

名古屋工業大学

正員

松岡 元

三菱重工(元・名工大院生)

正員

○外賀 秀明

名古屋工業大学大学院

学生員

小山 浩史

すでに、せん断にともなう粒子構造の変化を微視的観点から評価することによって、初期载荷(1st loading)時の土質パラメータから以後のせん断に対するこれらのパラメータの値を予測し、砂の排水繰返しせん断や非排水繰返しせん断の解析を行なっている¹⁾。ここでは、繰返し応力振幅 $q(=q_1 - q_3)$ に大小がある場合、その大小の順序が非排水有効応力径路、累積間けき水圧などに及ぼす影響を検討した。

図-1は、滑動面(Mobilized Plane)上の粒子接点角 θ の度数分布を三角形と近似して、両振り繰返しせん断時の応力・ひずみ関係と粒子接点角分布の変化特性を模式的に示したものである¹⁾。ここに、 $\bar{\theta}$ は θ の平均値、 $\bar{\theta}_0$ は $\bar{\theta}$ の初期値を意味する。詳細は文献1)にゆずるが、せん断時の4個の土質パラメータ(λ, μ, μ', r_0)のうち、 λ, μ は材料定数と考えられ、試料が決まれば一定となる。 μ', r_0 は粒子構造を反映して変化するが、それぞれ次式で与えられる¹⁾。

$$\mu' - \mu = \kappa(\bar{\theta}_f - \bar{\theta}_0) \quad (1)$$

$$r_0 = r_{01st} \exp \left[\frac{\lambda(\bar{\theta}_f - \bar{\theta}_0)}{\kappa(\bar{\theta}_f - \bar{\theta}_0)} \right] \quad (2)$$

ここで、 $\bar{\theta}_f$ は破壊時の $\bar{\theta}$ 、 r_{01st} は初期载荷(1st loading)時の r_0 、 κ は0.2程度の係数である。なお、滑動面上のせん断・垂直応力比 τ/σ_N と $\bar{\theta}$ の間には次の関係式

$$\tau/\sigma_N = \lambda \bar{\theta} + \mu \quad (3)$$

が成立する($\mu = \tan \phi_\mu$, ϕ_μ : 粒子間摩擦角)ので、破壊時の $\tau/\sigma_N (= (\tau/\sigma_N)_f)$ から $\bar{\theta}_f$ が、せん断直前の τ/σ_N から $\bar{\theta}_0$ が容易に算定される(ϕ_μ は完全にモービライズされていると仮定する)。したがって、破壊強度 $(\tau/\sigma_N)_f$ が繰返しせん断を受けてもほぼ一定であると考えれば、 $\bar{\theta}_f$ は一定となり、初期の粒子構造 $\bar{\theta}_0$ を反映して式(1)、(2)より μ', r_0 が推定される。なお、 $\bar{\theta}_0$ は図-1からわかるように、前荷重段階の最終の τ/σ_N から式(3)によって $\bar{\theta}$ を求め、逆方向にせん断するのであるから、その符号(正, 負)を変えればよい。

上述の μ', r_0 の予測式を空間滑動面(Spatial Mobilized Plane; SMP)に基づく構成式²⁾に組み込み、非排水条件(体積ひずみ=0)を課すことによって、軸対称応力条件下の非排水繰返しせん断の解析を行なった。計算に用いたパラメータはやや密詰めの豊浦砂($D_r = 70\%$)を想定しており、次のような値である。

$\lambda^* = 0.9$, $\mu^* = 0.27$, $\mu'^* = 0.41$, $r_{01st}^* = 0.10\%$, $C_o/(1+e_0) = 0.928\%$, $C_s/(1+e_0) = 0.578\%$, 破壊時の主応力比 $R_f = 4.7$ ($\phi_d = 40^\circ$)。

今回は、繰返し応力振幅の大小の順序の影響を提案モデルによって検討した。

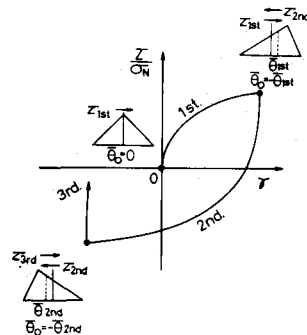


図-1 繰返し応力下の応力・ひずみ関係と粒子接点角分布の変化特性

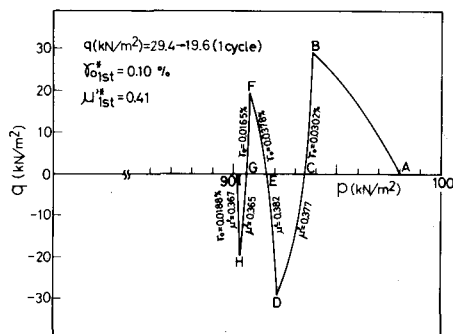


図-2 有効応力径路の解析結果
($q = 29.4 \rightarrow 19.6 \text{ kN/m}^2$)

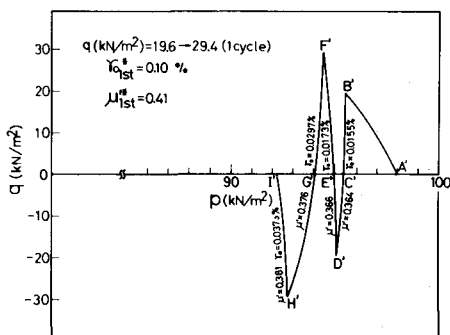


図-3 有効応力径路の解析結果
($q = 19.6 \rightarrow 29.4 \text{ kN/m}^2$)

図-2は初期平均有効主応力 $p_0 = 98 \text{ kN/m}^2$ (1 kgf/cm^2)から

応力振幅 $q=29.4 \text{ kN/m}^2 (0.3 \text{ kgf/cm}^2)$ で1サイクル(ABCDE)せん断した後, $q=19.6 \text{ kN/m}^2 (0.2 \text{ kgf/cm}^2)$ で1サイクル(EFGHI)せん断した時の有効応力径路の計算結果である。

逆に, 図-3は $p_0=98 \text{ kN/m}^2$ から $q=19.6 \text{ kN/m}^2$ で1サイクル(ABCDE)せん断した後, $q=29.4 \text{ kN/m}^2$ で1サイクル(EFGHI)せん断した時の有効応力径路を示したものである。図-2のI点での $p=90.2 \text{ kN/m}^2$, 図-3のI'点での $p=92.2 \text{ kN/m}^2$ となるので, 厳密には繰返し応力振幅の順序は応力・ひずみ特性や発生間げき水圧に影響を及ぼすようである。これは大波が先に来た方が2nd loading直前の応力比が大きくなり, 2nd loadingの $-\bar{\theta}_0$ が大きくなって, 式(1), (2)より μ' , τ_0 も大きくなる。したがって, 応力・ひずみ関係がゆるやかになり, せん断にともなう圧縮性(負のダイレイタンス)も大きくなるためと考えられる。しかし, 工学的見地からすればこの差はあまり大きくないといえるかもしれない。次に, 図-4, 5 は一様応力振幅 $q=19.6 \text{ kN/m}^2 (0.2 \text{ kgf/cm}^2)$ の前に, それより大きな波($q=29.4 \text{ kN/m}^2 (0.3 \text{ kgf/cm}^2)$)を受けた場合と, それより小さな波($q=14.7 \text{ kN/m}^2 (0.15 \text{ kgf/cm}^2)$)を受けた場合の有効応力径路の解析結果である。ただし, 応力振幅の変化点の p の値はほぼ $p=68.6 \text{ kN/m}^2 (0.7 \text{ kgf/cm}^2)$ に合わせるようにした。両図を比較すれば, 有効応力径路は完全には一致しないが, 例えば $q=19.6 \text{ kN/m}^2$ になってから“飛び出し現象”を起して破壊線(η_f 線)に沿うまでの波数はそれぞれ11波と12波であり, あまり大きな影響を受けないようである。図中の η_m は変相角に対応する q/p の値を, η_μ は $\tau/\sigma_N = \mu (= \tan \phi_\mu)$ に対応する q/p の値を表わしている。図-6 はそれぞれの場合の累積間げき水圧 Δu と繰返し回数 N の関係を示したものである。図中の×印が応力振幅の変化点を, 矢印が有効応力径路が η_μ 線を超えた点を表わしている。注目すべきは, ×印以降の $\Delta u \sim N$ 関係がほぼ同じになることである。図-7, 8 はそれぞれの場合の応力・ひずみ関係を示したものである(ひずみが大きく出るのは破壊線に近づいてからである)。この両図の原点をずらして重ねるとほぼ一致するようである。

なお, 実験データによる検証は講演時に発表する予定である。

謝辞 大波と小波の順序の影響(シークエンス効果)について御教示いただいた東工大吉見吉昭教授, 適切な御助言をいただいた本学山内利彦教授, 中井照夫講師に謝意を表する。

文献 1) 松岡・外賀・安井(1982): 第17回土質工学研究発表会(投稿中)。
2) 中井・松岡(1981): 土木学会論文報告集, 第306号。

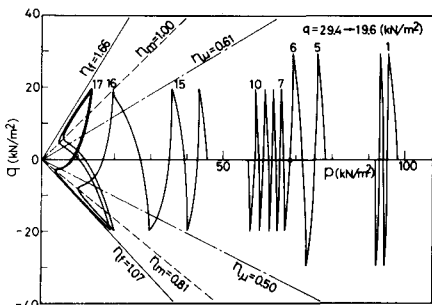


図-4 有効応力径路の解析結果
($q=29.4 \rightarrow 19.6 \text{ kN/m}^2$)

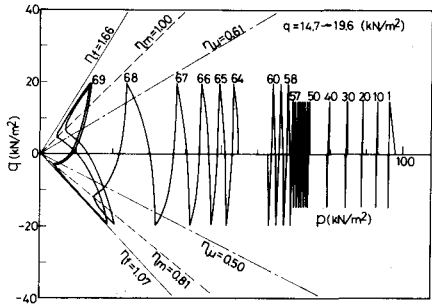


図-5 有効応力径路の解析結果
($q=14.7 \rightarrow 19.6 \text{ kN/m}^2$)

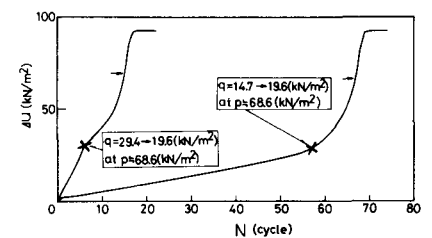


図-6 累積間げき水圧～繰返し回数関係の解析結果

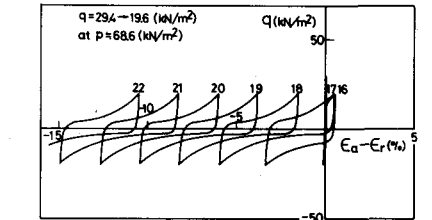


図-7 主応力差～主ひずみ差関係の解析結果
($q=29.4 \rightarrow 19.6 \text{ kN/m}^2$)

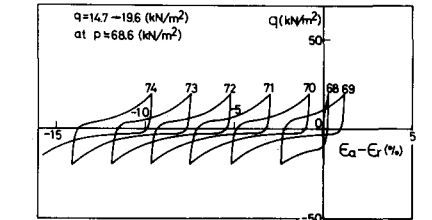


図-8 主応力差～主ひずみ差関係の解析結果
($q=14.7 \rightarrow 19.6 \text{ kN/m}^2$)