

飽和砂の部分排水繰返し三軸試験に基づく グラベルドレーン液状化抑止効果の評価

山本陽一¹・兵動正幸²・上原精治³・高橋直樹⁴

¹正会員 工博 三井建設株式会社 技術研究所 (〒270-0132 千葉県流山市駒木 518-1)

²正会員 工博 山口大学教授 工学部社会建設工学科 (〒755-8611 山口県宇部市常盤台 2-16-1)

³正会員 工博 住友建設株式会社 技術研究所 (〒329-0432 栃木県河内郡南河内町仁良川1726)

⁴正会員 工修 住友建設株式会社 技術研究所 (〒329-0432 栃木県河内郡南河内町仁良川1726)

グラベルドレーンの液状化抑止効果の評価を行うことを目的として、部分排水条件を様々に変化させた飽和砂の繰返し三軸試験を実施した。まず、部分排水条件下における飽和砂の繰返しせん断挙動および強度特性について検討を行った。これらの試験結果から得られた知見を基に、部分排水条件下における飽和砂の液状化強度を定義して、その定量化を試みた。この定量化から部分排水繰返し強度を用いたグラベルドレーンの設計法を提案し、実地盤を想定した試験設計を行った。提案手法は、既往の指針に基づく F_L 法により排水効果の評価を行える点に特徴があり、既往の設計法に較べてより簡便な方法となった。試算の結果は提案手法と既往の設計法との整合性を示すものであり、本提案手法の妥当性が認められた。

Key Words : cyclic triaxial test, gravel drain, liquefaction resistance, partial drain, saturated sand

1. はじめに

近年、液状化防止または被害の軽減を目的とした地盤改良工法として、グラベルドレーン（グラベルパイプ）に代表される間隙水圧消散工法の適用が増加している¹⁾。この工法については、液状化安全率がかなり低い場合や地震入力が設計値をわずかに超えるだけで水圧の抑制効果が期待できないなど、締固め工法にくらべてねばり強さにかける問題が指摘されている^{2), 3)}。しかしながら、騒音・振動が問題となる市街地や既設構造物に近接した施工条件等においては、締固め工法以上の施工実績¹⁾を有しており、今後も同工法による施工は増加するものと考えられる。

一般に、砂質地盤の液状化を問題とする場合には、非排水条件を仮定する場合が多いが、実際の排水条件は外力の載荷速度や継続時間および排水境界条件（土の透水係数と排水距離）により様々に変化しうるものと考えられる。したがって、地盤内では過剰間隙水圧の発生と消散、排水浸透に伴う吸水等の現象が様々に生じていることになる。間隙水圧消散工法では、ドレーン材による排水効果を利用して間隙水圧の発生を抑制・消散させることを期待しているので、ドレーン材周辺の土要素では、地震動中、いくつかの排水を伴う部分排水状態にあると

考えられる。このため、同工法の評価・設計は、間隙水圧の発生と消散を考慮した浸透流解析に基づく方法⁴⁾が一般に用いられている。また、効果の評価や現象の解明に関する研究の多くは、間隙水圧挙動に着目して解析や模型実験^{4)~10)}により行われているのが現状である。しかしながら、過剰間隙水圧の発生メカニズムは、土の種類や初期状態のみならず繰返しせん断応力の大きさにも依存することから、それを定量的に評価することは単純ではなく、多くの不確定要因を伴う。例えば、間隙水圧の消散を評価する上で重要なパラメータとなる体積圧縮係数は、有効応力や土の物性により様々に異なることが知られている。このため、精度の良い解析・評価を行うには高度な工学的判断が必要と考えられる。また、現行の設計における許容間隙水圧比の設定についても、必ずしも明快とは言えない面があるように思われる。

地盤の液状化の評価において、現行の耐震設計法の多くは F_L 法に代表されるように、地震外力による地盤内応力と土の液状化抵抗との比で表される安全率でもって評価されることが多い。したがって、ドレーンの設計においても、想定される部分排水条件での液状化強度を推定することができれば、 F_L 法による評価が可能となることから、設計法や結果の評価は過剰間隙水圧を予測する方法にくらべて考え方が明快で単純化できると考える。

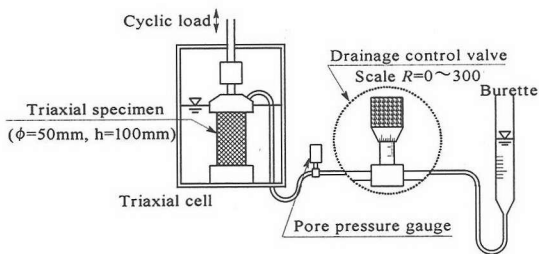


図-1 排水経路

液状化強度を直接求める方法としては、非排水繰返し三軸試験等の室内要素試験によるものが最も一般的であるが、部分排水状態にある飽和砂の液状化強度を求める試みもいくつか行われている^{11)~22)}。排水条件を制御する方法としては、供試体からの排水経路中に排水量を微小に調節できるバルブを設けることによって部分排水状態を再現する方法^{11)~17)}、透水係数の異なるフィルターを用いる方法¹⁸⁾が行われている。その他、オンラインで背圧を制御して排水量を制御する方法^{19)~22)}も行われている。これらの試験から、部分排水の度合いが大きくなるほど液状化強度が高くなることが示され、部分排水条件における飽和砂の液状化強度についてもある程度の定量化がなされている。この内、梅原ら^{11), 12)}は、実験から得られた結果を評価して部分排水条件での液状化強度による液状化の予測を、海洋構造物基礎地盤の比較的浅い位置における飽和砂層を対象に試みている。

本研究では、グラベルドレーンの液状化抑止効果の評価を行うことを目的として、部分排水条件を様々に変化した飽和砂の繰返し三軸試験を実施し、部分排水条件下における飽和砂の繰返しせん断挙動および強度特性について検討を行った^{14)~17)}。そして、これらの試験結果から得られた知見を基に部分排水条件における飽和砂の液状化強度を定義し、この定量化からグラベルドレーン設計への適用^{23), 24)}を試みた。さらに、実務設計を想定したケーススタディを実施してその適用性について考察した。

2. 実験概要

(1) 排水制御方法

本実験では、図-1に示すように供試体上端に通じる排水経路中に排水量を微小に調節できるバルブを設けて部分排水状態を再現しており、この方法は、梅原ら^{11), 12)}や古賀ら¹³⁾が行った方法と基本的に同じである。この方法では、供試体内の透水性よりもはるかに低い透水性となるようバルブの開度を調整し、供試体内の動水勾配は極力発生させないでバルブ部分に動水勾配をつける仕組みになっている。このことから、供試体内の間隙水圧の

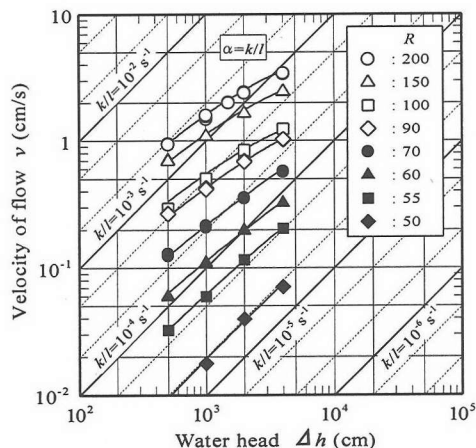


図-2 排水量調節バルブの検定結果

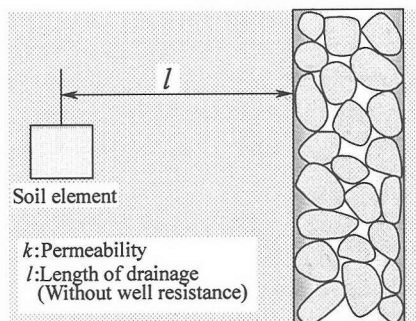


図-3 地盤要素の排水条件

一様性は保たれ、バルブの開度が土要素のドレーンからの距離や周辺地盤の透水性を表すことになる。

ここで、所定の開度におけるバルブからの排水量は、ダルシーの法則にしたがうものとして次式を導入した。すなわち、排水距離 l における要素の流速 v と水頭差 $\Delta h (= \Delta u / \gamma_w)$ の間には、地盤の透水係数を k として、次式の関係が成り立つ。

$$v = k \frac{\Delta h}{l} = \left(\frac{k}{l} \right) \Delta h \quad (1)$$

$$= \alpha \Delta h$$

ここで、 $\alpha (=k/l)$ ^{11), 12)}を排水係数と呼び、土要素からドレーン（排水境界）までの平均的な透水係数と排水距離との比で表される。

図-2は、図-1に示した排水経路に対して（砂供試体なし）、三軸セル内を所定の圧力水で満たした状態で、ペダスタルから排水量調整バルブを通じてビューレットに排水される排水量を測定して求めたバルブの検定結果を示している（ビューレット内の圧力は一定）。このようにして、あらかじめバルブの開度（ R ：目盛）との関係を、

流速 v と水頭差 Δh に関連づけて求めておけば、部分排水条件における排水量の制御を容易に行うことができる。

したがって、実際の地盤を想定した場合、 α を変化させる実験を行うことにより、透水係数が既知であればドレーンからの任意の排水距離 l における地盤要素の挙動を評価することが可能となる (図-3)。

(2) 試料・試験方法と試験条件

実験に用いた試料は、豊浦標準砂 ($G_s=2.643$, $e_{max}=0.973$, $e_{min}=0.635$) である。供試体は気乾状態の試料を空中落下法で、初期相対密度 $D_r=50\%$, 90% を目標として作成した。その後、 CO_2 ガスを注入し、さらに脱気水を通水して B 値 0.96 以上を確保して飽和供試体とした。

用いた試験機は、油圧サーボ式の繰返し三軸試験機であり、間隙水圧は供試体上部および下部の両端で測定した。さらに、部分排水中の体積変化を差圧計により測定した。

表-1 に実施した部分排水繰返し三軸試験条件を示す。実験は供試体を等方圧密後、排水量調節バルブを所定の目盛 R まで開放した部分排水状態で、繰返し载荷を加えることにより行った。载荷波形は、荷重振幅一定の正弦波とし、周波数を $f=0.1\sim 1.0\text{Hz}$ の間で変化させた。また、 α を载荷周波数 f で正規化して無次元化したパラメータを排水効果係数 $\alpha^* (= \alpha/f)^{11), 12)}$ として、载荷速度を考慮した部分排水条件として用いた。

尚、実施した試験結果は、軸差応力 $q = \sigma_a - \sigma_n$ 、平均有効主応力 $p = (\sigma'_a + 2\sigma'_n)/3$ 、繰返し軸差応力振幅 σ_{da} 、有効拘束圧 σ'_c の応力パラメータを用いて整理を行った (σ_a , σ_n はそれぞれ軸方向応力、側方応力)。

3. 部分排水条件下の繰返しせん断挙動

(1) 変形および間隙水圧挙動

図-4 は、供試体上部と下部においてそれぞれ測定された部分排水条件下で繰返しせん断中の間隙水圧比 u/σ'_c の対応関係を示したものである。図中、間隙水圧発生量が消散量より上回る間隙水圧上昇過程と、その逆の下降過程のいずれも示している。図より明らかなように、供試体上部および下部で測定された間隙水圧は上昇、下降どちらの過程においてもほぼ完全に一致している。このため、供試体内の間隙水圧の不均一な分布は存在せず、供試体の要素性は十分満足されているものと思われる。したがって、供試体内の動水勾配は無視できる範囲にあり、排水による間隙水圧の低下は排水量調節バルブの開度に依存して、バルブ部分で生じていると判断される。

これより、本試験方法から得られる部分排水試験結果は要素試験結果としての取り扱いが可能となり、後述の

表-1 繰返し三軸試験条件

Test No.	σ'_c	$\sigma'_d/2\sigma'_c$	f	R	α	α^*	D_r	D_{rc}	e_i	e_c
	(kPa)		(Hz)		(1/s)	$(=\alpha/f)$	(%)	(%)		
50T0004D	200	0.108	0.10	0	0	0	49.6	53.5	0.805	0.792
50T0011D	200	0.122	0.10	0	0	0	47.8	52.4	0.811	0.796
50T0012D	200	0.148	0.10	0	0	0	48.2	52.7	0.810	0.795
50T0013D	200	0.099	0.10	0	0	0	49.8	54.4	0.805	0.789
50T0016D	200	0.216	0.10	0	0	0	49.2	53.8	0.807	0.791
50T01P	200	0.147	0.10	55	5.78E-05	5.78E-04	51.4	56.1	0.799	0.783
50T02P	200	0.188	0.10	55	5.78E-05	5.78E-04	52.7	57.4	0.795	0.779
50T03P	200	0.171	0.10	55	5.78E-05	5.78E-04	52.4	56.8	0.796	0.781
50T04P	200	0.171	0.20	55	5.78E-05	2.89E-04	52.3	57.0	0.796	0.780
50T05P	200	0.183	0.20	55	5.78E-05	2.89E-04	54.1	58.5	0.790	0.775
50T06P	200	0.188	0.20	55	5.78E-05	2.89E-04	49.9	54.5	0.804	0.789
50T07P	200	0.170	0.50	55	5.78E-05	1.16E-04	48.3	53.0	0.810	0.794
50T08P	200	0.178	0.50	55	5.78E-05	1.16E-04	48.5	53.2	0.809	0.793
50T09P	200	0.181	0.50	55	5.78E-05	1.16E-04	49.9	54.6	0.804	0.788
50T15P	200	0.185	0.50	55	5.78E-05	1.16E-04	50.1	54.6	0.804	0.789
50T10P	200	0.170	1.00	55	5.78E-05	5.78E-05	49.8	54.4	0.805	0.789
50T11P	200	0.173	1.00	55	5.78E-05	5.78E-05	48.7	53.5	0.808	0.792
50T12P	200	0.171	1.00	55	5.78E-05	5.78E-05	49.8	54.6	0.805	0.788
50T13P	200	0.153	1.00	55	5.78E-05	5.78E-05	51.3	55.9	0.799	0.784
50T14P	200	0.165	1.00	55	5.78E-05	5.78E-05	51.5	56.0	0.799	0.784
90T0001D	100	0.293	0.10	0	0	0	89.1	90.9	0.672	0.666
90T0002D	100	0.237	0.10	0	0	0	93.3	95.0	0.658	0.652
90T0003D	100	0.196	0.10	0	0	0	91.8	93.5	0.663	0.657
90T0004D	100	0.407	0.10	0	0	0	89.3	91.0	0.671	0.665
90T01P	100	0.343	0.10	55	5.94E-05	5.94E-04	90.0	91.8	0.669	0.663
90T02P	100	0.288	0.10	55	5.94E-05	5.94E-04	91.7	93.3	0.663	0.658
90T03P	100	0.399	0.10	55	5.94E-05	5.94E-04	90.3	92.2	0.668	0.661
90T04P	100	0.389	0.20	55	5.94E-05	2.97E-04	90.8	95.4	0.666	0.651
90T05P	100	0.282	0.20	55	5.94E-05	2.97E-04	91.1	92.8	0.665	0.659
90T06P	100	0.316	0.20	55	5.94E-05	2.97E-04	90.0	91.7	0.669	0.663
90T07P	100	0.342	0.20	55	5.94E-05	2.97E-04	92.2	94.0	0.661	0.655
90T08P	100	0.401	0.50	55	5.94E-05	1.19E-04	90.0	91.8	0.669	0.663
90T09P	100	0.307	0.50	55	5.94E-05	1.19E-04	91.5	93.3	0.664	0.658
90T10P	100	0.341	0.50	55	5.94E-05	1.19E-04	92.7	94.5	0.660	0.654
90T11P	100	0.276	0.50	55	5.94E-05	1.19E-04	90.2	92.0	0.668	0.662
90T12P	100	0.283	1.00	55	5.94E-05	5.94E-05	90.2	92.0	0.668	0.662
90T13P	100	0.256	1.00	55	5.94E-05	5.94E-05	89.6	91.3	0.670	0.665
90T14P	100	0.328	1.00	55	5.94E-05	5.94E-05	90.1	91.8	0.669	0.663
90T15P	100	0.385	1.00	55	5.94E-05	5.94E-05	90.8	92.4	0.666	0.661
90T16P	100	0.353	0.20	70	2.12E-04	1.06E-03	90.0	91.7	0.669	0.663
90T17P	100	0.401	0.20	70	2.12E-04	1.06E-03	92.4	94.1	0.661	0.655
90T18P	100	0.424	0.20	70	2.12E-04	1.06E-03	92.1	93.8	0.662	0.656
90T19P	100	0.496	0.20	70	2.12E-04	1.06E-03	90.5	92.2	0.667	0.661
90T20P	100	0.457	0.20	70	2.12E-04	1.06E-03	90.7	92.5	0.666	0.660
90T21P	100	0.401	0.50	70	2.12E-04	4.24E-04	89.0	90.8	0.672	0.666
90T22P	100	0.349	0.50	70	2.12E-04	4.24E-04	92.3	94.0	0.661	0.655
90T23P	100	0.371	0.50	70	2.12E-04	4.24E-04	90.0	91.5	0.669	0.664
90T24P	100	0.447	0.50	70	2.12E-04	4.24E-04	90.7	92.3	0.666	0.661
90T25P	100	0.390	1.00	70	2.12E-04	2.12E-04	91.3	92.9	0.664	0.659
90T26P	100	0.356	1.00	70	2.12E-04	2.12E-04	91.1	92.7	0.665	0.660
90T27P	100	0.318	1.00	70	2.12E-04	2.12E-04	89.9	91.5	0.669	0.664

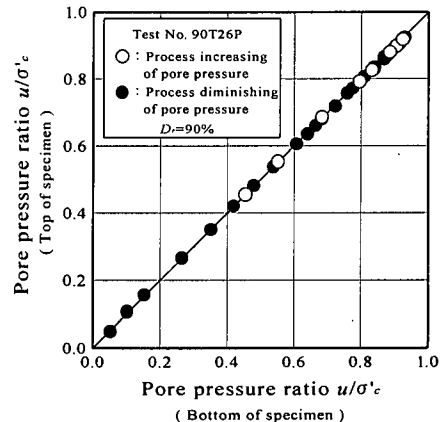
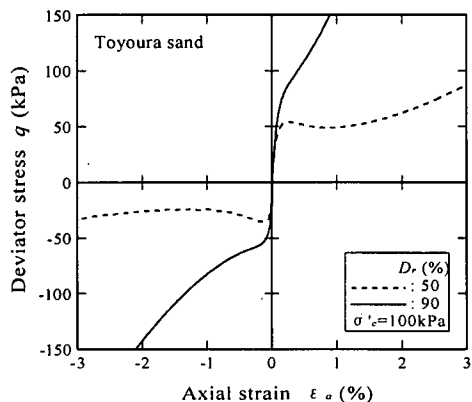
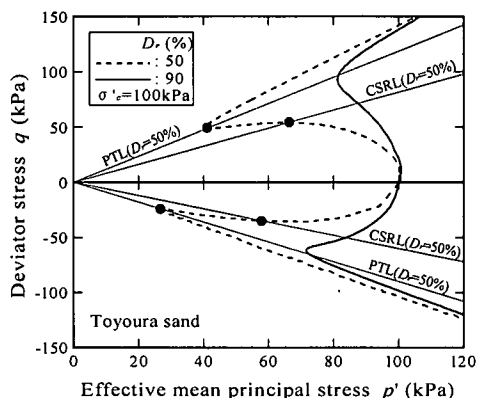


図-4 供試体上部および下部の間隙水圧比の関係



(a) 軸差応力・軸ひずみ関係



(b) 有効応力経路

図-5 非排水静的三軸試験結果 (豊浦砂)

繰返しせん断強度についても非排水の試験結果と同等の立場で F_L 法による比較が可能であると考える。

図-5 は、試料の力学的性質を理解する目的で本実験と同様の初期条件で行った豊浦砂相対密度 $D_r=50\%$ 、 90% の非排水静的三軸試験結果²⁵⁾を示したものである。 $D_r=50\%$ の結果は、大きく収縮挙動を起して若干のひずみ軟化を示した後に、膨張傾向に転じているのに対し、 $D_r=90\%$ の結果は、ひずみ軟化を生じず、膨張および硬化傾向にあることが認められる。また、繰返しせん断に対しては $D_r=50\%$ の供試体は緩く液状化を生じやすい状態にあり、 $D_r=90\%$ の供試体はサイクリックモビリティを起す密な状態にあることが確かめられた²⁵⁾。図中には、 $D_r=50\%$ の結果について、軟化開始点の応力比を表す限界有効応力線 CSRL と変相線 PTL を示した。また、表-2 に圧縮および伸張の非排水静的三軸試験から求めた CSRL、PTL それぞれの有効応力比 $\eta (=q/p')$ の値を示した。

図-6 には、 $D_r=50\%$ の部分排水繰返しせん断試験において (a) 液状化した例と (b) 液状化に至らなかった

表-2 静的試験から求めた有効応力比の値

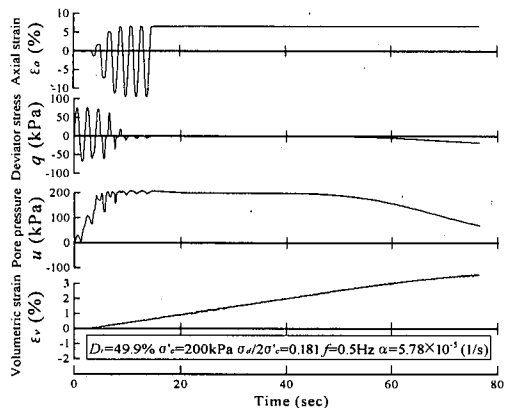
	有効応力比 $\eta (=q/p')$		相対密度 D_r (%)
	圧縮	伸張	
CSRL	0.816	-0.600	50
PTL	1.186	-0.900	50
PTL	1.138	-0.858	90

例として、軸ひずみ ε_a 、軸差応力 q 、間隙水圧 u と体積ひずみ ε_v の時刻歴を示した。前者の液状化した例では、液状化後、繰返しせん断を停止した状態で計測を継続している。図-6 (a) の液状化した例では、過剰間隙水圧が初めて初期有効拘束圧と等しくなった時点より軸ひずみ振幅が急増しているのが分かる。間隙水圧はせん断停止後も、しばらくは初期有効拘束圧と等しい状態にある。図-6 (b) の液状化に至らなかった場合には、軸ひずみ振幅の急激な増加は認められない。この場合、間隙水圧はせん断中消散に転じている。

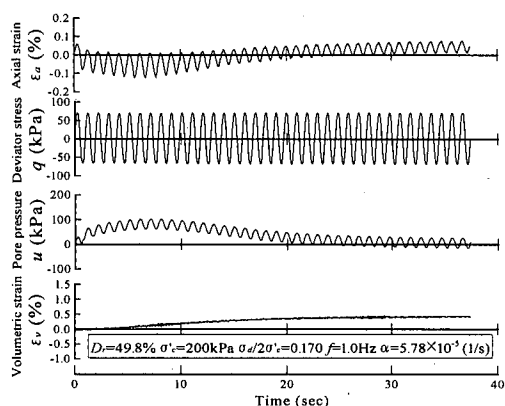
図-7 は、これらに対応する有効応力経路であり、図中には先に示した非排水の静的試験より得られた限界有効応力線 CSRL、変相線 PTL についても示している。図中実線が間隙水圧上昇過程の経路であり、破線が下降過程の経路である。液状化に至った場合には、CSRL に達した後に変相線 PTL まで流動する形で液状化に至っている。液状化に至らなかった場合には、CSRL 近傍まで有効応力は減少しているものの、これを越えることなく有効応力が回復に転じている。ここで示した事例以外についても、CSRL を越えた場合にはすべての結果が液状化に至り、繰返し载荷中に間隙水圧の消散は認められなかった。これに対して、繰返しせん断中に間隙水圧が消散に転じたすべての結果は、CSRL に達しておらず、必然的に液状化に至ることはなかった。

排水状態での側圧一定の軸対称三軸試験では全応力変化分に相当する体積変化が生じる問題が知られているが、図-6 (b)、図-7 (b) から間隙水圧の消散により初期有効拘束圧相当に戻った時点においても、全応力変化分に相当する間隙水圧の発生が認められ、有効応力経路は p' 一定の状態を保っていることが分かる。したがって、本適用範囲における部分排水条件では、排水時の全応力変化によるひずみへの影響は生じていないものと考えられる。

$D_r=90\%$ の密な砂の場合には、3 つの特徴的な挙動に分けることができた。図-8 は、軸ひずみ ε_a 、軸差応力 q 、間隙水圧 u と体積ひずみ ε_v の時刻歴を示すものである。まず、図-8 (a) に示す過剰間隙水圧が初期有効拘束圧相当まで上昇した場合には、 $D_r=50\%$ の試験結果に見られたような突発的な軸ひずみの増加はないものの、载荷に伴い変形は増加し続けている。また、繰返し载荷中に間隙水圧は消散に転じていない。図-8 (b) は、間隙水圧



(a) 液状化した例 ($\alpha^*=1.16 \times 10^{-4}$)

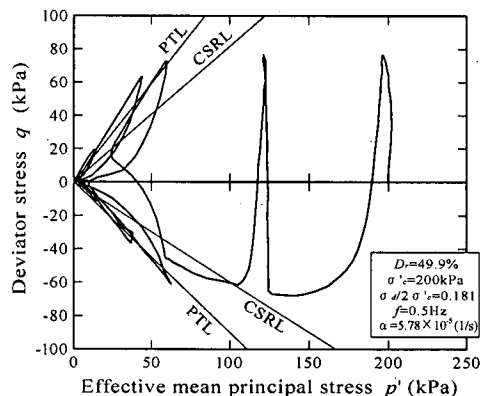


(b) 液状化に至らなかった例 ($\alpha^*=5.78 \times 10^{-5}$)

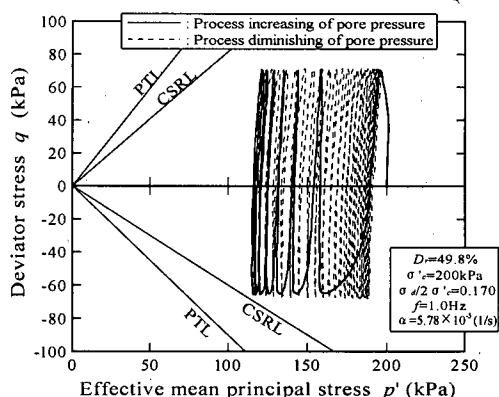
図-6 軸ひずみ、軸差応力、間隙水圧、体積ひずみの時刻歴
(豊浦砂 $D_r=50\%$)

が初期有効拘束圧近くまで上昇した後に消散に転じた例である。この場合、軸ひずみは、過剰間隙水圧の大きさに対応する形で増加から減少に転じている。図-8 (c) では、初期有効拘束圧に対して 50%程度の過剰間隙水圧の発生はあるものの、軸ひずみの発達は大きくない。

これら時刻歴に対応する $D_r=90\%$ の有効応力経路を、図-9 に示す。図-9 (a) の場合には非排水静的試験から得られた変相線を大きく越えて、顕著なサイクリックモビリティ挙動を示して、有効応力を減じている。図-9 (b) の場合には、変相線を越えてサイクリックモビリティ挙動を示すものの、この過程においてすでに有効応力の回復に転じている。この時、変相線を越えている過程であれば、有効応力の回復過程であってもサイクリックモビリティ特有の経路を描きながら、徐々に回復している点に興味深い。図-9 (c) の場合は、有効応力経路が変相線の近傍まで達しているものの、これを越えることなく有効応力の回復に転じている。



(a) CSRL を越えて液状化した例 ($\alpha^*=1.16 \times 10^{-4}$)

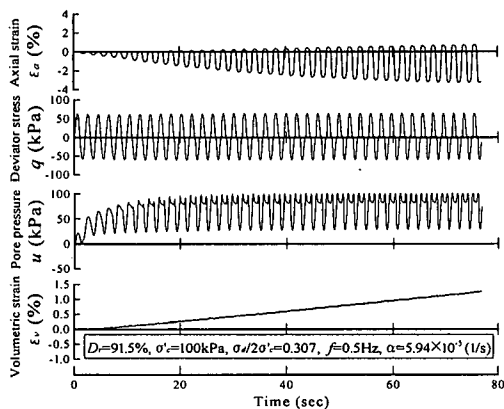


(b) CSRL に達せず液状化に至らなかった例 ($\alpha^*=5.78 \times 10^{-5}$)

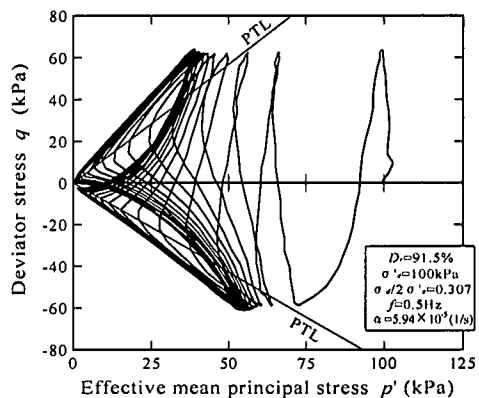
図-7 有効応力経路 (豊浦砂 $D_r=50\%$)

ここで、図-9 (a) と図-9 (b) を比較すると、両者の排水係数 α は同じであるが、前者の方が繰返しせん断応力比は小さいにも拘らず液状化に至っていることに気付く。逆に、図-9 (b) の有効応力経路は図-9 (a) の場合より繰返しせん断応力比は大きい、液状化に至らずに有効応力は回復傾向に転じている。これらは、用いた載荷周波数が異なっており、図-9 (a) の方がより速い載荷速度となっている。このため、排水係数を載荷周波数で正規化した排水効果係数 α^* について見ると、図-9 (a) の方が α^* は小さく、より非排水に近い状態にあると言える。したがって、排水係数 α より排水効果係数 α^* の方が本試験における排水性をより適切に表すパラメータとなっていることが理解できる。

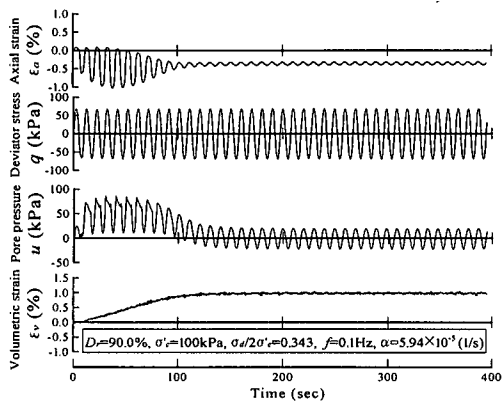
これらの事例から、破壊に相当するような軸ひずみの発達には、初期有効拘束圧に等しいまで間隙水圧が上昇することが必要であり、この時は、繰返しせん断中に間隙水圧が下降に転じていないことが認められる。また、



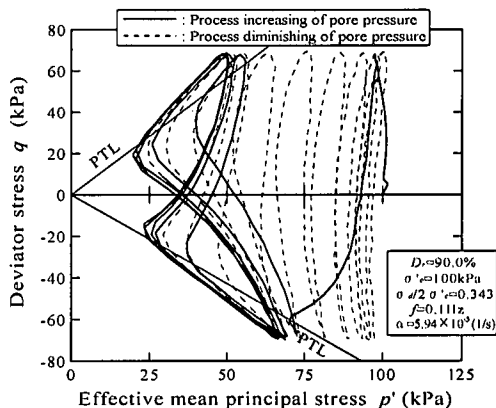
(a) 間隙水圧が初期有効拘束圧まで上昇した例
($\alpha^*=1.19 \times 10^{-4}$)



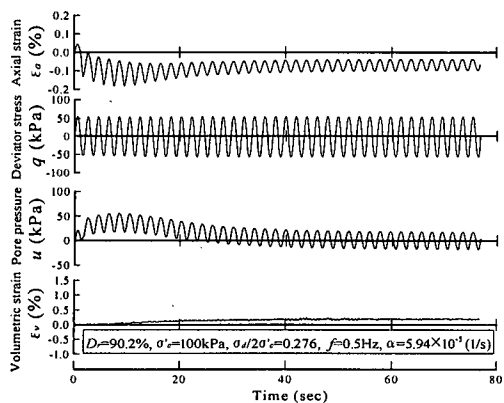
(a) 間隙水圧が初期有効拘束圧に等しいまで上昇した例
($\alpha^*=1.19 \times 10^{-4}$)



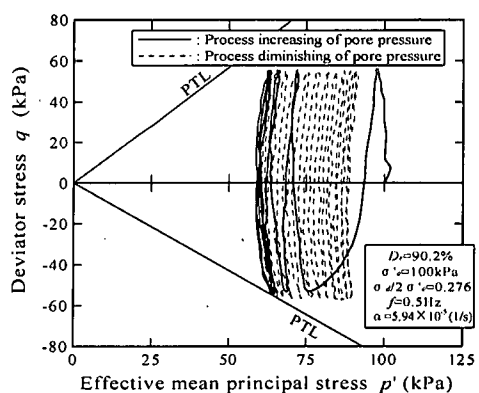
(b) 間隙水圧が初期有効拘束圧近くまで上昇した後に下降に転じた例 ($\alpha^*=5.94 \times 10^{-4}$)



(b) 変相線を越える有効応力の回復に転じた例
($\alpha^*=5.94 \times 10^{-4}$)



(c) 間隙水圧が初期有効拘束圧の半分程度しか発生しなかった例 ($\alpha^*=1.19 \times 10^{-4}$)



(c) 変相線に達しなかった例
($\alpha^*=1.19 \times 10^{-4}$)

図-8 軸ひずみ・軸差応力、間隙水圧、体積ひずみの時刻歴
(豊浦砂 $D_r=90\%$)

図-9 有効応力経路 (豊浦砂 $D_r=90\%$)

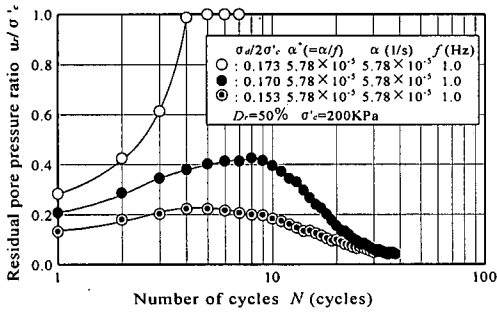


図-10 残留間隙水圧比と繰返し回数の関係
($D_r=50\%$, 繰返し応力に対する比較)

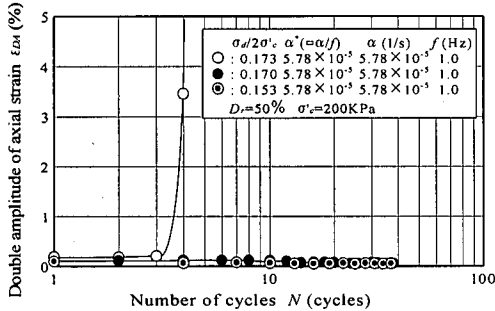


図-11 軸ひずみ両振幅と繰返し回数の関係
($D_r=50\%$, 繰返し応力に対する比較)

緩詰め砂では限界状態応力比（ひずみ軟化開始点の応力比）、密詰め砂では変相時の応力比に達するか否かが、その後の部分排水挙動を大きく左右している。

図-10は、 $D_r=50\%$ における残留間隙水圧比 u_r/σ'_c と繰返し回数 N の関係を示したものである。図は排水効果係数 α^* が同一の場合で、繰返しせん断応力比 $\sigma_d/2\sigma'_c$ の違いに対する比較を行っている。図は、繰返しせん断応力比が小さくなるほど、発生する過剰間隙水圧が減少することを示している。また、繰返しせん断応力比のわずかな違いで、液状化する場合と液状化に至らずに水圧の消散に転じるものに分けられることが明らかである。図-11は、同様の比較を軸ひずみ両振幅 ε_{DA} と繰返し回数 N の関係に対して行ったものである。これより、 $u_r/\sigma'_c=1.0$ となり液状化に至らなければ、急激な変形の発達は生じないことが分かる。この場合には、 $\sigma_d/2\sigma'_c=0.173$ と 0.170 の間に、液状化を生じさせる境界値に相当する応力比が存在することが分かる。

図-12は、 $D_r=90\%$ における残留間隙水圧比 u_r/σ'_c と繰返し回数 N の関係を、繰返しせん断応力比がほぼ等しい場合について、排水効果係数 α^* の影響を比較したものである。図の結果は、排水係数 α が同じであれば載荷周波数が早い場合ほど、載荷周波数が同じであれば α が小さい場合ほど過剰間隙水圧の発生量は大きく、排水効果係

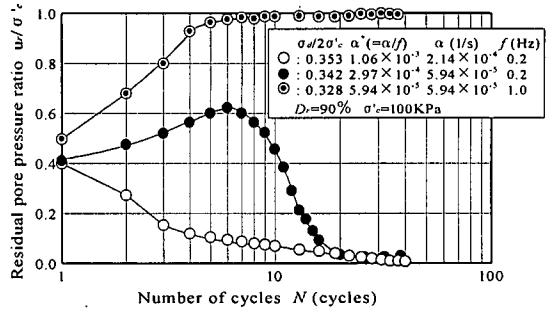


図-12 残留間隙水圧比と繰返し回数の関係
($D_r=90\%$, 排水条件に対する比較)

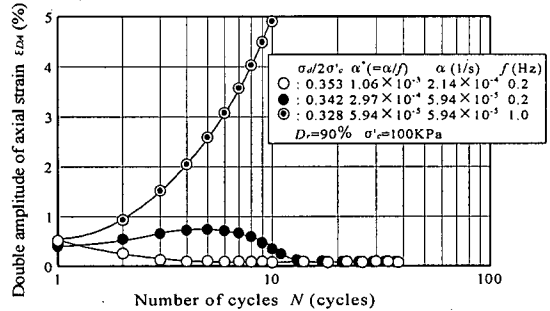


図-13 軸ひずみ両振幅と繰返し回数の関係
($D_r=90\%$, 排水条件に対する比較)

数 α^* に依存して過剰間隙水圧が発生していることが分かる。また、同図は繰返しせん断応力比が同等の結果を整理しているが、 α^* が小さい場合ほど応力比は若干小さいにも拘らず、過剰間隙水圧は大きく発生していることから、排水効果係数の違いが砂の挙動に及ぼす影響の大きいことが伺える。

図-13では、図-12と同様の比較を軸ひずみ両振幅 ε_{DA} と繰返し回数 N の関係に対して行っているが、図-12に示す過剰間隙水圧の発生量が、図-13に示す軸ひずみ振幅の大きさに対応して変化していることが分かる。大原・山本²⁰⁾は部分排水条件での振動台実験を行い、排水条件のわずかな違いで液状化発生の有無が決まることを示している。このことから、 $u_r/\sigma'_c=1.0$ となり液状化するか至らずに間隙水圧の消散に転じるかは、繰返し応力振幅の大きさと排水条件に対して敏感に決定されることが明らかである。

(2) ひずみと有効応力比の関係

図-14は、 $D_r=90\%$ のせん断ひずみ片振幅 γ_{SA} と繰返し応力振幅圧縮側ピーク時における有効応力比 $\eta_p (=q/p')$ の関係である。図には各プロットに対応する繰返し回数を併記している。なお、せん断ひずみ γ は軸ひずみ ε_a と体積ひずみ ε_v から次式により求めた。

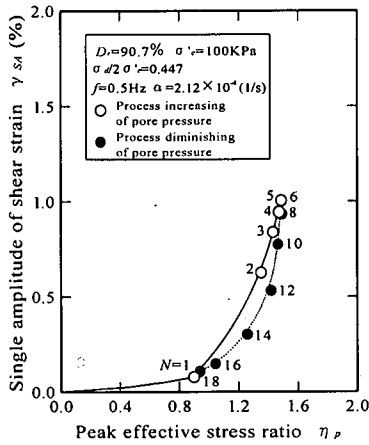
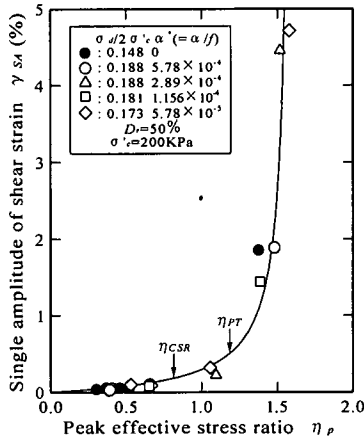
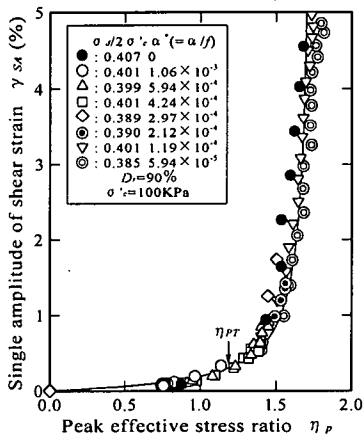


図-14 片振幅せん断ひずみと圧縮側ピーク有効応力比の関係
($D_f=90\%$, 間隙水圧上昇および下降過程)



(a) $D_f=50\%$



(b) $D_f=90\%$

図-15 片振幅せん断ひずみと圧縮側ピーク有効応力比の関係に及ぼす排水条件の影響

$$\gamma = \varepsilon_a - 1/3\varepsilon_v \quad (2)$$

式(2)で定義されるせん断ひずみは、最大せん断ひずみの2/3倍になり、非排水試験の場合は軸ひずみと一致する。

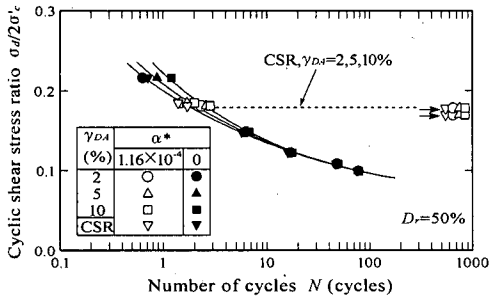
図-14から、間隙水圧上昇過程と下降過程では、わずかながら後者の方が外側にはらむ形で異なる経路を示しており、消散過程で有効応力比が増加する傾向にあることが観察される。これは、体積ひずみの発生に伴う密度増加の効果が生じた結果であると考えられる。

図-15(a), (b)は、それぞれ $D_f=50\%$, 90% のせん断ひずみ片振幅 γ_{sa} とピーク有効応力比 η_p の関係を排水条件で比較したものである。なお、 $\alpha^*=0$ の非排水試験結果については、ポアソン比を $\nu=0.5$ と仮定して軸ひずみからせん断ひずみを換算している。図の結果は、いずれも間隙水圧上昇過程のものである。図から、部分排水条件に拘らず両者に一義的な関係が存在していることが分かる。図-15には、非排水試験結果についても示しているが、部分排水条件の場合の方が、若干外側にはらむ傾向にあるものの、両者の差は無視できる程度のものである。図の結果は、繰返しせん断応力比や繰返し回数の異なる結果を含んでいることから、過剰間隙水圧上昇過程におけるせん断ひずみは、有効応力比の大きさのみに依存して変化していると考えられる。

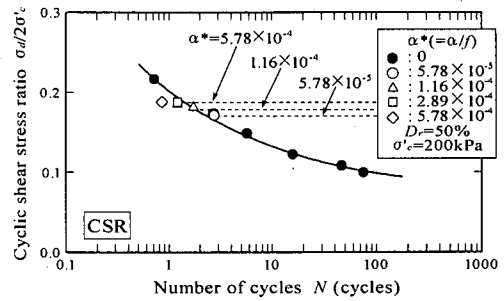
これらの図から、有意な変形の発達には、変相後($\eta_p \geq \eta_{PT}$)において顕著であることが明らかである。ただし、緩い相対密度 $D_f=50\%$ の場合には、CSRL(η_{CSR})に達すると同時に流動的に変相状態に至ることがその有効応力経路から認められた。したがって、緩い砂の場合には、CSRLを越えると同時に有意な変形の発達を生じると考える。

4. 部分排水条件下の繰返しせん断強度

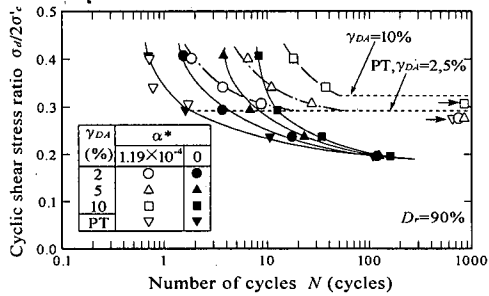
図-16(a), (b)は、それぞれ豊浦砂 $D_f=50\%$, 90% の部分排水と非排水($\alpha^*=0$)の繰返しせん断強度を、所定のせん断ひずみ振幅 $\gamma_{da}=2, 5, 10\%$ に至るに必要な繰返しせん断応力比 $\sigma_d/2\sigma'_c$ と繰返し回数 N の関係で表したものである。先に示した繰返しせん断挙動から、ひずみ軟化を生じる場合に限界有効応力線CSRL、それ以外の場合に変相線PTLが部分排水時の液状化挙動を特徴付ける状態線であることが認められた。そこで、 $D_f=50\%$ については、ひずみ軟化開始点の応力比を表す限界有効応力比 η_{CSR} に、 $D_f=90\%$ については変相時の有効応力比 η_{PT} の、いずれも静的試験から求めた応力比の値に達した時の繰返し回数を求めて整理した結果についてもそれぞれ示している。部分排水試験結果は、 $D_f=50\%$ で



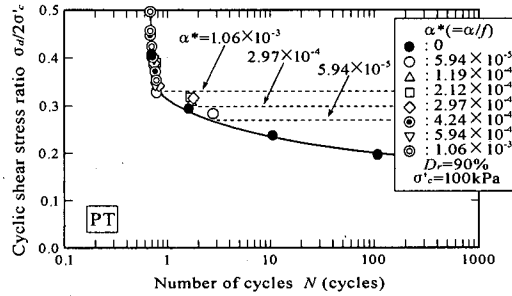
(a) $D_r=50\%$, $\alpha^*=1.16 \times 10^{-4}$



(a) $D_r=50\%$



(b) $D_r=90\%$, $\alpha^*=1.19 \times 10^{-4}$



(b) $D_r=90\%$

図-16 所定の両振幅せん断ひずみまたは有効応力比に至るに必要な繰返し応力比と繰返し回数の関係

図-17 繰返し応力比と繰返し回数関係に及ぼす部分排水条件の影響

$\alpha^*=1.16 \times 10^{-4}$, $D_r=90\%$ で $\alpha^*=1.19 \times 10^{-4}$ の場合について比較している。また、実施した部分排水条件の試験には液状化に至らずに間隙水圧の消散に転じる場合があり、図中右端のプロットは所定の両振幅ひずみおよび有効応力比 (η_{CSR} , η_{PT}) に至らなかった試験結果の繰返しせん断応力比を表している。

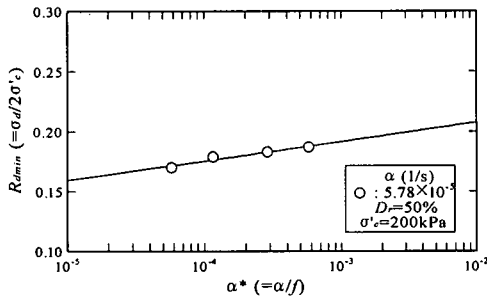
$D_r=50\%$ の液状化に至った部分排水試験結果は、非排水試験結果から描かれた強度曲線上に部分排水の結果がプロットされていることから、この場合の排水効果による強度増加は認められない。また、所定の両振幅ひずみに対する強度差は実用上無視できる程度である。これはCSRに達した後、突発的に変形が増大して液状化を生じる緩い砂の挙動を反映しているためである。一方の $D_r=90\%$ については、両振幅ひずみが大きいほど部分排水の強度曲線が、非排水のそれに比べて強度増加を示す様子が認められる。ただし、 $D_r=90\%$ でも変相状態で定義したプロットについては、非排水と部分排水で同等の強度を示している。

図-16の破線は実施した実験の内、所定の両振幅ひずみおよび有効応力比 (η_{CSR} , η_{PT}) に達した場合の最小の応力比と達しなかった場合の最大の応力比を平均して求めた繰返しせん断応力比を表している。この破線で表される応力比に着目すると、前述したように $D_r=50\%$ で

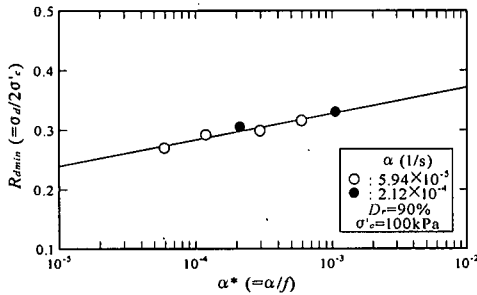
はCSRを超えると大きな変形を生じるために、所定の両振幅ひずみに拘らずに液状化に至らないとする限界の応力比が存在していることが分かる。 $D_r=90\%$ については、ある応力比では $\gamma_{DA}=10\%$ 以上のひずみを生じているものの、これより小さな応力比では $\gamma_{DA}=5\%$ 程度までしか生じていないという具合に、ひずみの大きさに応じた限界の応力比の存在が考えられる。このことから、部分排水時の強度はある応力比以下になると繰返し回数に依存しない水平な強度線形状を示すことが理解される。

図-17 (a), (b) に、 $D_r=50\%$, 90% の結果をそれぞれ限界有効応力CSRおよび変相状態PTに達した時点の繰返し回数 N と繰返しせん断応力比 $\sigma_d/2\sigma'_c$ の関係として整理し、排水効果係数 α^* で比較した。図の部分排水試験結果はいずれも少ない繰返し回数においてプロットされているが、緩い $D_r=50\%$ のみならず密な $D_r=90\%$ についても非排水強度と部分排水強度は同等と見なせる範囲にある。図中破線は図-16の破線と同様の方法で求めた限界有効応力線または変相線に達しないとする応力比を表しており、それぞれの α^* に対してこれより応力比を低下させると、数%のひずみが生じて破壊を定義できるような状態には至らなかった。

ここで、この限界の応力比に相当する部分排水時の繰返しせん断応力比を $R_{dmin} (= \sigma_d/2\sigma'_c)$ として、排水効果係



(a) $D_r=50\%$



(b) $D_r=90\%$

図-18 部分排水繰返し強度の最小値と排水効果係数の関係

数 α^* の対数に対してそれぞれ $D_r=50\%$, 90% について示したのが、図-18 (a), (b) である。図はいずれの密度の場合にも、 R_{dmin} と $\log_{10} \alpha^*$ の間に直線的な増加関係が存在することを示しており、 α^* が大きく完全排水状態に近づくほど R_{dmin} は増大することを表している。 $D_r=90\%$ については、バルブの開度により設定される排水係数 α が同じで、異なる載荷周波数の試験結果が含まれているが、いずれも同一直線上にプロットされている。したがって、排水効果係数 α^* で整理することにより、載荷周波数の影響を含めて排水性を合理的に解釈可能であることが分かる。これらのことから、 R_{dmin} が排水効果による強度増加の指標となりうるということが明らかである。

5. 部分排水強度によるグラベルドレーンの液状化抑止効果の評価

(1) 部分排水繰返し強度の定義

先の繰返しせん断挙動より、部分排水条件では、ひずみ軟化を生じる緩い砂の場合に限界有効応力線 CSRL、それ以外の密な砂の場合に変相線 PTL が、それぞれ最終的に液状化に至るか液状化に至らずに間隙水圧の消散に転じるかの境界を表す状態線であることが認められた。そこで、安全側の液状化強度を与える意味で、これらの

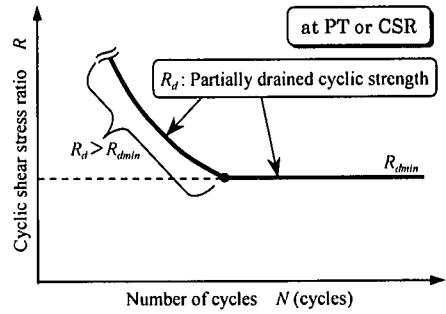


図-19 部分排水繰返し強度の定義

状態線に達した時点で規定される繰返しせん断応力比をもって部分排水繰返し強度 R_d と定義する。ただし、部分排水繰返し強度は図-19 に示すように繰返し回数の関数として表される。ここで、緩い $D_r=50\%$ では CSRL と PTL のどちらの状態でも実質的には強度に違いはないが、ここでは、先の繰返しせん断挙動を反映させる意味であえて両者を分けて定義を行った。

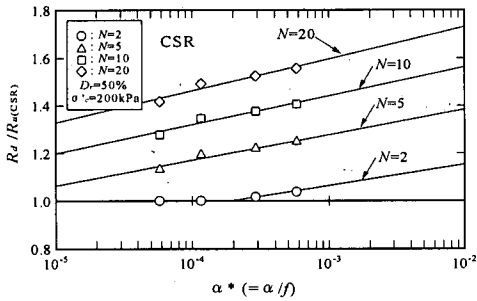
既往のグラベルドレーンの設計においては、過剰間隙水圧比 u/σ'_c の許容値として 0.5 や 0.3 を用いることが多い²⁷⁾。これは、0.5 以下の過剰間隙水圧比では、ひずみが小さく、体積圧縮係数についても大幅な変化がないという実験結果に基づいている^{28), 29)}。この理由は、図-15 に示した有効応力比とひずみの関係から認められたように、 η_{CSR} もしくは η_{PT} を超えるあたりでひずみが急増している挙動と対応している。また、有効応力経路から CSRL や PTL の状態線に達する時の過剰間隙水圧比が概ね 0.3~0.5 程度であることが分かる。したがって、ここで定義する部分排水繰返し強度 R_d を用いて、後で示すグラベルドレーンの設計を行った場合、従来の設計方法と安全率の面で整合しているものと考ええる。ただし、過剰間隙水圧比は応力振幅の大きさに応じて、これらの状態線に達する時の値は変化する。このため、ある状態を統一的に規定するには曖昧さが残る。一方、有効応力比は、応力振幅の大きさや繰返し回数、さらには部分排水条件によらずにひずみと一義的な関係にある。したがって、限界有効応力比 η_{CSR} もしくは変相応力比 η_{PT} で規定する方法は、従来の過剰間隙水圧による規定方法に較べてより明確な定義になっているものと考ええる。

(2) 部分排水繰返し強度の定量化

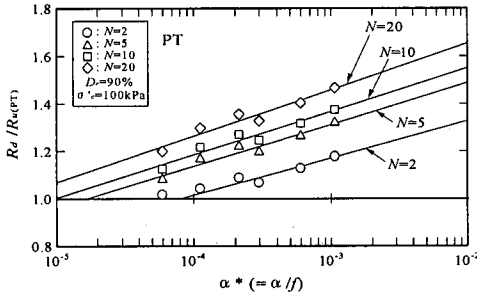
ここでは、定義した部分排水繰返し強度 R_d について定量化を試みる。まず、図-18 に示した R_{dmin} と $\log_{10} \alpha^*$ の間に直線関係が成り立つものと仮定し、次式で表した。

$$R_{dmin} = a \log_{10} \alpha^* + b \quad (3)$$

ここで、 a , b は実験定数であり、図-18 の実線で表される回帰結果より豊浦砂 $D_r=50\%$ で $a=0.0161$, $b=0.240$,

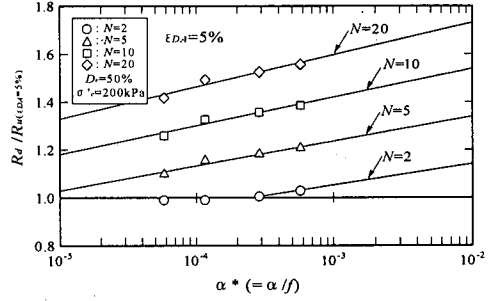


(a) $D_r=50\%$

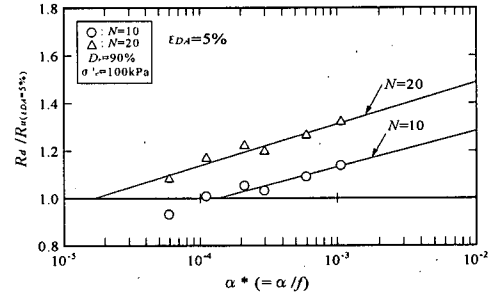


(b) $D_r=90\%$

図-20 強度比 $R_d/R_{u(PT)}$ と排水効果係数 α^* の関係 (CSR, PT で規定)



(a) $D_r=50\%$



(b) $D_r=90\%$

図-22 強度比 $R_d/R_{u(\epsilon_{D4}=5\%)}$ と排水効果係数 α^* の関係

$D_r=90\%$ で $a=0.0439$, $b=0.460$ であった。

図-20 は、 $N=2, 5, 10, 20$ 回のそれぞれの繰返し回数で η_{CSR} もしくは η_{PT} に至るに必要な部分排水繰返し強度 R_d を非排水条件での繰返しせん断応力比 $R_{u(CSR)}$, $R_{u(PT)}$ ($=\sigma_d/2\sigma'_c$) で正規化した強度比 $R_d/R_{u(CSR)}$, $R_d/R_{u(PT)}$ と α^* との関係を示したものである。図中の実線は、式(3)をそれぞれの繰返し回数における $R_{u(CSR)}$, $R_{u(PT)}$ で正規化して求めたものを示している。図から、 $R_d/R_u=1.0$ の軸上にプロットが存在しているのに気付く。これは、図-21 の模式図に示すように、ある繰返し回数 N_n において排水効果係数 α^* が低下していくと、ついには $R_d=R_u$ となる部分排水条件が存在することを表している。

図-17 から認められたように、 η_{CSR} もしくは η_{PT} で規定される非排水と部分排水の繰返しせん断応力比・繰返し回数関係は、 $D_r=50\%, 90\%$ とも少ない繰返し回数の部分で一致している。このため、 $R_d=R_u$ となる時の排水効果係数を α_n^* とすれば、 $\alpha^* \leq \alpha_n^*$ の部分排水条件では常に $R_d=R_u$ となり、排水効果による強度増加を期待できないことを意味している。一方、 $\alpha^* > \alpha_n^*$ の時の部分排水強度 R_d は R_{dmin} で表されることになるので、 $R_d/R_u > 1.0$ ($R_d > R_u$) となり、図-18 から認められたように、強度比 R_d/R_u は α^* の対数に対して直線的な増加傾向にあることを、図-20 の結果は示している。

非排水の液状化強度については、一般に軸ひずみ両振

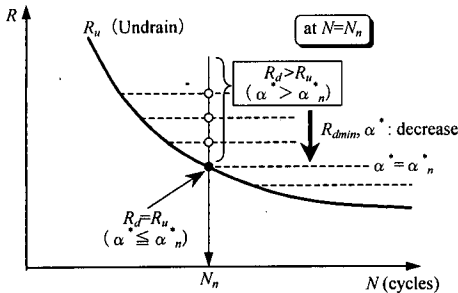
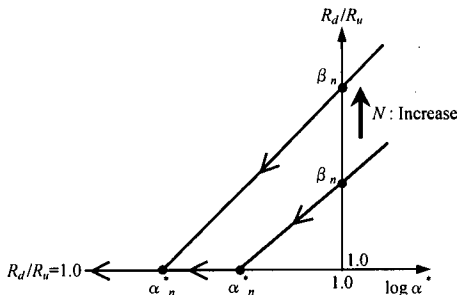


図-21 $R_d/R_u \sim \alpha^*$ 関係の模式図

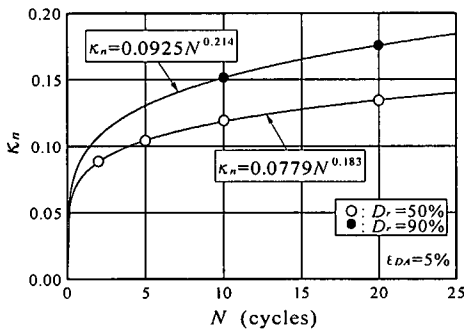


図-23 変数 κ_n と繰返し回数 N の関係

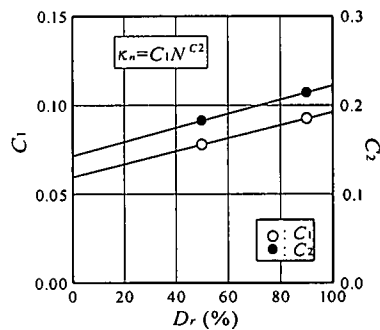


図-24 変数 C_1 , C_2 と相対密度 D_r の関係

幅 $\varepsilon_{DA}=5\%$ が採用されることが多い。そこで、非排水強度として、 $\varepsilon_{DA}=5\%$ で規定される繰返しせん断応力比 $R_{u(\varepsilon_{DA}=5\%)}$ を用い、先に定義した部分排水繰返し強度 R_d を正規化して求めた強度比 $R_d/R_{u(\varepsilon_{DA}=5\%)}$ と排水効果係数 α^* の関係を、同じく $N=2, 5, 10, 20$ 回のそれぞれの繰返し回数に対して整理した結果を図-22 に示す。図中の実線は、式(3)で与えられる部分排水における繰返しせん断強度をそれぞれの繰返し回数における $R_{u(\varepsilon_{DA}=5\%)}$ で正規化して求めたものである。図中 $D_r=90\%$ の結果には、 $N=2, 5$ 回の結果が得られていないが、この密度では少ない繰返し回数で $\varepsilon_{DA}=5\%$ まで至らなかったことによる。図の、 $D_r=50\%$ の結果は $R_d/R_u=1.0$ の軸をわずかに下回るプロットがあるが、その傾向は図-20 (a) と同様である。一方の $D_r=90\%$ の結果は、明らかに $R_d/R_u=1.0$ を下回るプロットが存在している。このことは、部分排水強度が非排水強度よりも小さくなることを表しており、一般的な概念に対して矛盾を生じている。これは、部分排水強度と非排水強度を異なる方法で定義したことによる。

$D_r=50\%$ のように緩い砂では、CSRL に達した後突発的な変形の増大を伴い液状化を生じるため、液状化強度に規定ひずみによる差は問題とならないが、 $D_r=90\%$ のような密な砂では、変形の発達に伴い強度増加が顕著になるため、強度を規定するひずみの大きさとその値が異なるものになってしまう。図-16 (b) で確認された $D_r=90\%$ の場合、変相時を除いて所定のひずみ振幅が大きくなるほど、部分排水強度の方が非排水のそれに較べて高くなる傾向にある。したがって、非排水強度と部分排水強度を同一のひずみ振幅で定義すれば、強度比 R_d/R_u は、必ず $R_d/R_u \geq 1.0$ となる。このため、図-20 の結果について定量化を進める方が現象面からは適切と判断されるが、非排水強度 R_u については各種指針等で採用されている軸ひずみ量振幅 $\varepsilon_{DA}=5\%$ で規定される液状化強度で定義した方が、実用上、都合の良いことが多いと考える。そこで、 $\alpha^* \leq \alpha_n^*$ では $R_d/R_u=1.0$ となるものとして、図-22 の関係について定式化を行い、以降の部分排水繰返し強度の定量化を行うことにする。この場合、密な砂につい

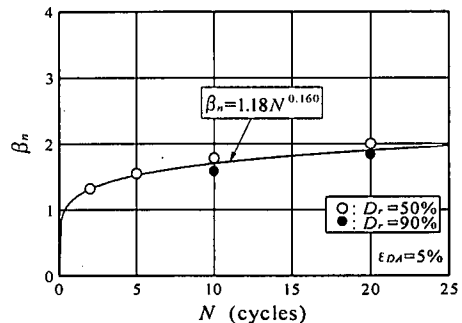


図-25 変数 β_n と繰返し回数 N の関係

ては図-20 に対して評価するのに較べて、より安全側の評価となる。

これらのことから、図-22 に示した強度比 R_d/R_u と排水効果係数 α^* の関係を次式で表す。

$$(\alpha^* > \alpha_n^*) \quad R_d/R_u = \kappa_n \log_{10} \alpha^* + \beta_n \quad (4)$$

$$(0 \leq \alpha^* \leq \alpha_n^*) \quad R_d/R_u = 1.0 \quad (5)$$

ここで、 R_u は軸ひずみ両振幅 5% で定義される非排水時の繰返し応力比～繰返し回数関係（非排水繰返し強度）。また、 α_n^* は式(4)に $R_d/R_u=1.0$ を代入することにより、次式のようになる。

$$\alpha_n^* = 10^{(1-\beta_n)/\kappa_n} \quad (6)$$

ここに、 κ_n と β_n はそれぞれ、図-22 の直線関係の勾配と $\alpha^*=1.0$ の時の強度比を表す変数である。

ここで、 κ_n について、図-23 に示す繰返し回数との関係が得られた。図に示すように、 κ_n は繰返し回数と相対密度に依存するパラメータである。図の関係から、 κ_n を次式で表す。

$$\kappa_n = C_1 N^{C_2} \quad (7)$$

変数 C_1 , C_2 は、相対密度に対して図-24 に示す関係がある。ここで、相対密度については $D_r=50\%$ と 90% の 2

種類の結果しか得られていないので詳細は不明であるが、変数 C_1, C_2 は相対密度 $D_r(\%)$ とともに増加することが明らかであるので、これを簡単のため直線関係で表すと次式が得られた。

$$\begin{aligned} C_1 &= 3.65 \times 10^{-4} D_r + 0.060 \\ C_2 &= 7.90 \times 10^{-4} D_r + 0.143 \end{aligned} \quad (8)$$

次に、 β_n と繰返し回数 N の関係を図-25 に示す。図より β_n は、砂の相対密度で大きくは異ならないことから、繰返し回数に依存するパラメータとして、次式で与える。

$$\beta_n = 1.18 N^{0.160} \quad (9)$$

これらの定式化により、何等かの方法で非排水繰返し強度 R_u が与えられれば、任意の繰返し回数、相対密度、排水効果係数について部分排水繰返し強度 R_d を推定することが可能である。

次節において、ここで定量化を行った部分排水繰返し強度をグラベルドレーンの設計法としてより一般的な形で提案するが、本実験が豊浦砂 $D_r=50\%, 90\%$ に対するものであり、この種の経験式には多くのバックデータが必要と考えられるので、ここで、定量化した部分排水繰返し強度についてある程度の適用範囲を示しておく。

まず、土の種類については豊浦砂に対する試験結果を用いていることから、いわゆるきれいな砂に対する適用となる。現実問題においては細粒分が混入している場合が多ことから、細粒分含有率の違いによる影響については今後の検討が必要と考える。ただし、部分排水強度を非排水強度で正規化する形で整理しているので、土の種類に起因するダイレタンシー特性や圧縮特性の相違は、別途それぞれの土に対応する非排水強度を与えることで、推定される部分排水強度にある程度反映されると考える。

相対密度に関しては試験を実施した範囲での適用となるが、相対密度が高い場合に本結果が安全側の評価を与えていることから、極めて相対密度が高い場合にかんがりの過小評価となる可能性がある。逆にきわめて相対密度が低い場合には、経済的なグラベルドレーンの設計は困難であると考えられる。したがって、本結果は概ね $D_r=40\sim60\%$ (拘束圧補正した N 値 $N_1=10$ 程度) の中密な砂への適用性が高いと考える。

次に、図-22 において排水効果係数 α^* は $10^{-4}\sim10^{-5}$ の範囲に対して試験結果がプロットされている。砂質土を対象として入力地震動およびドレーンの排水距離を現実的なものと仮定すれば、適用の対象となる土の透水係数は $10^{-2}\sim10^{-3}$ cm/sec 程度の範囲となる。

(3) ドレーン設計法への適用例

図-26 に、提案する部分排水強度を用いたグラベルドレーン工法の設計フローを示す。図は、非排水繰返し強

度 R_u を、 N 値および粒度等の情報を用いて指針^{30), 31)}の算定式から求めることを想定して描いている。基本的な設計の流れは、従来の設計法²⁷⁾と大きな違いはないが、提案する設計法の最も大きな特徴は、最終的に液状化対象層全層にわたり液状化抵抗率 $F_L (=R_d/L) > 1.0$ (L : 地震時せん断応力比) となる等価円柱の半径を求めるところにある。

ここで、相対密度 $D_r(\%)$ は補正 N 値 N_a に対する次式³²⁾の関係から求められる。

$$D_r = 16\sqrt{N_a} \quad (10)$$

したがって、指針の液状化判定法を用いて標準貫入試験から求める N 値と粒度から部分排水繰返し強度 R_d を求める場合、式(7)、式(8)から表される変数 κ_n は、繰返し回数 N を等価繰返し回数 N_{eq} と読み替えて、次のように書き直すと取り扱いが容易になる。

$$\kappa_n = (0.00584\sqrt{N_a} + 0.060) N_{eq}^{(0.0126\sqrt{N_a} + 0.143)} \quad (11)$$

ここに、 N_a : 補正 N 値^{31), 32)}

次に、排水性に関するドレーンの設計条件は、すべて排水効果係数 α^* に置き換えることができる。ここで、ドレーンの排水抵抗 (ウェルレジスタンス) を考慮する場合、ウェルレジスタンス係数 L_w ³³⁾ は、

$$L_w = \frac{32}{\pi^2} \frac{k_s}{k_d} \left(\frac{H}{2r_w} \right)^2 \quad (12)$$

ここに、 k_d : ドレーン材の透水係数 (cm/sec)

k_s : 地盤の透水係数 (cm/sec)

H : ドレーン長 ($F_L < 1.0$ の層厚の合計) (cm)

r_w : ドレーンの半径

ここで、大北ら³⁴⁾と同様の方法で、ウェルレジスタンスによる間隙水圧消散の時間遅れを Barron の近似解³⁵⁾を使って表すと、砂の透水係数を次のように補正することができる。

$$k_s' = \frac{F_{(n)}}{F_{(n)} + 0.8L_w} k_s \quad (13)$$

$$F_{(n)} = \frac{n^2}{n^2 - 1} \ln n - \frac{3n^2 - 1}{4n^2} \quad (14)$$

ここに、 k_s' : ウェルレジスタンスを考慮し補正した砂の透水係数 (cm/sec)

k_s : 対象砂層の透水係数 (cm/sec)

L_w : ウェルレジスタンス係数

n : $n = r_e/r_w$

r_e : 有効円の半径 (cm)

r_w : ドレーンの半径 (cm)

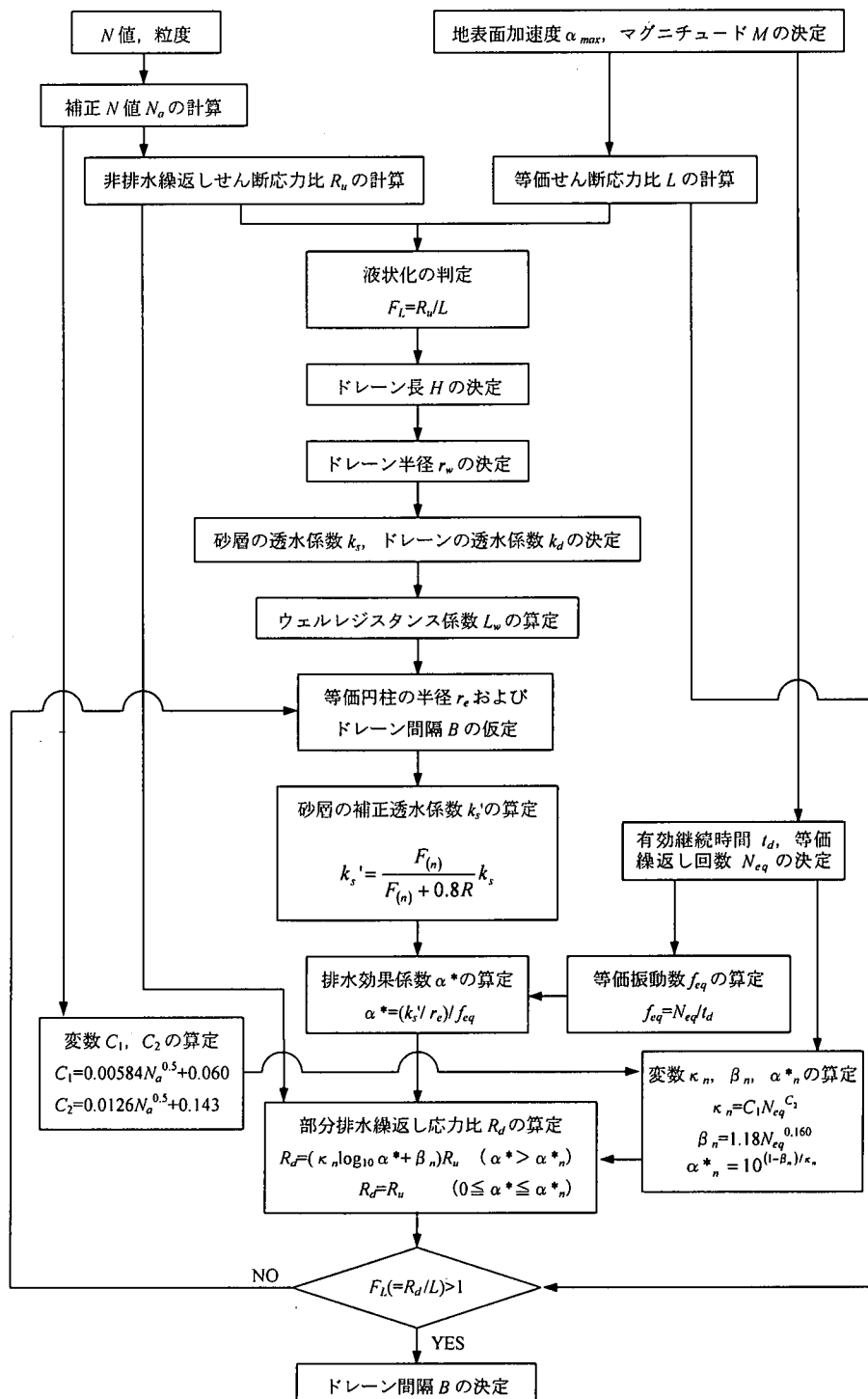


図-26 部分排水繰返し強度を用いたドレーン工法の設計フロー

表-3 $\tau_e = 0.65 \tau_{max}$ に対応する等価繰返し回数³⁶⁾

地震マグニチュード	8.5	7.5	6-3/4	6	5-1/4
等価繰返し回数 N_{eq}	26	15	10	5	2-3

※ τ_e : 等価な一定せん断応力, τ_{max} : 最大せん断応力

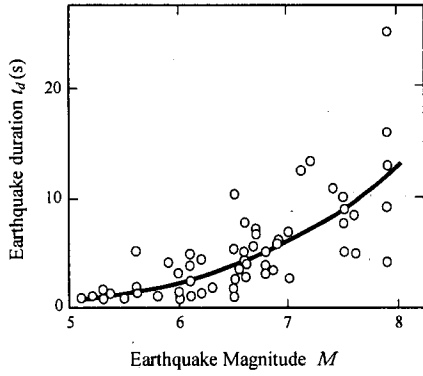
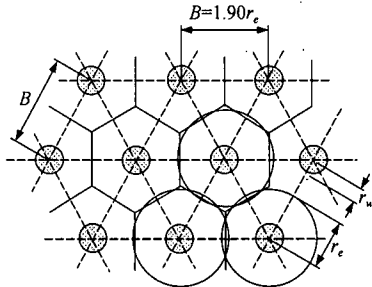
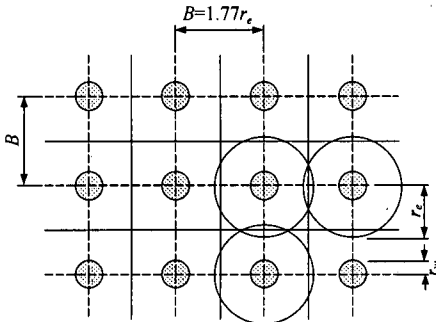


図-27 地震動の有効継続時間と地震マグニチュードの関係³⁷⁾



(a) 正三角形配置



(b) 正方形配置

図-28 ドレーンの配置と等価有効円

また、等価振動数 f_{eq} (1/sec) は、次式で与えられる。

$$f_{eq} = N_{eq} / t_d \quad (15)$$

ここに、 N_{eq} : 等価繰返し回数

t_d : 有効地震継続時間 (sec)

ここで、等価繰返し回数 N_{eq} は、本来不規則な波である地震動を等価な一定せん断応力に換算した場合の繰返し回数であり、Seed ら³⁶⁾の検討により地震マグニチュード M に対して表-3 のように与えられている。また、有効継続時間 t_d については、Tokimatsu & Yoshimi³⁷⁾により図-27 に示す地震マグニチュード M との関連付けが行われて

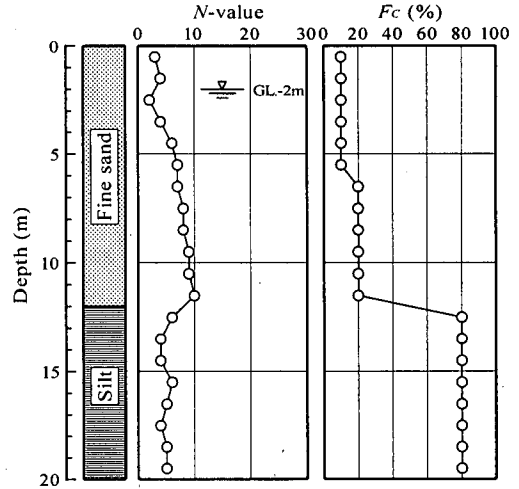


図-29 検討地盤

いる。これより、排水効果係数は、

$$\alpha^* = (k_s' / r_e) / f_{eq} \quad (16)$$

と表される。

ドレーンの打設間隔 B については、有効円の半径 r_e と次の関係がある (図-28)。

$$\begin{aligned} B &= 1.90 r_e & (\text{正三角形配置}) \\ B &= 1.77 r_e & (\text{正方形配置}) \end{aligned} \quad (17)$$

(4) ケーススタディ

図-29 に示す地盤を対象に、提案手法によるグラベルドレーンの設計計算を行う。

液状化判定は、建築基礎構造設計指針³¹⁾に基づいて行うこととした。同指針によると、非排水繰返し強度 R_u (原位置液状化抵抗 τ_v / σ_v') は、せん断ひずみ片振幅 5% 曲線に対して与えられる。本提案手法では軸ひずみ両振幅 5% で定義した R_u で R_d を正規化した強度比に対して定式化を行っている。整合性の観点から、 R_u については軸ひずみ両振幅 5% で定義される強度となるよう次式の Tokimatsu & Yoshimi³²⁾の算定式から換算して求めた。

$$R_u = 0.45 C_r \left[\frac{16\sqrt{N_a}}{100} + \left(\frac{16\sqrt{N_a}}{C_a} \right)^{14} \right] \quad (18)$$

ここに、 $C_r = 0.57$

C_a は軸ひずみ両振幅 ε_{DA} (%) に対して、

$$C_a = 97 - 19 \log_{10} \varepsilon_{DA} \quad (19)$$

ちなみに、Tokimatsu & Yoshimi³²⁾の非排水繰返し強度の算定式については、繰返し回数に対する補正方法^{38), 39)}が提案されており、任意の地震マグニチュード、地表面

表-4 グラベルドレーンの設計条件

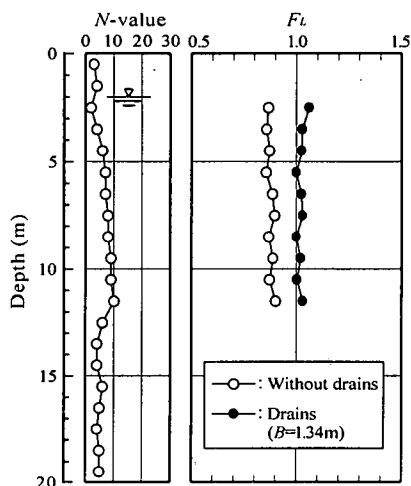
	記号	単位	入力値
マグニチュード	M		7.5
地表面加速度	α_{max}	gal	200
地震継続時間	t_d	sec	9.0
砂の透水係数	k_s	cm/sec	5.0E-03
ドレーンの透水係数	k_d	cm/sec	1.0E+01
ドレーン径	a	m	0.5
入力ドレーンピッチ	B	m	1.34
ドレーン長	H	m	10

表-5 計算パラメータ

	記号	単位	計算値
ドレーン半径	r_w	m	0.250
有効円半径	r_e	m	0.757
$n (=r_e/r_w)$			3.028
等価繰返し回数	N_{eq}	cycles	15
等価振動数	f_{eq}	Hz	1.667
ウエルレジスタンス係数	R		0.649
バロン近似係数	$F_{(n)}$		0.521
換算透水係数	k_s'	cm/sec	2.504E-03
排水効果係数	α^*		1.984E-05

表-6 F_L 値の計算結果

γ_t (k N/m ³)	γ'_t (k N/m ³)	深度 (m)	N 値	σ_v (kPa)	σ'_v (kPa)	F_c (%)	N_1	N_f	N_a	L	R_u	F_L $=R_u/L$	κ	α^*	R_d/R_u	R_d	F_L $=R_d/L$
18.0	8.0	2.5	2	45	40	10	3.2	6	9.162	0.144	0.124	0.866	0.127	3.442E-07	1.223	0.152	1.059
		3.5	4	63	48	10	5.8	6	11.774	0.165	0.142	0.858	0.133	6.507E-07	1.197	0.169	1.027
		4.5	6	81	56	10	8.0	6	14.018	0.179	0.156	0.872	0.137	1.037E-06	1.176	0.183	1.025
		5.5	7	99	64	10	8.8	6	14.750	0.188	0.161	0.855	0.138	1.192E-06	1.169	0.188	1.000
		6.5	7	117	72	20	8.2	8	16.250	0.195	0.172	0.885	0.141	1.559E-06	1.156	0.199	1.023
		7.5	8	135	80	20	8.9	8	16.944	0.199	0.178	0.895	0.142	1.754E-06	1.150	0.205	1.030
		8.5	8	153	88	20	8.5	8	16.528	0.201	0.174	0.867	0.142	1.635E-06	1.154	0.201	1.000
		9.5	9	171	96	20	9.2	8	17.186	0.203	0.180	0.888	0.143	1.826E-06	1.148	0.207	1.020
		10.5	9	189	104	20	8.8	8	16.825	0.203	0.177	0.871	0.142	1.719E-06	1.151	0.204	1.002
		11.5	10	207	112	20	9.4	8	17.449	0.203	0.182	0.899	0.143	1.906E-06	1.146	0.209	1.030

図-30 F_L 値の深度分布の比較

加速度に対する検討が可能である。

表-4に設計条件を、表-5にはこれに対応するパラメータの算定結果を示す。ドレーンは正方形配置としている。また、表-6、図-30に F_L 値の計算結果と深度方向分布をそれぞれ示し、非排水時（ドレーン無）とドレーンを設置した場合について比較した。

液状化の発生が懸念される深度2m～12mの細砂層($F_L < 0.9$)に着目すると、ドレーンピッチ $B=1.34$ mとした場合に深度5.5mと8.5mで $F_L=1.0$ 、それ以外の深度ではいずれも $F_L > 1.0$ となっている。したがって、ドレーンピ

ッチは $B < 1.34$ mとなる間隔を採用することになる。

このように、ドレーンによる改良効果をドレーン無しの場合と同じ尺度で評価比較することが可能となった。ちなみに、浸透流解析結果⁴⁾に基づく既往の設計法^{27), 34)}より算出したドレーンピッチは、同様の設計条件において1.3m（ただし、許容間隙水圧比0.5、体積圧縮係数 4.0×10^{-3} 1/kPaとして）であった。したがって、本提案手法と既往の提案手法との整合性は比較的良好なものとする。

本提案手法によれば、許容間隙水圧比や推定の困難な体積圧縮係数を設定することなく、ドレーンの評価を通常の液状化判定法で用いられる F_L により行うことができることから、従来の方法にくらべて明快で単純化した取り扱いが可能になったと考える。

6. まとめ

本研究では、グラベルドレーンの液状化抑止効果の評価を行うことを目的として、豊浦砂 $D_r=50\%$ 、 $D_r=90\%$ の飽和供試体に対して部分排水繰返し三軸試験を実施し、その挙動および強度特性について検討を行った。さらに、試験結果に基づく部分排水繰返し強度の定量化からグラベルドレーンの評価・設計を試みた。

以下に、本研究で得られた主な知見をまとめる。

① ひずみ軟化を生じる緩い砂では、限界有効応力比（ひずみ軟化開始点の応力比）、密な砂では変相応力比に達するか否かが、その後の部分排水挙動を左右している。

② 残留間隙水圧比と繰返し回数の関係から、繰返しせん断応力比が小さくなるほど、発生する過剰間隙水圧が減少する。繰返しせん断応力比のわずかな違いで、液状化する場合と液状化に至らずに水圧の消散に転じるものに分けられる。

③ 間隙水圧上昇過程におけるせん断ひずみとピーク有効応力比の関係は、部分排水条件や繰返し応力比、繰返し回数の大きさによらない両者に一義的な関係が存在しており、過剰間隙水圧上昇過程におけるせん断ひずみは、有効応力比の大きさに依存して変化している。

④ 部分排水条件の試験結果はある応力比以下では液状化に至らないとする限界の応力比が存在している。この応力比を R_{dmin} とする時、部分排水条件の繰返し強度は R_{dmin} 以下では繰返し回数に依存しない強度線形状を示す。また、 R_{dmin} は排水効果係数 α^* の対数に対して直線的な増加傾向を示すことが明らかにされた。

⑤ 定義した部分排水繰返し強度 R_d について、定量化を試みた。これにより、何等かの方法で非排水繰返し強度 R_u (軸ひずみ両振幅 5% で定義) が与えられれば適用を示した範囲内において、任意の繰返し回数、相対密度、排水効果係数について R_d を推定することが可能となった。

⑥ 定量化を行った部分排水繰返し強度を用いたグラベルドレーンの設計法を提案し、ケーススタディを行った。提案手法は、既往の指針に基づく F_L 法により排水効果の評価を行える点に特徴があり、既往の設計法に較べて明快で単純化した取り扱いが可能になっている。また、試計算の結果は、本提案手法と既往の設計法との整合性を示すものであった。

参考文献

- 1) 土質工学会：地盤の液状化対策に関するシンポジウム発表論文集，pp. 15-40, 1991.
- 2) 吉見吉昭，細川義隆，時松孝次：グラベルドレーンによって改良された緩い砂の液状化抵抗，基礎工，Vol. 16, No. 8, pp. 102-107, 1988.
- 3) 吉見吉昭：「ねばり強さ」に関する液状化対策の評価基準，土と基礎，Vol. 38, No. 6, pp. 33-38, 1990.
- 4) Seed, H. B. and Booker, J. R.: Stabilization of potentially liquefiable sand deposits using gravel drains, *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, Vol. 103, No. GT7, pp. 757-768, 1977.
- 5) 田中幸久，国生剛治，江刺靖之，松井家孝：グラベルパイルによる水平地盤の液状化防止について，土木学会論文集，第 352 号/III-2, pp. 89-98, 1984.
- 6) 桑山晋一，山下浩明，細川義隆，吉見吉昭：大型土槽の液状化実験によるグラベルパイルの効果の検討，第 21 回土質工学研究発表会発表講演集，pp. 749-750, 1986.
- 7) 井合進：Large scale model tests and analyses of gravel drains, 港湾技術研究所報告，第 27 卷，第 3 号，pp. 25-160, 1988.
- 8) 加藤満，岡二三生，八嶋厚，大石博，中島豊，吉田幸司，田中幸芳：グラベルドレーンによる地震時間隙水圧抑制効果とその解析について，第 29 回土質工学研究発表会発表講演集，pp. 1107-1110, 1994.
- 9) 加藤満，岡二三生，八嶋厚，大石博，中島豊，吉田幸司，田中幸芳：グラベルドレーンの有効応力解析と実設計への適用に関する検討，土木学会第 49 回年次学術講演会概要集，III, pp. 568-569, 1994.
- 10) 近藤浩市，古関潤一，松尾修：液状化対策としてのドレーン工法の効果に関する動的遠心模型実験，第 31 回地盤工学研究発表会発表講演集，pp. 1173-1174, 1996.
- 11) 梅原靖文，善功企，浜田浩二：排水効果を考慮した飽和砂の液状化強度，港湾技術研究所報告，第 20 巻，第 1 号，pp. 3-33, 1981.
- 12) Umehara, Y., Zen, K. and Hamada, K.: Evaluation of soil liquefaction potentials in partially drained conditions, *Soils and Foundations*, Vol. 25, No. 2, pp. 57-72, 1985.
- 13) 古賀泰之，松尾修，島津多賀夫，唐沢安秋：フィルダム材料の動的強度に関する実験報告書，土木研究所資料，第 2755 号，1989.
- 14) 兵動正幸，伊藤雅之，山本陽一，黒島一郎：飽和砂の部分排水繰返し三軸試験について，第 46 回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集，III, pp. 402-403, 1994.
- 15) 兵動正幸，村田秀一，伊藤雅之，徳原裕輝，山本陽一：部分排水における飽和砂の繰返しせん断特性について，第 46 回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集，III, pp. 404-405, 1994.
- 16) 兵動正幸，安福規之，村田秀一，伊藤雅之，山本陽一：飽和砂の部分排水繰返しせん断特性，第 29 回土質工学研究発表会発表講演集，pp. 759-760, 1994.
- 17) 兵動正幸，山本陽一，黒島一郎：飽和砂の部分排水繰返しせん断強度について，第 31 回地盤工学研究発表会発表講演集，pp. 1023-1024, 1996.
- 18) Breth, H. and Schwab, H. H.: Liquefaction of a fully saturated sand under anisotropic initial states of stress in a controlled drainage system, *Proc. of DMSR 77*, Vol. 2, pp. 149-159, 1977.
- 19) 前川昌教，山田恭央，五十嵐正剛：排水量を制御した砂の液状化試験，第 26 回土質工学研究発表会発表講演集，pp. 737-738, 1991.
- 20) 五十嵐正剛，山田恭央：部分排水が液状化強度に与える影響，第 28 回土質工学研究発表会発表講演集，pp. 913-914, 1993.
- 21) 中野修吾，山田恭央：排水量を制御した飽和砂のオンライン試験，第 29 回土質工学研究発表会発表講演集，pp. 761-762, 1994.

- 22) 能登準弥, 山田恭央, 村上弘幸, 下平喜之: 部分排水条件下における砂の液状化特性に及ぼす密度の影響, 土木学会第 54 回年次学術講演会概要集, III, pp. 170-171, 1999.
- 23) 山本陽一, 戸村豪治, 上原精治, 高橋直樹, 兵動正幸: 部分排水強度によるグラベルドレーンの液状化抑止効果の評価 その 1 部分排水繰返し強度の定量化, 第 35 回地盤工学研究発表会発表講演集, pp. 805-806, 2000.
- 24) 高橋直樹, 上原精治, 山本陽一, 戸村豪治, 兵動正幸: 部分排水強度によるグラベルドレーンの液状化抑止効果の評価 その 2 部分排水強度に基づく設計法の適用性, 第 35 回地盤工学研究発表会発表講演集, pp. 807-808, 2000.
- 25) 山本陽一, 兵動正幸, 黒島一郎, 谷垣正治: 砂および粘土の繰返しせん断強度に基づく有効応力モデルとその液状化解析への適用, 土木学会論文集, No. 561/III-38, pp. 298-308, 1997.
- 26) 大原資生, 山本哲郎: 飽和砂の液状化強度に及ぼす排水の影響に関する振動台実験, 土と基礎, Vol. 30, No. 8, pp. 17-22, 1982.
- 27) グラベルドレーン工法研究会: グラベルドレーン工法技術資料, 1996.
- 28) 大野義郎, 伊藤克彦, 大北康治: 砕石ドレーン工法の間隙水圧消散解析に用いる体積圧縮係数について, 第 18 回土質工学研究発表会発表講演集, pp. 575-576, 1983.
- 29) Iai, S. and Koizumi, K.: Estimation of earthquake induced excess pore water pressure for gravel drains, 第 7 回日本地震工学シンポジウム講演集, pp. 679-684, 1986.
- 30) 日本道路協会: 道路橋示方書 (V 耐震設計編)・同解説, 丸善, pp. 91-95, 1996.
- 31) 日本建築学会: 建築基礎構造設計指針, 技報堂, pp. 163-169, 1988.
- 32) Tokimatsu, K. and Yoshimi, Y.: Empirical correlation of soil liquefaction based on SPT N-value and fines content, *Soils and Foundations*, Vol. 23, No. 4, pp. 56-74, 1983.
- 33) Yoshikuni, H. and Nakanodo, H.: Consolidation of soils by vertical drain wells with finite permeability, *Soils and Foundations*, Vol. 14, No. 2, pp. 35-46, 1974.
- 34) 大北康治, 柚木孝治, 伊藤克彦, 中島豊, 島岡久壽: 砕石ドレーンの透水性を考慮した設計ノモグラム, 第 21 回土質工学研究発表会発表講演集, pp. 737-738, 1986.
- 35) Barron, R. A.: Consolidation of fine grained soil by drain wells, *Trans. ASCE*, pp. 718-754, 1948.
- 36) Seed, H. B., Idriss, I. M. and Arango, I.: Evaluation of liquefaction potential using field performance data, *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, Vol. 109, No. 3, pp. 458-482, 1983.
- 37) Tokimatsu, K. and Yoshimi, Y.: Effects of vertical drains on the bearing capacity of saturated sand during earthquakes, *Proc. Int. Conf. on Engineering for Protection from Natural Disasters*, pp. 643-655, 1980.
- 38) 吉見吉昭: N 値による液状化の判定 (建築), 基礎工, Vol. 18, No. 3, pp. 84-90, 1990.
- 39) Yoshimi, Y., Tokimatsu, K. and Hosaka, K.: Evaluation of liquefaction resistance of clean sands based on high-quality undisturbed samples, *Soils and Foundations*, Vol. 29, No. 1, pp. 93-104, 1989.

(2000. 7. 10 受付)

EVALUATION OF THE DRAINAGE EFFECT OF GRAVEL DRAINS BASED ON PARTIALLY DRAINED CYCLIC TRIAXIAL TESTS ON SATURATED SAND

Yoichi YAMAMOTO, Masayuki HYODO, Seiji UEHARA and Naoki TAKAHASHI

In order to evaluate the drainage effect of gravel drains against liquefaction, a series of cyclic shear tests has been performed on a saturated sand under partially drained conditions by triaxial testing equipment installed a drainage valve. Firstly, the nature and strength characteristics of saturated sand under partially drained cyclic shear conditions were investigated. Then the cyclic strength under partially drained condition was formulated based on the testing results. A simplified method for designing gravel drains based on F_L method was developed by the formulated strength. As a trial design result of gravel drains coordinated the proposed method and the method based on seepage flow analysis, the propriety of the proposed method was recognized.