



Title	砂の力学特性と静的コーン貫入特性の相関に関する実験的研究
Author(s)	土岐, 祥介; Toki, Shosuke; 三浦, 清一 他
Citation	北海道大學工學部研究報告, 111, 1-12
Issue Date	1982-10-30
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/41763
Type	departmental bulletin paper
File Information	111_1-12.pdf



砂の力学特性と静的コーン貫入特性 の相関に関する実験的研究

土岐 祥介 三浦 清一 谷澤 房郎

(昭和57年 6 月30日受理)

Laboratory Study on the Correlation between Mechanical Properties and Static Cone Penetration Characteristics of Sand

Shosuke TOKI, Seiichi MIURA and Fusao TANIZAWA

(Received June 30, 1982)

Abstract

A triaxial device by which static cone penetration test and static and cyclic shear tests can be performed under simulated in-situ stress conditions is developed. Using this apparatus, a series of cone penetration tests and static triaxial compression and extension tests on sand specimens prepared by various methods was performed to examine the relationship between cone penetration characteristics and mechanical properties of sand. Test results showed that cone penetration resistance depends strongly not only on the relative density but also on fabric characteristics of the specimen. However it was recognized that an unique correlation exists between the penetration resistance value and angle of shearing resistance obtained through the drained triaxial compression test. It was also clarified that the dilatancy characteristic during cone penetration affects the penetration resistance value and is closely related to that in the static triaxial test.

Penetration resistance values were calculated on the basis of the theory of cavity expansion taking the compressibility of sand into consideration and compared with measured values. Comparison of the predicted and measured cone penetration resistance showed that both values are in agreement with each other whereas the anisotropic dilatancy characteristics of sand must be introduced in the cavity expansion theory.

1. ま え が き

砂質土における標準貫入試験 (SPT) あるいは静的コーン貫入試験 (CPT) の結果は、せん断抵抗角、変形定数あるいは液状化強度等の力学的性質を推定するために広く用いられている。一方、砂の力学特性は、粒子の卓越配列による構造異方性や応力履歴などの影響によって大きく異

土木工学科 基礎地盤工学講座

なり、単純に密度のみによって議論することはできないということが一般に認められている。そこで、貫入抵抗値に及ぼすこれらの因子の影響を把握することは重要なことであると思われる。

本研究では、数種の異なる方法で作製した通常の三軸供試体に対して静的コーン貫入試験を行ない、貫入抵抗値に及ぼす砂粒子堆積構造の影響や力学的性質と貫入特性との相関などについて考察を加えるとともに、空洞膨張論¹⁾による理論解析に堆積構造の異方性を考慮する必要があることを示した。

2. 試験装置

静的コーン貫入試験を三軸試験と同一の条件下で実施するためには、供試体に応力解放あるいは飽和度の変化などが生じることは避けなければならない。また、応力履歴などの影響を調べるためには、従来の動的試験や静的試験との組合せが可能なものが必要となる。そこで、図-1に示すような、同一セル内で通常の三軸試験とコーン貫入試験が実施できる試験機を製作した。

荷重用ピストンロッドは二重式で、三軸試験においては、ピストンロッド(A)は(B)に固定され、両者一体となって荷荷が行なわれる。一方、貫入試験時には、ピストンロッド(B)を上盤に固定し、(A)に荷重を加えてコーンを貫入させる。図-2は、コーンを格納しているキャップを示したものである。三軸試験の際には、コーン格納部に装着されたOリングによって、供試体とピストン内部は完全に遮断されている。本研究において使用したコーンは、図-3に示す形状のもので、貫入ロッドからの取外しおよび交換が可能である。

3. 試験方法

3.1. 試料および供試体作製法

試験に用いた試料は豊浦砂 ($G_s=2.65$, $e_{max}=0.992$, $e_{min}=0.625$, $U_c=1.5$, $D_{50}=0.18\text{mm}$)²⁾で、ほぼ均等な粒径の細砂である。

供試体は、その作製法の違いによって以下のように区分されている。

- (1) MSP 供試体：多重ふるい落下法 (MSP法)³⁾によって作製した供試体である。本方法では、砂試料を大気中で自由落下させて供試体成形用モールド内に堆積させるので、粒子の長軸が水平方向に卓越配列され、鉛直軸に関して軸対称的な異方構造の状態にあると推定される。
- (2) TP 供試体：モールド内に10層に分けて乾燥砂を注ぎ込み、所定の相対密度が得られるように、各層ごとにモールド側壁を連打して作製した供試体である。
- (3) DR 供試体：TP 供試体と同様に砂をモールドに注ぎ込み、試料を直接棒 (直径10mm, 長さ

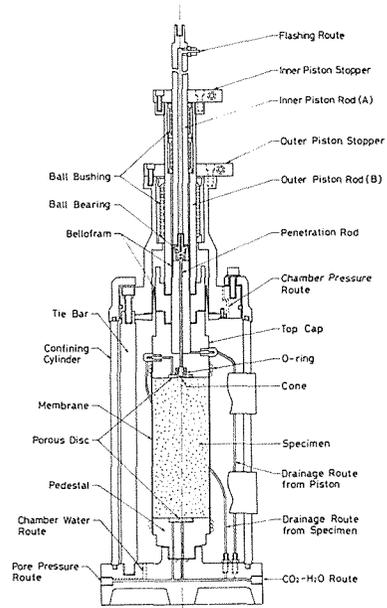


Fig. 1 Schematic diagram of triaxial device improved for cone penetration test

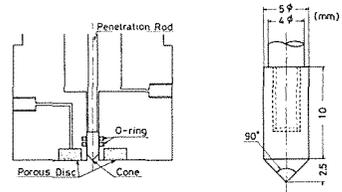


Fig. 2 Details of loading cap used

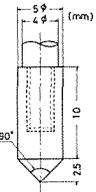


Fig. 3 Details of cone used

250mm) で突いて所定の密度を得る方法で作製した供試体である。

以上の供試体の他に、力学特性の異方性がコーン貫入抵抗に及ぼす影響を明確にするために、後述のV, H およびHTP供試体を作製し、試験を行なった。

供試体の寸法は、コーン貫入時に供試体内に生じる塑性領域の広がり⁴⁾を考慮し、直径70mm、高さ170mmとした。

3.2. 試験方法と種類

供試体作製後CO₂を通し、引続き脱気水により飽和させ、196kPaのバックプレッシャーを与えている。その後、所定の有効圧密圧力σ_c'(特にことわらない限りはσ_c'=196kPa)で30分以上等方圧密した後に、静的コーン貫入試験および静的三軸圧縮・伸張試験を行なった。試験はすべて排水条件で行ない、コーン貫入は毎分2.8mmの速度で100mmの深さまで実施した。

4. 試験結果と考察

4.1. 相対密度と貫入抵抗の関係

図-4にMSP供試体に対する貫入試験の結果を示す。図中の相対密度D_{rc}は圧密終了時の値であり、貫入深さD_pは供試体上端からの貫入量である。貫入抵抗値q_cには、コーンの先端抵抗と貫入ロッドおよびコーン側面の周面摩擦の両成分が含まれているが、用いたコーンについて計算した

周面摩擦の値は実測値に比べて非常に小さく、また、図-4に見られるように、q_cがある深さからほぼ一定値となっていることから、実測値はほぼ先端抵抗を表わしていると考えてさしつかえないと思われる。そこで、供試体の貫入抵抗をD_p=50mm以深のq_cの平均値(q_c)_mで代表させて以下の議論を進める。

次に、TPおよびDR供試体に対して行なった貫入試験の結果を図-5に示す。図-4に示したMSP

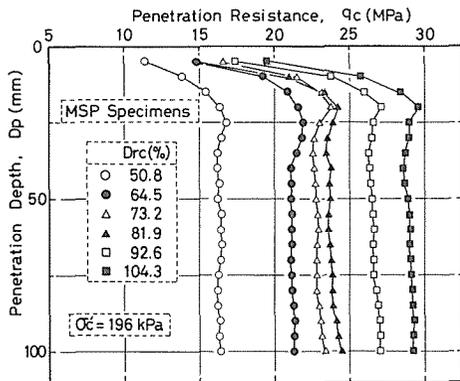


Fig. 4 Typical results of the cone penetration test on MSP specimen

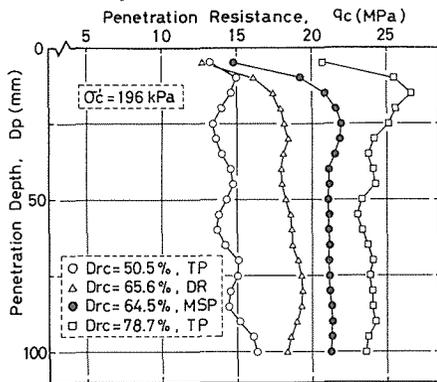


Fig. 5 Typical results of the cone penetration test of TP and DR specimens

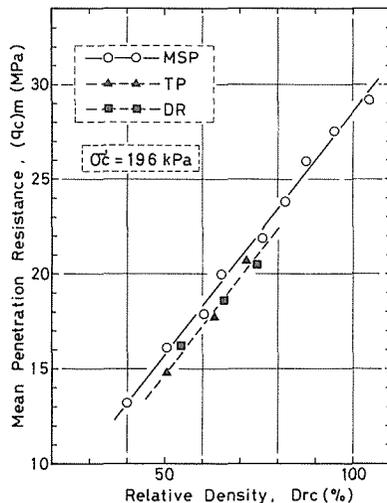


Fig. 6 Relationship between (q_c)_m and D_{rc} for MSP, TP and DR specimens

供試体に比べて貫入抵抗値の変動は明らかに大きい。これは、供試体が不均質であるため、内部に混在している局部的に密な部分とゆるい部分の密度の相違をコーンが敏感に捉えている結果であると言えるよう。

図-6は、平均貫入抵抗値(q_c)_m

と D_{rc} の関係を示したものである。相対密度の増加とともに $(q_c)_m$ は増加し、MSP供試体では両者の間に良好な直線関係が見られる。TPおよびDR供試体については、図-5に示したように貫入抵抗の変動が大きく、 $(q_c)_m$ で供試体の貫入抵抗を代表させることには若干疑問が残るが、試験を行なった相対密度の範囲では、同一相対密度のMSP供試体よりも小さな値を呈している。これらの事実は、コーン貫入抵抗と相対密度の関係が一義的なものではなく、砂の構造特性に依存することを示唆していると考えられる。

4.2 貫入抵抗値と有効拘束圧の関係

図-7は、 $D_{rc}=55\%$ のMSP供試体の $(q_c)_m$ と有効拘束圧 σ'_c の関係を示している。 σ'_c の増加とともに $(q_c)_m$ は増加するが、その増加の割合は拘束圧の増加にしたがって減少する傾向が見ら

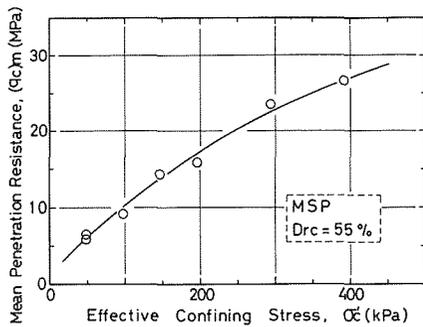


Fig. 7 Relationship between $(q_c)_m$ and σ'_c for MSP specimen

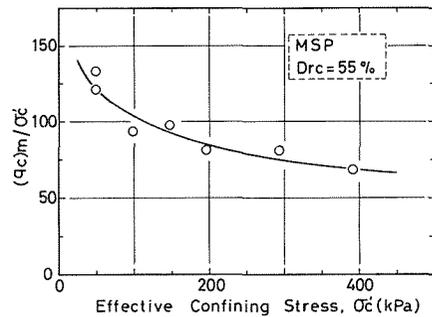


Fig. 8 Dependency of $(q_c)_m$ on σ'_c

れる。これは、Schmertmannによる室内実験結果⁵⁾と一致している。この傾向は、 $(q_c)_m$ を σ'_c で正規化し、貫入抵抗に及ぼす拘束圧の影響を示した図-8においてより明確にされよう。 σ'_c の増加とともに $(q_c)_m / \sigma'_c$ は減少し、コーン貫入抵抗の深さ方向の増加率の拘束圧(有効土被り圧)依存性は無視できないことが明らかである。

図-9は、排水条件下での軸対称三軸および平面ひずみ圧縮試験で得られたせん断抵抗角 $\phi_d = \sin^{-1} \{ (\sigma_1 - \sigma_3)_f / (\sigma_1 + \sigma_3)_f \}$ を σ'_c に対してプロットしたものである。平面ひずみ条件下で、特に ϕ_d の強い拘束圧依存性を認めることができる。同様な実験結果は、De Beer⁶⁾、Odaら⁷⁾によって報告されているが、この程度の σ'_c の範囲においては、拘束圧増加に伴う ϕ_d の低下は粒子破碎によるものではないとされている。したがって、この現象は、せん断中のダイレイタンス特性の拘束圧依存性が ϕ_d に影響を及ぼす結果であると推定される。

いずれにせよ、図-8に示した結果は、せん断抵抗角が有効拘束圧に強く依存している事実をそのまま反映していると考えられ、コーン貫入抵抗とせん断抵抗角の間に密接な関係があることを示唆している。

4.3 貫入抵抗値に及ぼす構造異方性の影響

4.1で述べたように、コーン貫入抵抗は砂の構造特性に依存し、相対密度のみで議論することはできない。ここでは、砂粒子の卓越配列方向が 90° 異なる供試体について行なった静的コーン

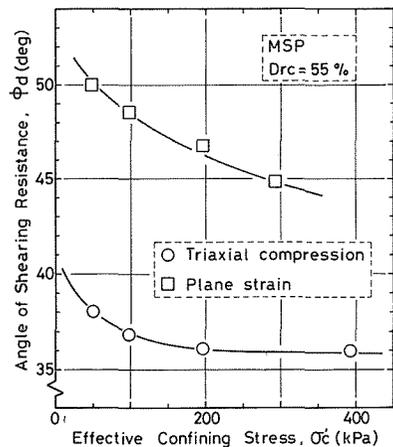


Fig. 9 Relationship between ϕ_d and σ'_c in the drained triaxial compression and plane strain tests on MSP specimen

貫入試験の結果から、構造異方性の相違にもとづく貫入抵抗値の変化をさらに明確にする。

MSP法およびタッピング法(TP法)によって小型砂槽(220mm×110mm×200mm)に砂を詰め、不飽和状態で鉛直あるいは水平方向からサンプリングを行ない、引続き凍結させて異方性の異なる供試体を作製した。MSP法では、砂槽全体に均一な密度で砂を堆積させるため、従来の多重ふるい(ふるい径200mm)³⁾の代わりに、1m×1mの大きさで、12層(1.41mm×5, 3.66mm×7)から成る大型のものを用い、図-10に示したスリット式のサンドホッパーから試料を落下させた。この方法で作製した砂層の鉛直方向からサンプリングした供試体は、MSP供試体と同じ堆積構造を有していると考えられるが、サンプリングおよび凍結という過程を経ているので、以下V供試体と称してMSP供試体と一応区別しておく。一方、水平方向からサンプリングした供試体は、堆積面がV供試体と90°異なる状態(図-12挿入図参照)にあり、以下H供試体と称する。また、TP法によって作製した砂層の水平方向からサンプリングした供試体をHTP供試体と称する。

図-11に、水平方向からのサンプリングによって作製した供試体に対して行なったコーン貫入試験の結果を示す。両供試体ともに、図-4に示したMSP供試体の場合と同様に q_c はある深さからほぼ一定値となっており、供試体の均質性が高いことがうかがわれる。図示は省略したが、V供試体も全く同様の傾向を示している。そこで、貫入抵抗を $(q_c)_m$ で代表させ、 D_{rc} との関係を示したのが図-12である。V供試体の貫入抵抗値は、砂の堆積方向が等しいMSP供試体とほぼ一致しており、貫入抵抗に及ぼすサンプリングおよび凍結の影響は無視し得ると言える。

次に、H供試体について見ると、MSP供試体やV供試体と同様に D_{rc} と $(q_c)_m$ の間には直線関係が認められる。しかし、同一相対密度における $(q_c)_m$ を比較すると、H供試体とV供試体の間には明確な差が見られ、H供試体はかなり小さな値を呈している。貫入抵抗値のこのような著しい差は、供試体の構造異方性に起因するものである。また、V供試体とH供試体の $(q_c)_m$ の差が広範な相対密度にわたってほぼ一定であることは興味ある結果である。一方、TP供試体とHTP供試体の同一相対密度における $(q_c)_m$ の間にも明確な差が見られるが、V供試体とH供試体における差ほど大きなものではない。これは、MSP法によって作製された供試体が強い異方構造を有しており、TP法による供試体は構造異方性が弱いことを反映していると考えられる。

以上のことから、静的コーン貫入試験は堆積構造の異方性の相違を明確に捉えていることが判

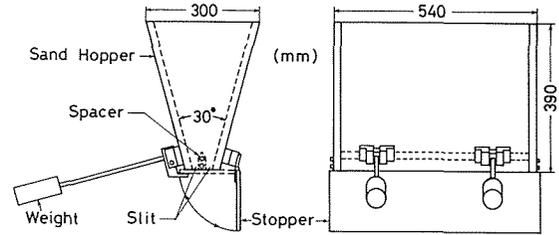


Fig. 10 Schematic diagram of sand hopper with slit for pluviating sand

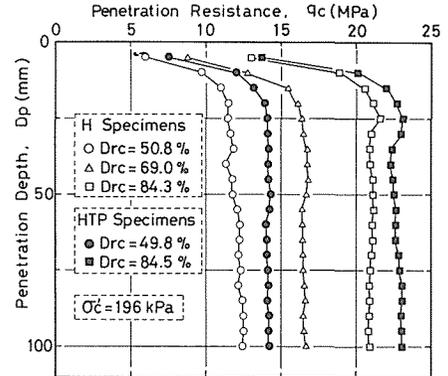


Fig. 11 Typical results of the cone penetration test on H and HTP specimens

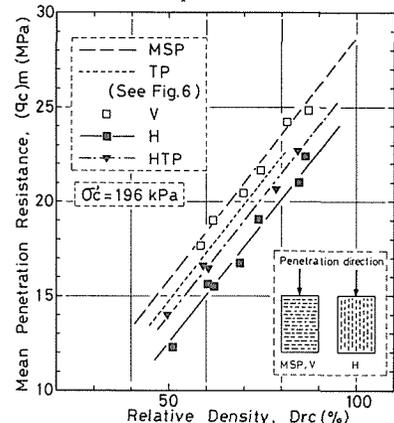


Fig. 12 Effect of anisotropic fabric of sand on its cone penetration resistance

明したと言えよう。

4.4 静的コーン貫入特性と力学特性

4.4.1 貫入抵抗値とせん断抵抗角の相関

図-13は、 D_{rc} と排水三軸圧縮試験によって得られたせん断抵抗角 ϕ_d の関係を示している。供試体の構造特性の違いによって同一相対密度における ϕ_d の値は異なるが、同じ方法で作製した供試体では、 D_{rc} と ϕ_d の間にほぼ直線関係が存在している。また、MSP供試体とV供試体の ϕ_d の値に差は見られず、Yoshimiら⁸⁾が示しているように、最終強度に及ぼす凍結の影響は無視でき、さらに、サンプリングの影響も小さいと言えようである。V供試体とH供試体について見ると、貫入抵抗値の場合と同様に、構造異方性による ϕ_d の差が見られ、その差は広範な相対密度にわたってほぼ一定である。

この D_{rc} と ϕ_d の関係をj用いて、図-6および12に示した平均貫入抵抗値を ϕ_d について整理したのが図-14である。供試体作製法の違いによる差はほとんどなく、 $(q_c)_m$ と ϕ_d の関係はほぼ同一の直線で近似できる。このことは、構造異方性が異なっても $(q_c)_m$ と ϕ_d の間に一義的な相関が存在し、コーン貫入抵抗からせん断抵抗角を直接推定し得る可能性を示唆している。

4.4.2 コーン貫入に伴うダイレイタンシー

図-15は、MSP供試体の貫入深さ D_p と排水量 ΔV の関係を示したもので、 ΔV はその貫入深さまでの吸排水量（排水を正とする）の総和を表わす。ある深さからほぼ一定の割合で吸排水が生じている。この結果は、図-4に見られるように、貫入抵抗値がある深さからほぼ一定値となることに対応していると考えられる。

図-16に、MSP装置を用いて作製した層状供試体について行なった貫入試験の結果を示す。層状供試体とは、あらかじめ設定した位置まで砂が堆積した時点でサンドホッパーのノズルを交換し、再び砂を落下させるという操作を繰り返して作製した供試体である。ノズルを交換することによって隣接する層の相対密度は異なり、全体的に見ると不均質な供試体となるが、各層の均質性は通常MSP供試体と同様に高いものとなる。図-16より、貫入抵抗は各層ごとに異なった値を示し、すでに述べたように、コーンが相対密度の変化

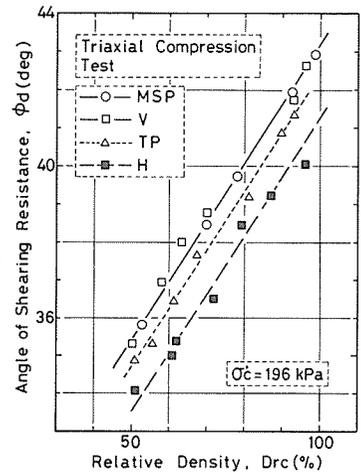


Fig. 13 Effect of anisotropic fabric of sand on its angle of shearing resistance

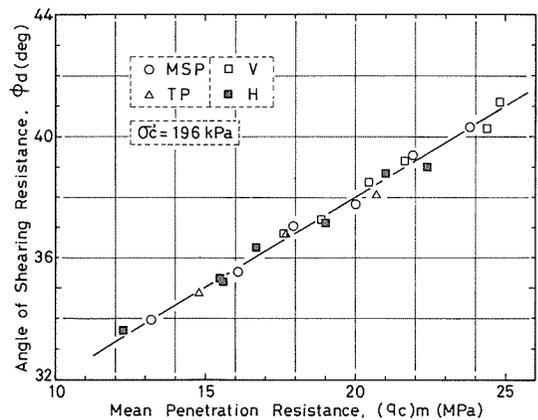


Fig. 14 Relationship between ϕ_d and $(q_c)_m$ for sand having anisotropic fabric

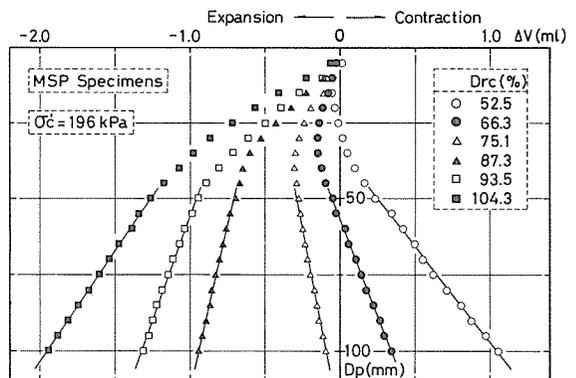


Fig. 15 Volume change characteristics of MSP specimen due to cone penetration

を適確に捉えている様子がうかがわれる。各層の境界の上部付近において q_c が大きく変化しているのは、貫入の際にコーンの周囲に生じる塑性領域が下層に入り込むことや、下層の圧縮性の影響などが表われるためである。また、 ΔV の変化の割合も各層ごとに異なり、相対密度の変化に対応している。

次に、 $D_p=50\text{mm}$ 以深の ΔV の増分比 $(d\Delta V)/dD_p$ と D_p と D_{rc} の関係を図-17に示す。TP 供試体では、 q_c が一定値とはならないのと同様に、 $D_p=50\text{mm}$ 以深においても ΔV の増加率は一定とはならないが、多少変動しながらもある一定の傾向を示しており、図-16に示した MSP 供試体の場合と同様に、 $D_p=50\text{mm}$ 以深の ΔV と D_p の関係を直線近似してもさしつかえないと思われた。図-17に見られるように D_{rc} と $d(\Delta V)/dD_p$ の間には良い直線関係が見られるが、供試体作製法の違いによりその関係は明らか

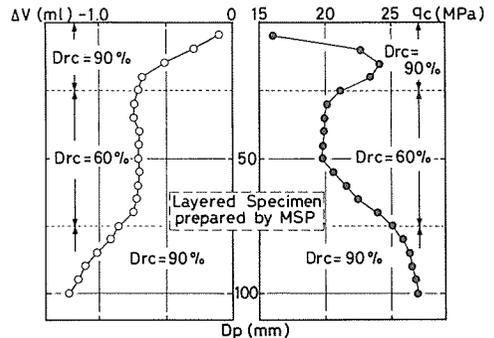


Fig. 16 Changes of q_c and ΔV in layered specimen prepared by MSP method

に異なっている。また、両供試体ともにある相対密度を境にして、収縮状態から膨張状態へと転じている。ここで、貫入に伴う吸排水を引起こす要因としては、コーン先端部の平均主応力の増加とせん断によるダイレイタンスが考えられる。ここでは両者の分離は不可能であるが、図-15の結果から後者が卓越していると考えられる。すなわち、通常のせん断試験において、供試体の構造特性が異なればそのダイレイタンス特性が異なるのと同様に、コーン貫入試験においても、貫入によって生じるせん断のダイレイタンスは構造特性の影響を受け、その結果が供試体作製法の違いによる貫入抵抗値の相違に表われていると思われる。

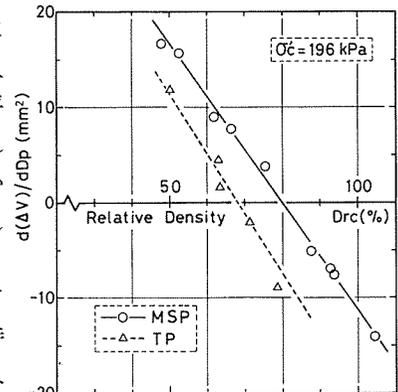


Fig. 17 Comparison of dilatancy due to cone penetration vs. D_{rc} for MSP and TP specimens

4.4.3 コーン貫入時のダイレイタンス特性と静的せん断特性の関係

コーン貫入時には、コーン周辺に形成される塑性領域内で連続的な静的せん断破壊が生じていると考えられる。そこで、コーン貫入時に塑性領域内で生じる体積ひずみを $(\epsilon_v)_c$ とし、図-17に示した $d(\Delta V)/dD_p$ を用いて $(\epsilon_v)_c$ は次式によって表わされるものとする。

$$(\epsilon_v)_c = \frac{d(\Delta V)}{dD_p} \cdot \frac{1}{A_{max}} \cdot 100 \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 A_{max} は図-19の挿入図に示すように塑性領域の最大断面積 (mm^2) である。

今、Meyerhof の仮定した2次元問題での塑性領域⁴⁾の形状をそのまま使い、コーン貫入軸を中心軸として回転させ、3次元問題における塑性領域として考える。したがって、(1)式における A_{max} は(2)式によって表わされる。

$$A_{max} = \frac{\pi d^2}{4} \left\{ \frac{e^{(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} + \alpha) \tan \phi} \cdot \tan \phi}{2 \cdot \sin \alpha \cdot \cos(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2})} + 1 \right\}^2 \quad (\text{Smooth Base})$$

$$= \frac{\pi d^2}{4} \left\{ \frac{e^{(\frac{\pi}{2} + \phi + \alpha) \tan \phi} \cdot \cos \phi}{\sin \alpha} + 1 \right\}^2 \quad (\text{Rough Base}) \quad \dots\dots\dots (2)$$

上式において、 d はコーンの直径 (mm), α はコーン先端角の半角である。

本研究で用いたコーンは $d = 5 \text{ mm}$, $\alpha = 45^\circ$ (図-3参照) である。種々提案されているコーン貫入抵抗に関する理論式では、塑性領域の形状はせん断抵抗角 ϕ を変数として含む形で表わされている。しかし、どのような条件下におけるせん断抵抗角を適用すべきかという点については明確にされていない。本研究では貫入試験は排水条件下で行なわれており、また、図-14に示したように、貫入抵抗値と排水三軸圧縮試験によるせん断抵抗角 ϕ_d の間に一義的な関係が存在していることから、(2) 式中の ϕ には ϕ_d の値を用いる。さらに、図-13と図-17の直線関係を用いることによって、(1) 式と (2) 式から任意の相対密度における $(\epsilon_v)_c$ が求まる。

このようにして求めた $(\epsilon_v)_c$ と D_{rc} との関係を図-18および図-19に示す。なお、図中の実測点

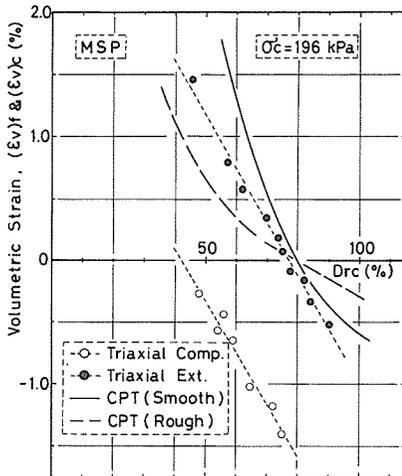


Fig. 18 Comparison of the calculated relationship and data for volumetric strain vs. D_{rc} in MSP specimen

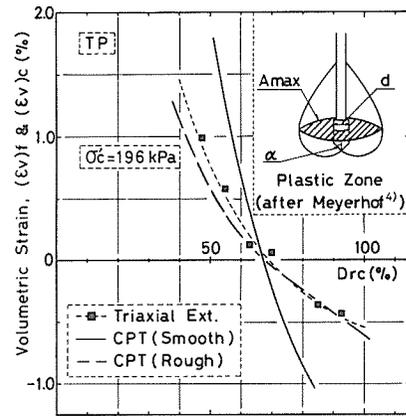


Fig. 19 Comparison of the calculated relationship and test data for volumetric strain vs. D_{rc} in TP specimen

は、静的せん断試験の破壊時の体積ひずみ $(\epsilon_v)_f$ と D_{rc} の関係を表わしている。図-18はMSP供試体について示したものであるが、 D_{rc} と $(\epsilon_v)_c$ の関係は、三軸圧縮試験の D_{rc} と $(\epsilon_v)_f$ の関係よりも三軸伸張試験のそれに類似しており、特に、ダイレイタンスが負から正へと転じる相対密度の値は両者でほぼ一致していることが注目される。図-19に示すTP供試体の場合も同様である。

以上のことから、MSPおよびTP供試体においては、コーン貫入によって生じるダイレイタンス特性は、三軸伸張試験のダイレイタンス特性と関連があると考えられる。

5. 空洞膨張論

5.1 空洞膨張論の概略

コーン貫入抵抗あるいは深い基礎の支持力に関しては、Terzaghi⁹⁾ およびMeyerhof¹⁰⁾ に代表されるように、剛塑性論的支持力論に基づく解析法が一般に用いられている。これらの解の中には、貫入体の先端角あるいは貫入体と土の間の摩擦角などの種々の因子の影響を考慮したもの¹¹⁾ もあるが、塑性領域内の土の圧縮性に関する情報を取入れたものはない。しかし、4.4.2で述べたように、コーン貫入抵抗と土のダイレイタンス特性の間には密接な関係が存在している。

Vesic¹¹⁾ は、土中の空洞膨張問題において、空洞の周囲に形成される塑性領域内における土の

圧縮性を考慮した理論解を導いた。さらに、Baligh¹²⁾ は、砂質土における破壊包絡線の非直線性を考慮し、Vesicの導いた理論解に修正を加えた。ここで、Baligh は破壊包絡線が次式で近似できるとしている。

$$\tau = \sigma \left\{ \tan \phi_0 + \tan \beta \left(\frac{1}{2.3} - \log \frac{\sigma}{\sigma_0} \right) \right\} \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 ϕ_0 と β は包絡線の形を決定する定数であり、 σ_0 は ϕ_0 に関連する任意の値である。

(3) 式より、正接角 ϕ_t は(4)式で表わされる。

$$\tan \phi_t \equiv \frac{d\tau}{d\sigma} = \tan \phi_0 - \tan \beta \cdot \log \frac{\sigma}{\sigma_0} \dots\dots\dots (4)$$

上式より、 ϕ_0 は $\sigma = \sigma_0$ のときの正接角の値ということになる。

今、 $\sigma \cdot \tan \alpha / 2.3 = c_t$ とおくと、(3)式は(4)式を用いて次式のように書き直される。

$$\tau = c_t + \sigma \tan \phi_t \dots\dots\dots (5)$$

上式は、粘着成分と摩擦成分の両方を有する土のMohr-Coulomb破壊包絡線の式と同型である。しかし、 c_t および ϕ_t は σ に依存する値である。

空洞が膨張することにより、その周りに図-20に示すような塑性領域が形成される。塑性領域が球状(Spherical Cavity)に拡大する場合、塑性領域内の要素に作用する応力の釣合から次式が導かれる。ただし、要素に作用するせん断応力は無視する。

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + 2 \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 r は空洞の中心からの距離を表わす。

(5)式で表わされるMohr-Coulomb破壊規準を用いると、(6)式から基本となる次の微分方程式が得られる。

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + 4 \cdot \frac{\sin \phi_t}{1 + \sin \phi_t} \cdot \frac{\sigma_r + c_t \cot \phi_t}{r} = 0 \dots\dots\dots (7)$$

一方、空洞が極限状態($r = R_u$)まで広がった時の塑性領域の半径を R_p 、塑性領域の半径方向の変位および平均体積ひずみをそれぞれ u_p および Δ (圧縮を正とする)とすると、

$$R_u^3 - R_i^3 = R_p^3 - (R_p - u_p)^3 + (R_p^3 - R_u^3) \Delta \dots\dots\dots (8)$$

式中の u_p は、弾性係数 E とポアソン比 ν を用いて次式で表わされる。(Laméの解)

$$u_p = \frac{1 + \nu}{2E} R_p (\sigma_p - q) \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 σ_p は $r = R_p$ における σ_r の値であり、 q は初期に作用していた等方応力である。

また、 $r = R_p$ における c_t および ϕ_t の値をそれぞれ c_t^* および ϕ_t^* とすると、 σ_p は次式で表わされる。

$$\sigma_p = q + (c_t^* + q \tan \phi_t^*) \cdot \frac{4 \cos \phi_t^*}{3 - \sin \phi_t^*} \dots\dots\dots (10)$$

(9)式と(10)式を(8)式に代入し、 $u_p/R_p \ll 1$ 、 $\Delta \ll 1$ 、 $3 \cos \phi_t^*/(3 - \sin \phi_t^*) \approx 1$ という条件を考慮すると、 R_p/R_u の値は次式のように簡略化された形で求められる。

$$\frac{R_p}{R_u} = \sqrt[3]{\frac{I_r}{1 + I_r \Delta}} \dots\dots\dots (11), \quad I_r = \frac{E}{2(1 + \nu)(c_t^* + \sigma \tan \phi_t^*)} \dots\dots\dots (12)$$

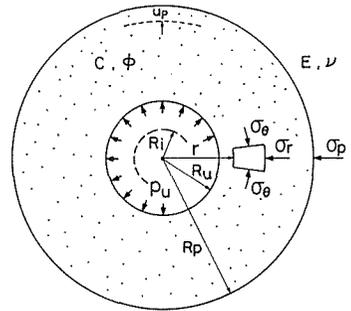


Fig. 20 Plastic zone around the cavity

(12式) で表わされる I_r は剛性指数 (Rigidity Index) と呼ばれる。

(7) 式を積分し, (11) 式によって得られる R_p/R_u の値を代入することによって, 極限空洞圧 p_u ($r = R_u$ のときの σ_r の値) が求まる。

以上で求めた p_u を用いて, コーン貫入抵抗値 q_c は次式によって算出される。¹³⁾

$$q_c = \frac{p_u}{1 - \sin \phi} \cdot \tan^2 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) \cdot e^{(\frac{\pi}{2} - \phi) \tan \phi} \dots\dots\dots (13)$$

上式に従ってコーン貫入抵抗を求める際に, Δ の決定が問題となる。Vesic¹¹⁾ は, 等方圧縮試験の体積ひずみ Δ_1 と三軸圧縮試験の破壊時の体積ひずみ Δ_2 を用いて Δ を算出している。

一般に, Δ_1 および Δ_2 は次式で近似できる。

$$\Delta_1 = C_0 \left(\frac{p_0}{\bar{p}} \right)^m \dots\dots\dots (14), \quad \Delta_2 = C_1 + C_2 \left(\frac{p_0}{\bar{p}} \right)^n \dots\dots\dots (15)$$

ここで, C_0, C_1, C_2, m, n は定数, p_0 ($p_0 = (\sigma_1 + 2\sigma_3)/3$) は平均主応力, \bar{p} は単位平均主応力である。

(14) 式および (15) 式を用いて Δ は次式で決定される。

$$\Delta = C_0 (f_m - 1) \left(\frac{q}{\bar{p}} \right)^m + C_1 + C_2 f_n \left(\frac{q}{\bar{p}} \right)^n \dots\dots\dots (16)$$

上式中の f_m および f_n は, ϕ と m あるいは n で決定される係数である。

5.2 理論値と実測値の比較

前節で述べた計算手法にもとづいてコーン貫入抵抗の理論値を算出し, 本研究で得られた実測値との比較を行なう。

Table 1 Values of parameters used in the theory of cavity expansion for anisotropic sand

for $\sigma_0 = 1 \text{ kPa}$		for $\bar{p} = 1 \text{ kPa}$							
ϕ_0 (deg)	β (deg)	C_0	m	C_1	C_2	n	C'_1	C'_2	n'
41.1	3.04	0.000125	0.670	-0.445	0.424	0.0067	-0.360	0.356	0.0067

$D_{rc} = 55\%$ の MSP 供試体に関して, 理論値の算出に必要な定数を表-1に一括して示す。また, これらの定数を用いて計算した貫入抵抗値を図-21に示す。実線で表わした理論値は, 実測値よりもかなり大きな値となっている。これは, 三軸圧縮試験で得られた C_1 および C_2 を用いると Δ の値が常に負になるためと考えられる。Vesic は, Δ が負となる場合は, 塑性領域内の土が非圧縮性である ($\Delta = 0$) と仮定することを勧めている。

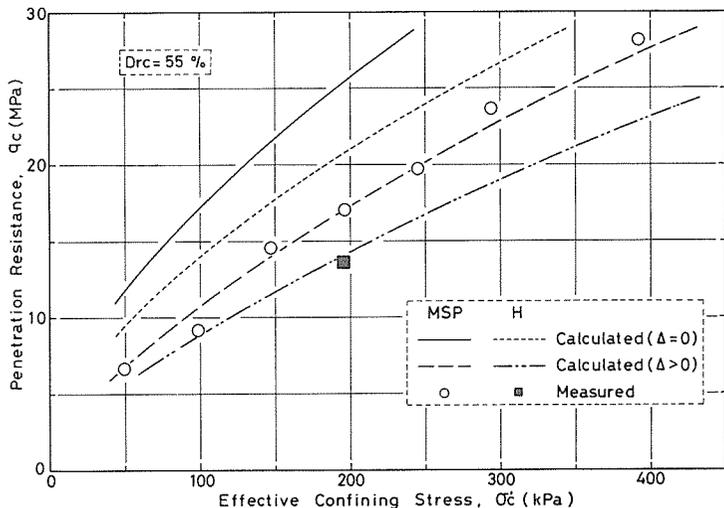


Fig. 21 Comparison of the measured and calculated values of cone penetration resistance

しかし、この仮定は不都合であって、求められた値は土の圧縮性を無視したものとなり、このような差が生じたのであろう。図-17から明らかなように、 $D_{rc}=55\%$ のMSP 供試体では、コーン貫入時に供試体からの排水が生じている。したがって、三軸圧縮試験の結果から $\Delta=0$ という仮定を用いたことに問題があったと思われる。

4.4.3で述べたように、MSP 供試体におけるコーン貫入時のダイレイタンスー特性は、三軸伸張試験のそれと類似した傾向を示すので、 Δ を算出するために、等方圧縮試験と三軸伸張試験の結果を用いてみる。なお、三軸伸張試験の体積ひずみ Δ'_2 は、表-1に示す C'_1 、 C'_2 および n' で与えられる。図-21に破線で示すように計算値と実測値は非常に良く一致している。したがって、MSP 供試体においては、三軸圧縮試験よりも三軸伸張試験のダイレイタンスー特性を考慮して議論の方が実測値の傾向を良く説明するようである。

次に、H 供試体について考えてみる。H 供試体に関しては、 Δ の算出に必要なデータは完全には得られていない。また、サンプリングおよび凍結によるダイレイタンスー特性の変化という問題も含まれてくる。しかし、異方性による圧縮状態と伸張状態におけるダイレイタンスー特性の差は明確であり、MSP 供試体と全く逆の傾向を示すという結果が得られている。¹⁴⁾ そこで、三軸圧縮あるいは伸張という応力系の違いによる差を無視し、MSP 供試体の結果をそのまま最大主応力 σ_1 と最小主応力 σ_3 が入れ代った応力状態におけるH 供試体に対して適用しても、計算結果は定性的には意味を失なわないと考えられる。

このようにして、H 供試体について算出した貫入抵抗値を図-21に示す。なお、せん断抵抗角に関しては、図-13に示したMSP 供試体との差が σ'_c の値にかかわらず一定であると仮定した。 Δ の算出に際して、MSP 供試体の三軸圧縮試験の結果を用いたものは、MSP 供試体とH 供試体の実測による貫入抵抗の相互関係とは逆に、H 供試体の計算値はMSP 供試体の実測値よりも大きな値となっている。それに対して、MSP 供試体の伸張試験の結果を用いたものは、異方性による貫入抵抗値の大小関係を良く説明している。したがって、H 供試体に関しては、三軸圧縮状態におけるダイレイタンスー特性を適用すべきであると考えられる。

以上のことから、コーン貫入抵抗を理論的に導く際には、貫入時に生じる塑性領域内のダイレイタンスー特性を考慮する必要があり、さらに、構造異方性に応じて、三軸圧縮あるいは伸張という異なる応力状態におけるダイレイタンスー特性を導入すべきであると思われる。

6. ま と め

静的コーン貫入試験におけるせん断特性と静的三軸せん断特性の相関について実験的に調べ、考察を行なった。得られた結果を要約すると次のようである。

- (1) 静的コーン貫入抵抗と相対密度の間には良い相関が見られるが、その関係は砂粒子の配列構造に依存する。すなわち、貫入抵抗は堆積構造の異方性の相違を明確に反映している。
- (2) 有効拘束圧の増加とともに貫入抵抗は増加するが、増加の割合は拘束圧が大きくなるにしたがって減少する。これは、せん断抵抗角が拘束圧に依存することに起因していると思われる。
- (3) せん断抵抗角と貫入抵抗の間には、構造異方性にかかわらず一義的な相関が存在する。したがって、コーン貫入抵抗からせん断抵抗角を直接推定することが可能であると考えられる。
- (4) コーン貫入に伴うダイレイタンスーが貫入抵抗に強く影響していることが明らかにされた。
- (5) 土の圧縮性を考慮した空洞膨張論による理論値と本研究で得られた実測値は非常に良い一致を示す。しかし、塑性領域内のダイレイタンスー特性を考慮する際には、構造特性によるダイ

レイタンシー特性の異方性に応じて、適切な応力状態におけるダイレイタンシー特性を導入すべきである。

最後に、本研究について御教示いただいた本学土木工学科北郷 繁 教授に感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) Vesic, A. S.: J. SMFD, Proc. ASCE, Vol.98, No. SM3 (1972), p. 265-290
- 2) 土質工学会編：“土質試験法” 第2回改訂版 (昭54)
- 3) Miura, S. and Toki, S.: Soils and Foundations, Vol.22, No.1 (1982), p. 61-77
- 4) Meyerhof, G.G.: Proc. 5th ICSMFE, Vol.2 (1961), p. 105-109
- 5) Schmertmann, J.H.: Contract Report DACW 39-76-M 6646, WES (1976)
- 6) De Beer, E.E.: Proc. 6th ICSMFE, Vol.1 (1965), p. 165-169
- 7) Oda, M., Koishikawa, I. and Higuchi, T.: Soils and Foundations, Vol.18, No.1 (1978), p. 25-38
- 8) Yoshimi, Y., Hatanaka, M. and Oh-oka, H.: Soils and Foundations, Vol.18, No.3 (1978), p. 59-73
- 9) Terzaghi, K.: “Theoretical Soil Mechanics” John Wiley & Sons (1943)
- 10) Meyerhof, G.G.: Geotechnique, Vol.2, No.4 (1951), p. 301-332
- 11) 例えば, Durgunoglu, H. T. and Mitchell, J. K.: Proc. ASCE Specialty Conference on In-situ Measurement of Soil Properties, Vol.1 (1975), p. 151-171
- 12) Baligh, M.M.: J.GED, Proc. ASCE, Vol.102, No. GT11 (1976), p. 1131-1146
- 13) Vesic, A. S.: National Cooperative Highway Research Program, Report 42, TRS (1977)
- 14) 三浦・土岐・三浦(均): 第17回土質工学研究発表会講演集 (昭57), p. 325~328