

エネルギーによる液状化判定法の適用性検討と FL 法との対比

國生 剛治¹

1 中央大学理工学部都市環境学科

概 要

液状化の判定には応力的判定法 (FL 法) が標準的方法として使われている。液状化発生をより直接的に支配する物理量として損失エネルギーに着目したエネルギー的液状化判定法も提案されてきたが実用には至っていない。継続時間の長い海溝型地震や継続時間は短い振幅の大きな地殻内直下型地震など多種類の地震動に対し統一的に液状化判定を行うためには、エネルギーに基づいた方法が優れている。ここでは密度・細粒分含有率の異なる三軸液状化試験のデータをエネルギーの観点から分析し、供試体中の損失エネルギーが繰返し応力の波数や振幅に関わらず間隙水圧上昇や発生ひずみと一意的な関係があることを示し、それに基づいたエネルギー的液状化判定の具体的方法を提案した。さらにエネルギー法をモデル地盤に適用し、同一地震動を入力させた応力法と比較することにより、その特徴と可能性を明らかにした。

キーワード：液状化判定法，損失エネルギー，ひずみエネルギー，波動エネルギー，液状化強度比

1. はじめに

液状化判定法は Seed-Idriss の研究¹⁾以来、力の釣り合いに基づいた応力法 (加速度により地盤に発生するせん断応力と砂の非排水繰返し強度を比較する) が標準的方法として使われてきた。そこでは、砂の原位置非排水繰返し強度は標準貫入試験などの原位置サウンディング試験により評価する。一方地震時せん断応力は、地表で与える最大水平加速度より簡易に推定するか、あるいは設計地震動を用いた地盤の応答解析から計算する。この際、液状化判定で想定する地震動に関わるパラメータ (マグニチュード、継続時間、波形の特性など) の影響を種々の係数により処理している。

一方、液状化発生に直結する物理量として、せん断応力の代わりにひずみを重視する方法²⁾や損失エネルギーに着目した液状化判定法^{3) 4)}も提案されている。特にエネルギーについては、非排水繰返しせん断試験での間隙水圧上昇が、供試体の単位体積当たり内部損失エネルギーと密接に関連していることは幾つかの既往の研究で指摘され^{5) 6) 7) 8) 9)}、地震動の繰返し回数や波形の違いに関わらずそのエネルギーにより、液状化発生を評価できる可能性が示されてきた。

2011 年東北地方太平洋沖地震のように継続時間の長い海溝型地震や 1995 年兵庫県南部地震のように地殻内で起きる短く激しい揺れの直下地震に対しても統一的に液状化判定を行うためには、エネルギーに基づいた方法が優れている。それにも関わらず、エネルギーによる判定法は実

務の場で使われるまでには至っていないのが現状である。

ここでは、非排水繰返し三軸試験結果のエネルギー的分析に基づきエネルギー法の特長を生かした簡易液状化判定の可能性を検討する。さらにエネルギー法をモデル地盤に適用して応力法と比較することにより、その適用性と特徴を調べる。

2. 三軸試験での内部損失エネルギー

液状化進行にともなう計測値と内部損失エネルギーとの関係を調べるために、以前に中型三軸試験機を用いて行った一連の液状化試験の結果¹⁰⁾を用いた。この試験では径 10cm 高さ 20cm の供試体により、目標相対密度 $D_r=30, 50, 70\%$ 、細粒分含有率 $F_c=0, 5, 10, 20\%$ で供試体を作成し試験を行っている。用いた試験材料は千葉県富津の埋立砂をふるい分けしたクリーンサンドであり、それに混合させる細粒土として低塑性シルト ($I_p=6$) を用いている。試料は湿潤締固め法により目標相対密度に調整し、2 重負圧法により B 値 0.95 以上の条件で完全飽和させた状態で、有効拘束圧 $\sigma'_c=98$ kPa、背圧 196kPa で等方圧密し、応力制御により軸応力のみを一定振幅 σ_d で変動させることにより液状化試験を行った。試験の主要な条件と結果を表 1 にまとめているが、詳細については文献 10) を参照いただきたい。

表 1 富津砂の繰返し非排水三軸試験の条件と得られた液状化強度比、
単位体積当たりの基準化損失エネルギー

Nominal relative density D_r (%)	Fines content F_c (%)	Actual D_r (%) before cyc. loading	Cyclic stress ratio in tests $\sigma_d/2\sigma'_c$	Number of cycles N_c				Cyclic strength ratio R_L for $N_c=20$				Normalized energy $\Delta W / \sigma'_c$			
				ε_{DA}			$\Delta u/\sigma'_c$	ε_{DA}			$\Delta u/\sigma'_c$	ε_{DA}			$\Delta u/\sigma'_c$
				2%	5%	10%	1.0	2%	5%	10%	1.0	2%	5%	10%	1.0
30	0	27	0.118	32	32	32	33	0.122	0.122	0.122	0.123	0.0050	0.0077	0.0104	0.0156
		34	0.144	1.7	1.7	1.7	2.6	0.122	0.122	0.122	0.123	0.0038	0.0076	0.0101	0.0175
		36	0.124	16	16	17	17	0.122	0.122	0.123	0.122	0.0050	0.0110	0.0208	0.0213
50	0	49	0.194	3.6	4.0	4.4	4.5	0.154	0.155	0.155	0.156	0.0072	0.0170	0.0250	0.0196
		51	0.146	34	34	34	35	0.157	0.157	0.158	0.158	0.0086	0.0130	0.0207	0.0162
		52	0.157	17	17	18	18	0.154	0.154	0.155	0.155	0.0082	0.0125	0.0210	0.0162
70	0	53	0.150	12	12	13	13	0.140	0.140	0.141	0.141	0.0070	0.0120	0.0210	0.0160
		69	0.259	1.7	3.6	6.6	5.0	0.163	0.170	0.181	0.182	0.0120	0.0300	0.0650	0.0395
		70	0.299	1.6	3.5	5.8	3.5	0.186	0.195	0.200	0.192	0.0125	0.0360	0.0700	0.0310
50	10	70	0.198	13	16	19	17	0.183	0.187	0.195	0.190	0.0140	0.0280	0.0628	0.0335
		71	0.313	1.7	4.2	7.5	5.5	0.197	0.213	0.227	0.225	0.0130	0.0365	0.0930	0.0510
		48	0.096	33	33	33	34	0.105	0.105	0.105	0.106	0.0048	0.0064	0.0098	0.0150
50	20	49	0.123	10	10	10	10	0.109	0.108	0.109	0.108	0.0045	0.0090	0.0175	0.0277
		51	0.151	2.7	2.7	2.7	3.0	0.106	0.106	0.106	0.106	0.0046	0.0096	0.0172	0.0272
		49	0.082	37	37	37	38	0.090	0.090	0.090	0.092	0.0047	0.0075	0.0124	0.0210
70	5	54	0.103	7.6	7.6	7.6	8.5	0.089	0.089	0.089	0.089	0.0038	0.0068	0.0097	0.0185
		54	0.147	0.7	0.7	0.8	1.3	0.090	0.090	0.090	0.091	0.0044	0.0091	0.0163	0.0217
		67	0.197	2.0	2.6	3.6	3.5	0.155	0.157	0.160	0.166	0.0103	0.0135	0.0258	0.0202
70	20	69	0.160	13	14	15	16	0.153	0.154	0.155	0.157	0.0089	0.0147	0.0247	0.0280
		72	0.218	4.6	5.7	7.7	8.9	0.187	0.189	0.194	0.202	0.0125	0.0230	0.0455	0.0630
		70	0.111	5.7	5.7	5.7	6.9	0.090	0.090	0.090	0.087	0.0043	0.0083	0.0150	0.0320
70	20	76	0.167	0.7	0.7	0.8	2.0	0.096	0.096	0.096	0.099	0.0056	0.0123	0.0233	0.0605
		76	0.094	29	29	29	31	0.100	0.100	0.100	0.104	0.0047	0.0087	0.0168	0.0315

図 1 には両振幅軸ひずみ $\varepsilon_{DA}=5\%$ と $\Delta u/\sigma'_c=1.0$ に対応した応力比 $R_L=\sigma_d/2\sigma'_c$ と载荷回数 N_c の関係を両対数グラフ上にプロットしている。図中の(a)は細粒分含有率 $F_c=0$ で目標相対密度 $D_r \approx 30, 50, 70\%$, (b)は $D_r \approx 50\%$ で $F_c=0\sim 20\%$, (c)は $D_r \approx 70\%$ で $F_c=0\sim 20\%$ の条件である。図中のプロット点をベキ関数式(1)により近似した場合の直線が図中に示されている。

$$\sigma_d/2\sigma'_c = aN_c^{-b} \quad (1)$$

最小二乗法で求めた定数 a と b は、後述のエネルギーとの相関を求める際に使っている。パラツキはあるものの、 $\varepsilon_{DA}=5\%$ に対応した応力比は D_r の減少と F_c の増大にともなって減少する傾向が見られ、また、 $\Delta u/\sigma'_c=1.0$ の条件での応力比ともほぼ一致することが分かる。

次に、これらの同じ試験データより損失エネルギーを算定した。図 2 には $D_r=51\%$, $F_c=0\%$ についての軸応力 σ_d と軸ひずみ ε の関係を例示している。これより単位体積当たりの損失エネルギー ΔW は各サイクルごとに図中に示す履歴面積 A-B-C-D を $k=1$ から任意のサイクルまで累積することにより次式で計算できる。

$$\Delta W = \sum_k \left(\int_A^D \sigma_d d\varepsilon \right)_k \quad (2)$$

図 3 には一例として、载荷回数 N_c に対する損失エネルギー ΔW の変化を軸応力 σ_d ・軸ひずみ ε ・過剰水圧 Δu と共に示している。これより、ひずみ振幅が小さい間は損失エネルギーも小さい値に留まっているが、水圧上昇が

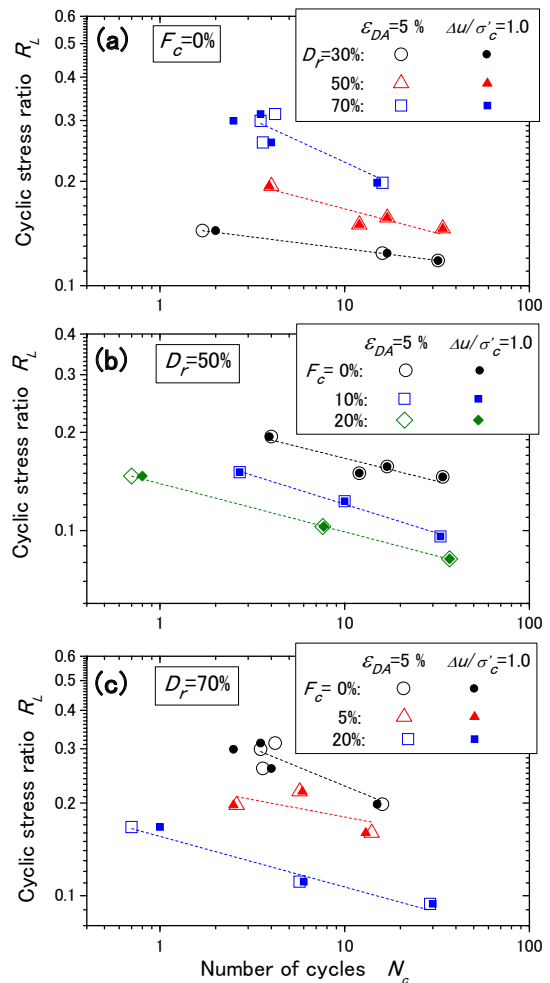


図 1 繰返し応力比 R_L と繰返し回数 N_c の関係
(a) $F_c=0, D_r \approx 30, 50, 70\%$, (b) $D_r \approx 50\%, F_c=0, 10, 20\%$, (c) $D_r \approx 70\%, F_c=0, 5, 20\%$

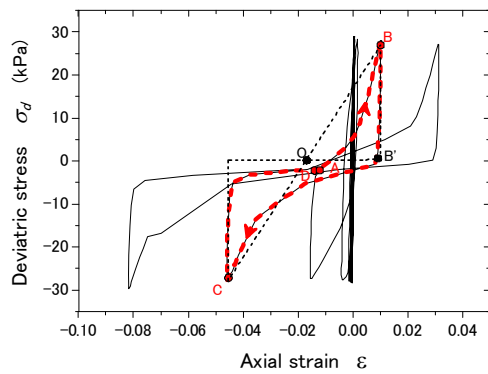


図 2 三軸液状化試験による軸応力～軸ひずみ関係の例示 ($D_r=51\%$, $F_c=0\%$)

100%に近づき、ひずみが急増するのに合わせて増加することが分かる。

図 4(a)には、このようにして得られた損失エネルギー ΔW を有効拘束圧 σ'_c で除して無次元化した基準化損失エネルギー $\Delta W/\sigma'_c$ を横軸にとり、縦軸には対応する軸ひずみ ϵ_{DA} と水圧上昇率 $\Delta u/\sigma'_c$ をとって $F_c=0$ のクリーンサンドで行った実験結果について示している。図(b)には図(a)に細い破線で示す範囲についてエネルギー～水圧関係の拡大図を示している。両者の間には、 D_r の大きな違いにも関わらず $\Delta W/\sigma'_c=0.02$ かそれ以下でほぼ $\Delta u/\sigma'_c=100\%$ に上昇する相関関係があり、損失エネルギーは液状化発生までの非常に良い指標であることが分かる。

一方、軸ひずみと損失エネルギーの関係は目標相対密度 D_r の大きさごとに大きく異なる。この関係に見られるバラツキは、目標相対密度 D_r と供試体ごとの密度にズレがあることが主な原因と考えられ、それを考慮すればほぼ同じ経路で $\Delta W/\sigma'_c$ に対して単調増加していると見なすことができよう。つまり水圧上昇だけでなく、液状化発生以降も含めて発生ひずみの評価が損失エネルギーにより可能

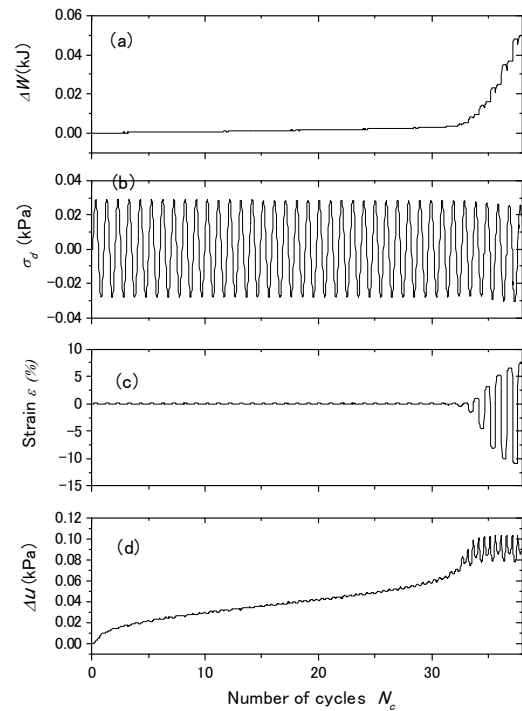


図 3 損失エネルギー ΔW (a), 軸応力 σ_d (b), 軸ひずみ ϵ (c), 過剰間隙水圧 Δu (d) と 载荷回数 N_c の関係の一例

であると考えられる。

図 5 には両振幅軸ひずみが $\epsilon_{DA}=2, 5, 10\%$ あるいは水圧が $\Delta u/\sigma'_c=1.0$ に達するまでの $\Delta W/\sigma'_c$ と繰返し回数 N_c を縦軸と横軸にとって、両対数グラフ上にプロットしている。図中の(a)が $F_c=0$, (b)が $F_c=5-20\%$ の結果である。同じ D_r や F_c の条件で繰返し応力比 R_L の異なる (N_c の異なる) 試験結果を同一記号のプロットで表わし折線で結んでいる。右上がりあるいは左上がりの統一の変動傾向は見い出せず、特に D_r が小さく F_c の大きな液状化しやすい ($\Delta W/\sigma'_c$ の比較的小さな) 試料については、多少のバラツキはあるも

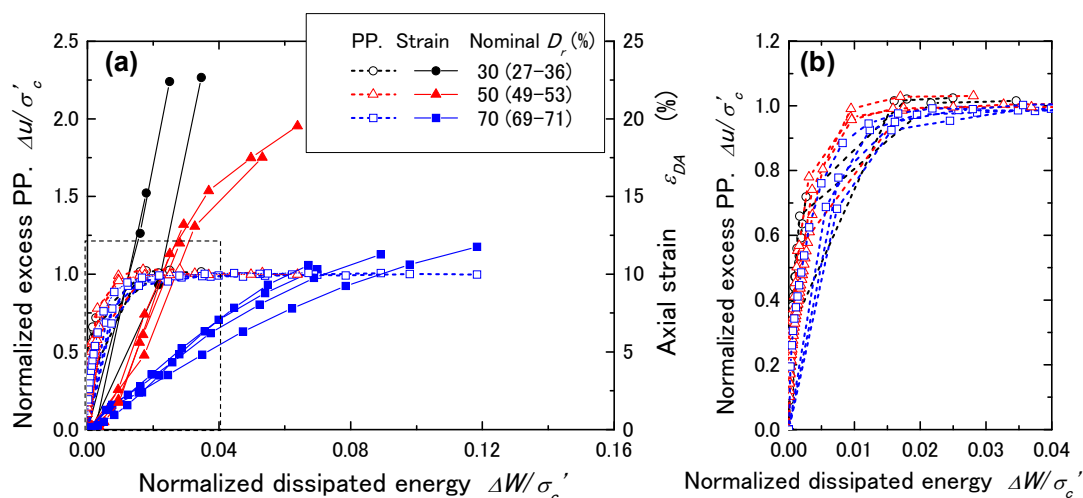


図 4 基準化損失エネルギー $\Delta W/\sigma'_c$ に対する軸ひずみ ϵ と水圧上昇率 $\Delta u/\sigma'_c$ の関係 (a) と破線枠内の水圧上昇率 $\Delta u/\sigma'_c$ についての拡大グラフ (b) ($F_c=0$, $D_r \approx 30, 50, 70\%$)

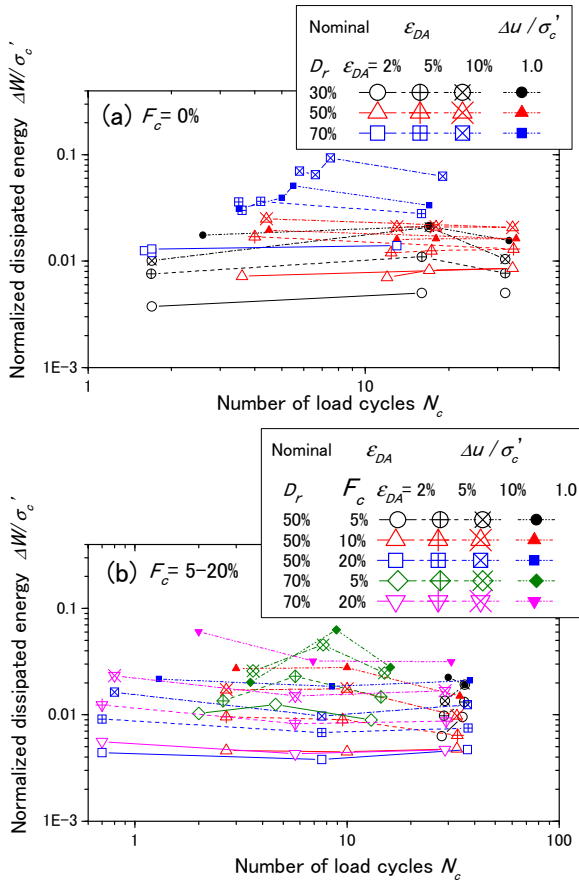


図5 $\varepsilon_{DA}=2, 5, 10\%$, $\Delta u/\sigma'_c=100\%$ におけるエネルギー $\Delta W/\sigma'_c$ と繰返し回数 N_c の関係
 (a) $F_c=0\%$, (b) $F_c=5-20\%$.

この N_c に関わらず縦軸のエネルギー値はほぼ一定と判断できる。すなわち少なくとも室内要素試験からは、あるひずみ値に達するまでの損失エネルギー、あるいは水圧上昇率 100%の液状化発生に至るまでの損失エネルギーは、継続時間や載荷繰返し数によらずほぼ一定である。つまり、液状化発生やそれ以降のひずみ増加が損失エネルギーにより一意的に評価できることになる。さらに、バラツキはあるものの同じひずみに達するまでの損失エネルギーが継続時間や載荷繰返し数によらずほぼ一定であると解釈できることから、液状化実験の整理で使われる図 1 のような応力比 $R_L \sim$ 繰返し回数 N_c 関係は、実は等損失エネルギー線に他ならないことが分かる。

以上はすべて有効拘束圧 $\sigma'_c=98$ kPa での結果であるが、図 6 では既往の実験結果⁷⁾を使って σ'_c の影響について見ている。ここでは 3 段階の異なる拘束圧下で行われたひずみ制御単純せん断試験で得られたデータを使い、水圧 100%上昇までの基準化エネルギー $\Delta W/\sigma'_c$ を整理している。これよりバラツキはあるものの、損失エネルギー ΔW は σ'_c にはほぼ比例して増大しており、単位体積当たりの損失エネルギーを $\Delta W/\sigma'_c$ の無次元量により基準化して表わすことが妥当であることが示されている。

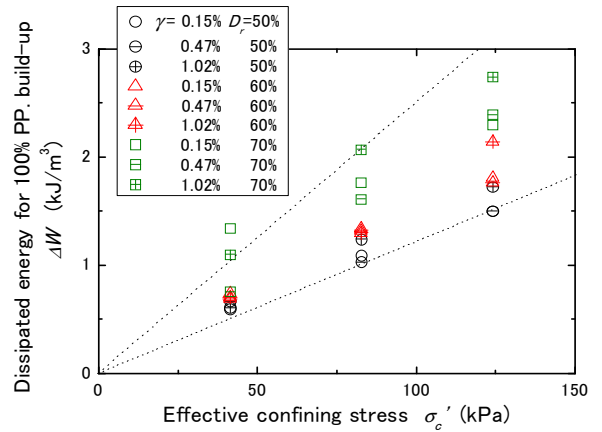


図6 水圧 100%上昇までの基準化エネルギー $\Delta W/\sigma'_c$ と初期有効拘束圧 σ'_c の関係 (Fiegueroa ら⁷⁾ のデータを筆者がグラフ化)

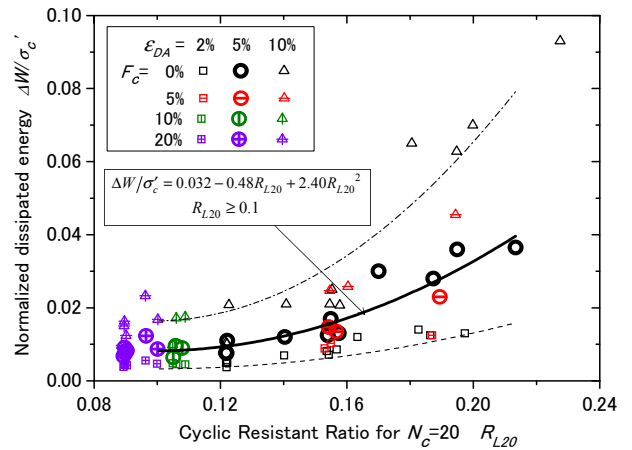


図7 同じ ε_{DA} に達するための液状化強度比 R_{L20} と基準化エネルギー $\Delta W/\sigma'_c$ とその近似曲線

次に図 1 に示す実験結果から、 $N_c=20$ 回で軸ひずみ両振幅 $\varepsilon_{DA}=2, 5, 10\%$ に達する液状化強度比 $R_L = \sigma_d/2\sigma'_c$ を読み取り、図 4 から読み取った同じ ε_{DA} に達するための基準化エネルギー $\Delta W/\sigma'_c$ との関係プロットしたのが図 7 である。 $F_c=0\%$ のクリーンサンドだけでなく、細粒分を含む砂についてもプロットしている。この際、 $N_c=20$ 回に対応した R_L を 1 供試体毎に $\Delta W/\sigma'_c$ と対応させるため、図 1 の両対数軸グラフに最小自乗法で描いた式 (1) による近似直線の勾配を用いている。すなわち勾配 $-b$ の平行な直線を各プロット点から描き、それが $N_c=20$ と交わる点の応力比を R_{L20} とし、対応する $\Delta W/\sigma'_c$ に対しプロットしている。図 7 の白抜き記号 ($\square, \circ, \triangle$) は $F_c=0$ のクリーンサンドについての実験結果に対応しており、それ以外の記号は細粒分を $F_c=5 \sim 20\%$ 加えた試験に対応している。これより、バラツキはあるものの R_L に対し $\Delta W/\sigma'_c$ が単調に増加する傾向は明らかであり、しかも F_c の値に関わらずほぼ一意的な関係が成り立つことが読み取れる。 $\varepsilon_{DA}=5\%$

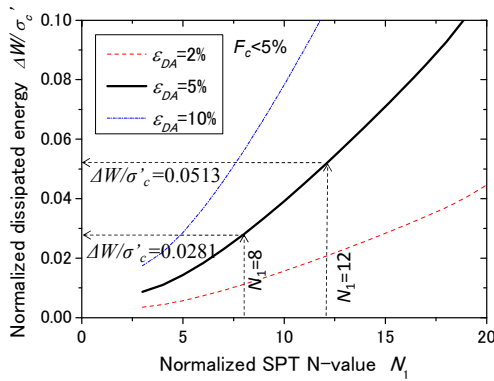


図 8 道路橋示方書の $N_1 \sim R_{L20}$ 関係と $R_{L20} \sim \Delta W / \sigma'_c$ 関係から求めた基準化損失エネルギー $\Delta W / \sigma'_c$ と N_1 値の関係

のプロットについて $\Delta W / \sigma'_c$ と R_L の関係を、実質的に問題となる R_L は 0.1 以上と考えられることから $R_L \geq 0.1$ の範囲で 2 次曲線で近似すると、次式が得られる (相関係数 0.89)。

$$\Delta W / \sigma'_c = 0.032 - 0.48R_{L20} + 2.40R_{L20}^2 \quad (3)$$

図 7 にはこの $\epsilon_{DA}=5\%$ に対応した近似式を太い実線カーブで示している。さらに、図 4 から $\Delta W / \sigma'_c$ と ϵ_{DA} が $\epsilon_{DA}=10\%$ 程度まではほぼ比例関係にあることから、式(3)の $\Delta W / \sigma'_c$ を 0.4 倍と 2.0 倍して描いた $\epsilon_{DA}=2\%$ と 10% に対応した細線カーブも示されている。小さな四角と三角でプロットした対応する実験値の変化傾向とほぼ整合していると言えよう。図 7 より、細粒分含有率の大小に依らずつまり土粒子構造の違いに関わらず、 $\Delta W / \sigma'_c \sim R_L$ 関係はほぼ一義的に定まると判断できる。今後、不攪乱試料による実証は必要ではあるが、 $\Delta W / \sigma'_c \sim R_L$ 関係は自然地盤における土粒子構造の差異に関わらず一意的に決まる可能性も考えられる。 $\Delta W / \sigma'_c \sim R_L$ 関係の一意性を仮定した場合、対象とする地盤の例えば $\epsilon_{DA}=5\%$ に対応した液状化強度比 R_L が与えられれば、それから対応する基準化損失エネルギー $\Delta W / \sigma'_c$ が求められることになる。つまり現在の FL 法に使うデータからエネルギー法のデータに容易に変換できることを意味している。

現在使われている液状化判定法の多くでは、標準貫入試験の補正 N 値 N_1 に基づいて原地盤の液状化応力比 R_L を評価している。これらのうち道路橋示方書¹¹⁾では、細粒分の少ない砂 ($F_c < 10\%$) について $N_c=20$ 回で液状化 ($\epsilon_{DA}=5\%$) に達する応力比 R_{L20} について式(4)が使われている。

$$R_{L20} = \begin{cases} 0.0882\sqrt{N_1/1.7} & : N_1 < 14 \\ 0.0882\sqrt{N_1/1.7} + 1.6 \times 10^{-6} (N_1 - 14)^{4.5} & : 14 \leq N_1 \end{cases} \quad (4)$$

ここに補正 N 値 N_1 は次式によって求めている。

$$N_1 = 1.7N / (\sigma'_v / p_0 + 0.7) \quad (5)$$

図 7 から得られた式(3)と道路橋示方書の式(4)を組み合わせ、 $\epsilon_{DA}=5\%$ に対応した基準化損失エネルギー $\Delta W / \sigma'_c$ と補正 N 値 N_1 の関係を求め、図 8 に太線カーブで示している。同様に $\epsilon_{DA}=2\%$ 、 10% のエネルギーについても同図中の細線カーブのように得られる。細粒分含有率や他の影響を考えた $R_L \sim N_1$ 関係があれば、それを式(3)と組み合わせることにより容易に $\Delta W / \sigma'_c \sim N_1$ 関係が得られることになる。ここで強調すべきは、液状化強度比 $R_L \sim N_1$ 関係においては載荷繰返し回数 N_c を指定する必要があるが、 $\Delta W / \sigma'_c \sim N_1$ 関係を用いる場合はその必要はなくなることである。

このように決定した損失エネルギーを液状化判定で地震波動エネルギーと比較するためには、砂の内部損失エネルギーに対応してどれだけの外部エネルギーが必要かを知らなければならない。このため前述の一連の三軸試験結果に基づいて、損失エネルギーと外部から与えたいひずみエネルギーとの関連を検討した。図 2 に例示した応力ひずみカーブの A-B-C-D 履歴ループを k サイクル目とし、ループの頂点 B、C を結ぶ線分の midpoint を O とすると、ひずみエネルギー W は、 $k=1$ から任意のサイクルまで各サイクルの三角形 OBB' の面積を累積することにより次式で計算できる。

$$W = \sum_k 4(OB' \times BB' / 2)_k \quad (6)$$

図 9 はすべての実験ケースについて、単位体積当たりのひずみエネルギー W を計算し、有効拘束圧で基準化した値 W / σ'_c を軸ひずみ ϵ_{DA} に対してプロットしている。同図には基準化損失エネルギー $\Delta W / \sigma'_c$ と ϵ_{DA} との関係も対応

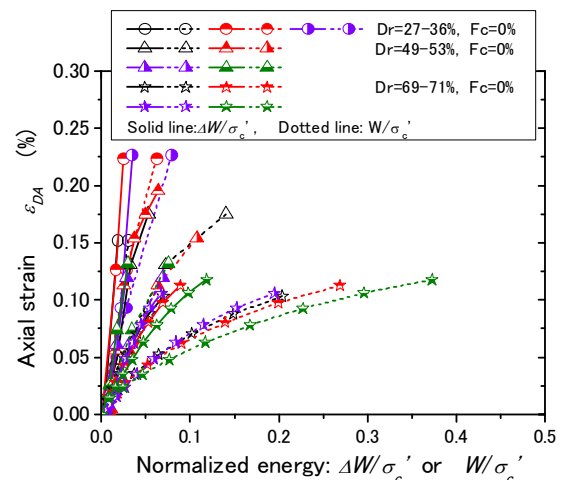


図 9 軸ひずみ ϵ_{DA} に対する基準化損失エネルギー $\Delta W / \sigma'_c$ と基準化ひずみエネルギー W / σ'_c

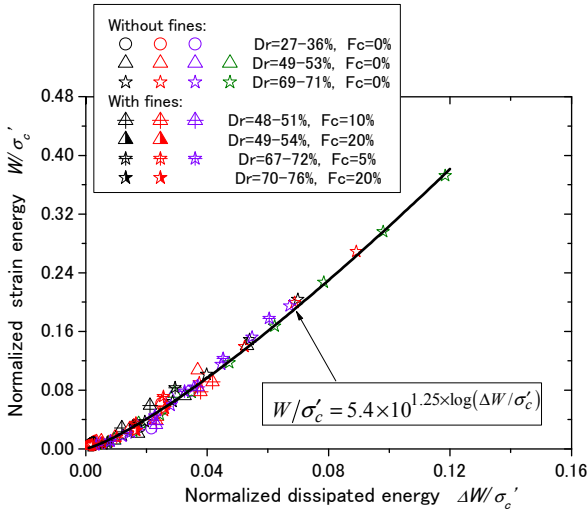


図 10 基準化損失エネルギー $\Delta W/\sigma'_c$ と基準化ひずみエネルギー W/σ'_c の直接的関係

する実験条件ごとに同じ記号で示している。 $W/\sigma'_c \sim \varepsilon_{DA}$ 関係と $\Delta W/\sigma'_c \sim \varepsilon_{DA}$ 関係は、ほぼ相似の関係にあることが分かる。図 10 は W/σ'_c と $\Delta W/\sigma'_c$ を縦軸と横軸にとり表 1 に示したすべての実験結果について直接比較したグラフである。両者は比例関係にはないが、プロットは一線上に集中しており、ほぼ一意的関係にあることは明らかである。エネルギーがある程度以上大きくなる $\Delta W/\sigma'_c > 0.001$ のすべてのプロットを対象に次式のような近似式をあてはめると 0.997 の高い相関係数が得られる。

$$W/\sigma'_c = 5.4 \times 10^{1.25 \times \log_{10}(\Delta W/\sigma'_c)} \quad (7)$$

図中にはこの関数を太線カーブで記入している。すなわち液状化試験中の供試体内では、相対密度や細粒分含有率の違いに関わらず、内部損失エネルギーとそれに対応して外部から与える必要のあるエネルギーの間にはほぼ一意的関係が成り立つと言える。この関係を用いることにより、以下に述べる地震波動エネルギーとの比較が可能となる。

3. 地震波動エネルギーの評価

地震波動エネルギーの評価には、2つの方法が考えられる。最初の方法はあるサイトでの入射エネルギー E_{IP} を以下の簡便式で計算するものである。

$$E_{IP} = E_{Total} / (4\pi R^2) \quad (8)$$

$$\log_{10} E_{Total} = 1.5M + 1.8 \quad (9)$$

ここに式(8)は実体波のエネルギー放出源からの球面伝播を仮定して、単位面積当たりの波動エネルギー E_{IP} (kJ/m²)

を全放出エネルギー E_{Total} (kJ) と地震エネルギー放出中心からの距離 R (km) により求めるものである。 E_{Total} (単位 kJ) は、地震マグニチュード M から式(9)¹²⁾ により計算されることが多い。

既提案のエネルギー的液状化判定法³⁾⁴⁾ では、多少の補正はされているが基本的に式(8)(9)を用いてサイトに到達する地震波動エネルギーが計算されている。しかし、計算されたエネルギーがサイトのどの深度で定義されるかは触れられていない。その代わりに多数の液状化・非液状化事例について、各地点の式(8)によるエネルギーの無次元化関数を基準化 N 値 N_1 に対してプロットしたグラフにおいて、液状化の有無の概略境界を定める方法を用いている。

一方、國生・鈴木¹³⁾ は 30 地点の鉛直アレー強震観測記録を分析し、上昇エネルギー E_u が深部から地表に近づくにしたがい急速に減少する一般的傾向が見られることを明らかにした。また鉛直アレー最深部を工学的基盤と仮定した場合、任意の層での上昇波エネルギー E_u と基盤の入射エネルギー E_{IP} との比 $\beta = E_u / E_{IP}$ は、対応する 2 層のインピーダンス ρV_s の比 α により次式でほぼ近似できることを示した¹⁴⁾。

$$\beta = \alpha^{0.7}; \quad \alpha < 1 \quad (10)$$

さらに、鉛直アレー最深部を工学的基盤として、そこでの入射エネルギーを計算したところ、震源メカニズムや伝播経路を反映してサイトによるバラツキの大きな結果となる。しかし、式(8)(9)による簡易式は、実測プロットと比較して震源距離 R に対する低減傾向やマグニチュード M による違いを概ね評価できていることが分かった¹³⁾。今後、基盤での入射エネルギーの評価精度を上げていく必要はあるが、式(8)(9)と式(10)により液状化対象層での上昇エネルギーを概略評価することが可能と思われる。

式(8)、(9)を用いる方法とは異なる第 2 の方法として、サイトの設計地震動が別途与えられている場合には、上昇エネルギーを解析的に決めることができる。すなわち成層線形地盤モデルについての SH 波重複反射理論によれば、ある深度での地震動が与えられれば任意の層境界での上昇波・下降波が計算できる。また等価線形解析を行うことにより、ひずみ依存非線形物性も近似的に考慮できる¹⁵⁾。液状化対象層の上昇エネルギー E_u は、その層での上昇波速度波形 \dot{u} (上昇波加速度波形の 1 回積分で計算) の 2 乗を地震継続時間 t_1 全体にわたり積分し、地層のインピーダンス ρV_s を乗じるにより次式で求められる。

$$E_u = \rho V_s \int_0^{t_1} (\dot{u})^2 dt \quad (11)$$

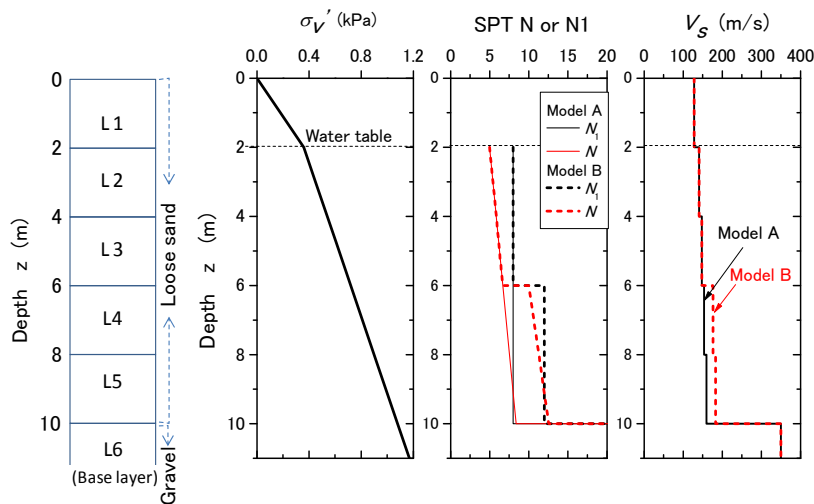


図 11 検討対象とした基盤上に載る層厚 10m の地盤モデル A, B

本論文では新たに提案するエネルギー法と現行の応力法をなるべく同一条件の下で比較することを目的としている。このため、応力法が最初に提案された時の基本的な考え方¹⁾に立ち戻り、地表に加速度入力を与えて 1 次元等価線形応答解析を行う第 2 の方法により上昇エネルギーを算定する。なお、液状化を実際に引き起こすのは上昇波ばかりでなく地表などで反射して生じた下降波も含まれるが、エネルギー的には下降波は上昇波のなかに含まれていたものであり、上昇波エネルギーのみを考慮することで十分である。

等価線形解析では、ひずみ振幅に応じて収束計算により求めた等価せん断剛性 G と履歴減衰定数 D を用いて地盤の応答を計算する。この D の値により、式(7)に依らずとも次式を使って損失エネルギーからひずみエネルギーが得られることになり、しかも式(7)よりも応答解析結果に整合しているように思える。

$$W/\sigma'_c = (\Delta W/\sigma'_c)/(\pi D) \tag{12}$$

しかし、広いひずみ範囲で低サイクル繰返し載荷試験から求められる等価減衰定数 D に基づいた式(12)は、液状化に向かう砂のエネルギー損失メカニズムを正しく反映していない可能性がある。そこでここでは、液状化試験の応力～ひずみ関係を直接用いて導かれた式(7)を用いることとしている。

4. 地盤モデルでの検討

エネルギー法を応力法 (FL 法) と単純な条件の下で比較検討するため、図 11 に示すような工学基盤上の層厚 10m の砂地盤モデル A, B を設定する。いずれも砂地盤を

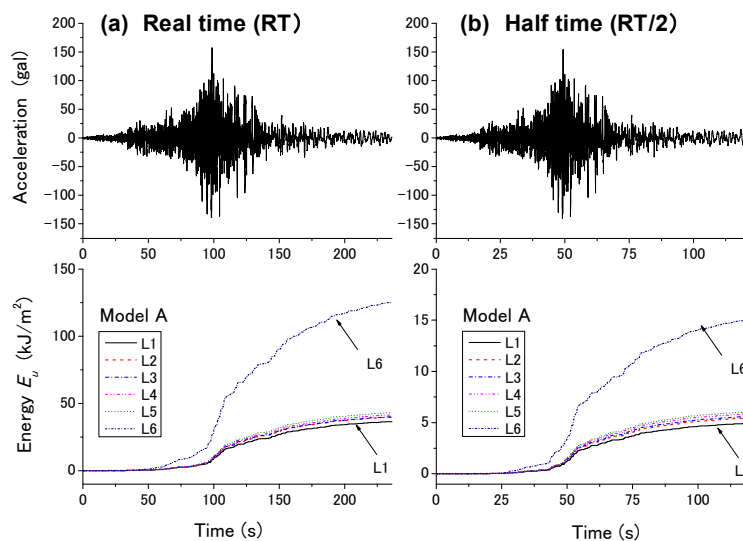


図 12 液状化検討に用いた東北地方太平洋沖地震 ($M=9.0$) での K-net 浦安 EW 方向の地表加速度波形 (上部) と上昇エネルギー (下部) : (a) 実時間(RT), (b)1/2 圧縮時間 (RT/2)

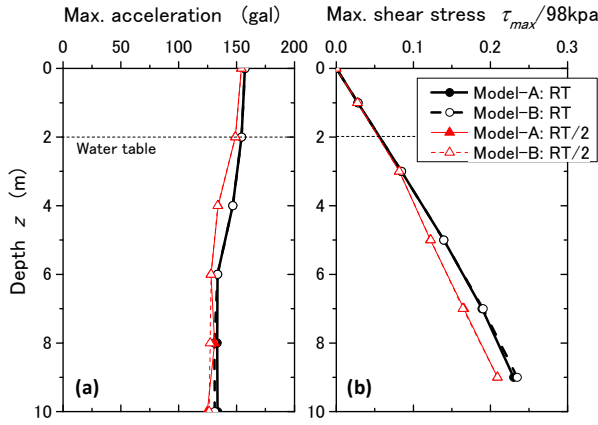


図 13 地盤モデル A, B について RT, RT/2 波形で計算した最大加速度(a) と最大せん断応力(b) の深度分布

上から厚さ 2m の層 L1~L5 に分割して考える。モデル A の均質地盤では標準貫入試験の補正 N 値が L1~L5 で $N_1=8$ であり、モデル B の不均質地盤では L1~L3 が $N_1=8$ で L4~L5 が $N_1=12$ である。地下水面はいずれも地表から 2m の深さで、不飽和の L1 の湿潤密度を $\rho_t=1.8 \text{ t/m}^3$ 、L-2~5 の飽和密度を $\rho_{sat}=1.9 \text{ t/m}^3$ とする。深度に対する N 値の変化は N_1 の値から式(5)により逆算し、S 波速度は道路橋示方書に掲載された以下の経験式で N 値より計算する。

$$V_s = 80N^{1/3} \quad (13)$$

なお各層ごとに V_s は一定値とし、それぞれの間深度での値を当てはめている。

等価線形解析に用いるせん断剛性 G と減衰定数のひずみ振幅依存性 D については、Hardin-Drnevich モデル¹⁶⁾ を多少変形した次式を用いた¹⁷⁾。

$$G/G_0 = \frac{1}{1+(\gamma/\gamma_r)^\alpha} \quad (14)$$

$$\frac{D-D_0}{D_{\max}-D_0} = \left(1 - \frac{G}{G_0}\right)^\beta \quad (15)$$

ここに、 G_0 =初期せん断剛性、 γ_r =基準ひずみ、 D_0 =初期減衰定数 (1%)、 D_{\max} =最大減衰定数(28%)であり、ベキ定数 α, β は $\alpha=0.84, \beta=1.44$ とした¹⁷⁾。基準ひずみ γ_r は平均主応力 σ'_m に応じ $\gamma_r \propto \sigma'_m{}^{0.5}$ によって変化させた¹⁶⁾。

地震動は 2011 年東北地方太平洋沖地震の際に千葉県浦安市の K-net 浦安で得られた本震の EW 方向加速度記録 (図 12) を用い、モデル地盤の地表に入力した。地震動の継続時間は初動から SH 波主要動の範囲と思われる時点までの 236 秒間とした。本研究では入力地震動の周期成分や継続時間の影響を見るために、この地震動を実時間 (RT) と、時間軸を 1/2 に圧縮 (RT/2) してから入力する 2 ケー

スの解析を行った。図 12(a)(b)の上段に、用いた 2 種類の加速度波形を示す。

図 13(a)(b)には最大加速度と最大せん断応力の深度分布を RT と RT/2 入力について示す。モデル A, B の違いに関わらず、加速度とせん断応力の分布はほぼ同じであり、また RT に比べて RT/2 では加速度やせん断応力はわずかに低減する程度で、大きな違いはないことが分かる。

5. 応力法による液状化判定

応力法の代表として道路橋示方書による液状化判定法 (FL 法)¹¹⁾ が良く知られている。その考え方の骨子は、ある深度の飽和砂質土の要素について、動的せん断強度比 R と地震時せん断応力比 L の比較により、次式で定義した F_L 値が 1.0 を下回る時に、液状化が発生するとするものである。

$$F_L = R/L \quad (16)$$

ここで R は繰返し三軸試験の液状化強度比 R_L より原地盤の静止土圧係数 K_0 を考慮して次式により算定する。

$$R = R_L(1+2K_0)/3 \quad (17)$$

一方、地震時せん断応力比 L については、地震時最大せん断応力比 L_{\max} から次式により算定する。

$$L = r_n L_{\max} = r_n \tau_{\max} / \sigma'_v = \tau_0 / \sigma'_v \quad (18)$$

ここに $r_n = \tau_0 / \tau_{\max}$ は最大せん断応力 τ_{\max} を等価な繰返し数と振幅 τ_0 の繰返し応力に低減する係数¹⁾ である。この応力低減係数 r_n の値としては、次式¹⁸⁾ により地震マグニチュード M から決めることとする。

$$r_n = 0.1(M-1) \quad (19)$$

式(19)から $M=7.5$ に対して得られる $r_n=0.65$ は一般的によく用いられる値であるが、これと式(17)を組み合わせ静止土圧係数 $K_0=0.5$ とすると、式(16)による F_L は次式のようになる。

$$F_L = R/L = \frac{1+2K_0}{3r_n} \frac{R_L}{L_{\max}} \approx R_L/L_{\max} \quad (20)$$

また、今回入力した地震波のマグニチュード $M=9.0$ について式(19)より得られる $r_n=0.80$ によれば、 F_L は次式となる。

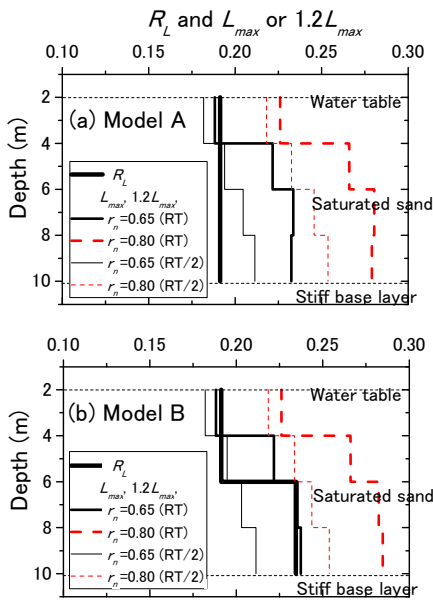


図 14 地盤モデル A (a) と B (b) についての応力比 R_L と地震時せん断応力比 L_{max} の深度分布の対比

$$F_L = R/L \approx R_L / 1.2L_{max} \quad (21)$$

図 14(a)(b)には上記の $r_n=0.65$ と $r_n=0.80$ に対応した FL 算定式 (20), (21) による R_L と L_{max} または R_L と $1.2L_{max}$ の比較が地盤モデル A と B の深度に対し示されている。また、図 15 ではこれらから計算した F_L の深度分布を示す。

モデル A では道路橋示方書の液状化強度評価式によれば、 $N_1=8$, $F_c=0$ の均質砂層で $R_L=0.191$ となる。RT 地震動を加えた場合には、 $r_n=0.65$ ($M=7.5$) を適用して L_{max} と比較すると、式(20)から L2 層では $F_L \approx 1.0$ であり L3~L5 層では $F_L < 1.0$ となり下の層ほど液状化し易いことになる。また、 $r_n=0.80$ ($M=9.0$) に対応した式(21)を適用して $1.2L_{max}$ と比較すると、L-2 層を含めすべてで F_L が 1.0 を大幅に下回る。RT/2 地震動を加えた場合についても $r_n=0.80$ の方が $r_n=0.65$ より F_L は小さく、下の層ほど液状化し易い傾向は RT 地震動の結果と同様である。

一方、モデル B では $N_1=8, 12$ に対応して $R_L=0.191, 0.234$ であり、RT 地震動を加えた場合には、 $r_n=0.65$ ($M=7.5$) に対応した式(20)を適用して L_{max} と比較すると、L3 層は $F_L < 1.0$ で液状化することになるが、他の層は $F_L \approx 1.0$ である。 $r_n=0.80$ ($M=9.0$) に対応した式(21)を適用して $1.2L_{max}$ と比較すると、全層で $F_L < 1.0$ で液状化することになる。RT/2 地震動を加えた場合については、 $r_n=0.80$ ($M=9.0$) については RT 地震動を加えた場合と傾向的に大きな差はないが、 $r_n=0.65$ ($M=7.5$) については L4, L5 層では液状化せず L2, L3 層でのみ $F_L \approx 1.0$ となる結果が得られる。

さらに同じ条件で RT と RT/2 地震動を比べると、A, B モデル共に、後者の方が少しずつ FL 値が大きくなっていることが分かる。

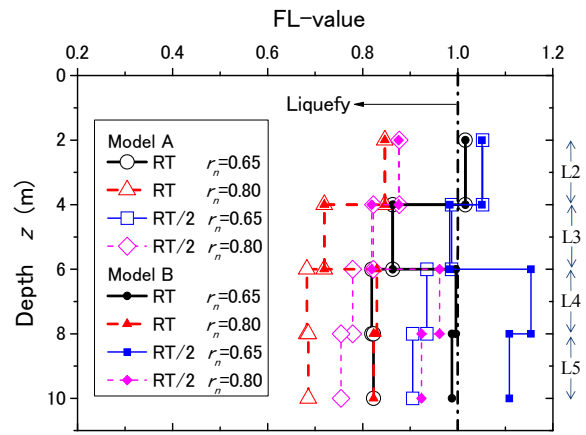


図 15 地盤モデル A, B についての FL 値の深度分布

以上のように、この検討例ではモデル A, B 共にマグニチュードの違いを考慮する応力低減係数 r_n の違いの影響が地震動 RT, RT/2 の違いの影響より大きく現れている。つまり応力法での係数 r_n の選び方の重要性を示唆している一方で、地震波動エネルギーの違いは FL 値に大きくは反映されないことが分かる。

6. エネルギー法による液状化判定

エネルギー法では設計地震により地盤が受ける上昇エネルギーが必要となる。ここでは同じ条件で結果を対比するため、応力法で用いた応答計算結果から各層での上昇波速度時刻歴を求め、それより式(11)で上昇エネルギーを計算した。図 12 の下段には、同図上段に示す RT, RT/2 の地表加速度時刻歴から計算した各層上端での上昇エネルギーの時刻歴を地盤モデル A について例示している。

上昇エネルギーは基盤からインピーダンスの小さな砂層に入ると急激に減少するが、砂層内では大きくは変化しないことが分かる。このようにして計算した上昇エネルギーの最終値(累積値) E_{uf} を液状化判定に用いる。実時間の (a) RT に比べ時間軸を 1/2 に圧縮した (b) RT/2 の地震動ではエネルギー値 E_{uf} はほぼ $(1/2)^3=1/8$ に低下することは式(11)からも明らかであり、振動数成分や継続時間は上昇エネルギーに大きな影響を与えることになる。

具体的なエネルギー法の検討手順は以下のようになる。

- 1) 対象地盤を標準貫入試験などの調査間隔に対応し厚さ $H=1\sim 2m$ 程度の層に分割する。ここでは図 11 のように $H=2m$ で 5 層に分割している。
- 2) 各層についての N_1 値から液状化発生に対する基準化損失エネルギー $\Delta W/\sigma'_c$ ($\varepsilon_{DA}=5\%$) を細粒分含有率 F_c などを考慮して決定する。モデル地盤では $F_c=0$ とし図 8 の関係を用いる。

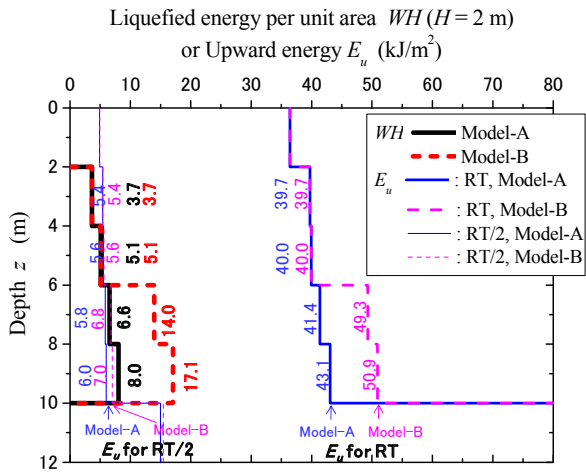


図 16 液状化必要エネルギーWH (層厚2mごと) と液状化上昇エネルギーEuの深度に対する変化

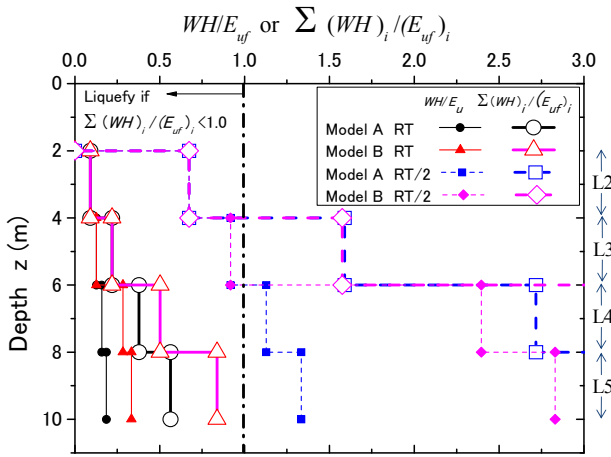


図 17 液状化エネルギー比 WH/Euf (層厚2mごと) とその累積値の深度zに対する変化

- 3) $\Delta W/\sigma'_c$ に対応した基準化ひずみエネルギー W/σ'_c を式(7)により算定する。
- 4) 各層の有効上載圧 σ'_v から $\sigma'_c = (1+2K_0)\sigma'_v/3$ とし、厚さ H の各層の WH を算定する。以下では、 WH を各層の液状化必要エネルギーと呼ぶことにする。
- 5) 各層について、液状化必要エネルギー WH と地震波上昇エネルギー最終値 E_{uf} の比 WH/E_{uf} を計算し、その値が小さいほど早く液状化し易いと考え、各層に $i=1, 2, 3, \dots$ の番号付けをする。その順に各層の WH/E_{uf} の値を加え合わせ、その累計が次式のように 1.0 に達するまでの層が液状化すると考える。地震波動から供給されるエネルギーが液状化必要エネルギーを賄える限界までは液状化すると考えていることになる。

$$\sum_i (WH)_i / (E_{uf})_i < 1.0 \quad (22)$$

図 11 に示す地盤モデルにエネルギー法を適用した結果を図 16 に示す。液状化必要エネルギー WH の値をモデル A と B についてそれぞれグラフ中に太い実線と破線で示す。上昇エネルギー E_u については、RT 地震動についてはモデル A と B についてそれぞれ中細の実線と破線で示し、RT/2 地震動については極細の実線と破線で示している。これらの単位はすべて kJ/m^2 である。

また図 17 には、手順 5) にしたがって各層の WH/E_{uf} とそれを小さい層から順々に加え合わせた $\sum (WH)_i / (E_{uf})_i$ の深度に対する変化を示している。 WH/E_{uf} の値は A, B モデル共に浅い方が小さく、浅い層ほど早く液状化し易いことになる。

RT 地震動については図 17 の白抜き印を結ぶ太い実線から分かるように L2~L5 層の累積値はモデル A, B 共に $\sum (WH)_i / (E_{uf})_i < 1.0$ となり、全層が液状化することになる。一方、RT/2 地震動については白抜き印を結ぶ太い破線から分かるように、モデル A, B 共に L2 層のみが $\sum (WH)_i / (E_{uf})_i < 1.0$ を満足し、L3 層までを入れると $\sum (WH)_i / (E_{uf})_i > 1.0$ となるため L2 層のみが液状化する。つまり、RT/2 地震動ではエネルギーが 1/8 に激減する効果が液状化判定結果に大きく影響することになる。

以上のように、単純な地盤モデルに同一地震動を入力する条件で行った現行の応力法と新規のエネルギー法による液状化判定の結果は図 15 と図 17 により比較できる。さらに比較し易くするため、表 2 には 2 つの結果の主要な数値を示し、応力法では FL 値が $F_L < 1.0$ の場合、エネルギー法では累積エネルギー比が $\sum (WH)_i / (E_{uf})_i < 1.0$ の場合について灰色で色付けしている。これより以下のような指摘が可能である。

- 1) RT 地震動を入力した場合、2 つの判定法は定性的にほぼ整合した結果を与える。ただしそのためには、応力法については地震動の $M=9.0$ に見合って応力低減係数を通常の $r_n=0.65$ ではなく $r_n=0.80$ とする必要がある。エネルギー法ではこのような係数によらずとも、損失エネルギーが液状化挙動とほぼ一意的関係があることを前提に、 M の大きな地震での継続時間の長さの効果などが自動的に考慮できることが長所に挙げられる。
- 2) RT/2 地震動により時間軸を 1/2 に圧縮する影響は、エネルギー法では応力法に比べて顕著に表れる。エネルギー法では、モデル A, B 共に RT 地震動では全層液状化するのに対し、RT/2 地震動では上昇エネルギーが激減するため、上部の L2 層のみが液状化することに

表 2 FL 法とエネルギー法の対比 (灰色部分が液状化範囲; $F_L < 1.0$, 累積エネルギー < 1.0)

上段: 地盤モデル A, 下段: 地盤モデル B

地盤モデル A		RT入力								RT/2入力							
層NO.	深度(m)	FL法				エネルギー法 ($H=2$ m)				FL法				エネルギー法 ($H=2$ m)			
		R_L	L_{max}	F_L		WH (kJ/m^2)	E_u (kJ/m^2)	WH/E_u	累積	R_L	L_{max}	F_L		WH (kJ/m^2)	E_u (kJ/m^2)	WH/E_u	累積
				$r_n=0.65$ ($M=7.5$)	$r_n=0.80$ ($M=9.0$)							$r_n=0.65$ ($M=7.5$)	$r_n=0.80$ ($M=9.0$)				
L2	2-4	0.191	0.188	1.01	0.85	3.65	39.7	0.09	0.09	0.191	0.182	1.05	0.88	3.65	5.42	0.67	0.67
L3	4-6	0.191	0.222	0.86	0.72	5.11	40.0	0.13	0.22	0.191	0.194	0.99	0.82	5.11	5.57	0.92	1.59
L4	6-8	0.191	0.234	0.82	0.68	6.57	41.4	0.16	0.38	0.191	0.205	0.93	0.78	6.57	5.83	1.13	2.72
L5	8-10	0.191	0.233	0.82	0.68	8.03	43.1	0.19	0.56	0.191	0.211	0.91	0.75	8.03	6.02	1.33	4.05

地盤モデル B		RT入力								RT/2入力							
層NO.	深度(m)	FL法				エネルギー法 ($H=2$ m)				FL法				エネルギー法 ($H=2$ m)			
		R_L	L_{max}	F_L		WH (kJ/m^2)	E_u (kJ/m^2)	WH/E_u	累積	R_L	L_{max}	F_L		WH (kJ/m^2)	E_u (kJ/m^2)	WH/E_u	累積
				$r_n=0.65$ ($M=7.5$)	$r_n=0.80$ ($M=9.0$)							$r_n=0.65$ ($M=7.5$)	$r_n=0.80$ ($M=9.0$)				
L2	2-4	0.191	0.188	1.02	0.85	3.65	39.7	0.09	0.09	0.191	0.182	1.05	0.88	3.65	5.44	0.67	0.67
L3	4-6	0.191	0.222	0.86	0.72	5.11	40.0	0.13	0.22	0.191	0.195	0.98	0.82	5.11	5.64	0.91	1.58
L4	6-8	0.234	0.235	1.00	0.83	13.97	49.3	0.28	0.50	0.234	0.203	1.15	0.96	13.97	6.81	2.05	3.63
L5	8-10	0.234	0.237	0.99	0.82	17.08	50.9	0.34	0.84	0.234	0.211	1.11	0.92	17.08	7.01	2.44	6.06

なる。それに対し応力法で RT/2 地震動の場合には、 $r_n = 0.80$ ($M=9.0$) とした場合、モデル A, B 共に全層が液状化することになり、エネルギー法と大きく食い違う。RT/2 地震動では $r_n = 0.80$ より $r_n = 0.65$ ($M=7.5$) に近いと考えた場合でも、モデル A では L2 層, L3 層では $F_L \approx 1.0$ で L4 層, L5 層と深くなるほど液状化し易く、エネルギー法と応力法の食い違いが目立つ。

- 3) 両者のさらに食い違う点は、エネルギー法では均質砂層において浅部の方から先に液状化し易いのに対し、応力法ではむしろ下部の方が FL 値が低く液状化し易い傾向となることである。均一砂層の多くの模型実験において液状化が浅部から生じることが観察されている(例えば 19)。震動の継続と共に液状化範囲は深部に拡大していくにしても、このような実験的知見はエネルギー法による判定のほうが実現象に近いことを示唆しているように思われる。

7. まとめ

一連の三軸液状化試験のデータを分析し、エネルギーによる液状化判定の可能性を検討することにより、以下の知見が得られた。

- 1) 液状化し易い緩詰め砂の試験データによれば、損失エネルギーを用いて水圧上昇やひずみ発生が地震波の繰返し回数によらずほぼ一意的に評価できる。水圧に

ついては 100%上昇までの液状化発生過程が、発生ひずみについては液状化発生後のひずみ成長までがエネルギーにより評価可能である。

- 2) 上記 1)によれば、少なくとも緩詰め砂の $R_L \sim N_c$ カーブは等エネルギー線と解釈でき、ある規定ひずみに対応した液状化強度比 R_L と損失エネルギー $\Delta W / \sigma'_c$ との間には応力比や繰返し回数に依らず一意的関係がある。したがって応力法で用いる標準貫入試験の N_1 と R_L の関係があれば $R_L \sim \Delta W / \sigma'_c$ 関係を使って $N_1 \sim \Delta W / \sigma'_c$ 関係が容易に導ける。
- 3) 基準化内部損失エネルギー $\Delta W / \sigma'_c$ と基準化ひずみエネルギー W / σ'_c の間には、相対密度や細粒分含有率の違いに関わらず、ほぼ一意的関係が成り立つ。
- 4) W / σ'_c は液状化に必要な単位体積当たりの外部基準化エネルギーであり、厚さ H の層についての液状化必要エネルギーは WH で算定できる。これを原地盤での上昇波動エネルギー E_u と対比することにより、各層の液状化判定が可能となる。
- 5) 上昇波動エネルギー E_u の設定には地震マグニチュードと震源距離による簡易法や設計地震動を使った 1次元重複反射解析によるものなど幾つかの方法が考えられる。
- また、エネルギー法と応力法を 2つのモデル地盤 (均質

モデル A と不均質モデル B) に適用し、 $M=9.0$ の地震動を地表入力した場合について液状化判定を行い、以下の主な知見を得た。

- 6) 実時間の地震動 (RT) を入力した場合、2 つの判定法は A, B モデル共に大まかには整合した結果を与える。ただしそのためには、応力法での応力低減係数を通常の $r_n=0.65$ ではなく $M=9.0$ に見合っ $r_n=0.80$ とする必要がある。エネルギー法ではこのような係数によらず M に対応した繰返し回数などの効果が自動的に考慮できることが長所に挙げられる。
- 7) 時間軸を 1/2 に圧縮した地震動 (RT/2) を入力すると、エネルギーは 1/8 に縮小するためエネルギー法では応力法に比べて影響が顕著に表れやすいのに対し、応力法では時間軸短縮の影響は小さい。
- 8) モデル A, B や時間軸の違いに依らず、エネルギー法では浅部の方が液状化し易いのに対し、応力法ではむしろ下部の方が FL 値が低く液状化し易い全般的傾向が見られる。均一砂層の多くの模型実験においては液状化が浅部から生じることが観察されており、エネルギー法による判定のほうが実現象に近いことを示唆している。

液状化が損失エネルギーと一意的に結びついていることを前提とすれば、エネルギー法の方が地震波動の特徴も捉えやすく応力法より合理的であると言えよう。また、エネルギー法は応力法の地盤データがあれば容易に実施可能であるが、地震波動によるエネルギーを如何に合理的かつ簡便に評価するかがポイントとなろう。実績の少ないエネルギー法については、今後このような観点から、多数の液状化事例に適用することによってその信頼性を実証していく必要がある。

謝辞：

本研究で用いた三軸試験データやエネルギー分析データについては、中央大学大学院博士前期課程の大学院生であった加藤 亮、伊藤文樹、長尾洋太君はじめ多くの学生諸氏の実験データとデータ分析に基づいている。また、株・地震工学研究所には本研究で用いた等価線形解析の商用ソフトウェアを提供いただいた。これら関係各位に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) Seed, H. B. and Idriss, I. M.: Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential, *Journal of SMFE Div. ASCE*, 97 (9), pp 1249-1274, 1971.
- 2) NRC: National Research Council: Liquefaction of soils during earthquakes, Committee of Earthquake Engineering, Commission of Engineering and Technical Systems, National Academy Press, Washington, D.C., 1985.
- 3) Davis, R. O. and Berrill, J. B.: Energy Dissipation and Seismic Liquefaction of Sands, *Earthquake Engineering & Structural*

- Dynamics*, Vo.10, 59-68, 1982).
- 4) Berrill, J. B. and Davis, R. O.: Energy dissipation and seismic liquefaction of sands: Revised model, *Soils and Foundations*, Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol.25, No.2, pp. 106-118, 1985.
- 5) Towhata, I. and Ishihara, K.: Shear work and pore water pressure in undrained shear, *Soils & Foundations*, Vol.25, No.3, 73-84, 1985.
- 6) Yanagisawa, E. and Sugano, T.: Undrained shear behaviors of sand in view of shear work, Intern. Conf. on SMFE (Special Volume on Performance of Ground and Soil Structures during Earthquakes), New Delhi, India, Balkema Publishers 155-158, 1994.
- 7) Figueroa, J. L., Saada, A. S., Liang, L. and Dahisaria, N. M.: Evaluation of soil liquefaction by energy principles, *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, 120 (9), 1554-1569, 1994.
- 8) 風間基樹, 鈴木崇弘, 柳沢栄司: 地盤に入力された累積損失エネルギーの評価法と液状化予測への適用, 土木学会論文集 No.631/III-48, 161-177, 1999.
- 9) Russell, G. A. and Terri, G. A.: Number of equivalent cycles concept for liquefaction evaluations revisited. *Journal Geotech. & Geoenv. Eng.* Vol. 131, No. 4, 477-488, 2005.
- 10) 伊藤文樹, 國生剛治, 長尾洋太: 非塑性細粒分を含む砂の液状化強度~コーン貫入抵抗関係への年代効果の影響, 土木学会論文集C, Vol.67, No.1, 26-35, 2011.
- 11) (社)日本道路協会:道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編, 12章, 平成14年, 2002.
- 12) Gutenberg, B.: The energy of earthquakes, *Quarterly Journal of the Geological Society of London*, Vol.CXII, No.455, 1-14, 1956.
- 13) 國生剛治, 鈴木 拓: 強地震鉛直アレー記録に基づいた地盤中の波動エネルギーフロー, 日本地震工学会論文集 (電子ジャーナル) 第11巻, 第1号, 14-31, 2011.
- 14) 國生剛治, 鈴木 拓: 強地震鉛直アレー記録に基づいた地盤中の波動エネルギーフロー (補遺), 日本地震工学会論文集 (電子ジャーナル) 第12巻, 第5号, 2012.
- 15) Schnabel, P. B., Lysmer, J. and Seed, H. B.: SHAKE - A Computer Program for Earthquake Response Analysis of Horizontally Layered Sites, Report EERC 72-12, University of California, Berkeley, 1972.
- 16) Hardin, B. O. and Drnevich, V. P.: Shear modulus and damping in soils: measurement and parameter effects, *Journal of SMFD*, ASCE, Vol.98, SM6, 603-624, 1972.
- 17) 國生剛治, 本山隆一: 等価線形解析の大ひずみレベルへの適用の試み (せん断剛性比, 減衰定数のひずみ依存性の定式化) 第26回地盤工学研究発表会, 1998.
- 18) Tokimatsu, K. and Yoshimi, Y.: Empirical correlation of soil liquefaction based on SPT N-value and fines content, *Soils and Foundations*, 23 (4), 56-74, 1983.
- 19) 國生剛治: せん断土槽による砂の液状化実験, 第9回土質工学研究発表会, 土質工学会, 387-390, 1974.

(2012. 11. 26 受付)

Applicability of energy-based liquefaction potential evaluation method compared with FL-method

Takaji KOKUSHO¹

¹ Department of Civil & Environment Eng., Chuo University

Abstract

A stress-based method (FL-method) is employed for liquefaction potential evaluations in many design codes, while an energy-based method is very limited in engineering practice, despite that close correlations between dissipated energy and liquefaction behaviors are recognized. In this paper, undrained cyclic triaxial tests on sands with varied density and fines content are first reviewed and interpreted in view of energy. Strain amplitude or pore-pressure buildup during loading is found to be uniquely related to dissipated energy in soil specimens. The energy-based method is then implemented in which liquefaction potential is evaluated by comparing dissipated energy with upward wave energy, and applied to a sand deposit shaken by a seismic motion. The result is compared with a conventional FL-method using the same seismic motion to demonstrate advantages and potentials of the energy method.

Key words: liquefaction potential evaluation, dissipated energy, upward wave energy, earthquake magnitude, cyclic triaxial test