200 cm³ である。衝撃により

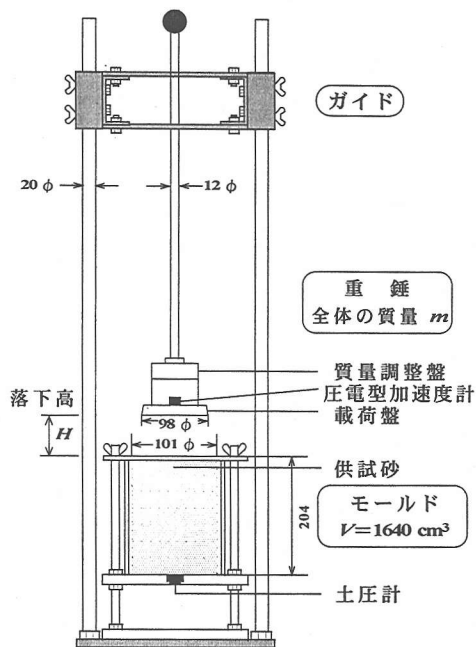


図-3 一次元締固め実験装置

アクリル製モールドがたわまないよう、鋼管(内径 115 mm, 肉厚 12.4 mm)で隙間がなく覆った。

まず、最適含水比 w_{opt} を目標に加水調整した供試砂をモールド内に 5 層に分け充填し、層毎に重錘(質量 1.44 kg, 底面直径 98 mm)を静的に载荷させる予備締固めを行った。この時の初期含水比 w_0 および初期乾燥密度 ρ_0 を前出の表-1 に示した。初期状態でいずれの供試砂とも極緩詰めであった。極緩詰めで実験を行った理由は、密詰めに比べ、モールド内壁と供試砂の間の摩擦が実験結果に及ぼす影響が低減する、および乾燥密度の増加がより明確に現れるからである。なお、初期乾燥密度 ρ_0 は海砂および豊浦砂で最小乾燥密度 ρ_{min} より小さい。これは、 ρ_{min} は炉乾燥の試料に対して求めたものであり、図-2 で示した通り、細粒分のない本供試砂の海砂および豊浦砂では最適含水比付近より乾燥状態で乾燥密度が大きくなることもあり、極緩詰めではそのことがより強く現れたためと考えられる。

実験では、各供試砂に対して重錘質量 $m=3.10\sim 6.97$ kg の 7 通り、落下高 $H=15.7\sim 46.3$ cm の 5 通りの組合せで、重錘を $N_B=1$ 回落下させた。ここで、 $N_B=1$ 回としたのは、本実験の供試砂は極緩詰めであるので 1 回の打撃であっても土の密度増加が予想され、重錘質量 m および落下高 H が土の締固め密度に及ぼす影響を十分な精度で調査できると考えたからである。

その後、上部よりモールド 1 層ずつ外し、直ナイフを使ってその層の土をバットに移し、電子天秤(感量 10 mg, 定格容量 2100 g)により湿潤質量 m_t を測定した。

表-2 重錘質量 m および重錘落下高 H の組合せ

| No. | m (kg) | H (cm) | 実験シリーズ | 重錘貫入量 S (cm) | | |
|-----|----------|----------|----------------------------|----------------|------|------|
| | | | | まさ土 | 海砂 | 豊浦砂 |
| 1 | 3.10 | 15.7 | ① 重錘落下高 H の影響 | 2.43 | 2.76 | 2.76 |
| 2 | " | 17.5 | | 2.42 | 2.86 | 2.94 |
| 3 | " | 21.1 | | 2.34 | 3.04 | 2.93 |
| 4 | " | 24.2 | | 2.47 | 3.07 | 3.23 |
| 5 | " | 30.0 | | 2.34 | 3.40 | 3.73 |
| 6 | " | 39.4 | | 2.89 | 3.47 | 3.87 |
| 7 | " | 46.3 | | 2.53 | 3.64 | 3.91 |
| 5 | 3.10 | 30.0 | ② 重錘質量 m の影響 | 2.34 | 3.40 | 3.73 |
| 8 | 4.06 | " | | 1.66 | 2.31 | 2.54 |
| 9 | 5.04 | " | | 3.06 | 3.91 | 4.30 |
| 10 | 6.01 | " | | 3.54 | 4.12 | 4.96 |
| 11 | 6.97 | " | | 3.78 | 4.41 | 4.68 |
| 12 | 4.06 | 46.3 | ③ 同一運動量 $mv_0=12.2$ kg·m/s | 2.05 | 2.72 | 2.91 |
| 9 | 5.04 | 30.0 | | 3.06 | 3.91 | 4.30 |
| 13 | 6.01 | 21.1 | | 2.96 | 4.04 | 4.41 |
| 14 | 6.97 | 15.7 | | 3.14 | 4.41 | 4.21 |
| 6 | 3.10 | 39.4 | ④ 同一打撃エネルギー $mgH=12.0$ J | 2.89 | 3.47 | 3.87 |
| 8 | 4.06 | 30.0 | | 1.66 | 2.31 | 2.54 |
| 15 | 5.04 | 24.2 | | 3.11 | 3.80 | 3.98 |
| 16 | 6.97 | 17.5 | | 3.22 | 3.98 | 4.11 |

各層の供試砂の乾燥密度 ρ_d は次式により算定した。

$$\rho_d = \frac{m_t / V_m}{1 + w / 100} \quad (1)$$

m_t : モールド 1 層内の土の湿潤質量

V_m : モールド 1 層の容積 = 200 cm³

表-2 に示す重錘貫入量 S が最大 4.96 cm となったため、上部 2 層(高さ 5 cm)はカラーとし、下部 6 層(高さ 15 cm)にて乾燥密度 ρ_d を算定した。なお、下部 6 層における深さ z は、各層の中央の高さで代表し、上層より $z=1.25, 3.75, 6.25, 8.75, 11.25, 13.75$ cm で表した。

また、重錘の衝撃加速度およびモールド底面土圧をサンプリング間隔 40 μ s, ローパスフィルター 500 Hz にて測定した。

ところで、供試土の厚さが重錘貫入量の 2 倍以上あれば、衝撃加速度に衝撃反射波の影響が現れないこと⁸⁾が分かっている。本実験では、供試土の厚さが 20.4 cm と最大重錘貫入量 4.96 cm の約 4 倍であったので、衝撃反射波の影響は無視できると判断した。

実験は同一条件で最低 2 回繰り返し、粒子破碎が実験結果に及ぼす影響が懸念されたので、まさ土については実験毎に新しい試料に取り替えた。

実験条件の重錘質量 m , 落下高 H の組合せ(表-2)は、次の 4 シリーズからなる。なお、実験シリーズで一部重複するため、 m, H の組合せは計 16 通りである。

- ① 同一重錘質量 m で落下高 H を変化させたもの
- ② 同一落下高 H で重錘質量 m を変化させたもの
- ③ 同一重錘運動量 $mv_0=12.2$ kg·m/s になるように重錘質量 m , 落下高 H を組み合わせたもの

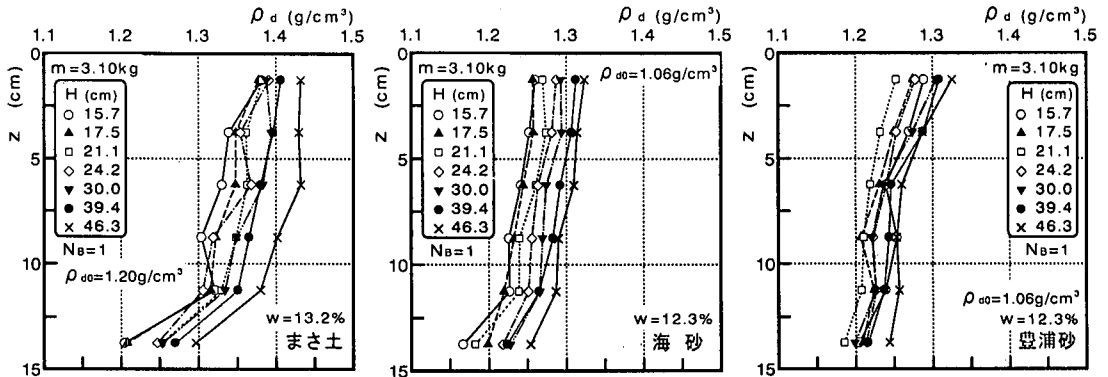


図-4(a) 乾燥密度 ρ_d と深さ z の関係(重錘落下高 H の影響)

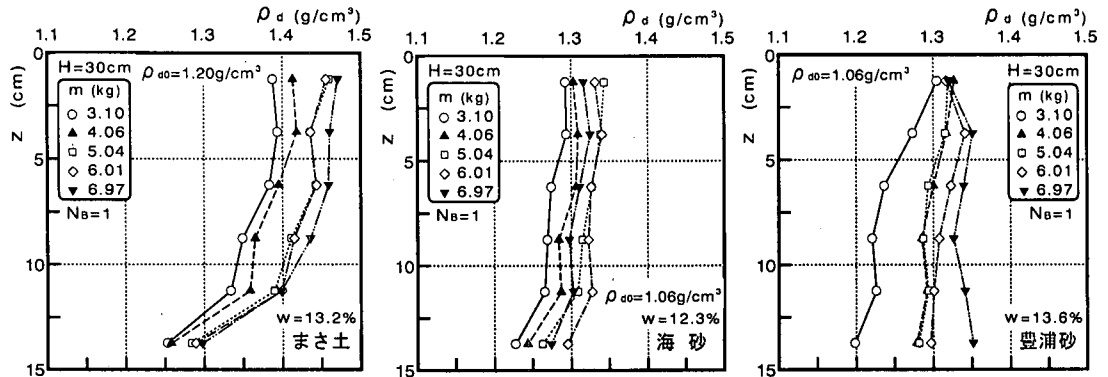


図-4(b) 乾燥密度 ρ_d と深さ z の関係(重錘質量 m の影響)

④ 同一打撃エネルギー $mgH=12.0\text{J}$ になるように重錘質量 m , 落下高 H を組み合わせたもの

③において, 衝突速度 v_0 が力学的エネルギー保存則より求まるので, 重錘運動量 mv_0 は次式で算定される。

$$mv_0 = m\sqrt{2gH} \quad (\because mgH = \frac{1}{2}mv_0^2) \quad (2)$$

g : 重力加速度 $=9.8\text{m/s}^2$

いま, 重錘(質量 m) が落下高 H から自由落下し, 土の表面に衝突し, 時間 t_f 後に静止したとする(完全非弾性衝突)。運動量保存則より, 重錘が土の表面へ衝突したときに持っていた運動量 mv_0 は, 重錘が静止するまでに土の表面へ働いた力積に等しいので, 次式が成立する。

$$mv_0 = \int_0^{t_f} F(t)dt \quad (3)$$

$F(t)$ は衝撃力で, 重錘運動量 mv_0 に依存し, 土の締め密度と何らかの関係があるものと予想される。

重錘運動量 mv_0 , 打撃エネルギー mgH はともに重錘質量 m に比例する。しかし, 重錘運動量 mv_0 は落下高 H の平方根(0.5 乗)に, 打撃エネルギー mgH は落下高 H に比例する。したがって, 打撃エネルギー mgH に及ぼす m, H の影響レベルは同じであるが, 重錘運動量 mv_0

に及ぼす m の影響レベルは H に比べ大きい。

3. 鉛直乾燥密度分布

(1) 落下高の影響

同一重錘質量 $m(=3.10\text{kg})$ で落下高 H を 7 通りに変化させた場合の乾燥密度 ρ_d と深さ z の関係を図-4(a) に示す。同じ土であれば, 落下高 H によらず鉛直乾燥密度分布の形状はほぼ等しいが, 落下高 H が高くなるにつれて全体的に大きな乾燥密度 ρ_d を示す。

(2) 重錘質量の影響

同一落下高 $H(=30\text{cm})$ で重錘質量 m を 5 通りに変化させた場合の乾燥密度 ρ_d と深さ z の関係を図-4(b) に示す。同じ土であれば, 重錘質量 m によらず鉛直乾燥密度分布の形状はほぼ等しいが, 重錘質量 m が大きくなるにつれて全体的に大きな乾燥密度 ρ_d を示す。

(3) 同一重錘運動量の場合

同一重錘運動量 $mv_0(=12.2\text{kg}\cdot\text{m/s})$ における乾燥密度 ρ_d と深さ z の関係を図-4(c) に示す。同じ土であれば, 海砂の 1 条件($m=6.97\text{kg}, H=15.7\text{cm}$)を除き, 重錘質

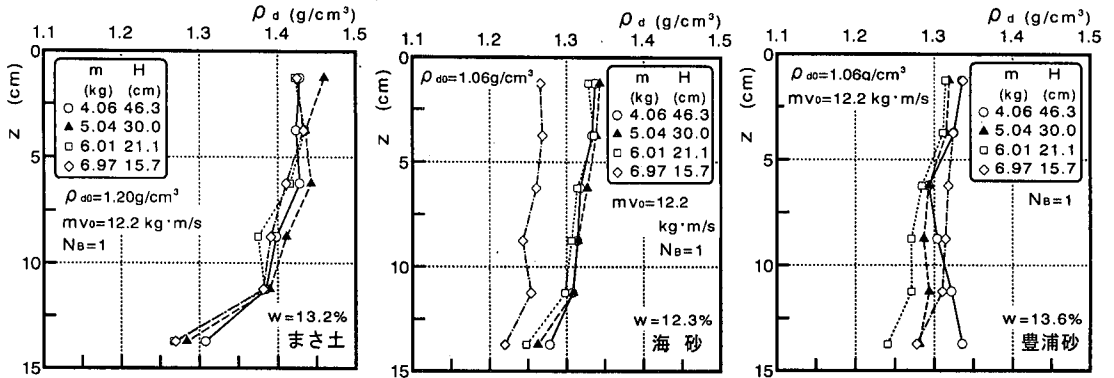


図-4(c) 乾燥密度 ρ_d と深さ z の関係(同一重錘運動量 mv_0 の場合)

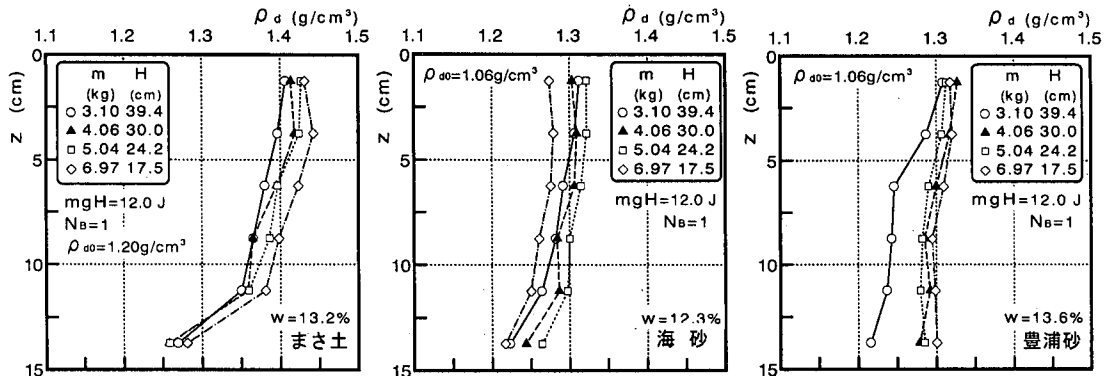


図-4(d) 乾燥密度 ρ_d と深さ z の関係(同一打撃エネルギー mgH の場合)

量 m 、落下高 H の組合せによらず、鉛直方向の乾燥密度はほぼ等しい値をとる。したがって、鉛直方向の乾燥密度は、重錘運動量によってほぼ決まり、重錘質量 m の影響レベルは大きい、落下高 H の影響レベルはその平方根程度に過ぎないといえる。

(4) 同一打撃エネルギーの場合

同一打撃エネルギー $mgH (= 12.0 \text{ J})$ における乾燥密度 ρ_d と深さ z の関係を図-4(d) に示す。同じ土であれば、鉛直乾燥密度分布の形状はほぼ等しい。しかし、海砂の1条件 ($m = 6.97 \text{ kg}$, $H = 17.5 \text{ cm}$) を除き、落下高 H が小さく、重錘質量 m が大きくなる組合せほど、深さ全体にわたり大きな乾燥密度を示す。したがって、打撃エネルギーでは、鉛直方向の乾燥密度の値は決まらないといえる。

以上の通り、鉛直方向の乾燥密度は、打撃エネルギー mgH ではなく、重錘運動量 mv_0 に強く依存することが判明した。

(5) 土の種類の影響

図-4(a) ~ (d) から、土の種類によって鉛直乾燥密度分布の形状に違いがみられ、それは2つに大別される。まさ土において、表層はよく締め固まるが、最下層では

打撃の効果が及ばず、ほとんど締め固まらない。逆に、海砂、豊浦砂においては、表層から最下層までほぼ均一に締め固まる。

まさ土では、粒状材料(礫および砂)の間隙に細粒分が充填され、表層で乾燥密度は大きくなるが、その分、打撃エネルギーがかなり費やされ、最下層までほとんど伝達されないため、最下層ではほぼ初期状態の乾燥密度のままである。逆に、砂分だけの海砂、豊浦砂では、相対的に表層で乾燥密度があまり大きくならないので、その分、下層まで打撃エネルギーがよく伝達され、最下層まで乾燥密度が増加すると推察される。土の種類による鉛直乾燥密度分布の形状に相違は、粒度の良し悪しに関係すると考えられる。なお、土の表面に作用した衝撃力のモールド底面への伝達割合については、後ほど 5. (6) で述べる。

(6) 重回帰分析

重錘運動量 mv_0 または打撃エネルギー mgH で m , H の影響レベルを評価する限り、 m , H の指数の比は、重錘運動量 mv_0 では $m : H = 1 : 0.5$ に、打撃エネルギー mgH では $m : H = 1 : 1$ にそれぞれ固定されたものとなる。ここでは、鉛直乾燥密度分布に及ぼす m , H の影響レベルを単独に評価した。

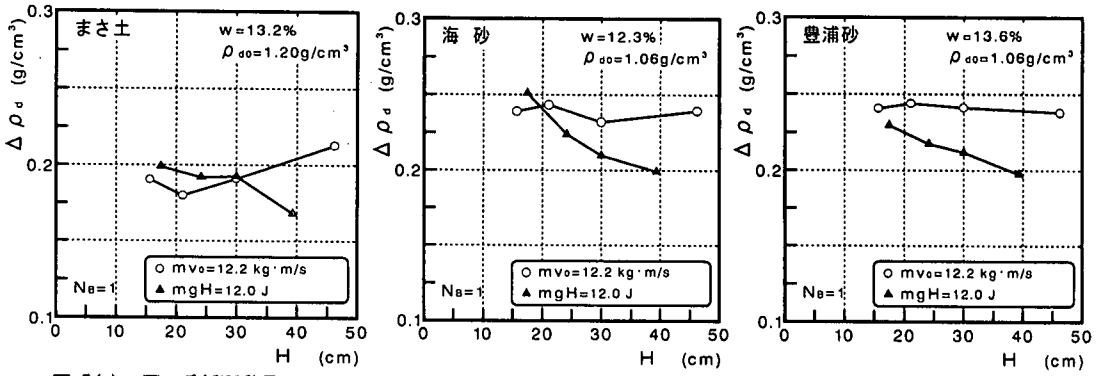


図-5(a) 同一重錘運動量 mv_0 および同一打撃エネルギー mgH における平均乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d$ と落下高 H の関係

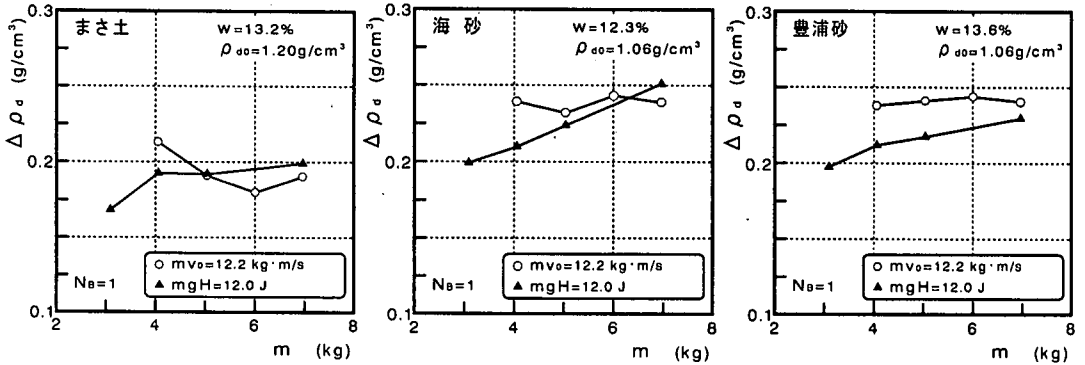


図-5(b) 同一重錘運動量 mv_0 および同一打撃エネルギー mgH における平均乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d$ と重錘質量 m の関係

まさ土の場合、 $z=15\text{ cm}$ で乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d=0\text{ g/cm}^3$ となるとみなすと、鉛直乾燥密度分布は次式のべき関数で表される。

$$\rho_d = \rho_{d0} + 0.00483 m^{0.773} \cdot H^{0.413} \cdot (15-z)^{0.555} \quad (4)$$

(データ数 $n=192$, 重相関係数 $R=0.878$)

m , H の指数をみると、鉛直乾燥密度分布に及ぼす重錘質量 m の影響レベルは大きい、落下高 H の影響レベルはその平方根程度に過ぎないといえる。なお、海砂および豊浦砂については、 $z=15\text{ cm}$ 以下では $\rho_d = \rho_{d0}$ とならず、 $\rho_d = \rho_{d0}$ となる深さ z を決定する必要がある、これは外挿となるので回帰式を求めなかった。

4. 平均乾燥密度

(1) 重錘運動量および打撃エネルギーによる評価

同一重錘運動量 mv_0 および同一打撃エネルギー mgH における平均乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d$ を縦軸にとり、横軸に落下高 H をとったものを図-5(a)に、重錘質量 m をとったものを図-5(b)に示す。ここで、平均乾燥密度とは6層の乾燥密度の平均値であり、この値と表-1の初期乾燥密度 ρ_{d0} の差が平均乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d$ である。同一重錘運動量 mv_0 の場合、 $\Delta\rho_d$ は重錘質量、落下高の組合せによらずほぼ一定であるのに対し、同一打撃エネルギー

mgH の場合、明らかに重錘質量が小さく、落下高が大きくなる組合せほど $\Delta\rho_d$ は減少する。

つぎに、平均乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d$ と重錘運動量 mv_0 の関係を図-6に示す。平均乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d(\text{g/cm}^3)$ は重錘運動量 $mv_0(\text{kg}\cdot\text{m/s})$ とよい相関があり、次式に示すべき関数で表される。

$$\begin{aligned} (\text{まさ土}) \quad \Delta\rho_d &= 0.0403 (mv_0)^{0.630} \quad (n=32, r=0.858) \\ (\text{海砂}) \quad \Delta\rho_d &= 0.0640 (mv_0)^{0.521} \quad (n=32, r=0.967) \\ (\text{豊浦砂}) \quad \Delta\rho_d &= 0.0566 (mv_0)^{0.572} \quad (n=32, r=0.967) \end{aligned} \quad (5)$$

mv_0 の指数は 0.5 よりやや大きいものの、 $\Delta\rho_d$ は重錘運動量 mv_0 の平方根に比例する。ちなみに、 $\Delta\rho_d$ と打撃エネルギー mgH のべき関数回帰曲線の相関係数 r は、まさ土 0.759、海砂 0.910、豊浦砂 0.925 であった。

したがって、平均乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d$ は重錘運動量 mv_0 に強く依存し、 $\Delta\rho_d$ に及ぼす重錘質量 m の影響レベルは大きい、落下高 H の影響レベルは小さいといえる。

(2) 重錘質量および落下高の影響レベル

さらに、平均乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d$ に及ぼす重錘質量 m 、落下高 H の影響レベルを単独に評価するため、べき関数による重回帰分析を行った結果、相関性が高く、次式が成立する。

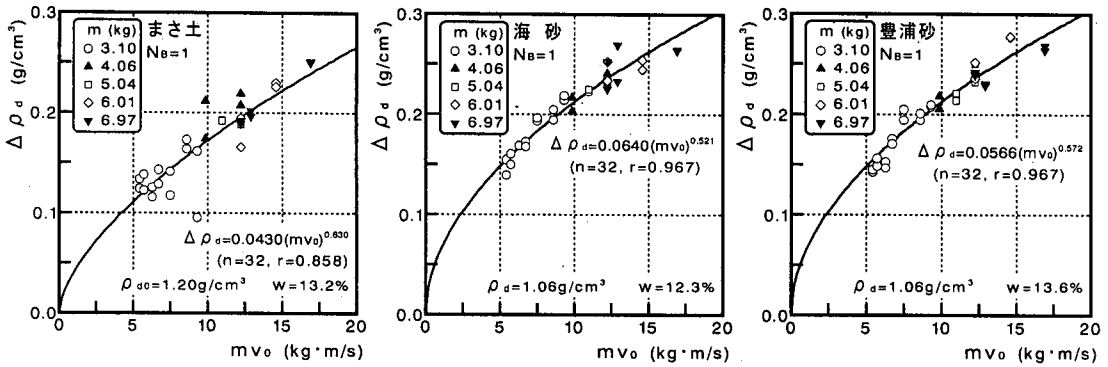


図-6 平均乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d$ と重錘運動量 mv_0 の関係

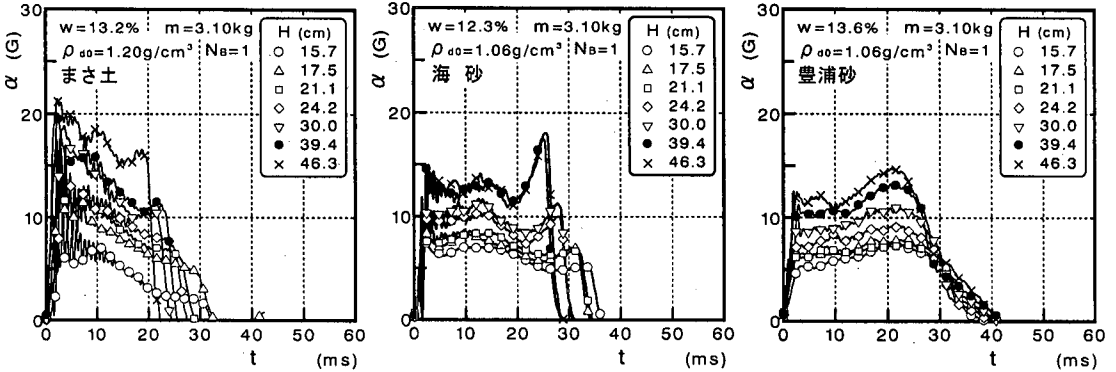


図-7(a) 重錘の衝撃加速度 α と時間 t の関係(重錘落下高 H の影響)

(まさ土) $\Delta\rho_d = 0.0278 m^{0.647} \cdot H^{0.263}$ ($n=32, R=0.862$)
(海砂) $\Delta\rho_d = 0.0391 m^{0.512} \cdot H^{0.286}$ ($n=32, R=0.968$)
(豊浦砂) $\Delta\rho_d = 0.0278 m^{0.556} \cdot H^{0.332}$ ($n=32, R=0.971$)
(6)

m, H の指数をみると、いずれの供試砂においても、平均乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d$ に及ぼす影響レベルは、式(5)と同様に落下高 H よりも重錘質量 m の方がかなり高い。また、式(5)を式(6)と比較すると、 m, H の指数は各供試砂でほぼ同じ値をとり、式(5)の相関係数 r は式(6)の重相関係数 R より僅かに小さいだけなので、式(5)の関係が成立するといえる。

5. 衝撃応答

(1) 衝撃加速度波形

まず、同一重錘質量 $m(=3.10\text{ kg})$ で落下高 H を7通りに変化させた場合の重錘の衝撃加速度 α と時間 t の関係を図-7(a)に示す。以下、 α は上向きを正とし、初めて $\alpha \geq 0$ になる時を $t=0$ 、再び $\alpha \leq 0$ になる時を加速度の衝撃持続時間 t_f とした。なお、供試砂が極緩詰めであったため、重錘が跳ね返ることはなく、第2波は全実験ケースにおいて観測されなかった。

衝撃加速度 α は、まず急激に立ち上がり、第1ピーク

($t=3\text{ ms}$ 付近)を示した後、変化が少なくなるが、第2ピーク($t=25\sim 30\text{ ms}$)を示すと急激に0となる傾向がみられる。ただし、第1ピークで最大値をとるものは、第2ピークが現れず、逆に第2ピークで最大値をとるものは第1ピークが現れないことが、全実験ケースのほとんどで見られる。第1ピークは土の弾性的挙動、第2ピークは塑性的挙動(ひずみ硬化)に起因する⁹⁾。ちなみに、全実験ケースの内、まさ土の最小の重錘質量である $m=3.10\text{ kg}$ の場合の7ケース、および海砂の $m=3.10\text{ kg}$ の $H=15.7\sim 30.0\text{ cm}$ の5ケースを除く、ほとんどのケースで第2ピークで最大値をとる。

また、落下高 H が増加するにしたがい、全体的に大きな α をとり、加速度の衝撃持続時間 t_f は僅かに減少する。

つぎに、同一落下高 $H(=30\text{ cm})$ で重錘質量 m を5通りに変化させた場合の重錘の衝撃加速度 α と時間 t の関係を図-7(b)に示す。重錘質量 m が増加するにしたがい、第1ピーク($t=3\text{ ms}$ 付近)で小さな α をとるが、第2ピーク($t=25\sim 30\text{ ms}$)ではその逆となる。運動量保存則により α の衝撃持続時間 t_f までの時間積分は衝突速度 v_0 に等しく、また力学的エネルギー保存則により v_0 は重錘質量 m に依存せず落下高 H の平方根に比例する。本実験ケースの場合、 H が一定であるので、 α と t 軸で囲まれた面積はほぼ等しくなる。また、重錘質量 m が

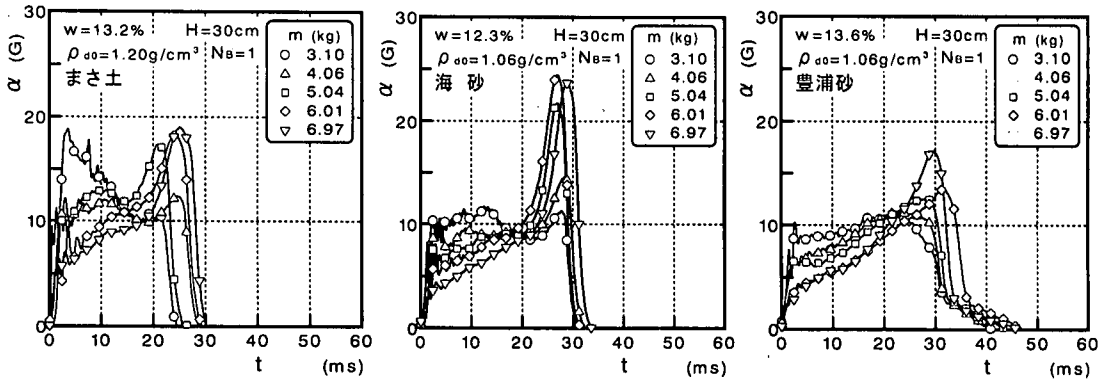


図-7(b) 重錘の衝撃加速度 α と時間 t の関係(重錘質量 m の影響)

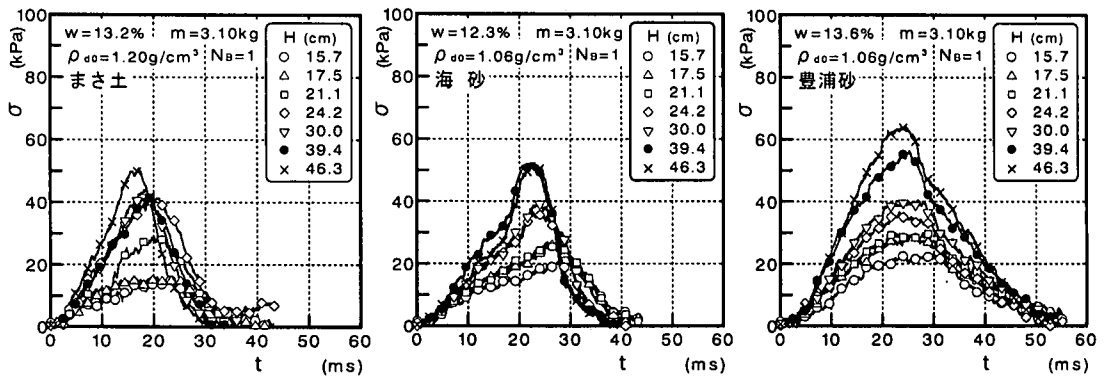


図-8(a) モールド底面土圧 σ と時間 t の関係(重錘落下高 H の影響)

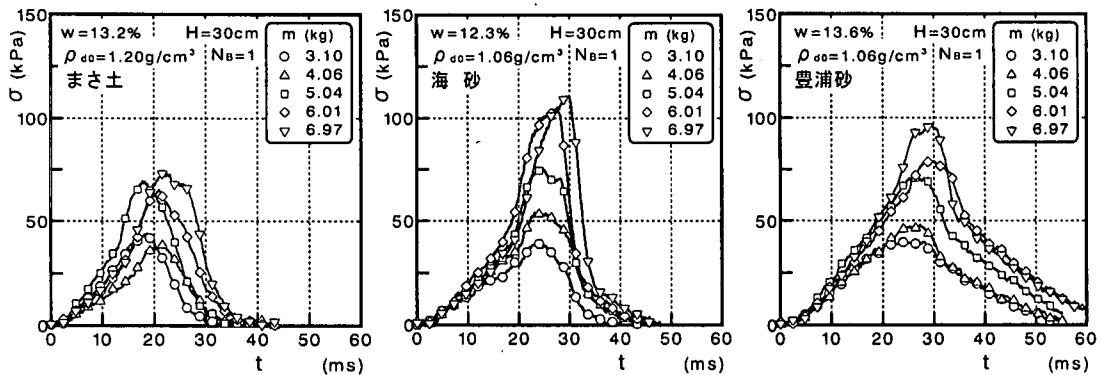


図-8(b) モールド底面土圧 σ と時間 t の関係(重錘質量 m の影響)

増加するにしたがい、加速度の衝撃持続時間 t_f は僅かに増加する。

(2) モールド底面土圧波形

まず、同一重錘質量 $m(=3.10 \text{ kg})$ で落下高 H を 7 通りに変化させた場合のモールド底面土圧 σ と時間 t の関係を図-8(a) に示す。その他の実験条件も含め、波形にはピークが一つしか見られず、衝撃加速度 α に比べピークが鋭くなく、その形状は正規分布の様なものである。また、落下高 H が増加するにしたがい、全体的に大きな σ をとり、モールド底面土圧の衝撃持続時間は

僅かに減少する。

つぎに、同一落下高 $H(=30 \text{ cm})$ で重錘質量 m を 5 通りに変化させた場合のモールド底面土圧 σ と時間 t の関係を図-8(b) に示す。重錘質量 m が増加するにしたがい、全体的に大きな σ をとり、モールド土圧の衝撃持続時間は僅かに増加する。

(3) 衝撃加速度に影響を及ぼす因子

一般に、衝撃加速度を表す指標としては、最大加速度 α_{\max} 、平均加速度 α_{mean} および加速度の衝撃持続時間 t_f がある。ここで、平均加速度 α_{mean} は次式で定義した。

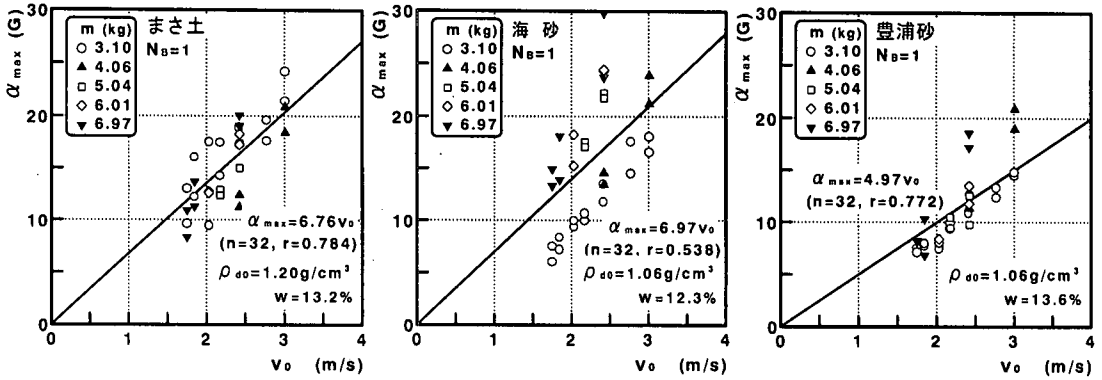


図-9 最大加速度 α_{\max} と衝突速度 v_0 の関係

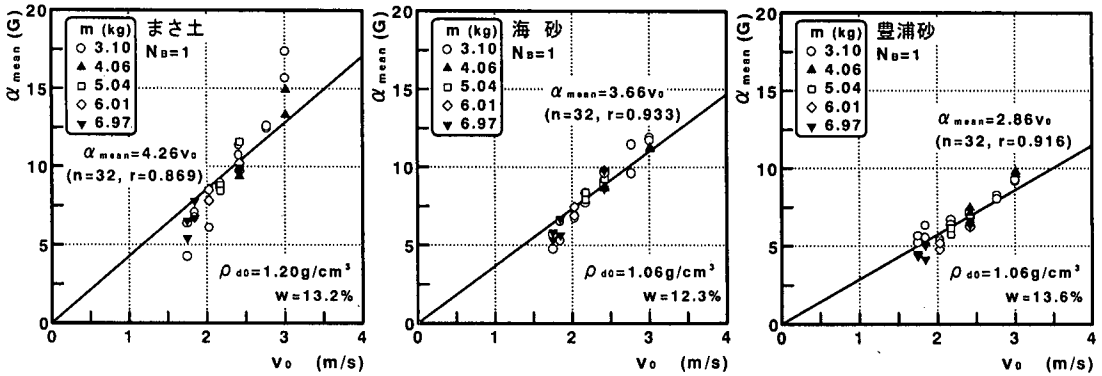


図-10 平均加速度 α_{mean} と衝突速度 v_0 の関係

$$\alpha_{\text{mean}} \equiv \frac{1}{t_f} \int_0^{t_f} \alpha(t) dt \approx \frac{v_0}{t_f} \quad (7)$$

上式の $\alpha(t)$ の積分範囲は衝撃持続時間 t_f までで、リバウンド(重錘は土と接触)が終わる時間までとっていないが、この部分 ($-1 < \alpha(t) < 0$ G) の積分値は t_f までのものに比べかなり小さいので、 $\alpha(t)$ の t_f までの積分値は衝突速度 v_0 にほぼ等しい。したがって、 t_f が一定ならば、 α_{mean} は v_0 にほぼ比例する。

また、重錘を剛体、地盤を半無限弾性体とみなして、剛体が弾性棒(断面積 A 、密度 ρ 、弾性定数 E) に速度 v_0 で衝突するとき、一次元波動理論により、重錘の加速度 α は次式で誘導される⁹⁾。

$$\alpha = \frac{E A}{c m} v_0 \exp\left(-\frac{E A}{c m} t\right) \quad (8)$$

c : 弾性波伝播速度 ($=\sqrt{E/\rho}$)

α は衝突時(時間 $t=0$)に最大となり、最大加速度 α_{\max} は、衝突速度 v_0 に比例し、重錘質量 m に反比例する。

$$\alpha_{\max} = \frac{E A}{c m} v_0 \quad (9)$$

まず、最大加速度 α_{\max} 、平均加速度 α_{mean} と m 、 H の

組合せからなる種々の因子 (v_0 、 gH 、 v_0/m) との相関性を調査した。

その結果、図-9、10 および次式に示す通り、 α_{\max} (G)、 α_{mean} (G) とともに v_0 (m/s) との相関性が高いことが判明した。

(まさ土) $\alpha_{\max} = 6.76 v_0$ ($n=32$, $r=0.748$)

$\alpha_{\text{mean}} = 4.26 v_0$ ($n=32$, $r=0.788$)

(海砂) $\alpha_{\max} = 6.97 v_0$ ($n=32$, $r=0.772$)

$\alpha_{\text{mean}} = 3.66 v_0$ ($n=32$, $r=0.933$)

(豊浦砂) $\alpha_{\max} = 4.97 v_0$ ($n=32$, $r=0.902$)

$\alpha_{\text{mean}} = 2.86 v_0$ ($n=32$, $r=0.916$) (10)

α_{\max} と v_0 の相関性は、 α_{mean} のものに比べ低く、ばらつきが大きい。また、6つの式とも相関係数 r が必ずしも高くないので、式(10)の比例関係が成立するか否かについては、後ほど(5)で検討する。

ところで、軸対称状態で行われた実験では、式(9)と同様に α_{\max} は v_0/m に比例すること^{8), 10)}、 α_{mean} は本実験の一次元状態と同様に v_0 に比例すること¹⁰⁾ がわかっている。これは、文献8)では第1ピークでの加速度に対するもので必ずしも最大加速度でないで、弾性的挙動を表す式(9)が成立したと考えられる。また、文献10)では全実験ケースにおいて第1ピークで最大加速度をとったことによる。

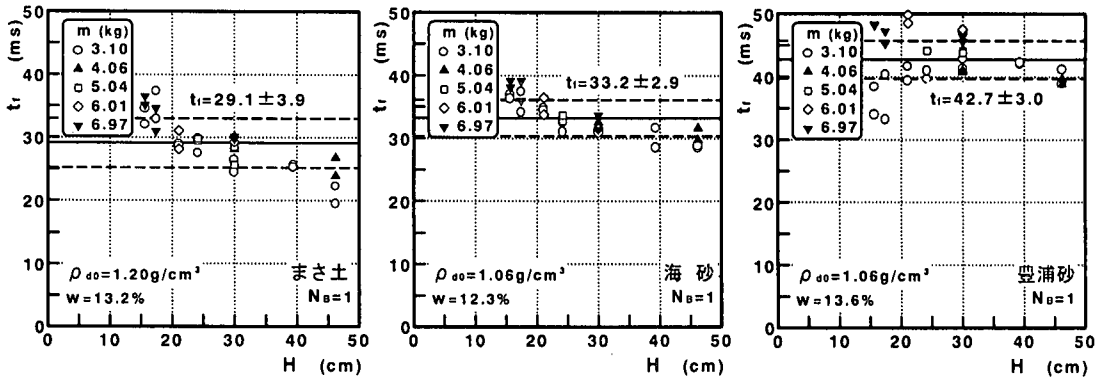


図-11 加速度の衝撃持続時間 t_r と落下高 H の関係

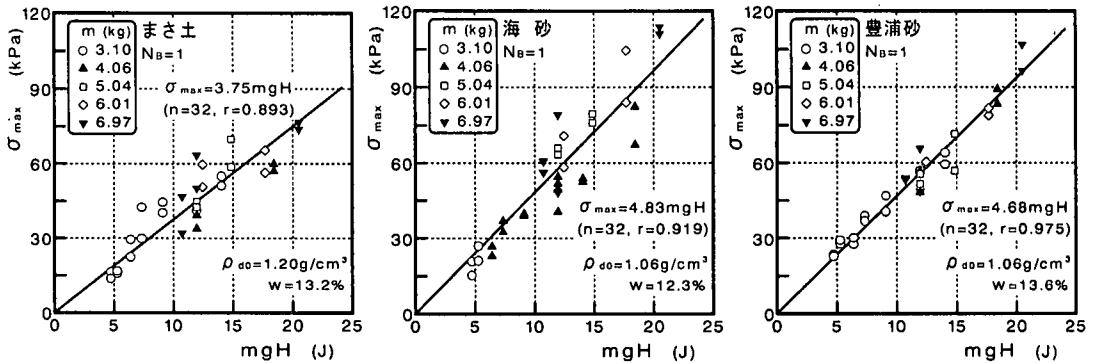


図-12 モールド底面最大土圧 σ_{max} と打撃エネルギー mgH の関係

なお、 $\alpha_{mean}/\alpha_{max}$ の値は、まさ土 $61.9 \pm 9.8\%$ 、海砂 $56.6 \pm 15.6\%$ 、豊浦砂 $60.3 \pm 10.2\%$ であり、土の種類による差異はほとんどみられない。

つぎに、加速度の衝撃持続時間 t_r と落下高 H の関係を図-11 に示す。重錘質量 m の影響をほとんど受けませんが、落下高 H が高くなるほど衝撃持続時間 t_r は僅かに短くなる傾向がみられる。これは、軸対称状態の実験でも同様¹⁰⁾であった。

(4) モールド底面土圧に影響を及ぼす因子

モールド底面土圧 σ は、衝撃加速度 α とは違い鋭いピークを持たないので、モールド底面最大土圧 σ_{max} のみについて因子 (mv_0 , mgH) との相関性を調査した。

その結果、図-12 および次式に示す通り、 σ_{max} (kPa) は mgH (J) と相関性が高く、比例関係が成立することが判明した。

$$\begin{aligned} (\text{まさ土}) \quad & \sigma_{max} = 3.75 \text{ mgH} \quad (n=32, r=0.893) \\ (\text{海砂}) \quad & \sigma_{max} = 4.83 \text{ mgH} \quad (n=32, r=0.919) \\ (\text{豊浦砂}) \quad & \sigma_{max} = 4.68 \text{ mgH} \quad (n=32, r=0.975) \end{aligned} \quad (11)$$

ちなみに、 σ_{max} と mv_0 の比例回帰直線の相関係数 r は、まさ土 0.870、海砂 0.917、豊浦砂 0.893 であった。

(5) 重錘質量および落下高の影響レベル

さらに、衝撃加速度 α に及ぼす重錘質量 m 、落下高 H の影響レベルを単独に調査するため、衝撃加速度 α に対するべき関数による重回帰分析を行った結果、相関性が高く、次式が成立する。

$$\begin{aligned} (\text{まさ土}) \quad & \alpha_{max} = 2.375 m^{-0.045} \cdot H^{0.584} \quad (n=32, R=0.773) \\ & \alpha_{mean} = 0.527 m^{0.029} \cdot H^{0.863} \quad (n=32, R=0.943) \\ (\text{海砂}) \quad & \alpha_{max} = 0.207 m^{0.941} \cdot H^{0.888} \quad (n=32, R=0.971) \\ & \alpha_{mean} = 0.688 m^{0.072} \cdot H^{0.722} \quad (n=32, R=0.964) \\ (\text{豊浦砂}) \quad & \alpha_{max} = 0.501 m^{0.261} \cdot H^{0.882} \quad (n=32, R=0.902) \\ & \alpha_{mean} = 1.382 m^{-0.198} \cdot H^{0.556} \quad (n=32, R=0.957) \end{aligned} \quad (12)$$

m 、 H の指数をみると、海砂の α_{max} での m の指数が 1 に近いことを除くと、いずれの供試砂においても、 α_{max} 、 α_{mean} に及ぼす落下高 H の影響レベルは、 m の指数が 0 付近でほとんど影響を及ぼさない重錘質量 m に比べかなり高い。しかし、 H の指数が 0.5 より大きくなっているため、落下高 H の平方根に比例するとはいえず、式(10)は成立しない。

ところで、運動の第 2、3 法則より、加速度 α と重錘質量 m の積が土の表面に加えられた衝撃力となる。式(12)の H の指数が 0.5 より 1.0 の間にあるので、衝撃力には、重錘運動量 mv_0 と打撃エネルギー mgH のほぼ中間の影響が現れたと考えられる。

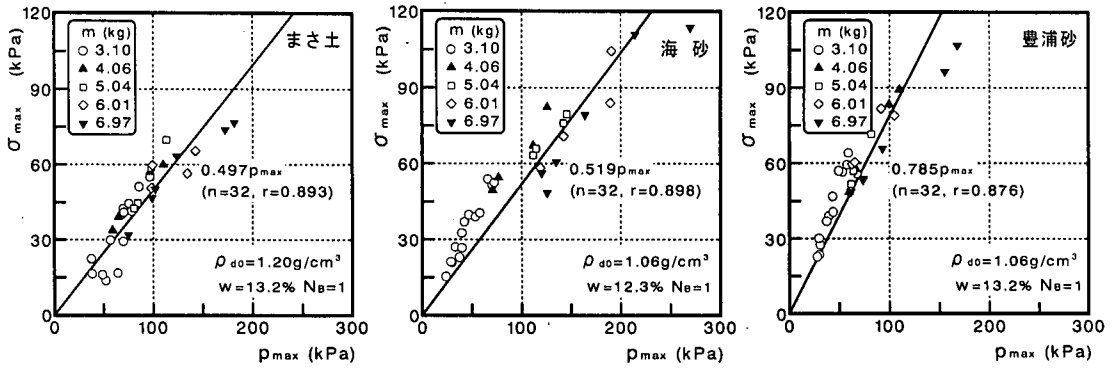


図-13 モールド底面最大土圧 σ_{\max} と最大衝撃圧力 p_{\max} の関係

同様に、モールド底面土圧 σ に対するべき関数による重回帰分析を行った結果、相関性が高く、次式が成立する。

$$(\text{まさ土}) \quad \sigma_{\max} = 0.374 m^{1.063} \cdot H^{0.967} \quad (n=32, R=0.923)$$

$$(\text{海砂}) \quad \sigma_{\max} = 0.313 m^{1.358} \cdot H^{0.951} \quad (n=32, R=0.970)$$

$$(\text{豊浦砂}) \quad \sigma_{\max} = 0.645 m^{0.970} \cdot H^{0.911} \quad (n=32, R=0.980)$$

(13)

m , H の指数をみると、海砂の m の指数が 1 より多少大きいものの、いずれの供試砂においても、式(11)と同様に σ_{\max} は重錘質量 m , 落下高 H にほぼ比例する。

したがって、 σ_{\max} に及ぼす重錘質量 m , 落下高 H の影響レベルは、ほぼ等しいといえる。

(6) 衝撃加速度とモールド底面土圧の関係

一般に、土の衝撃締固めとは、重錘が土の表面に衝突することにより土中に生じる塑性波頭の伝播とそれに伴う土の圧縮現象である⁵⁾。ここでは、重錘落下による衝撃圧力が、モールド底面に到達する割合を調査した。以下、土の表面に加えられた最大衝撃圧力 p_{\max} および平均衝撃圧力 p_{mean} は、測定した最大加速度 α_{\max} および平均加速度 α_{mean} を用いて、運動の第 2, 3 法則から次式で計算した。

$$p_{\max} = \frac{m \cdot \alpha_{\max}}{A}, \quad p_{\text{mean}} = \frac{m \cdot \alpha_{\text{mean}}}{A} \quad (14)$$

(A : 重錘の底面積 = 75.4 cm²)

モールド底面最大土圧 σ_{\max} と最大衝撃圧力 p_{\max} の関係を図-13 に示す。 σ_{\max} (kPa) は次式の通り、 p_{\max} (kPa) にほぼ比例する。

$$(\text{まさ土}) \quad \sigma_{\max} = 0.497 p_{\max} \quad (n=32, r=0.893)$$

$$(\text{海砂}) \quad \sigma_{\max} = 0.519 p_{\max} \quad (n=32, r=0.898)$$

$$(\text{豊浦砂}) \quad \sigma_{\max} = 0.785 p_{\max} \quad (n=32, r=0.876) \quad (15)$$

ただし、実測値の $\sigma_{\max} \sim p_{\max}$ 関係は、やや上に凸な曲線となっている。これは、 σ_{\max} は式(13)、 p_{\max} は式(12)、(14)の関係があるので、 $\sigma_{\max} \sim p_{\max}$ 関係は重錘質量 m には依存しないものの、落下高 H の影響を若干受けるからである。しかし、相関係数 r はかなり高いので、式

(15)が成立すると判断した。

上式の比例定数は小さいものより、まさ土、海砂、豊浦砂の順となる。これは、各供試砂の均等係数[まさ土 12.0, 海砂 4.7, 豊浦砂 1.6]の逆順と定性的に一致する。したがって、図-4 に示した通り、まさ土において、衝撃力が表層の締固めで使われるので、深層まであまり伝達されない。逆に、海砂、豊浦砂において、衝撃力が表層の締固めで相対的に使われないので、深層まで比較的伝達し、深さ方向にほぼ均一に締め固まると考えられる。

ところで、まさ土では p_{\max} の 50% の衝撃圧力がモールド底面へ到達しているのに、最下層の乾燥密度 ρ_d は初期状態とほとんど変化していない(図-4)。また、式(15)の比例定数がまさ土と海砂ではほぼ同じであるのに、鉛直乾燥密度分布の形状は異なっている。これは、モールド底面鋼材の剛性不足、重錘底面とモールド間の隙間によりモールド底面中央での応力集中、およびモールド内壁と土粒子間の摩擦等の原因で、モールド底面土圧が必ずしも正確に計測されていない可能性があると考えられる。

6. 土の締固めと衝撃応答の関連性

ここでは、土の表面に作用した衝撃力と土の締固めの関係を調査した。

まず、平均乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d$ は、式(14)に最大加速度 α_{\max} を代入して得られる最大衝撃圧力 p_{\max} のべき関数である程度の精度で表現できることがわかった。

つぎに、平均乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d$ (g/cm³) と平均衝撃圧力 p_{mean} (kPa) の関係を図-14 に示す。 p_{\max} に比べいずれの供試砂においても次式の相関係数 r が高く、さらによい精度で実験値を表現できる。

$$(\text{まさ土}) \quad \Delta\rho_d = 0.0309 p_{\text{mean}}^{0.432} \quad (n=32, r=0.718)$$

$$(\text{海砂}) \quad \Delta\rho_d = 0.0381 p_{\text{mean}}^{0.448} \quad (n=32, r=0.962)$$

$$(\text{豊浦砂}) \quad \Delta\rho_d = 0.0218 p_{\text{mean}}^{0.632} \quad (n=32, r=0.942) \quad (16)$$

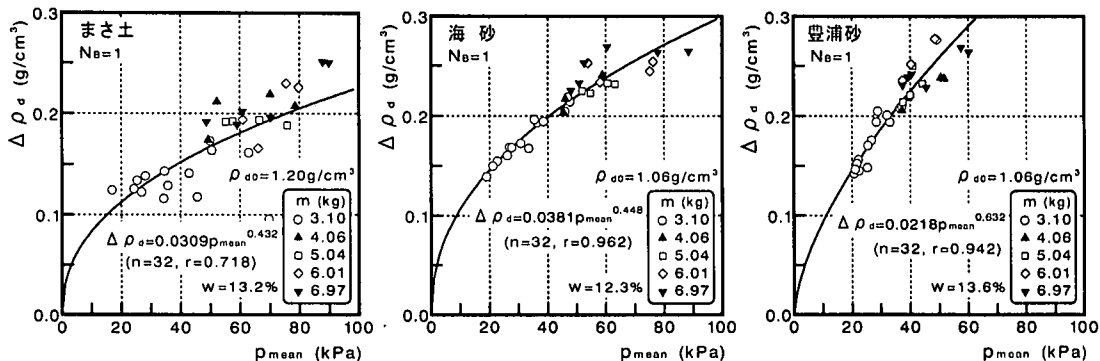


図-14 平均乾燥密度の増分 $\Delta\rho_d$ と平均衝撃圧力 p_{mean} の関係

これは、前述のように $\Delta\rho_d$ は mv_0 の平方根に比例し、一方 α_{mean} も α_{max} よりも v_0 の相関性が高いためである。しかし、 p_{mean} の係数および指数は、供試砂によって異なるので、土の種類に関わらず一義的に p_{mean} より $\Delta\rho_d$ を推定することはできない。

また、ローパスフィルター⁸⁾やサンプリング速度の設定によっては、 α_{max} を精度よく計測できないという問題もある。したがって、それらの影響を比較的受けにくい α_{mean} を利用した方が、 $\Delta\rho_d$ を精度よく予測できると考えられる。

7. まとめ

本研究は、土の衝撃締めめおよび衝撃応答に及ぼす重錘質量・落下高の基本的な影響を調査することを目的とした。そのため、種々の重錘質量・落下高の組合せで重錘を、極緩詰め粒度の異なる3種類の砂質土に対して、一次元状態で1回落下させ、鉛直乾燥密度分布、衝撃加速度およびモールド底面土圧を測定した。その結果、以下の知見が得られた。

(1) 平均乾燥密度の増分は、打撃エネルギーではなく、重錘運動量に強く依存し、重錘運動量の平方根に比例する。

(2) 同一重錘運動量の場合、重錘質量、落下高の組合せに依らず、同じ土であれば、鉛直方向の乾燥密度はほぼ等しい値をとる。したがって、鉛直方向の乾燥密度は重錘運動量に強く依存する。

(3) 同一打撃エネルギーの場合、同じ土であっても、鉛直方向の乾燥密度は異なり、その値は重錘質量が大きく、落下高が小さい組合せほど、深さ全体にわたって大きくなる。

(4) 鉛直乾燥密度分布の形状は、同じ土であれば、重錘質量、落下高に依らずほぼ等しい。

(5) 粒度の良いまさ土において、表層のみが締め固まり、深層部ではほとんど締め固まらない。逆に、粒度

のあまり良くない海砂、豊浦砂において、深層までほぼ均一に締め固まる。

(6) 重錘の最大加速度、平均加速度は、ともに重錘質量に依存せず、落下高の0.5~0.9乗に比例する。その相関性は平均加速度の方が高い。

(7) モールド底面最大土圧は、打撃エネルギーにほぼ比例する。

(8) モールド底面最大土圧は、重錘の最大加速度より算定される衝撃圧力にほぼ比例する。

(9) (8)の比例定数は小さいものよりまさ土、海砂、豊浦砂の順であり、(5)の知見が裏付けられる。

(10) 平均乾燥密度の増分は、平均加速度より算定される衝撃圧力のべき関数として、よい精度で予測することができる。

参考文献

- 1) 大島昭彦：突固めによる締めめ試験におけるランマーの挙動と打撃応力，テラメカニクス，Vol.17，pp.45-50，1997。
- 2) 大島昭彦，近道良太：突固めによる締めめ試験におけるランマー質量と落下高の影響 -締めめ密度と打撃応力の関係，テラメカニクス，Vol.18，pp.17-22，1998。
- 3) 建山和由，島昭治郎，森川 勝：塑性波頭の伝播からみた土の衝撃締めめ機構について，土木学会論文集，No.454/III-20，pp.37-46，1992。
- 4) 大島昭彦，高田直俊：遠心模型実験による重錘落下締めめにおける打撃条件と地盤の圧縮・変形量，土木学会論文集，No.481/III-25，pp.135-143，1993。
- 5) 大島昭彦，高田直俊，田中善広：重錘落下による締めめ範囲と運動量の関係 -単点打撃における密度と強度増加減-，土木学会論文集，No.554/III-37，pp.185-196，1996。
- 6) 河原荘一郎，室 達朗，深川良一，市原一也：圧縮圧力による砂質土の一次元静的・動的締めめ度の比較，第50回土木学会年次講演会概要集，第3部，pp.860-861，1995。
- 7) 土木学会編：土の力学(II)，新体系土木工学，17，技報堂出版，pp.143-146，1984。
- 8) 大島昭彦，高田直俊，福本彦吉：重錘落下締めめにおける重錘挙動と地盤応力，土木学会論文集，No.561/III-38，pp.215-226，1997。
- 9) 大島昭彦：重錘落下による地盤の締めめに関する研究，大

阪市立大学学位申請論文, pp.151-152, 1997.

- 10) 河原莊一郎, 室 達朗, 深川良一, 市原一也: 重錘質量・落下高のまさ土の衝撃応答に及ぼす影響, 第2回土木学会四国支部技術研究発表会講演概要集, pp.262-263, 1996.

(1999. 3. 17 受付)

EFFECTS OF WEIGHT MASS AND DROP HEIGHT ON COMPACTION DENSITY OF SANDY SOILS AND IMPACT RESPONSES IN ONE-DIMENSIONAL COMPACTION

Soichiro KAWAHARA, Tatsuro MURO and Kazuya ICHIHARA

The objective of the present paper is to investigate the effects of the drop height and the mass of weights on the compaction density of loose sandy soils and the impact responses. A series of laboratory experiments for three kinds of sandy soil using a multi-layers mold was executed in one-dimensional condition in the combination of weight masses and drop heights.

As a result, it was clarified that the effect of the weight mass on the dry density of the soil is much greater than that of the drop height. The increase in the dry density is approximately proportional to the square root of the momentum of the weight. The increase in the dry density of the soil can be expressed with high accuracy as an exponential function of the applied pressure calculated using the mean of the impact acceleration.