

遠心模型実験による鋼球の砂中貫入現象に関する一考察

A STUDY ON STEEL BALL PENETRATION PHENOMENA INTO SAND
BY CENTRIFUGE MODEL TESTS

安藤智啓*, 山口弘**, 森下政浩***, 藤本一男****

Tomohiro ANDO, Hiroshi YAMAGUCHI, Masahiro MORISHITA and Kazuo FUJIMOTO

*工修 防衛庁第4研究所 研究員 (〒229 相模原市淵野辺 2-9-54)

**工博 防衛庁第4研究所 研究室長 (〒229 相模原市淵野辺 2-9-54)

***工博 防衛庁第4研究所 研究員 (〒229 相模原市淵野辺 2-9-54)

****工博 防衛庁第4研究所 所長 (〒229 相模原市淵野辺 2-9-54)

Centrifuge model tests provide possibilities for laboratory simulation of structural responses in soil subjected to impact load. In this study, centrifuge model tests of 1/90, 1/60 and 1/39.1 scale models are conducted to clarify the applicability of the centrifugal simulation technique on steel ball penetration phenomena into sand. The impact velocities are 150m/s, 200m/s and 250m/s. The predictions from the different scale tests are calculated based on scaling laws to represent the prototype response and compared with each other. On the other hand, a numerical simulation is also performed using AUTODYN-2D code and the numerical results are compared with the predictions. The main results obtained from this study are as follows : 1) For the crater diameter, crater depth and penetration depth, the predictions from the different scale model tests are relatively in good agreement. 2) The centrifuge model test is useful to predict the steel ball penetration phenomena into sand. 3) The numerical simulation gave a reasonable prediction of the steel ball penetration depth in this case.

Key Words : centrifuge, scaling laws, crater, penetration, numerical simulation

1. はじめに

土木工学の分野では、物体の衝突あるいは爆発等によって発生した衝撃力を受けた場合に、地盤との相互作用を考慮して、その応答を評価しなければならない構造物が多く存在する。それら構造物の耐衝撃設計法を確立するためには、実際の地盤を介して衝撃力を受けた場合の実構造物の衝撃応答に関する実験データの取得が極めて重要である。しかしながら、実物実験の実施は、実験装置や時間、費用等の制約から困難である場合が多い。そこで、安価で簡便な模型実験から実物現象を再現する手法が確立できれば、効率的な実験データの取得が可能となり、構造物の耐衝撃設計法を検討する上でも有益であると考えられる。

著者らはこれまで、地盤に埋設された実構造物の応答を推定するための一手法として期待されている遠心模型実験の衝撃問題への適用性に関して、実験的・解析的検討を継続して実施してきた¹⁾⁵⁾。その結果、本手法が実構造物の衝撃応答を推定する場合に、非常に有効であることが明らかになってきた。ところが、著者らの既往の研究では、衝撃力を火薬の爆発により発生させており、

物体の衝突による外力を受けた場合の衝撃応答に着目した適用性については検討されていない。物体の衝突問題への本手法の適用性については、高田らが衝突速度 20m/s の範囲内で、重錘の砂中貫入現象を推定するために、その適用性を実験的に確認した研究報告はある⁶⁾。しかし、それ以上の高速領域の衝突速度に関する研究はほとんどみない。近年では、原子力関連施設等の重要構造物に、航空機等の飛来物が高速で衝突した場合の衝撃問題に関する研究が盛んに行われるようになってきており⁷⁾¹⁰⁾、高速衝突時における構造物の衝撃応答についても、その解明が急がれている。航空機の場合、その衝突速度は、200m/s あるいはそれ以上に達するケースもあると考えられており、ドイツの原子力技術委員会の安全基準¹¹⁾でも、衝突速度として 215m/s が示されている。

本研究では、飛来物が地盤に高速衝突した場合の地中構造物の衝撃応答特性を把握するために、まず砂中に鋼球が高速衝突した場合の貫入特性に着目して、実貫入現象推定のための遠心模型実験法の適用性について検討した。検討は、想定した実物を 3 種類の異なる縮尺でモデル化し、縮尺の逆数倍の遠心加速度をモデルに付加した

実験を実施し、それらの結果の実物換算値を比較することにより行った。この検討方法は、Modeling of models⁽¹²⁾⁻⁽¹⁴⁾と呼ばれている。また、衝撃解析用有限差分プログラム (AUTODYN-2D) による実貫入現象の数値シミュレーションも実施した。その結果と本実験から推定した実貫入応答を比較し、本数値シミュレーションの有用性を検討するとともに、実貫入現象について考察を行った。なお、地中構造物の耐衝撃設計を検討する上で重要な衝撃力については、実験的にはその評価ができないため、数値シミュレーションにより解析的に評価を行った。

2. 遠心力場における相似則

ここでは、遠心力場における模型と実物との間に理論的に成り立つ相似則⁽¹⁵⁾⁻⁽¹⁷⁾を誘導する。まず、動的問題を対象とするため、相似則を求める支配方程式に、次式の運動方程式を適用する。

$$\partial \sigma_{ij} / \partial x_j + \rho b_i = \rho \partial^2 u_i / \partial t^2 \quad (1)$$

ここで、 σ_{ij} は応力テンソル、 x_j は長さベクトル、 ρ は密度、 b_i は重力加速度ベクトル、 u_i は変位ベクトル及び t は時間を表している。また、Hooke の法則より応力とひずみの関係が次式のように成り立つ。次式についても支配方程式として適用する。

$$\sigma_{ij} = \nu E / (1+\nu) / (1-2\nu) \varepsilon_{kk} \delta_{ij} + E / (1+\nu) \varepsilon_{ij} \quad (2)$$

ここで、 E は縦弾性係数、 ν はポアソン比、 ε_{kk} 及び ε_{ij} はひずみを表している。 δ_{ij} はクロネッカーのデルタである。なお、式(2)中の ε_{ij} は次式で表される。

$$\varepsilon_{ij} = 1/2 (\partial u_i / \partial x_j + \partial u_j / \partial x_i) \quad (3)$$

さらに、土を使用する場合には、初期の応力状態がその変形挙動に強く依存するため、自重による応力を表す次式も支配方程式に適用する。

$$\sigma_{bi} = \rho b_i x \quad (4)$$

ここで、 σ_{bi} は自重による応力ベクトルを表している。なお、式(1)～式(4)中の係数 i, j, k は、 $i, j, k=1, 2, 3$ のうち任意の値をとり得る。次に、模型の縮尺率を α_x 、時間の縮尺率を α_t とし、模型と実物の間に次式が成り立つとする。

$$x_m = \alpha_x x_p, \quad t_m = \alpha_t t_p \quad (5)$$

m, p は、それぞれ模型 (model) と実物 (prototype) を表す suffix である。また式(5)が保たれるならば、支配方程式 (式(1)、式(2)及び式(4)) の変数と係数について、模型と実物に次のような関係が成り立つ。

$$\begin{aligned} \rho_m(x_m, t_m) &= \alpha_\rho \rho_p(x_p, t_p) \\ \sigma_m(x_m, t_m) &= \alpha_\sigma \sigma_p(x_p, t_p) \\ b_m(x_m, t_m) &= \alpha_b b_p(x_p, t_p) \end{aligned}$$

表-1 遠心力場における相似則

物 理 量	模型/実物	物 理 量	模型/実物
密度 (α_ρ)	1	ひずみ (α_ε)	1
縦弾性係数 (α_E)	1	変位 (α_u)	1 / N
ポアソン比 (α_ν)	1	時間 (α_t)	1 / N
自重応力 (α_{σ_b})	1	速度 ($\alpha_u \alpha_t$)	1
重力加速度 (α_b)	N	加速度 ($\alpha_u \alpha_t^2$)	N
長さ (α_x)	1 / N	力 ($\alpha_\sigma \alpha_x^2$)	1 / N ²
応力 (α_σ)	1	エネルギー ($\alpha_\sigma \alpha_x^2 \alpha_u$)	1 / N ³

$$u_m(x_m, t_m) = \alpha_u u_p(x_p, t_p) \quad (6)$$

$$E_m(x_m, t_m) = \alpha_E E_p(x_p, t_p)$$

$$v_m(x_m, t_m) = \alpha_v v_p(x_p, t_p)$$

$$f_m(x_m, t_m) = \alpha_f f_p(x_p, t_p) = \alpha_u / \alpha_x \varepsilon_p(x_p, t_p)$$

$$\sigma_{bm}(x_m, t_m) = \alpha_{\sigma_b} \sigma_{bp}(x_p, t_p)$$

ここで、式(5)及び式(6)の各係数 α_x 、 α_t 、 α_ρ 、 α_σ 、 α_b 、 α_u 、 α_E 、 α_ν 、 α_f 及び α_{σ_b} は、スケールファクターと呼ばれる定数である。また、速度、加速度、力及びエネルギーを v 、 a 、 f 及び e で表すと、式(5)及び式(6)を用いて次式の関係が成り立つ。

$$v_m(x_m, t_m) = \alpha_v v_p(x_p, t_p) = \alpha_u / \alpha_t v_p(x_p, t_p)$$

$$a_m(x_m, t_m) = \alpha_a a_p(x_p, t_p) = \alpha_u / \alpha_t^2 a_p(x_p, t_p) \quad (7)$$

$$f_m(x_m, t_m) = \alpha_f f_p(x_p, t_p) = \alpha_\sigma \alpha_x^2 f_p(x_p, t_p)$$

$$e_m(x_m, t_m) = \alpha_e e_p(x_p, t_p) = \alpha_\sigma \alpha_x^2 \alpha_u e_p(x_p, t_p)$$

相似則は、支配方程式が模型と実物の両者に対して成立するための条件として求められるので、式(5)～式(7)を支配方程式に代入し、係数を等しくなるように決定すればよい。そのとき式(1)、式(2)及び式(4)に式(5)～式(7)を代入した支配方程式は、

$$\begin{aligned} (\alpha_x / \alpha_\sigma) \partial \sigma_{ij} / \partial x_j + (1 / (\alpha_\rho \alpha_b)) \rho b_i \\ = (\alpha_t^2 / (\alpha_\rho \alpha_u)) \rho \partial^2 u_i / \partial t^2 \end{aligned} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} (1 / \alpha_\sigma) \sigma_{ij} = (\alpha_v / (\alpha_E \alpha_\nu)) (\nu E / (1+\nu) / (1-2\nu) \varepsilon_{kk} \delta_{ij} \\ + E / (1+\nu) \varepsilon_{ij}) \end{aligned} \quad (9)$$

$$(1 / \alpha_{\sigma_b}) \sigma_{bi} = (1 / (\alpha_\rho \alpha_b \alpha_x)) \rho b_i x_i \quad (10)$$

となる。式(1)、式(2)及び式(4)と同様の式が、模型中に成立するためには、次式が成立しなければならない。

$$\alpha_x / \alpha_\sigma = 1 / (\alpha_\rho \alpha_b) = \alpha_t^2 / (\alpha_\rho \alpha_u) \quad (11)$$

$$(1 / \alpha_\sigma) = \alpha_v / (\alpha_E \alpha_\nu) \quad (12)$$

$$(1 / \alpha_{\sigma_b}) = 1 / (\alpha_\rho \alpha_b \alpha_x) \quad (13)$$

ここで、材料は実物と模型で同一のものを使用するため、 $\alpha_\rho = \alpha_E = \alpha_\nu = 1$ という制約が付く。さらに、土の場合には、初期の応力状態がその変形挙動に強く依存するため、自重による応力を実物と模型で等しくする必要が

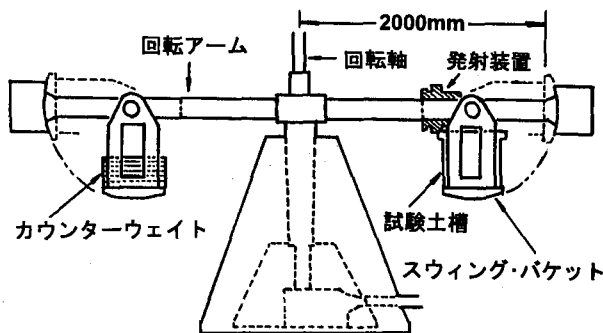


図-1 遠心载荷装置

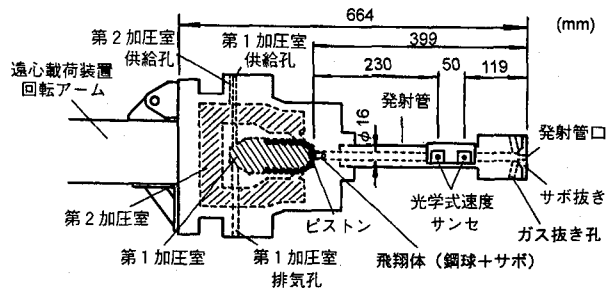


図-2 発射装置 (側面図)

ある。つまり、自重による応力の相似比 α_{σ_0} を1とする必要がある。そこで、式(13)に $\alpha_p = \alpha_{\sigma_0} = 1$ を代入することにより、

$$\alpha_x \alpha_b = 1 \quad (14)$$

が導かれる。式(14)は、模型実験において、遠心加速度を付加することにより可能である。すなわち、 $\alpha_x = 1/N$ 及び $\alpha_b = N$ にすることにより、 $\alpha_{\sigma_0} = 1$ を成し得る。これにより、式(11)から $\alpha_{\sigma} = 1$ が求められる。また、 $\alpha_{\sigma} = \alpha_e = \alpha_b = 1$ を式(12)に代入することにより、 $\alpha_e = 1$ が求まる。よって、式(6)から $\alpha_u = 1/N$ が求まり、これを式(11)に代入することにより $\alpha_t = 1/N$ が求まる。さらに、式(7)からは、 $\alpha_v = 1$ 、 $\alpha_a = N$ 、 $\alpha_f = 1/N^2$ 、 $\alpha_{\phi} = 1/N^3$ が求められる。以上を整理すると、表-1に示す遠心力場における相似則が導かれる。

3. 実験の概要

3.1 実験方法

本実験に使用した遠心载荷装置を図-1に示す。砂地盤は、図中の試験土槽(内径47cm、深さ35cm)内に、試験土槽上端より10cmの位置まで密に充填して作製した。充填方法は、約5cmごとに、試験土槽周囲をプラスチックハンマーで強打し、さらに本装置を用いて100Gの遠心加速度を数分間付加して締固めることにより行った。実験は、この試験土槽を回転アーム片側のスウィング・バケット上に設置し、電気モータにより回転アームを所定の遠心加速度まで加速させた後に、鋼球を発射させることにより行った。

表-2 実験ケース

実験ケース	衝突速度 (m/s)	鋼球の縮尺	遠心加速度 (G)
1~3	150	1/90	90
4~6		1/60	60
7~9		1/39.1	39.1
10~12	200	1/90	90
13~15		1/60	60
14~18		1/39.1	39.1
19~21	250	1/90	90
22~24		1/60	60
25~27		1/39.1	1/39.1

図中のスウィング・バケットは、実験時には、遠心力により、90度の位置まで振り上がる仕組みになっている。従って、試験土槽内に作製した砂地盤には、実験中に深さ方向に遠心力が作用することになる。なお、遠心力場では、発射された鋼球にコリオリの力が回転方向とは逆向きに働く。しかし、本装置の発射管口位置は、実験時に砂表面から約10cmと極近くにあること、また本実験の発射速度は非常に高速であることから、コリオリの力の影響はほとんど無視でき、鋼球は砂表面中心点に垂直に衝突する。

3.2 鋼球の発射方法

図-2に、鋼球を発射方法させるための発射装置を示す。本発射装置は、主に窒素ガス加圧室(第1加圧室及び第2加圧室)、ピストン及び発射管により構成されている。窒素ガス加圧室におけるガスの加圧は、供給口を介してポンベより窒素を送ることで行っている。

鋼球の発射については、最初に、第1加圧室を加圧しピストンを発射管方向へ移動させた後、これと同圧力を第2加圧室に作用させバランスをとる。次に、回転アームを所定の速度まで回転させ、遠心加速度が付加した状態で、第1加圧室の圧力を急速に排気しピストンを発射管反対側方向へ移動させ、第2加圧室の圧力を急速に発射管内に流入させる。このとき、発射管端部にはあらかじめ鋼球とサボから成る飛翔体がセットされており、この飛翔体が第2加圧室からの圧力を受け、発射管内を加速しながら移動する。最終的には、発射管口直前のサボ抜きで鋼球とサボが分離して、鋼球のみをある速度で発射管口から発射させている。なお、発射管には、発射速度を算定するための光学式速度センサが取り付けられている。また、本速度センサから計測される速度と砂表面への衝突速度は異なるため、実験時の発射速度は、あらかじめ発射実験により求めた速度センサ位置の速度と砂表面への衝突速度との関係式(式(15))を用いることにより算定している。

$$V = 1.33V' - 0.056\omega \quad (15)$$

ここで、 V 、 V' 及び ω は、砂表面への衝突速度(m/s)、速度センサ位置の速度(m/s)及び角速度(rad/s)である。

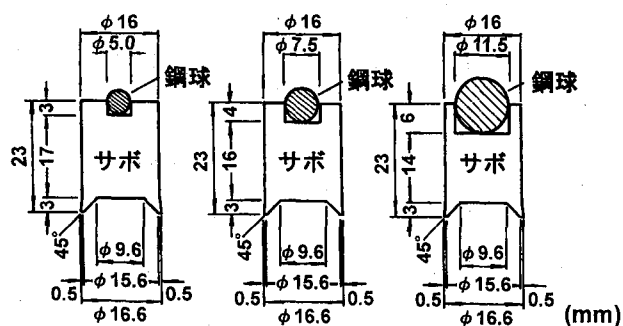


図-3 飛翔体（鋼球及びサボ）の形状寸法

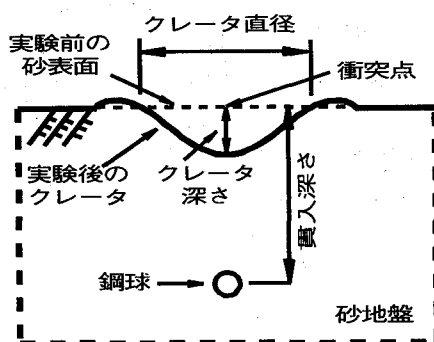


図-4 クレータ形状及び鋼球の貫入状態

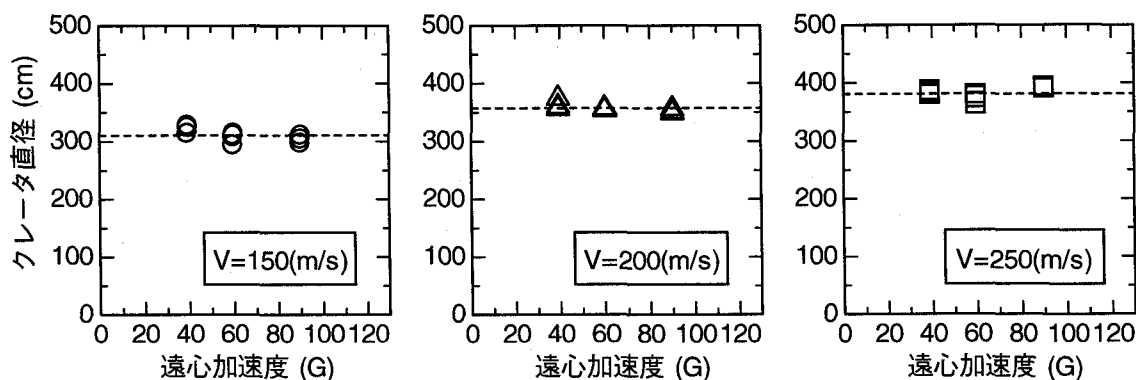


図-5 各衝突速度における遠心加速度とクレータ直径の関係

3.3 実験ケース

表-2に、本実験ケースを示す。本実験では、直径45cm及び質量372.2kgの鋼球が砂表面に150m/s、200m/s及び250m/sで衝突する場合を実物として想定した。実験ケースは、各衝突速度において、実物に対する縮尺1/90、1/60及び1/39.1（遠心加速度は、90G、60G及び39.1Gを付加）に対し、それぞれ3回の実験データを得ることを考慮した合計27ケースである。また、表中の衝突速度については、実験時に速度センサから得られた計測値が、設定速度の1%以下の範囲内であったことから、実験は表中で示した設定速度で精度良く実施できたと判断できる。なお、図-3には、本実験に使用した各飛翔体の形状寸法を示している。ここで、鋼球とサボは、ボンドにより軽く接着された状態になっている。

本実験の計測項目は、鋼球の衝突により砂表面に形成されるクレータの直径と深さ及び鋼球の貫入深さである。また計測にはノギスを使用した。

3.4 材料物性

本実験に用いた砂は、湿潤密度が 1.64g/cm^3 、土粒子の比重が2.64、均等係数が1.56、曲率係数が1.02、含水比が0.2%、間隙比が0.61及び相対密度 $Dr=99.8\%$ の豊浦標準砂である。また、鋼球には、密度が 7.80g/cm^3 のSS400を、サボには、比重0.94、引張強さ40MPa及び伸びが400%の超高分子ポリエチレン(UHMW-PE)

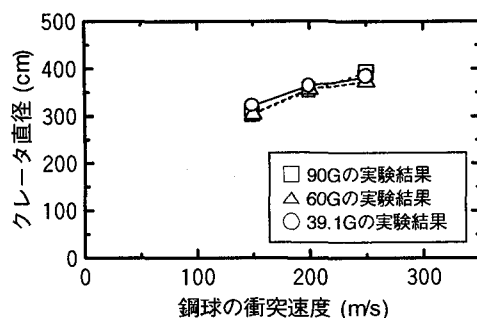
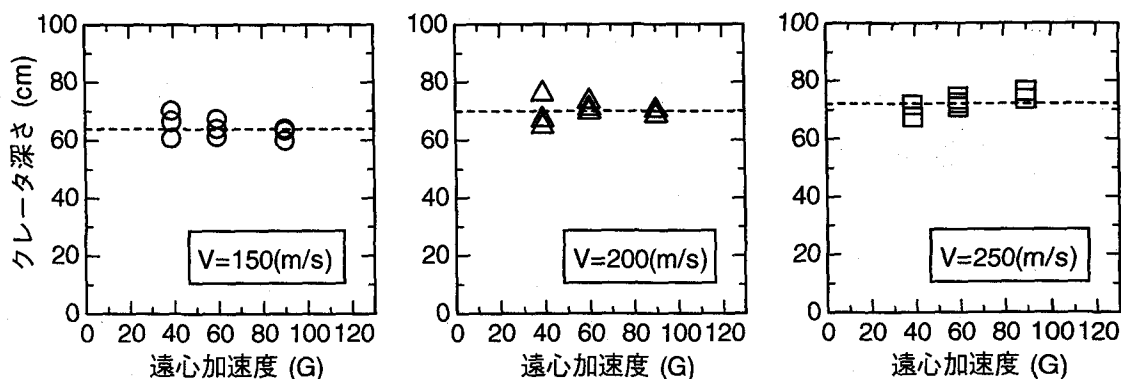


図-6 鋼球の衝突速度とクレータ直径の関係

を使用した。

4. 実験結果及び考察

本実験における実験後のクレータは、全ケースで衝突点を中心として軸対称に、図-4のような形状を示した。また、鋼球も図に示すように、クレータ中心点直下に貫入した状態で静止していた。本章では、このクレータ直径、クレータ深さ及び鋼球の貫入深さについて、各実験結果の比較を行い、実貫入現象を推定するための遠心模型実験の適用性に関する検討を試みた。なお、クレータ直径及び深さは、ここでは、図に示すように、実験前の砂表面高さに等しい2点間の水平距離及びその砂表面から最深点までの垂直距離と定義した。鋼球の貫入深さについては、実験前の砂表面から鋼球重心点までの垂直距



図一七 各衝突速度における遠心加速度とクレータ深さの関係

離とした。

4.1 クレータ直径について

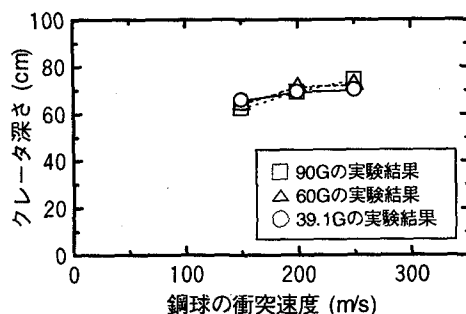
図一五は、各衝突速度における遠心加速度とクレータ直径の関係を示したものである。ここで、図中のクレータ直径は、本相似則に基づき算出した実物換算値で示している。すなわち、39.1G、60G 及び 90G の遠心模型実験から得られたクレータの直径を、それぞれ 39.1、60 及び 90 倍にしている。また、各図の破線は、各衝突速度における全実験ケースの平均値を示したものである。

まず、図より、各衝突速度における同遠心力場の計測結果が、かなり良い再現性を示していることがわかる。さらに、衝突速度 150m/s の結果からみると、39.1G の値が 60G 及び 90G の値に比べて若干大きく示されていることが認められる。しかし、その差は著しく小さく、各遠心力場の値は概ね等しいと言える。衝突速度 200m/s の場合も衝突速度 150m/s の場合と同様の結果を示していることがわかる。衝突速度 250m/s の場合には、逆に 90G の値が 39.1G 及び 60G の値に比べて若干大きく示されている。しかし、ここでもその差は著しく小さく、概ね各遠心力場の値は等しいものと考ええる。

図一六は、鋼球の衝突速度とクレータ直径の関係を示したものである。図中の□、△、○は、90G、60G、39.1G における、それぞれ 3 回の実験結果の平均値を、衝突速度ごとにプロットしたものである。図より、いずれの遠心模型実験の結果も、衝突速度が増加するほど、クレータ直径は大きな値を示していることが認められる。また、衝突速度 200m/s 及び衝突速度 250m/s の衝突速度 150m/s 及び衝突速度 200m/s に対する増加の割合は、いずれも多少後者の方が小さく示されている。このことから、衝突速度が増加するほど、クレータ直径の増分は減少する傾向を示すものと考ええる。

4.2 クレータ深さについて

図一七は、各衝突速度における遠心加速度とクレータ深さの関係を示したものである。ここでも、図中のクレータ深さは実物換算値で示している。また、各図の破線

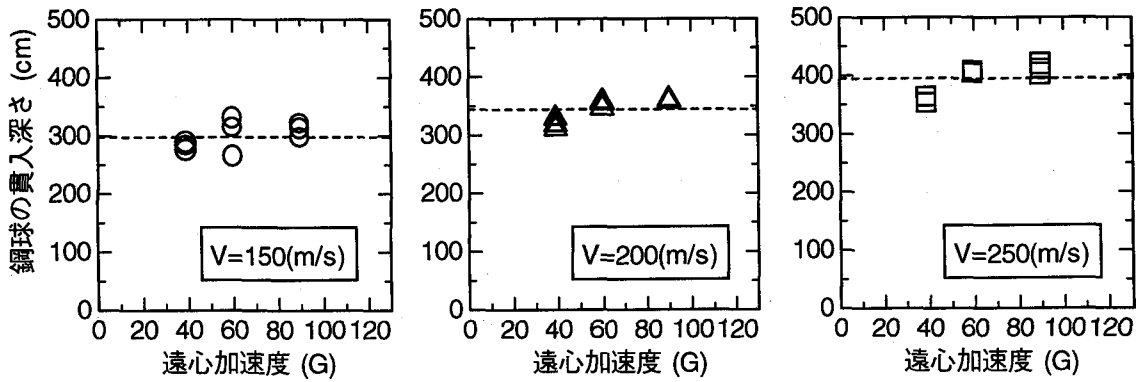


図一八 鋼球の衝突速度とクレータ深さの関係

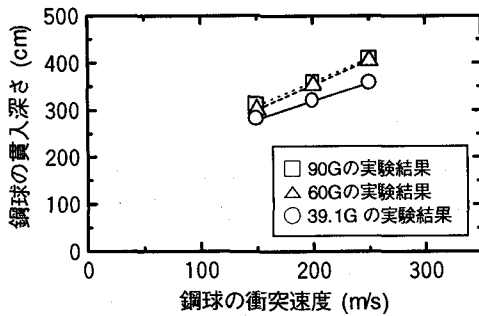
は、各衝突速度における全実験ケースの平均値を表している。

まず、衝突速度 150m/s の結果からみると、39.1G、60G、90G の順番で、その値が若干小さくなる傾向を示しているようであるが、概ね各遠心力場の結果は等しいものと考ええる。衝突速度 200m/s の場合も、39.1G の結果に多少ばらつきがみられるものの、ここでも各遠心力場の値は同程度とみなしてよいと考える。衝突速度 250m/s の場合については、150m/s の傾向とは逆に、39.1G、60G、90G の順番で、その値が大きくなる傾向を示しているが、90G の各結果の平均値と 39.1G のその差は約 6%と小さく、各遠心力場の結果は概ね一致していると言える。なお、これらクレータ深さに関する考察は、クレータ直径で考察した傾向と符合している。

図一八は、鋼球の衝突速度とクレータ深さの関係を示したものである。ここでも図中の□、△、○は、各衝突速度の 90G、60G、39.1G における実験結果の 3 回の平均値を示している。図より、クレータ直径の場合と同様に、いずれの遠心模型実験の結果も、衝突速度が増加するほどクレータ深さは大きく示されることが認められる。また、いずれも衝突速度 200m/s 及び衝突速度 250m/s の衝突速度 150m/s 及び衝突速度 200m/s に対する増加の割合は、ここでも後者の方が多少小さく示されている。従って、クレータ深さについても、衝突速度の増加に伴い、その増分は減少する傾向を示すと考えられる。



図－9 各衝突速度における遠心加速度と鋼球の貫入深さの関係

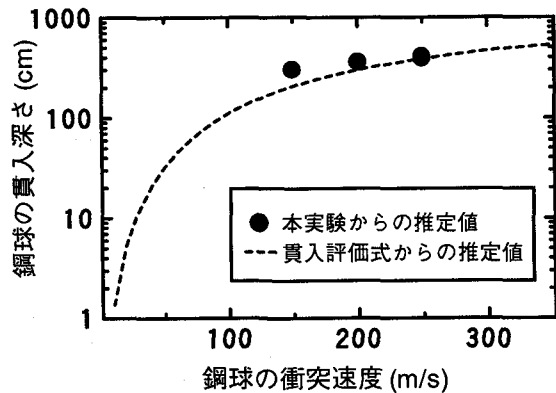


図－10 鋼球の衝突速度と鋼球の貫入深さの関係

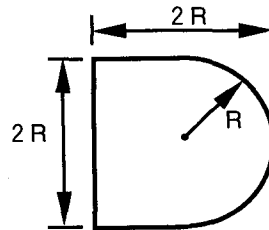
4.3 鋼球の貫入深さについて

図－9は、各衝突速度における遠心加速度と鋼球の貫入深さの関係を示したものである。ここでも、図中の貫入深さの値は実物換算されている。また、各図の破線は、各衝突速度における全実験ケースの平均値を表している。

まず、衝突速度 150m/s の結果からみると、60Gの実験結果に多少ばらつきがみられるが、相対的に 39.1Gの結果は、60G 及び 90Gの結果に比して、その値は小さく示されている。しかし、その差は約 10%と小さい。この傾向は、衝突速度 200m/s 及び衝突速度 250m/s の場合にも同様に示されており、前節で考察したクレータ直径及びクレータ深さの考察とは異なる結果を示している。ここで、90Gの平均値を基準にして、39.1Gの平均値の 90G に対する倍率を求めてみると、衝突速度 150m/s、衝突速度 200m/s 及び衝突速度 250m/s の場合で、それぞれ 0.91 倍、0.89 倍及び 0.87 倍である。この倍率は、衝突速度の速い実験ほど、つまり深く貫入する実験ほど小さく示されている。ところで、実物換算前の貫入深さに着目すると、39.1Gの貫入量は、60G 及び 90G のそれに比べると大きい。その貫入深さは、試験土槽底面に比較的近い位置までに達する。従って、貫入深さの結果については、実際の実験時に最も深く砂中に貫入する 39.1G の実験が、試験土槽底面の境界の影響をいくらか受けたのではないかと推察される。しかし、その推察は、現段階では明らかでなく、この点については、今後さらに詳細な検討が必要であると考えられる。



図－11 鋼球の衝突速度－貫入深さ関係の比較

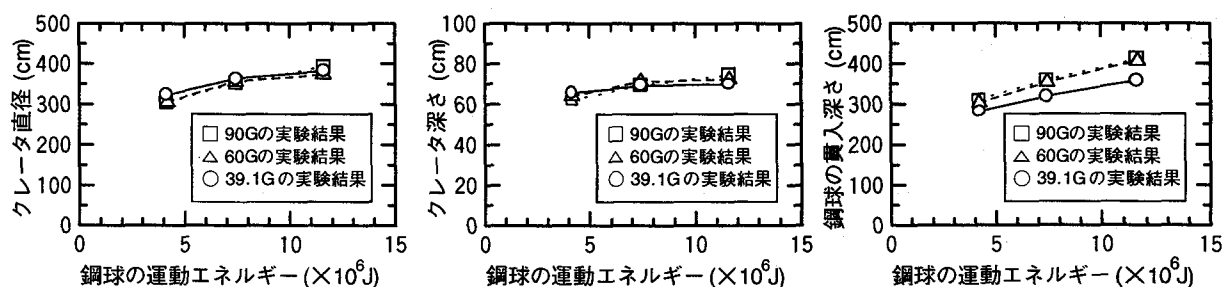


図－12 貫入評価式に適用される飛翔体の形状

図－10は、鋼球の衝突速度と鋼球の貫入深さの関係を示したものである。図中の□、△、○は、各衝突速度の 90G、60G、39.1G における実験結果の 3 回の平均値を示している。図より、いずれの遠心模型実験の結果も、衝突速度が増加するほど貫入深さは大きく示されることがわかる。また、衝突速度 200m/s 及び衝突速度 250m/s の衝突速度 150m/s 及び衝突速度 200m/s に対する増加の割合は、図からは同程度にみえる。しかし、それらの割合は、90G、60G、39.1G の順に、1.14 倍及び 1.12 倍、1.17 倍及び 1.15 倍、1.16 倍及び 1.14 倍といずれも後者の方が多少小さく示されている。これらの傾向は、クレータ直径及びクレータ深さの結果と符号している。

4.4 鋼球の衝突速度と貫入深さの関係について

本節では、前節で述べた鋼球の貫入深さの妥当性につ



図－１３ 鋼球の運動エネルギーとクレータ形状の関係

いて検討するために、従来から提案されている貫入評価式¹⁸⁾との比較を試みた。図－１１は、鋼球の衝突速度－貫入深さの関係を比較して示したものである。比較は、本実験により推定した図－９に示す各衝突速度の平均値（破線値）と貫入評価式からの推定値に着目して行った。図中の破線は、貫入評価式から計算された推定値を表している。なお、計算に用いた貫入評価式は、先端が半球でその半径分の高さを有する円柱から成る形状の飛翔体（図－１２）に関して適用できる式とされている。さらに、本評価式は、質量約 3g～1.1kg の鋼製飛翔体を、速度約 150m/s～3000m/s で砂中に衝突させた場合を対象としている。しかし、本式以外に土への貫入評価式が提案されている文献をみないため、ここでは、本実験に用いた質量の大きな球形の飛翔体にも本評価式が適用できると仮定して、その比較を試みた。式(16)は、その貫入評価式を示したものである。

$$Z = 1.975 W^{1/3} K_p \log_{10} (1 + 5.0 \times 10^{-5} V^2) \quad (16)$$

ここで、 Z は貫入深さ(m)、 W は鋼球の質量(kg)、 K_p は土の抵抗係数(m/kg^{1/3})、 V は衝突速度(m/s)を表す。また、鋼球の質量 W 及び土の抵抗係数 K_p には、本実験で想定した実物の鋼球質量 $W=372.2\text{kg}$ 及び対象が砂の場合に提案されている $K_p=0.441\text{m/kg}^{1/3}$ の値を用いている。

図より、本実験の衝突速度 150m/s～衝突速度 250m/s の範囲内では、本実験からの推定値が、貫入評価式からの推定値より同程度あるいは多少大きい値を示すことがわかる。つまり、衝突速度の遅い 150m/s の場合が最も貫入評価式からの推定値との差が大きく、衝突速度の速い 250m/s の場合は両者で良く一致していることが認められる。そのため、衝突速度 150m/s～衝突速度 250m/s の範囲において、本実験の推定値間の勾配は、貫入評価式からの推定値の曲線勾配に比べると小さく示されている。しかしながら、衝突速度の遅い場合にも、両者の推定値の差は、それほど大きくないものとする。なお、衝突速度 150m/s における本実験からの推定値は、貫入評価式からの推定値の約 1.4 倍である。衝突速度 150m/s の場合に若干の差が生じた理由としては、衝突速度の適用範囲に原因があるものとする。つまり、本評価式が超高速衝突による貫入深さの推定に使用され、適用下限

値である 150m/s 程度以下の衝突速度の場合には、誤差が生じてくる可能性があるものとする。

以上、本実験からの推定値は、既往の貫入評価式からの推定値と比較しても妥当な値であると考えられ、本実験法により推定した実物の貫入深さは、実物を概ね模擬しているものと推察できる。

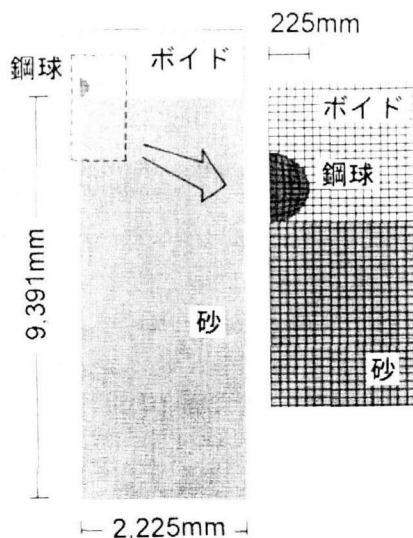
4.5 鋼球の運動エネルギーとクレータ形状の関係について

図－１３は、鋼球の運動エネルギーとクレータ直径、クレータ深さ及び鋼球の貫入深さの関係を示したものである。図中の□、△、○は、各運動エネルギー（ $4.19 \times 10^6\text{J}$ 、 $7.44 \times 10^6\text{J}$ 、 $11.6 \times 10^6\text{J}$ ）の 90G、60G、39.1G における実験結果の 3 回の平均値を示している。なお、本節における考察は、図－６、図－８及び図－１０の考察と同様である。つまり、いずれの遠心模型実験の結果も、衝突速度が増加するほど、それらの値は大きく示される。また、衝突速度 200m/s 及び衝突速度 250m/s の衝突速度 150m/s 及び衝突速度 200m/s に対する増加の割合は、後者の方が多少小さい。なお、鋼球の貫入深さで、39.1G の値が 60G 及び 90G のそれと比較して若干小さく示されているが、これは前節の「4.3 鋼球の貫入深さについて」において述べた理由によるものとする。

5. 数値シミュレーションの概要

本数値シミュレーションは、実験では観察できない砂中の鋼球の貫入状況を検討することを目的として、衝撃解析汎用コード AUTODYN-2D¹⁹⁾を用いることにより行った。本コードは、物質をオイラー座標系と通常のラグランジュ座標系の両方で表現することが可能である。本数値シミュレーションにおいては、鋼球の衝突により貫入が生じる砂をオイラー座標系で表現している。一方、鋼球についてはラグランジュ座標系で表現した。

図－１４は本解析モデルである。解析は軸対称問題とし、縮尺 1/39.1 の模型を実物換算した場合を対象として行った。解析モデルは、全体を 222×70 のオイラーメッシュで分割し、さらにそのメッシュ上に 10×5 のラグランジュメッシュで分割した鋼球を作成することでモデル化した。また、鋼球と砂の領域以外は、ボイドと呼ばれる物質が無い空間であり、この空間では物質の移



図－１４ 解析モデル

表－３ 鋼球の材料物性値

	密度 (g/cm ³)	せん断弾性 係数(MPa)	体積弾性係 数(MPa)	降伏応力 (MPa)
鋼球	7.80	7.90×10^4	1.71×10^5	2.00×10^2

動のみを考慮している。なお、ここで対象とした解析は、鋼球に初速度 250m/sec を与えたケースである。

本解析に使用した砂は、既往の研究³⁾を基に、湿潤密度が 1.64g/cm^3 及びせん断弾性係数が $1.43 \times 10^4\text{MPa}$ とした。圧力－密度関係を表す状態モデル及び降伏条件式については、既往の研究で使用した解析ソフト²⁰⁾と本解析ソフトでは、入力の方法が多少異なるため、既往の研究を参考にして図－１５及び式(17)のように与えた。

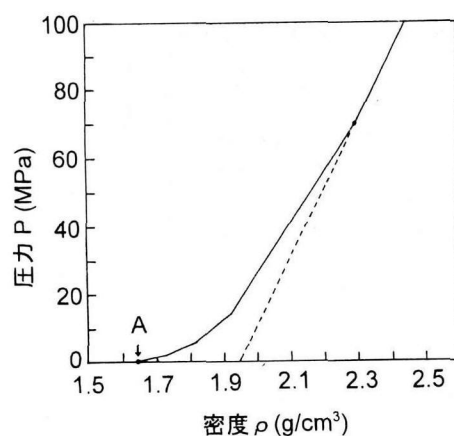
$$J_2 = 0.380P^2 \quad (17)$$

ここで、 J_2 及び P は、偏差応力の第 2 不変量 (kgf/cm^2) 及び圧力 (kgf/cm^2) を表している。また、降伏後の偏差応力成分は、降伏曲面上にスケールバックされる。図－１５の状態モデルは、本解析ソフトに組み込まれている Porous の状態モデル¹⁹⁾である。図中 A 点は初期密度を表している。図中の点線は、その点における圧力が解放された場合の密度変化の勾配を表している。鋼球は弾塑性体とし、Von-Miess の降伏条件式を用いている。表－３に鋼球の材料物性値を示す。なお、本解析では、重力 (1G) を考慮して計算している。

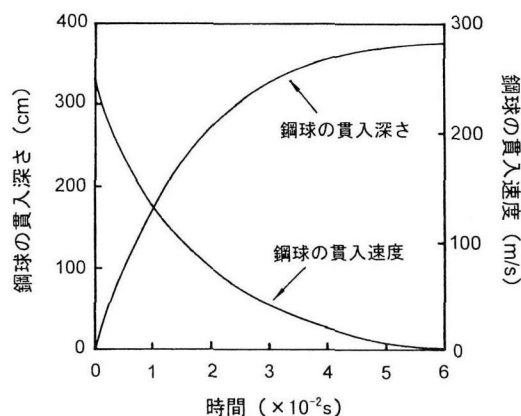
6. 数値シミュレーション結果

6.1 鋼球の貫入速度と貫入深さの関係

図－１６に鋼球の貫入速度と貫入深さの関係を鋼球が砂表面に接した時点を開始時刻として与えている。図より、貫入速度は初期時間に急激に減衰し、その後は緩



図－１５ 状態モデル（圧力－密度関係）



図－１６ 鋼球の貫入速度と貫入深さの関係

やかに減衰することがわかる。これに対応して貫入深さも初期時間に急激に、その後徐々に緩やかに増加している。また、貫入深さは本実験の推定値（図－９の破線値あるいは図－１１の黒丸値）より 5 % 程度低いものの、概ね同程度であることがわかる。従って、本シミュレーション結果は、実験より推定した貫入深さを良好にシミュレートしていると言える。

6.2 鋼球の貫入状況

図－１７は、貫入速度が概ね零時点の砂の変形状況を圧力分布と合わせて示したものである。なお、図は本解析モデルの結果を、中心軸に関して左右に展開して示している。図より、砂表面にはクレータが形成され、そのリップ部先端では砂が一部飛散している状況が認められる。また、そのときのクレータの直径は、約 150cm であり、実験結果に比べてかなり小さな値となっている。これは、実験結果で示したクレータ直径は、鋼球の貫入経路周辺の砂がその経路内にすべり落ち堆積した状態の値であり、本解析ではそこまでシミュレートできないためであると考えられる。なお、圧力については、鋼球の貫入経路周辺にクレータの直径程度の範囲で、最大 3MPa 程度の圧力が分布していることが認められる。

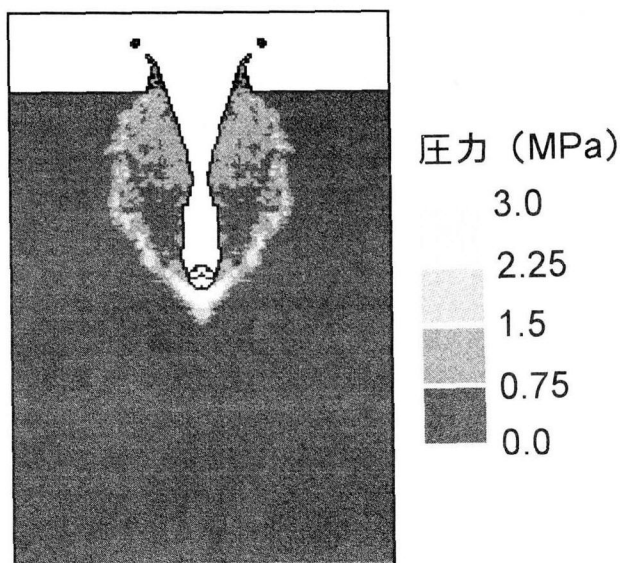


図-17 砂の変形状況及び圧力分布

図-18は、貫入速度が概ね零時点における砂の弾性及び塑性領域の分布を示したものである。図より、塑性領域の分布は、形成されたクレータ周辺部に沿った形で分布していることが認められる。これは、図-17で示した圧力分布に類似した分布形状を示している。

6.3 鋼球の加速度波形及び衝撃力波形

本節では、鋼球が地盤に衝突したときに生じる衝撃力について、数値解析的に検討する。図-19は、鋼球の加速度波形及び衝撃力波形を示している。なお、衝撃力は、加速度に鋼球質量を乗じることにより求めている。図より、波形の立ち上がりから、約2msecで零に減衰するまで高周波成分を含んだ波形形状を示していることがわかる。その値は、加速度で $\pm 4 \times 10^4 \text{G}$ 以上、衝撃力で $\pm 6 \times 10^3 \text{tf}$ 以上にも達することが認められる。このように、鋼球の衝突により非常に大きな加速度及び衝撃力が生じるが、その継続時間は極短時間に限られていることがわかる。しかし、衝撃力は耐衝撃設計を行う上で非常に重要な指標であるため、今後実験による確認及び詳細な検討が必要であると考えられる。

7. まとめ

本研究では、飛来物が地盤に高速衝突した場合の地中構造物の衝撃応答特性を把握するために、まず砂中に鋼球が高速衝突(150m/s, 200m/s 及び 250m/s)した場合の貫入特性に着目して、実貫入現象推定のための遠心模型実験法の適用性について検討を行った。また、衝撃解析用有限差分プログラム(AUTODYN-2D)による実貫入現象の数値シミュレーションも行った。本研究により得られた結果をまとめると、以下ようになる。

(1) クレータ直径は、いずれの衝突速度においても、各

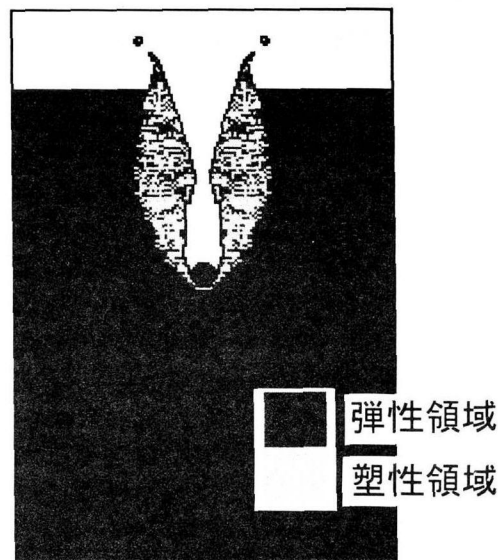


図-18 弾性領域及び塑性領域の分布

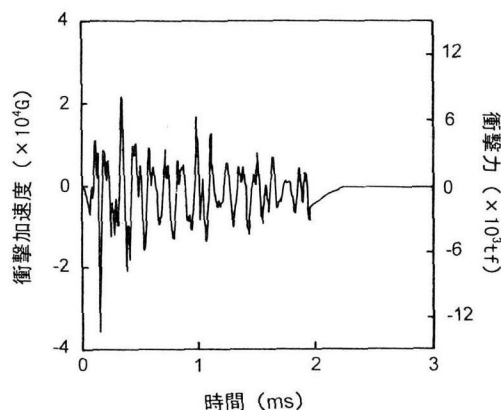


図-19 鋼球の加速度波形及び衝撃力波形

遠心力場で概ね一致した。

- (2) クレータ直径は、衝突速度が増加するほど大きくなった。またその増加の割合は、衝突速度が増加するほど小さく示された。
- (3) クレータ深さは、いずれの衝突速度においても、各遠心力場で概ね一致した。
- (4) クレータ深さは、衝突速度が増加するほど大きくなった。また、その増加の割合は、衝突速度が増加するほど小さく示された。これはクレータ直径の結果と符号した。
- (5) 鋼球の貫入深さは、いずれの衝突速度においても、39.1G結果が60G及び90Gの結果に比べて、若干小さな値を示した。しかし、その差は約1割と小さく、概ね各遠心力場の結果は一致した。
- (6) 鋼球の貫入深さは、衝突速度が増加するほど大きくなった。またその増加の割合は、衝突速度が増加するほど小さく示された。これは、クレータ直径及び

クレータ深さの結果と符合した。

- (7) 本実験からの貫入深さの推定値は、既往の貫入評価式からの推定値と比較的良好一致した。
- (8) 鋼球の運動エネルギーとクレータ直径、クレータ深さ及び鋼球の貫入深さとの関係を示すことができた。
- (9) (1)～(8)の結果から、本実験法により推定した実物のクレータ直径、クレータ深さ及び鋼球の貫入深さは、概ね実物を模擬していると推察できる。
- (10) 砂にオイラーメッシュを用い、かつ既往の材料物性値を使用した数値シミュレーション結果は、鋼球の貫入深さについて、実験からの推定値を概ね良好にシミュレートした。
- (11) 数値シミュレーションにより、鋼球が貫入した場合の砂の変形状況、圧力分布及び塑性領域分布を明らかにすることができた。
- (12) 鋼球が地盤に衝突するときに生じる衝撃力を数値解析的に示すことができた。

以上、本実験の範囲では、物体の衝突による外力を受けた場合の砂中貫入現象についても、遠心模型実験は、実物現象を推定するために、適用可能であることが認められた。なお、今後は、飛来物が地盤に高速衝突した場合の地中構造物の衝撃応答特性に着目して、その特性を推定するための本実験法の適用性についても検討したいと考えている。

参考文献

- 1) 安藤智啓, 藤本一男, 山口弘, 鶴居正行, 伊藤孝: 遠心載荷装置を用いた発破実験, 構造工学論文集 Vol.41A, pp.1213-1220, 1995.3.
- 2) T.Ando, K.Fujimoto, M.Ui, T.Ito, H.Yamaguchi: Centrifugal and Numerical Simulation of Buried Structures Subjected to Blast Loadings, 7th International Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structures, pp.199-206, 1995.4.
- 3) 安藤智啓, 山口弘, 鶴居正行, 星川辰雄, 藤本一男: 遠心模型実験による砂中埋設構造物の衝撃応答に関する一考察, 構造工学論文集 Vol.43A, pp.1469-1480, 1997.3.
- 4) T.Ando, H.Yamaguchi, T.Hoshikawa, K.Fujimoto: Centrifugal Simulation of Underground Structures in Cohesive Soil Subjected to Blast Loadings, 8th International Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structures, Volume I B, pp.1035-1044, 1997.4.
- 5) 安藤智啓, 山口弘, 星川辰雄, 藤本一男: 遠心模型実験の衝撃問題への適用性に関する実験的検討, 土木学会第52回年次学術講演会, I-B215, pp.430-431, 1997.9.
- 6) 高田直俊, 大島昭彦, 渡辺篤, 池田通陽: 重錘落下

締固め工法の現場実験—地盤変形, 土圧, 強度増加—, 土木学会論文集 No.469/III-23, pp.127-134, 1993.6.

- 7) T. Sugano, H. Tsubota, Y. Kasai, N. Koshika, H. Ohnuma, W.A. von Riesenmann, D.C. Bickel and M.B. Parks: Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 1. Test program, method and results, Nuclear Engineering and Design 140, pp.387-405, 1993.
- 8) T. Sugano, H. Tsubota, Y. Kasai, N. Koshika, S. Orui, W.A. von Riesenmann, D.C. Bickel and M.B. Parks: Full-scale aircraft impact test for evaluation of impact force, Nuclear Engineering and Design 140, pp.373-385, 1993.
- 9) 井元勝慶, 北川真, 大野友則, 内田孝: 高速飛来物の衝突を受ける2重RC板の局部損傷と耐衝撃性, 構造工学論文集 Vol.39A, pp.1609-1619, 1993.3.
- 10) 伊藤, 大沼, 白井: 飛来物の衝突に対するコンクリート構造物の耐衝撃設計法, 電力中央研究所報告(総合報告):U24, 1991.7.
- 11) KTA2202, Schutz von Kernkraftwerken gegen Flugzeugabsturz, Grundsätze und Lastannahmen, Entwurf, Kerntechnischer Ausschuss (KTA), Koeln, 1980.
- 12) 寺師昌明, 藤井斉昭:「講座」遠心模型実験4. 遠心模型実験装置の基本システムと計測システム, 土と基礎, Vol.136, No.3, pp.79-86, 1988.1.
- 13) Bruce L. Kutter, L. Moquette O'Leary, P.Y. Thompson and Rachel Lather: Gravity-Scaled Tests on Blast-Induced Soil-Structure Interaction, Journal of Geotechnical Engineering, Vol.114, No.4, pp.431-447, April, 1988.
- 14) 風間基樹, 稲富隆昌, 飯塚栄寿, 永吉貴行: 飽和砂地盤上の盛土の地震時安定性に関する遠心力模型振動実験, 土木学会論文集 No.547/III-36, pp.107-116, 1996.9.
- 15) Schmidt, R.M. and Holsapple, K.A.: Theory and Experiments on Centrifuge Cratering, Journal of Geophysical Research, Vol.85, No.2, pp.234-252, Jan., 1980.
- 16) Taylor, T.: Centrifuge Modeling of Projectile Penetration in Granular Soils, Ph.D. dissertation, Washington State University, August, 1988.
- 17) 風間基樹, 稲富隆昌: 遠心載荷模型実験手法の振動実験への適用について, 土木学会論文集 No.477/I-25, pp.83-89, 1993.
- 18) Krauthammer, T.: MODERN PROTECTIVE STRUCTURES DESIGN, ANALYSIS AND EVALUATION, August, 1988.
- 19) AUTODYNTM interactive Non-linear Dynamic Software Theory Manual, CENTURY DYNAMICS, 1995.
- 20) Hallquist, J.O.: LS-DYNA3D User's Manual, Lawrence Livermore Software Technology Corporation, 1990.

(1997年9月26日受付)