

飽和砂地盤の地震時液状化抵抗と標準貫入試験の N 値

柴 田 徹

EVALUATION OF LIQUEFACTION POTENTIAL BASED ON S. P. T. RESISTANCE

By *Toru* SHIBATA

Synopsis

A more comprehensive collection of site conditions at various locations where some type of liquefaction or no liquefaction was used to determine the relationship between liquefaction resistance ratio, standard penetration resistance and effective overburden pressure. The results are shown in Fig. 5, and the field value of cyclic stress ratio separating liquefiable from non-liquefiable conditions can be determined with acceptable accuracy from Eq. (7). Furthermore, the background of support for these Fig. 5 and Eq. (7) was considered and the comparisons of author's proposal with previous methods, H. B. Seed (1976) or Iwasaki-Tatsuoka (1978), were made.

1. ま え が き

飽和した砂地盤が地震を受けた時の液状化現象に関しては、1964年の新潟地震を契機として、国内外で活発な研究が行われてきた。特に最近では技術進歩によって、砂質土の乱さないサンプリングが可能になり、飽和砂の不攪乱試料について室内で動的せん断試験を行えば、実地盤を構成する土要素の液状化強度を的確に把握できるようになってきた。しかしこれらは、あくまで“繰返し三軸”あるいは“繰返し単純せん断”試験から求められた液状化強度という註記の値であって、地震時の地盤の挙動を推定する作業全体からみれば、ほんの一部分に過ぎない。

室内におけるエレメント試験と実地盤の挙動とを結びつけるためには、まだ解明すべき多くの問題が残されている。このような事情から、以下に述べるのは室内試験よりも過去の液状化震害記録（すなわち実物試験）を活用したアプローチであり、かつ実務上の使い易さを考慮した手法の提唱である。

ところでこれまでの研究によって、飽和砂の液状化抵抗と静的なせん断抵抗との間には、ある種の関係が認められている。例えば土岐(祥)ら¹⁾によれば、液状化抵抗と静的コーン貫入抵抗との間に比例的な関係が成立するし、また西垣ら²⁾の研究では、 N 値とその状態における砂のせん断抵抗の間には、やはり比例関係が見出されている。従って N 値と液状化抵抗とが、砂の相対密度を媒介にしくなくても、直接的に結びつけられる可能性がある。

このような観点から、本文は標準貫入試験の N 値をベースにして、砂地盤（細粒分を含まない）の液状化抵抗が推定できる可能性について検討したものである。そのために既往の震害記録を集めて活用し、液状化抵抗と N 値との間に極めて簡単な関係が導かれる。その過程においては、従来のように相対密度を媒介とせず、直接的に N 値との関係を求めている。またそれが成立する理由について考察を加えるほか、従来の提案法との比較や実際への適用例について述べる。

2. 従来提案の簡易推定法

従来から、地震時に地盤が液状化するかどうかを予測する手法の一つとして、 N 値に基づく方法がいくつか

提案されてきた。それらの中で代表的なものは、岩崎・竜岡法³⁾⁴⁾と H. B. Seed 法⁵⁾であろう。

2.1 岩崎・竜岡法

この方法では、まず乱さない飽和砂を用いた室内の繰返し三軸試験による液化強度比 $(R)_{trial}$ として、繰返し回数が20回で軸ひずみ両振幅が5~6%になったときの応力比 $(\sigma_d/2\sigma'_v)_{20}$ を規準とする。ただし σ_d ；繰返し載荷時の主応力差、 σ'_v ；初期有効拘束圧である。次にサンプリングやせん断試験時の試料の乱れなどを考慮して、実地盤の液化強度比 $(R)_{field}$ は

$$(R)_{field} = (R)_{trial} = \left(\frac{\sigma_d}{2\sigma'_v} \right)_{20} \dots\dots\dots (1)$$

で表わされると考える。

次のステップとして、乱さない砂試料に対する $(R)_{trial}$ と地盤の N 値との関係を調べるが、周知のように地盤が同じ相対密度 D_r をもっていても、有効土かぶり圧 σ'_v の大きさによって N 値は影響されるので、 N 値 $\sim D_r \sim \sigma'_v$ の相互関係として、Meyerhof の式

$$D_r = 21 \sqrt{\frac{N}{\sigma'_v + 0.7}} \dots\dots\dots (2)$$

を用いる。ただし σ'_v の単位は kgf/cm^2 を用いる。

さて以上の操作で求めた $(R)_{trial}$ と D_r の関係を実際にプロットすると、結果は相当ばらつくことが分かったが、その原因は砂質土の粒径の違いを考慮しなかったことによるとした。そして粒径分布を代表するファクターとして平均粒径 D_{50} を選び、次式を提案した。

$$\left. \begin{aligned} (R)_{trial} &= 4.2 \times 10^{-3} D_r + C_R \\ &= 0.0882 \sqrt{\frac{N}{\sigma'_v + 0.7}} + C_R \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

ここに補正項 C_R は D_{50} の関数で、Fig. 1(a) の平均曲線で与えられる。

次に地震時の作用応力比 L は、発生する最大せん断応力 τ_{max} と σ'_v の比として、

$$L = \left(\frac{\tau_{max}}{\sigma'_v} \right) = k_s \left(\frac{\sigma_s}{\sigma'_v} \right) (1 - 0.015 z) \dots\dots\dots (4)$$

を用いて計算する。ここに k_s ；地表最大震度、 σ_s ；全土かぶり圧、 z ；深度 (m) である。

以上のようにして、強度比 R と作用応力比 L が求まると、液化化に対する安全率 F_l は $F_l = R/L$ として算出でき、この F_l の大きさに応じて、耐震設計に用いる地盤定数を低減させることを提唱している。

ところで Fig. 1(b) は、1978年 宮城県沖地震における被害地周辺地盤の調査結果を、提案値と比較したものである⁶⁾。すなわちプロットした点は、当該地点で採取した乱さない砂試料の $(R)_{trial}$ と、 N 値および σ'_v を用いて、式(3)中の補正項 C_R を求めた値を示す。これらの値は、提案された範囲を大幅に越える傾向にあるので、検討の余地がなお残されている。

2.2 H. B. Seed 法

この方法では、まず有効土かぶり圧 σ'_v と相対密度 D_r が N に及ぼす影響を考慮して、 $\sigma'_v = 1.0 \text{kgf/cm}^2$

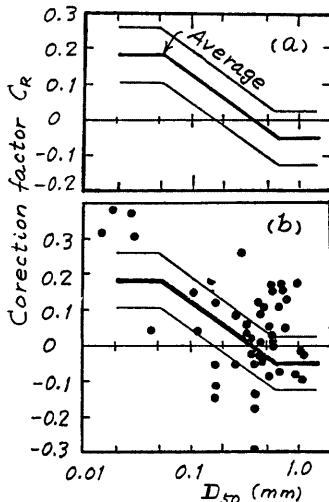


Fig. 1. Iwasaki-Tsuoka method :
(a) Proposed value of C_R ,
(b) Observed value of C_R
(Ref. 8)

のもとにおけるN値（これを換算N₁値と呼ぶ）になおすための係数C_Nを次式のように与える。

$$\left. \begin{aligned} N_1 &= C_N \cdot N \\ C_N &= \frac{2.25}{\sigma'_v + 1.25} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

ただしσ'_vの単位はkgf/cm²とする。

次に地震時作用応力比は、前述の式(4)に対応して式(6)を用いて算出する。

$$L = \left(\frac{\tau_{\sigma L}}{\sigma'_v} \right) = 0.65 k_s \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_v} \right) \left(1 - \frac{z}{90} \right) \dots\dots\dots (6)$$

ここにτ_{σL}は不規則波と等価な規則波のせん断応力で、その換算係数が右辺の0.65である。また深さzはmで表わす。

ここでSeed法にみられる特徴の一つは、液状化強度比Rを地震のマグニチュードMに応じて変えたことである。すなわちMが大きくなるほど地震波の繰返し回数がふえる傾向を反映させて、Rを規定する液状化回数n_iを岩崎・竜岡法のように20回と固定せず、M=5~6→n_i=5, M=7~7.5→n_i=15, M=8~8.25→n_i=25とした。

以上のほかに、振動台を利用した繰返し単純せん断試験結果などもとり入れて、Seed法の結論をまとめると、Fig.2のように要約される。すなわち同一のN₁に対して、R=(τ_{σR}/σ'_v)はマグニチュードが大きいほど低く、かつN₁=25~30程度まではRが直線的に上昇することになる。

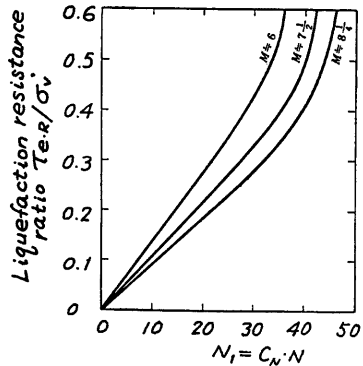


Fig. 2. H. B. Seed method (Ref. 5)

3. 著者の提案

これまでに説明した2.1, 2.2の方法は、N値と有効上載圧σ'_vおよび相対密度D_rの相互間に成立する経験的な関係を利用して、砂の液状化抵抗を推定しようとするものであった。これに対し以下に述べる著者の試みは、D_rを媒介とせず、N値と液状化抵抗との関係を直接求める点で違いがある。

3.1 液状化抵抗～N値～有効上載圧の関係

N値は、砂の密度と有効上載圧の大きさを反映した動的せん断抵抗の尺度を表わしている。そこで地震時に地中で発生したせん断応力τとそれによる液状化の有無、ならびにN値を比較することによって、D_rをベースにしなくても、液状化を生じさせる限界のτとN値が直接結びつけられる可能性がある。このような考えで、既往の震害記録を集めて以下のような検討をした。

これまでにSeed-Idrissは、地盤の液状化抵抗を追跡調査する目的で、過去の震害例を収集整理したが、文献5)には新潟(1802, 1887, 1964), 美濃・尾張(1891), 東南海(1944), 福井(1948), 十勝沖(1968), San Francisco(1957, 1971), Chile(1960), Alaska(1964)およびCaraccuss(1967)の各地震による液状化履歴が収録されている。またわが国では、最近になって新潟(1964)と宮城県沖(1978)地震における液状化被害の調査が行われており、それらの中からTable 1に一部を抜萃した。

Table 1には、その深度における全上載圧σ_v, 有効上載圧σ'_v, N値, 地表最大震度k, および液状化の有無等が抽出されている。ただし本論文では、岩崎・竜岡法にみられたような粒度分布の違いによるN値への影響は考慮しないので、シルトなどの細粒分を含まない砂質地盤のみを対象とした。また地震による作用応力比Lの計算には式(4)を用い、発生するせん断応力の時刻歴における最大値τ_{max-L}に注目した。さらに地

Table 1. Known cases of liquefaction & non-liquefaction (Sandy soil)

Earthquake	Date	Water T. m	Depth m	N-value	σ'_v kgf/cm ²	k_s g	L	τ_{max-L} kgf/cm ²	Behavior	Ref.
Nijgata	1964	0.6	5.3	11	0.49	0.17	0.32	0.16	L	4)
			6.1	11	0.55		0.31	0.17	L	
			12.3	16	1.05		0.29	0.31	L	
		0	8.3	9	0.66	0.17	0.33	0.22	L	4)
			12.3	18	0.98		0.31	0.31	Non	
Miyagiken-Oki	1978	1.3	3.0	6	0.37	0.17	0.21	0.08	Non	6)
			5.0	14	0.53		0.24	0.13	Non	
		2.0	4.0	22	0.56	0.245	0.30	0.17	Non	7)
			2.3	6	0.41	0.214	0.21	0.09	L	
		0.85	3.3	8	0.50		0.24	0.12	L	4)
			7.3	17	0.86		0.29	0.25	L	
			1.2	5	0.18	0.18	0.21	0.04	Non	
		0.9	2.2	10	0.26		0.27	0.07	Non	4)
			3.2	8	0.35	0.18	0.28	0.10	Non	
		0.5	3.2	5	0.31	0.18	0.32	0.10	L	4)
			3.0	6	0.37	0.18	0.25	0.09	L	
		1.82	2.3	4	0.37	0.18	0.20	0.07	L	4)
			2.2	6	0.26	0.18	0.26	0.07	L	
		0.85	4.2	10	0.42		0.30	0.13	L	4)
			2.15	3.2	9	0.47	0.18	0.21	0.10	
0.25	2.0	4	0.19	0.19	0.35	0.06	L	8)		
	3.0	7	0.27		0.36	0.10	L			
3.4	5.0	20	0.43		0.36	0.15	Non	8)		
	8.0	26	0.67		0.38	0.25	Non			
	13.0	16	1.38	0.18	0.25	0.35	Non			

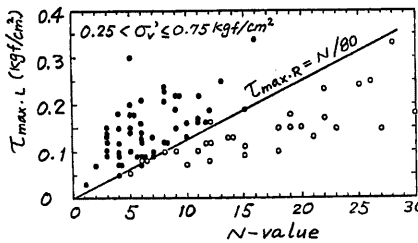


Fig. 3. Maximum shear stress induced by earthquake vs. S. P. T.-resistance

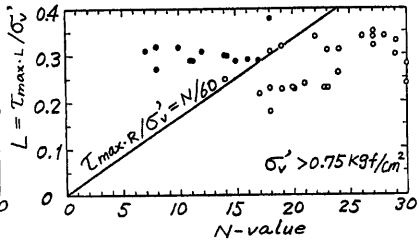


Fig. 4. Maximum shear stress ratio induced by earthquake vs. S. P. T.-resistance

盤の浅部では、深部に生じた液状化の影響を受けて、上向き浸透流による2次的液状化の可能性が考えられたが、両者の区別は実際上困難なためになされていない。

Fig. 3 は、このように求めた τ_{max-L} をその深さにおける N 値に対してプロットした結果を示す。ただしこの図は、有効上載圧 σ'_v が $0.25 < \sigma'_v \leq 0.75 \text{ kgf/cm}^2$ の範囲 (深度 10m 程度まで) に限っている。図によれば、液状化 (●印) と非液状化 (○印) は原点を通る直線によって明瞭に分離でき、従って液状化のセン

断強度 τ_{max-R} と N 値の間には、比例関係が成立する。

ところが $\sigma'_v \leq 0.25 \text{kgf/cm}^2$ あるいは $\sigma'_v > 0.75 \text{kgf/cm}^2$ の範囲では、Fig. 3. のような関係は成立せず、むしろ $\tau_{max-R}/\sigma'_v (=R)$ と N 値の対応で整理する方がよい結果を得た (Fig. 4)。

以上のことから、ここでは液状化強度比 R と N 値を

$$R = \frac{1}{\alpha} N \dots\dots\dots (7-a)$$

と置き、係数 α が σ'_v によってどのように変化するかを調べてみた。Fig. 5 はその結果である。図には N/L 比のプロットが、液状化 (●印) と非液状化 (○印) に区別されており、両者を分離する境界線が $N/R (= \alpha)$ を与えることになる。そしてこれら図中の実線を式示すれば、

$$\left. \begin{array}{l} \sigma'_v \leq 0.25 \text{kgf/cm}^2 \quad ; \quad \alpha = 20 \\ 0.25 < \sigma'_v \leq 0.75 \text{kgf/cm}^2 \quad ; \quad \alpha = 80\sigma'_v \\ \sigma'_v > 0.75 \text{kgf/cm}^2 \quad ; \quad \alpha = 60 \end{array} \right\} \dots\dots\dots (7-b)$$

が得られる。

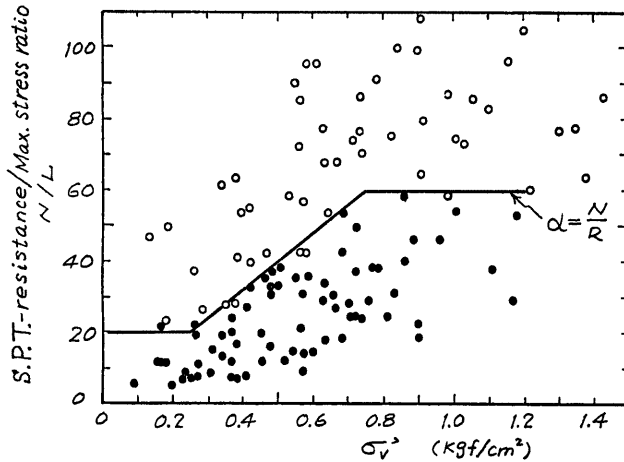


Fig. 5. Ratio of S.P.T.-resistance N and maximum-stress-ratio L vs effective overburden pressure

以上要するに、Fig. 5 あるいは式(7)が結論であって、砂地盤の N 値と σ'_v から、直ちにその深度における液状化強度比 R を推定することができる。

3.2 考 察

液状化抵抗 $\sim N$ 値 $\sim \sigma'_v$ の相互間に式(7)のような経験式が導かれたが、それが成立する意味について考察する。

まず Fig. 6(a) は、これまでに N 値 $\sim \sigma'_v \sim$ 相対密度 (D_r) の関係を実験的に調べたいくつかの報告⁹⁾¹⁰⁾ から、 N 値と σ'_v の整理をしたものである。ただしその際に、同一の密度で比較するために、経験的に知られた仮定「 $\sigma'_v = \text{一定のもとの } N \propto (D_r)^2$ 」を用いて、すべてのデータを $D_r = 50\%$ の N 値に換算してプロットした。また図には乾燥砂 (白記号) と飽和砂 (黒記号) の両方が含まれており、後者は前者の15%程度 N 値が低下するといわれているので、乾燥砂に対しては下向きの矢印を付してある。調査機関や砂の種類 (細

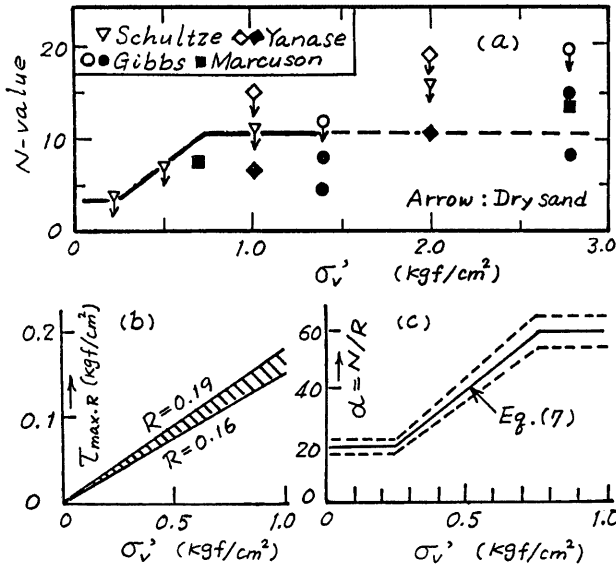


Fig. 6. Background of support for relation of Fig. 5 or Eq. (7)

砂から粗砂までを含む)が違うので、点のばらつきはやむを得ないとして、図中に示す折線でこれらが代表できると仮定する。

次に Fig. 6(b) は、これまでの実績をもとにして、 $D_r=50\%$ に対する $\tau_{max-R} \sim \sigma_v'$ の関係を描いたもので、図中の斜線部は、 $R=0.19 \sim 0.16$ とした場合¹¹⁾の範囲を表わしている。以上によって、Fig. 6(a)(b) に N 値 $\sim \sigma_v'$ と $\tau_{max-R} \sim \sigma_v'$ の関係が描かれたので、両者から式 (7-a) で定義した α 、すなわち $\alpha = N/R$ を求めると Fig. 6(c) となる。図中の実線は、前述した Fig. 5 あるいは式 (7-b) の α 値を示しており、これが斜線部の範囲内に入っていることから、前節で導かれた結論に対する背景が、間接的ではあるが説明できたと考える。

なおここで Fig. 5 と Fig. 6(c) あるいは式 (7-b) で与えた α の値が、砂の密度によって変化しないかという疑問が生じる。その答として、上述したように $\sigma_v' = \text{一定}$ の条件下では、 N 値が $(D_r)^2$ に比例し、かつ液状化強度比 R も $(D_r)^2$ に比例するとみなせるので、 N 値と R の比すなわち α の値は、密度によって殆んど変わらないといえる。

4. 簡易予測法の適用

N 値に基づく液状化の簡易予測法について、岩崎・竜岡、H. B. Seed および著者のそれぞれを説明した。本節ではこれらと比較し、かつ実際への適用例を述べる。

4.1 予測法の比較

上記の各方法に共通しているのは、液状化強度比 R を N 値と σ_v' の関数として表わすことにある。しかし岩崎・竜岡法では粒度分布の影響を、また Seed 法では地震のマグニチュードの影響をとり入れているので、これらを規定しないと同一のグラフ上で三者を比較することができない。

Fig. 7 は R と N 値との対応を描いたもので、およその傾向をみるために、平均粒径やマグニチュードを固有の値に選び、かつ σ_v' を $0.5 \sim 1.2 \text{ kgf/cm}^2$ の範囲とした。また Seed 法では、 τ_{max} の代りに等価せ

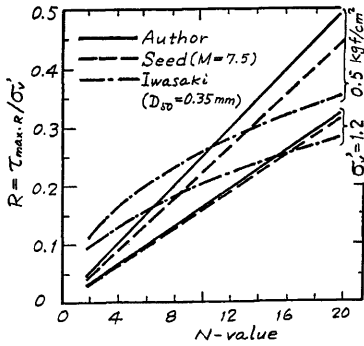


Fig. 7. Comparisons of three proposed methods

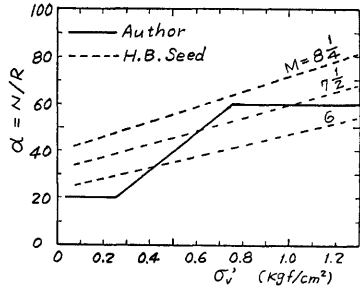


Fig. 8. Comparison of author's proposal with Seed-method (1979)

ん断応力 τ_s を用いているので、 $\tau_{max} = \tau_s / 0.65$ によって τ_{max} に換算した。図によれば、Seed 法と著者の提案では、 N 値が20以下の範囲で R が N に比例してふるのに対して、岩崎・竜岡法では \sqrt{N} に比例する。従って、 N 値が10程度を境にして、ゆるい砂地盤では岩崎・竜岡法が他に比べて大きい目の液状化抵抗を、それよりもやや締った地盤では逆の結果を与えることになる。

次に Fig. 8 は、さきに述べた Fig. 5 と Seed 法とを比較するために描いたものである。マグニチュード6~8.25に対して $\sigma'_v = 0.4 \text{ kgf/cm}^2$ 以上の範囲では、著者の方法との差が殆んどみられないといえる。

4.2 実際への適用例

1) 適用例その1 宮城県沖地震 (1978) において、液状化 (A 地点) と非液状化 (B 地点) の2ケースについて検討した例である。当該地点の地盤構成と岩崎・竜岡法、ならびに Seed 法による予法結果は吉見の報告⁷⁾があるので引用し、それに著者の方法を追加した。

Fig. 9 は液状化地点に対する結果を示す。ここで安全率 F_L は、液状化強度比 R と、式(4)または式(6)で計算した地震時作用応力比 L との比、すなわち $F_L = R/L$ である。図によれば、いずれの方法も深さ 8m

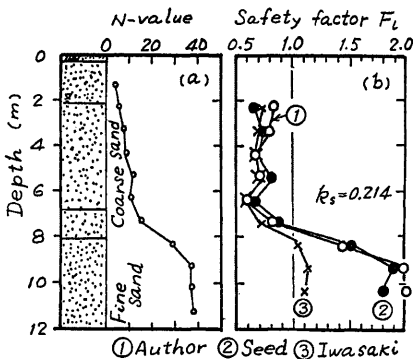


Fig. 9. Estimation of safety factor for liquefaction at site A (Miyagiken-Oki, 1978)

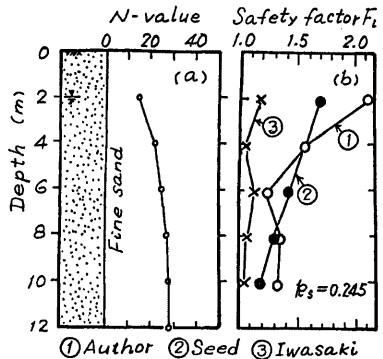


Fig. 10. Estimation of safety factor for liquefaction at site B (Miyagiken-Oki, 1978)

以内で $F_i < 1.0$ となり、液状化の現象と合致している。Fig. 10 は非液状化地点に対する予測法の適用で、方法によって F_i の値に差があるものの、 $F_i > 1.0$ が得られた。

2) 適用例その2 これは既往地震による液状化の有無と簡易予測法との対比ではなく、将来に想定される地震に対して、地盤の耐震対策をたてるための検討例¹²⁾である。場所は扇島埋立地(日本鋼管)で、埋立て造成した砂地盤お N 値分布は、Fig. 11(a) に示すように埋立方式の違いが反映され、ポンプ排砂で水中堆積した G.L. -5~9m 部分の N 値が最も小さい。

この埋立地では、原位置密度を測定し、それに基づいて相対密度が求められた。一方、埋立砂を用いた振動三軸と単純せん断試験を実施し、これらの原位置と室内試験結果より Fig. 11(b) に示す τ_{max-R} の分布範囲を設計値として採用された。

それに対して、 N 値や σ'_v などをもとにした τ_{max-R} の推定値は、Fig. 11(b) にまとめたとおりである。前述したように、 N 値が10以下の軟弱層では、方法によって2倍程度の差が出ており、原位置密度に対する室内液状化試験の結果と比較して、岩崎・竜岡法は大きい抵抗値を示している。

5. 結 び

標準貫入試験の N 値から、砂地盤(細粒分を含まない)の液状化抵抗が推定できる可能性について検討した。そのために既往の震害記録を集めて活用したが、結果として液状化抵抗と N 値との間に極めて簡単な関係が導かれた。その過程においては、従来のように相対密度 D_r を媒介とせず、直接的に N 値との関係を求めた。またそれが成立する理由について考察を加えたほか、従来の提案法との比較や実際への適用例についても述べた。

主な結論を要約すると、次のようである。

- (1) 液状化強度比 $R(=\tau_{max-R}/\sigma'_v)$ と N 値との間に、 $R=N/\alpha$ なる関係が成立すると考え、係数 α を σ'_v の簡単な関数として与えた (Fig. 5 および式(7))。これにより、砂地盤の N 値と有効上載圧 σ'_v が分かれば、その深度における液状化抵抗を容易に求めることができる。
- (2) N 値 $\sim\sigma'_v$ および $R\sim D_r$ に関する経験的な性質を活用して、上記(1)の結論が導かれる意味について考察し、裏付けをした。
- (3) 今回提案した簡易予測法と、従来の岩崎・竜岡法および H. B. Seed 法との比較や、実際への適用を試みた。その結果、 $\sigma'_v > 0.4 \text{ kgf/cm}^2$ の範囲では、著者と Seed 法との間に殆んど差が認められなかった。

参 考 文 献

- 1) 土岐祥介, 三浦清一, 佐々木史朗: 振動三軸供試体における静的コーン貫入抵抗と液状化特性, 第15回土質工学研究発表講演集, 1980, pp. 585-588.
- 2) 西垣好彦, 森 満: 乱さない砂質土の強度と N 値の関係, 第15回土質工学研究発表講演集, 1980, pp. 397-400.
- 3) 岩崎敏男, 竜岡文夫, 常田賢一: 地盤流動化の判定法, 土木技術資料, 20-4, 1978, pp. 40-45.
- 4) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編, 丸善, 1980, pp. 60-87.
- 5) Seed, H. B.: Evaluation of Soil Liquefaction Effects on Level Ground during Earthquakes, Symposium on Soil Liquefaction, ASCE, Philadelphia, 1976, pp. 1-104.

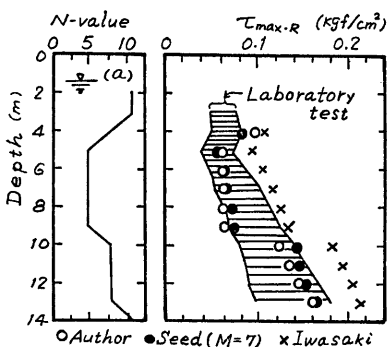


Fig. 11. Estimation of liquefaction resistance at Ohogishima site

- 6) 岩崎敏男, 常田賢一: 1978年宮城県沖地震における被害地点の周辺地盤の耐震性調査, 第15回土質工学研究発表講演集, 1980, pp. 1329-1332.
- 7) 吉見吉昭: 砂地盤の液状化, 技報堂, 1980, pp. 82-85.
- 8) 岩崎敏男, 常田賢一: 1978年宮城県沖地震における地盤の流動化に関する調査, 土木技術資料, 21-12, 1979, pp. 3-8.
- 9) 藤田圭一: 標準貫入試験, 土質基礎工学ライブラリー4, 土質工学会, 1966, pp. 48-49.
- 10) Marcuson, W. F. and W. A. Bieganouski: Laboratory S. P. T. on Fine Sands, Symposium on Soil Liquefaction, ASCE, Philadelphia, 1976, pp. 255-284.
- 11) 柴田 徹: 飽和砂地盤の液状化抵抗とN値, 第17回自然災害科学シンポジウム講演集, 1980, p. 463.
- 12) 日本鋼管(株): 扇島地区埋立て地盤の液状化予測と対策, 1975.