

# 飽和軽量土の初期間隙比・一軸圧縮強さと 破壊基準の関係

矢島 寿一<sup>1</sup>・丸尾 茂樹<sup>2</sup>・小川 正二<sup>3</sup>

<sup>1</sup>正会員 博(工) 鉄建建設(株) 技術研究所 研究員 (〒286 千葉県成田市新泉9-1)

<sup>2</sup>正会員 鉄建建設(株) 技術研究所 部長 (〒286 千葉県成田市新泉9-1)

<sup>3</sup>正会員 工博 長岡工業高等専門学校長 (〒940 新潟県長岡市西片貝町888)

本研究は軽量土の力学的特性を解明することを目的とし、ここでは軽量土の破壊基準を明確にするとともに、軽量土の初期間隙比と一軸圧縮強さが破壊基準に及ぼす影響を調べている。その結果、軽量土の破壊基準は $q \sim p'$  および  $e \sim \log p'$  関係で規定でき、軽量土の初期間隙比と一軸圧縮強さが $q \sim p'$  関係での破壊線の傾きを表す係数 $M$ と $e \sim \log p'$  関係での破壊線の傾きを表す係数 $C$ 。に及ぼす影響が明確となった。

**Key Words** : light-weight soil, failure criterion, void ratio, unconfined compressive strength

## 1. まえがき

セメントを土に混合した、セメント改良土に関する研究は1970年代に多くの研究があるが<sup>1)</sup>、当時のセメント改良土の一軸圧縮強さは数十 $\text{kgf}/\text{cm}^2$  のオーダーと非常に大きく、現位置での応力状態を考えた場合、ほとんど破壊が問題とならない強度特性を有している。したがって、セメント改良土の破壊基準は試験の簡単な一軸圧縮強さに基づいて、粘着力( $c$ )のみを考慮している。しかし、Cloughら<sup>2)</sup>の研究では相対密度およびセメント添加率を変化させた $q_u = 2 \sim 6 \text{kgf}/\text{cm}^2$  のセメント改良砂の破壊基準はMohr-Coulombの破壊基準が適用でき、内部摩擦角( $\phi$ )は変化せず、未改良土の破壊線と平行であり、相対密度が同じならばセメント添加率の増加に対応して改良砂の破壊線は上昇することが示されている。また、善ら<sup>3)</sup>の研究では砂質土とまき土を母材として、乾燥密度を種々変化させ $q_u = 0.5 \sim 3.0 \text{kgf}/\text{cm}^2$  となるセメント改良土の破壊基準はMohr-Coulombの破壊基準が適用でき、最大応力および残留応力状態の $c$ 、 $\phi$ は乾燥密度の増加に伴い増加することが示されている。さらに、著者ら<sup>4)</sup>の研究では $q_u = 2.0 \text{kgf}/\text{cm}^2$  となるセメント改良粘性土の破壊基準は過圧密・正規圧密粘性土の破壊基準と同様に、最大応力状態での破壊線と残留応力状態での破壊線によって区

別できることが明らかになっている。

近年、新しい改良土として、固化材の他に気泡や発泡ビーズ等の材料を混入し、混入する材料の特徴を生かした軽量改良土の開発が進んでおり<sup>5)</sup>、特に、気泡を混入した軽量土は、その一軸圧縮強さ( $q_u$ )が数 $\text{kgf}/\text{cm}^2$ と従来の改良土に比べ強度が小さく、強度的には良質土と呼ばれる土に近い材料である。

この気泡を混入した軽量土の破壊基準は著者ら<sup>6)</sup>の研究によると、セメント改良粘性土の破壊基準と同様に最大応力状態での破壊線と残留応力状態での破壊線に區別でき、Mohr-Coulombの破壊基準が適用できることが判明している。したがって、気泡を混入した軽量土の土構造物では、従来のセメント改良土のような一軸圧縮強さだけに基づく設計方法より、Mohr-Coulombの破壊基準を適用した、粘着力と内部摩擦角を考慮した設計方法がより合理的であるといえる。しかし、気泡を混入した軽量土の破壊基準はその配合条件すなわち固化材や気泡の混入量によって影響すると考えられ、気泡を混入した軽量土の破壊基準を推定するためには軽量土の破壊基準と配合条件の関係を明確にする必要がある。

以上のようなことから、本論文では気泡を混入した軽量土の破壊基準と固化材および気泡混入量の関係を明確にするために、軽量土の固化材および気泡混入量を変化させ、一軸圧縮強さ( $q_u$ )が一定で

表-1 米山粘性土の物性値

G <sub>s</sub>	2.82
w <sub>L</sub> (%)	64.2
w <sub>p</sub> (%)	36.6
I <sub>p</sub>	27.6
砂分 (%)	42.5
シルト分 (%)	29.5
粘土分 (%)	28.0

表-2 軽量土の配合条件と物性値

	配合含水比 w <sub>m.i.e.</sub> (%)	セメント量 C (kg/m <sup>3</sup> )	気泡混入量 a (cc)	飽和状態湿潤密度 γ <sub>s</sub> (g/cm <sup>3</sup> )	初期間隙比 e <sub>o</sub>	一軸圧縮強さ q <sub>u</sub> (kgf/cm <sup>2</sup> )
L-100-3	75	100	35	1.53(1.45)	2.19	2.52
L-100-7			75	1.46(1.37)	2.40	2.02
L-100-10			105	1.43(1.18)	2.82	1.07
L-125-3		125	35	1.55(1.49)	2.16	6.32
L-125-7			75	1.51(1.40)	2.32	5.33
L-125-10			105	1.46(1.20)	2.90	4.38
L-150-3		150	35	1.54(1.47)	2.22	13.41
L-150-7			75	1.42(1.34)	2.49	11.02
L-150-10			105	1.37(1.10)	3.02	9.97

飽和状態湿潤密度( )内は8週間水中養生後の自然状態湿潤密度を示す。

初期間隙比 (e<sub>o</sub>) の異なる軽量土と e<sub>o</sub> が一定で q<sub>u</sub> の異なる軽量土の破壊基準を明確にした後、軽量土の e<sub>o</sub>, q<sub>u</sub> が軽量土の破壊基準式である式(1)

$$q_u = M p' + \alpha \quad (1)$$

の係数 M, α に及ぼす影響を明確にしている。そして、軽量土の破壊基準を簡易に推定する方法について一つの提案をしている。

## 2. 軽量土の配合条件とせん断試験方法

### (1) 使用材料および配合条件

試験に用いた母材である米山粘性土の物性は表-1のとおりであり、固化材は普通ポルトランドセメントを、起泡剤としては動物性蛋白系の液体材料を使用した<sup>4)</sup>。これらを混合した軽量土の配合条件は表-2のとおりであり、配合含水比は75%と全て一定とし、セメント添加率は100, 125, 150kg/m<sup>3</sup>と3種類変化させた。また、気泡は起泡剤5%希釈水と5kgf/cm<sup>2</sup>の圧縮空気を直径が1.0~2.0mmのガラスビーズの詰まった管に同時に圧送し、シェイビングクリーム状の気泡を発生させる方法<sup>4)</sup>をとり、気泡混入量は土・水・固化材を混合した処理土10リットルに対して起泡剤5%希釈水の流入量で調整し、35, 70, 105cc/10リットルとした。

軽量土は土・水・固化材をソイル・ミキサーで十分混合した後、気泡を入れて再び混合し、その後、型枠に投入して、温度20℃の水中に8週間以上養生して作成した<sup>4)</sup>。

8週間水中養生後の軽量土供試体の飽和度(S<sub>r</sub>)がS<sub>r</sub>=100%とならなかったため、ブロック状にした軽量土を、脱気水中に3時間以上水浸し、その後、直径50mm高さ100mmの供試体に整形した。このことによって、飽和度はほぼS<sub>r</sub>=100%となった。

材令8週間以降の一軸圧縮強さの増加はみられないことから、試験は材令8週間以降で行った。材令

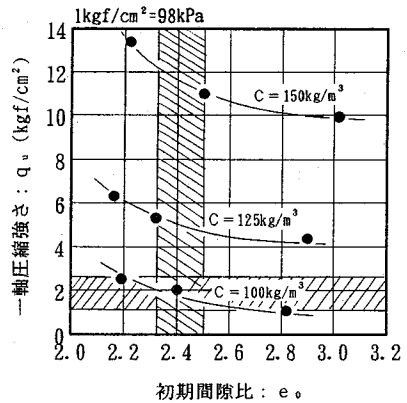


図-1 一軸圧縮強さと初期間隙比の関係

8週間以降の各軽量土の物性値は表-2に示すとおりである。表-2において飽和状態湿潤密度は1.5~1.4g/cm<sup>3</sup>と気泡混入量を変化させてもあまり変化がないようにみえるが、これは強制的に供試体を飽和状態にした場合の湿潤密度であり、自然状態湿潤密度は( )内に示すように1.5~1.1g/cm<sup>3</sup>と気泡混入量の変化によって大きく変化している。また、一軸圧縮強さ(q<sub>u</sub>)は図-1に示すように初期間隙比(e<sub>o</sub>)と指数関数的な関係を有している。このような傾向は、山内・浜田<sup>7)</sup>の結果と同様である。

### (2) せん断試験方法

気泡を混入した軽量土の破壊基準に及ぼす初期間隙比(e<sub>o</sub>)と一軸圧縮強さ(q<sub>u</sub>)の影響を明白にするために、図-1に示す斜線部の一軸圧縮強さがq<sub>u</sub> ≒ 2.0kgf/cm<sup>2</sup>とほぼ一定の軽量土でe<sub>o</sub>=2.19~2.82の範囲でe<sub>o</sub>の異なる配合条件L-100-3, L-100-7, L-100-10の供試体と、初期間隙比がe<sub>o</sub> ≒ 2.4とほぼ一定でq<sub>u</sub>=2.07~11.02kgf/cm<sup>2</sup>の範囲でq<sub>u</sub>の異なる配合条件L-100-7, L-125-7, L-150-7の供試体に対して圧密排水せん断試験と圧密非排水せん断試験を行った。

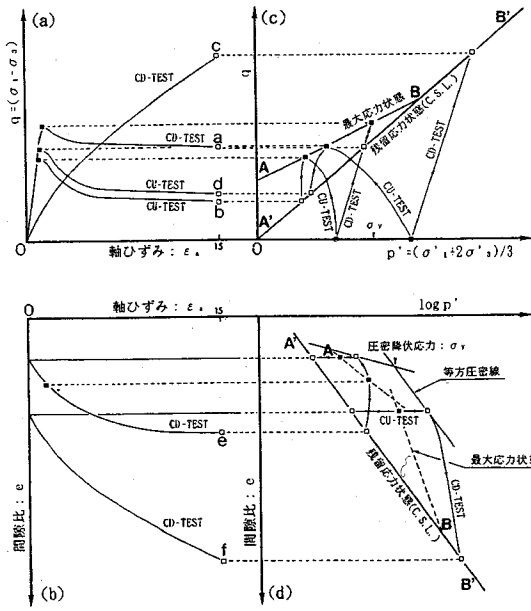


図-2 軽量土のせん断挙動と破壊基準

### 3. 軽量土のせん断挙動と破壊基準

軽量土の圧密排水および圧密非排水せん断時の軸差応力( $q$ )～軸ひずみ( $\epsilon_a$ ) 関係を模式的に示すと図-2(a) のようになり、拘束圧( $\sigma'_c$ )と圧密降伏応力( $\sigma'_v$ )との関係が $\sigma'_c < \sigma'_v$  の場合には、排水せん断時の $q \sim \epsilon_a$  関係は小ひずみ領域で明確な最大軸差応力( $q_{max}$ )を示した後に $\epsilon_a=15\%$ 時軸差応力(残留応力:  $q_{res}$ とする)がa点となるようなひずみ硬化-軟化型となる。また、非排水せん断時の $q \sim \epsilon_a$  関係も小ひずみ領域で $q_{max}$ を示した後に $q_{res}$ がb点となるようなひずみ硬化-軟化型となる。

一方、 $\sigma'_c$ と $\sigma'_v$ との関係が $\sigma'_c > \sigma'_v$  の場合には、排水せん断時の $q \sim \epsilon_a$  関係は $q_{max}$ と $q_{res}$ がc点のように同一となるひずみ硬化型となる。しかし、非排水せん断時の $q \sim \epsilon_a$  関係は $\sigma'_c < \sigma'_v$  のときと同様に $q_{res}$ がd点となるようなひずみ硬化-軟化型である。

また、体積ひずみ( $\epsilon_v$ )～ $\epsilon_a$  関係は図-2(b)に示すようになり、ほとんどの拘束圧力( $\sigma'_c$ )の範囲では供試体中の気泡が圧縮されるため $\epsilon_v$ は負のダイランシー(点e, f)を示すが、 $\sigma'_c/\sigma'_v$ の値が小さくなるほど正のダイランシーを示すようになる。そして、 $\sigma'_c > \sigma'_v$  の場合には、せん断時の $\epsilon_v$ は $\sigma'_c$ が大きくなるほど大きくなる。

以上のせん断時の挙動を有効応力経路( $q \sim p'$  関係)と体積ひずみ( $\epsilon_v$ )を考慮した間隙比変化

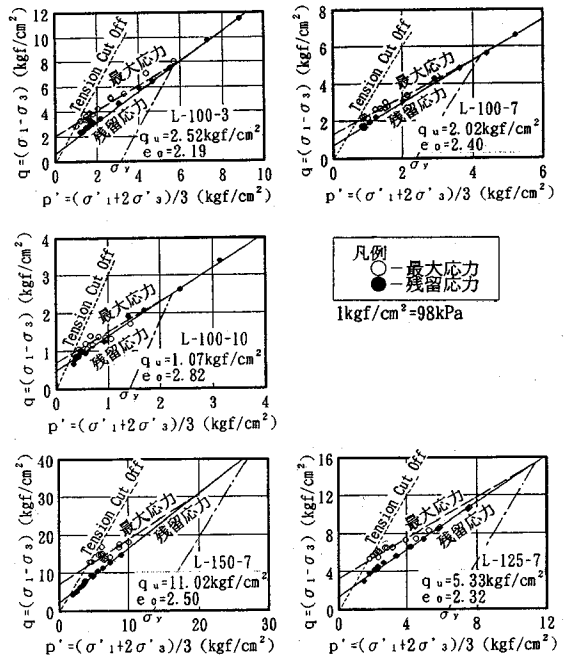


図-3  $q \sim p'$  関係での破壊基準

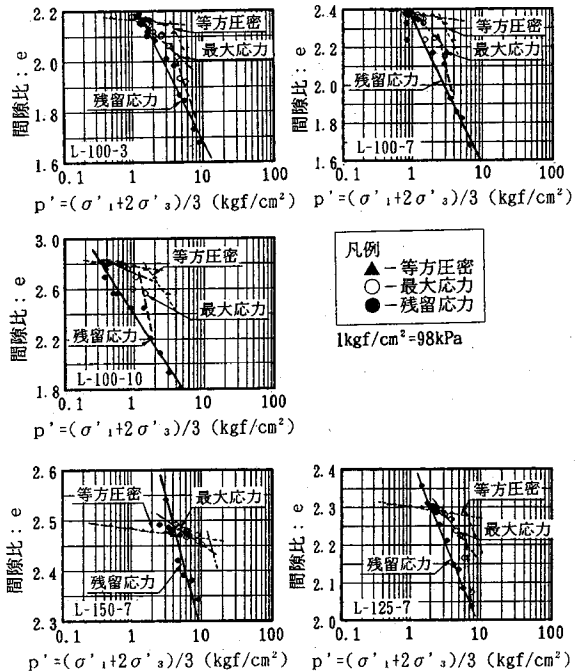


図-4  $e \sim \log p'$  関係での破壊基準

経路( $e \sim \log p'$  関係)で模式的に示すと図-2(c)(d)となり、軸差応力( $q$ )～軸ひずみ( $\epsilon_a$ ) 関係での最大軸差応力( $q_{max}$ )と残留軸差応力( $q_{res}$ )を $q \sim p'$  関係と $e \sim \log p'$  関係にプロットすると軽

表-3  $q = Mp' + \alpha$ ,  $e = e_c + C \cdot \log p'$  の係数

状態	$q \sim p' : q = Mp' + \alpha$				$e \sim \log p' : e = e_c + C \cdot \log(p')$			
	最大応力状態		残留応力状態		最大応力状態		残留応力状態	
破壊線	AB		A' B'		AB		A' B'	
係数	$M_m$	$\alpha_m$	$M_r$	$\alpha_r$	$(e_c)_m$	$(C_c)_m$	$(e_c)_r$	$(C_c)_r$
米山粘性土	1.39	0.00	1.39	0.00	1.119	-0.094	1.119	-0.094
L-100-3	0.99	2.14	1.19	0.96 (CSL)	2.197	-0.108 ( $p' < \sigma_v$ )	2.252	-0.244 (CSL)
					2.707	-0.476 ( $p' > \sigma_v$ )		
L-100-7	0.97	1.35	1.11	0.77 (CSL)	2.386	-0.182 ( $p' < \sigma_v$ )	2.363	-0.327 (CSL)
					2.671	-0.529 ( $p' > \sigma_v$ )		
L-100-10	0.81	0.70	0.91	0.48 (CSL)	2.756	-0.081 ( $p' < \sigma_v$ )	2.396	-0.382 (CSL)
					2.786	-0.957 ( $p' > \sigma_v$ )		
L-125-7	1.08	3.25	2.16	1.27 (CSL)	2.341	-0.053 ( $p' < \sigma_v$ )	2.453	-0.204 (CSL)
					2.754	-0.333 ( $p' > \sigma_v$ )		
L-150-7	1.17	7.16	1.44	2.07 (CSL)	2.550	-0.041 ( $p' < \sigma_v$ )	2.790	-0.221 (CSL)
					----	----		

量土の破壊基準は最大応力状態と残留応力状態の2つの線で規定できる<sup>6)</sup>。これらの関係は、

$q \sim p'$  関係では、

$$q = (M)_m p' + (\alpha)_m \quad (\text{最大応力状態}) \quad (2)$$

$$q = (M)_r p' + (\alpha)_r \quad (\text{残留応力状態}) \quad (3)$$

$e \sim \log p'$  関係では、

$$e = (e_c)_m + (C_c)_m \log(p') \quad (\text{最大応力状態}) \quad (4)$$

$$e = (e_c)_r + (C_c)_r \log(p') \quad (\text{残留応力状態}) \quad (5)$$

で表される。いま、各軽量土の実験による  $q \sim p'$  関係と  $e \sim \log p'$  関係をみると図-3、4となり、各軽量土の破壊線の係数  $M$ ,  $\alpha$ ,  $e_c$ ,  $C_c$  は表-3になる。

#### 4. 軽量土の $e_0 \cdot q_u$ と破壊基準の関係

##### (1) 軽量土の $e_0$ および $q_u$ と係数 $M$ の関係

軽量土の最大応力および残留応力状態の破壊線の傾きを表す係数  $M$  への初期間隙比 ( $e_0$ ) および一軸圧縮強さ ( $q_u$ ) の影響を明白にするために、 $q_u = 2.0 \text{ kgf/cm}^2$  一定条件として、軽量土の最大応力状態の係数 ( $(M_m)_L$ ) と残留応力状態の係数 ( $(M_r)_L$ ) を母材である米山粘性土の係数 ( $(M)_{\text{YCSL}}$ ) で正規化し、軽量土の初期間隙比 ( $(e_0)_L$ ) を米山粘性土の初期間隙比 ( $(e_0)_Y$ ) で正規化した、 $(M_m)_L / (M)_{\text{YCSL}}$ ,  $(M_r)_L / (M)_{\text{YCSL}}$  と  $(e_0)_L / (e_0)_Y$  の関係をみると図-5となる。図より、軽量土の  $q_u$  が  $q_u = 2.0 \text{ kgf}$

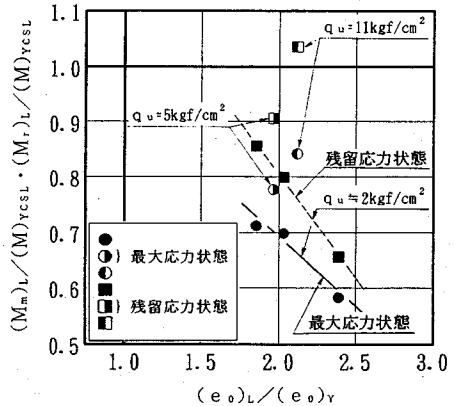


図-5 係数  $M$  と初期間隙比の関係

$/\text{cm}^2$  一定条件の場合、 $(M_m)_L / (M)_{\text{YCSL}}$  と  $(M_r)_L / (M)_{\text{YCSL}}$  は  $(e_0)_L / (e_0)_Y$  が増加すると直線的に低下しており、軽量土の  $(e_0)_L$  が米山粘性土の  $(e_0)_Y$  の2倍 ( $(e_0)_L / (e_0)_Y = 2$ ) となると、軽量土の最大応力状態の  $(M_m)_L$  は米山粘性土の  $(M)_{\text{YCSL}}$  の7割となる。また、残留応力状態での  $(M_r)_L$  は米山粘性土の  $(M)_{\text{YCSL}}$  の8割となる。したがって、摩擦成分を意味する係数  $M$  は  $e_0$  に影響されていることを意味しているので、Cloughら<sup>2)</sup> や善ら<sup>3)</sup> が改良土の相対密度や乾燥密度が低下すると内部摩擦角 ( $\phi$ ) が低下すると述べていることと同じ傾向となっている。

しかしながら、Cloughら<sup>2)</sup> や善ら<sup>3)</sup> の研究では  $q_u$  が内部摩擦角 ( $\phi$ ) すなわち係数  $M$  に与える影響については明確にされてはいない。そこで、 $e_0 = 2.4$

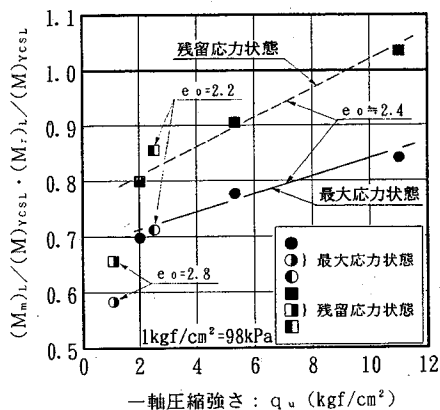


図-6 係数Mと一軸圧縮強さの関係

一定条件として、 $(M_m)_L / (M)_{yCSL}$  および  $(M_r)_L / (M)_{yCSL}$  と  $q_u$  の関係を見ると図-6 となり、最大応力状態での係数  $(M_m)_L$  と残留応力状態での係数  $(M_r)_L$  は  $q_u$  の増加に伴い直線的に増加し、残留応力状態での係数  $(M_r)_L$  は  $q_u = 9.0 \text{ kgf/cm}^2$  付近となると  $(M_r)_L / (M)_{yCSL} = 1$  となり、係数  $(M_r)_L$  は、米山粘性土の係数  $(M)_{yCSL}$  と等しくなっている。したがって、軽量土の最大応力および残留応力状態での係数Mは  $e_0$  のみではなく  $q_u$  にも影響されていることがわかる。

### (2) 軽量土の $e_0$ および $q_u$ と係数 $C_e$ の関係

初期間隙比 ( $e_0$ ) および一軸圧縮強さ ( $q_u$ ) が  $e \sim \log p'$  関係での最大応力および残留応力状態線の傾きすなわち係数  $C_e$  に与える影響を明白にするために、残留応力状態での係数  $((C_e)_r)$  を母材である米山土の係数  $((C_e)_{yCSL})$  で正規化し、軽量土の初期間隙比  $((e_0)_L)$  を米山土の初期間隙比  $((e_0)_Y)$  で正規化した  $(C_e)_r / (C_e)_{yCSL} \sim (e_0)_L / (e_0)_Y$  関係で示すと図-7 となり、 $q_u = 2.0 \text{ kgf/cm}^2$  一定条件では、 $(C_e)_r / (C_e)_{yCSL}$  と  $(e_0)_L / (e_0)_Y$  は一直線上にプロットされ、 $(e_0)_L / (e_0)_Y = 2$  では  $(C_e)_r / (C_e)_{yCSL} = 3$  となり、軽量土の係数  $(C_e)_r$  は  $e_0$  が大きくなると増加し、初期間隙比 ( $e_0$ ) が係数  $(C_e)_r$  に影響を及ぼしていることがわかる。

一方、一軸圧縮強さ ( $q_u$ ) が係数  $C_e$  に与える影響を明白にするために最大応力状態での係数  $(C_e)_m$  を母材である米山土の係数  $(C_e)_{yCSL}$  で正規化し、 $(C_e)_m / (C_e)_{yCSL} \sim q_u$  関係を見ると図-8 となり、 $e_0 = 2.4$  一定条件では指数関数的にプロットされ、一軸圧縮強さの増加に伴い係数  $(C_e)_m$  は低下し、一軸圧縮強さ ( $q_u$ ) が係数  $(C_e)_m$  に影響を及ぼしていることがわかる。

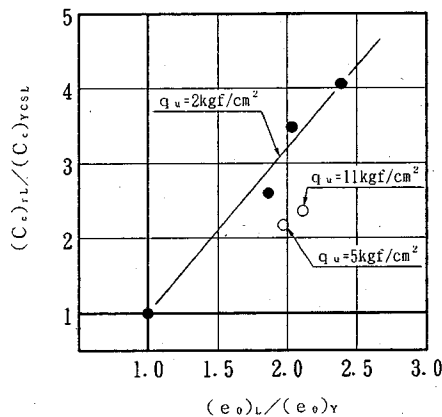


図-7 係数  $C_e$  と初期間隙比の関係

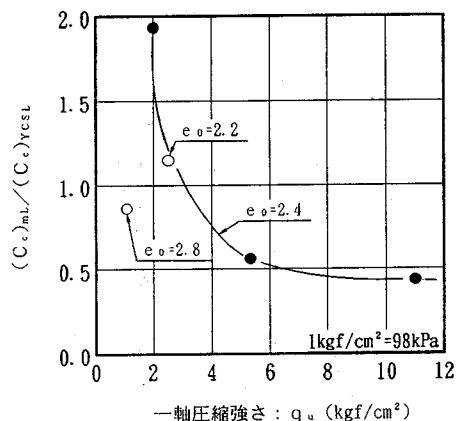


図-8 係数  $C_e$  と一軸圧縮強さの関係

### (3) 軽量土の破壊基準推定方法の一提案

上記のことから軽量土の初期間隙比 ( $e_0$ ) と一軸圧縮強さ ( $q_u$ ) が破壊基準に及ぼす影響が定量的に把握できたので、ここでは、軽量土の  $q \sim p'$  関係で表される破壊基準の推定方法を提案する。

軽量土の  $q \sim p'$  関係での最大応力と残留応力状態の破壊線は模式的に図-9 と表され、式(2)である線DBとA点(原点)を起点とする排水経路(線AF)との交点Eの  $q$  軸の値 ( $q_p$ ) と一軸圧縮強さ ( $q_u$ ) の関係を示すと図-10(a) となり、 $(q)_p$  と  $q_u$  の関係は、

$$(q)_p = q_u \quad (6)$$

で表される。

また、線DBと線ACが交差する(式(2),(3)が交差する)点Bの排水経路の初期の点Gに相当する  $p'$  軸の値 ( $\sigma_g$ ) と圧密降伏応力 ( $\sigma_v$ ) の関係を示す

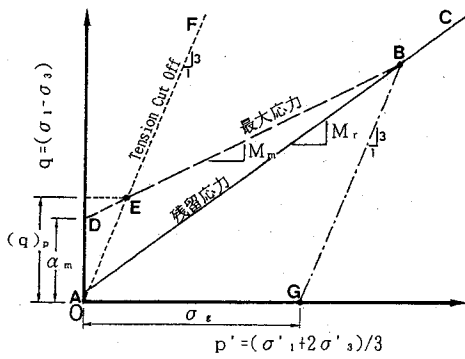


図-9 軽量土の $q \sim p'$ 関係での破壊基準

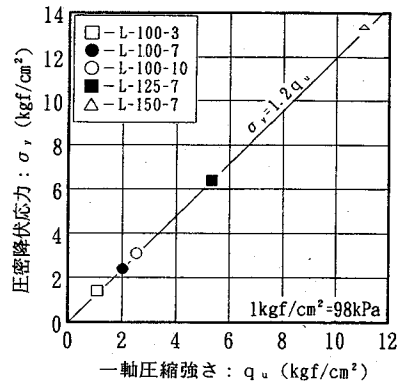


図-11 圧密降伏応力と一軸圧縮強さの関係

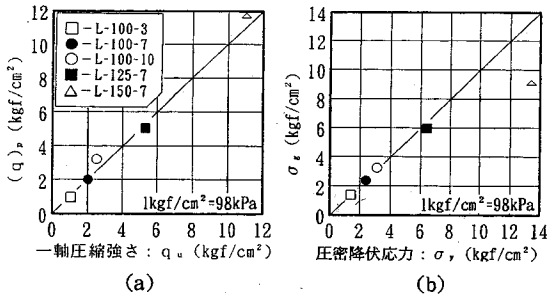


図-10 (a)  $(q)_0 \sim q_u$ , (b)  $\sigma_g \sim \sigma_v$ の関係

と図-10(b)となり、 $\sigma_g$ と $\sigma_v$ の関係は、

$$\sigma_g = \sigma_v \quad (7)$$

で表される。ここで、図-10(b)の△印(L-150-7)が $\sigma_g = \sigma_v$ の線よりずれているのは $q_u = 11 \text{ kgf/cm}^2$ の軽量土を拘束圧 $0.5 \sim 4.0 \text{ kgf/cm}^2$ の範囲で試験を行っているため明確な $\sigma_g$ が求まらないためである。

そして、軽量土の圧密降伏応力( $\sigma_v$ )と一軸圧縮強さ( $q_u$ )の間には一次的な関係があることが知られており<sup>8)</sup>、各軽量土の $\sigma_v$ と $q_u$ の関係を示すと図-11のようになり、 $\sigma_v$ と $q_u$ の関係は、

$$\sigma_v = 1.2 q_u \quad (8)$$

で表される。したがって、図-9に示される $(q)_0$ および $\sigma_g$ の値は一軸圧縮強さ( $q_u$ )より決定することができる。さらに、軽量土の破壊基準を推定する上でこの他に必要な値は最大応力状態での破壊線の勾配 $((M)_{lp})$ もしくは残留応力状態での破壊線の勾配 $((M)_{lr})$ である。この値は図-5や図-6に示したように軽量土の一軸圧縮強さ、初期間隙比、母材の破壊基準、初期間隙比がわかれば決定できる。

以上のことから、気泡を混入した軽量土の $q \sim p'$

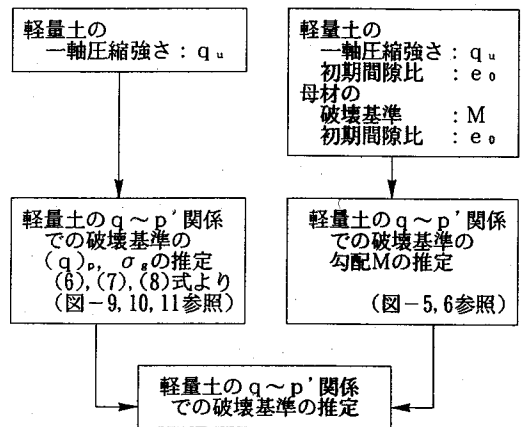


図-12 軽量土の破壊基準の推定方法

関係での破壊基準を推定する方法は図-12に示すように、軽量土の一軸圧縮強さ( $q_u$ )が求まることによって式(6), (7), (8)より軽量土の $q \sim p'$ 関係(図-9)での破壊基準の $(q)_0$ と $\sigma_g$ が求まり、軽量土の $q_u$ 、初期間隙比( $e_0$ )、母材の破壊基準、初期間隙比( $e_0$ )が求まることによって図-5, 6より軽量土の $q \sim p'$ 関係での破壊基準の勾配Mが求まり、気泡を混入した軽量土の $q \sim p'$ 関係での破壊基準が推定されることになる。

しかしながら、上記推定法は一つの方向性を示しているが、一種類の粘性土に対しての推定法である。したがって、今後、多種の土質に対してもデータの蓄積を行い、本推定法の一般性、妥当性を検証するとともに合理的な推定法とする必要がある。

## 5. むすび

気泡を混入した軽量土の破壊基準を明確にし、軽量土の初期間隙比( $e_0$ )および一軸圧縮強さ( $q_u$ )

の破壊基準への影響を検討した結果は以下のとおりである。

(1) 軽量土の最大応力および残留応力状態の破壊線の係数 $M$ は $q_u$ が一定であれば、 $e_0$ が増加すると直線的に低下する。一方、 $e_0$ が一定であれば、 $q_u$ が増加すると直線的に増加する。

(2) 軽量土の残留応力状態の破壊線の係数 $C_0$ は $e_0$ が増加すると直線的に増加する。一方、最大応力状態の破壊線の係数 $C_0$ は $q_u$ が増加すると指数関数的に低下する。

(3) 軽量土の $q \sim p'$ 関係での破壊基準は図-10に示すようになり、図中の点E、Gに相当する $(q)_p$ 、 $\sigma_c$ は一軸圧縮強さより決定できる。

(4) 上記のことから、気泡を混入した軽量土の $q \sim p'$ 関係での破壊基準を軽量土の一軸圧縮強さ、初期間隙比、母材の破壊基準、初期間隙比より推定する方法を提案した。

#### 参考文献

- 1) たとえば、川崎孝人、新名昭士、斉藤聡、馬場崎亮一：セメント系改良土の工学的性質に関する研究、

竹中技術研究報告、第19号、1978。

- 2) G.Wayne Clough, Nicholas Sitar, Robert C. Bachus and Nader Shafii Rad : Cemented sands under static loading, *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, Vol.107, No. GT6, Paper 16319, pp.799~862 June, 1981.
- 3) 善功企、山崎浩之、佐藤泰：事前混合処理工法による処理土の強度・変形特性、港湾技術研究所報告、第29巻、第2号、pp.86~117, 1990.
- 4) 矢島寿一、丸尾茂樹、小川正二：気泡を混入した軽量土のせん断特性、土木学会論文集、No.499、Ⅲ-28、pp.197~205, 1994.9.
- 5) たとえば、浜田栄治、山内豊聡：軽量盛土材としての発泡スチロールの力学的特性、土と基礎、Vol.37、No.2, Ser No.373, pp.13~18, 1989.
- 6) 矢島寿一、丸尾茂樹、小川正二：飽和軽量土のせん断特性への気泡混入率の影響、土木学会論文集、No.11/Ⅲ-30, pp.173~180, 1995.3.
- 7) 山内豊聡、浜田栄治：軽量盛土材としての気泡セメントの力学的特性と降伏基準に関する一考察、土木学会論文集、第406号、pp.283~290, 1989.
- 8) 寺師昌明、田中洋行、光本司、新留雄二、本間定吉：石灰・セメント系安定処理土の基本的特性に関する研究(第2報)、港湾技術研究所報告、第19巻、第1号、pp.33~59, 1980.

(1996.4.2 受付)

## RELATION BETWEEN FAILURE CRITERION, UNCONFINED COMPRESSIVE STRENGTH AND INITIAL VOID RATIO OF LIGHT-WEIGHT SOIL.

Juichi YAJIMA, Shigeki MARUO and Shoji OGAWA

This paper describes the mechanical properties of light-weight soil which were improved using cement and foam. Especially, failure criterion of light-weight soil, the influence of unconfined compressive strength and initial void ratio on light-weight soil is studied.

From the results of these studies, it is clear that the failure criterion should be described using  $q \sim p'$  relation and  $e \sim \log p'$  relation. It was also learned that the unconfined compressive strength and initial void ratio of light-weight soil is influenced by slope failure of  $q \sim p'$  ( $M$ ) line and  $e \sim \log p'$  ( $C_c$ ) line.