

# 이방압밀이 실트질 모래의 유동파괴거동에 미치는 영향

## Effects of Anisotropic Consolidation on Flow Failure Behavior of a Silty Sand

강 병 희<sup>\*1</sup> Kang, Byung-Hee  
김 방 식<sup>\*2</sup> Kim, Bang-Sig  
정 혁 일<sup>\*3</sup> Jung, Hyuk-Il

### Abstract

A series of consolidated-undrained triaxial compression tests were performed to investigate the influence of the anisotropic consolidation on the flow failure behavior of a saturated loose silty sand under the monotonic loading. The cylindrical specimens were prepared initially at the relative density of about 17% by the wet tamping method and consolidated with four different consolidation pressure ratios ( $K_c = \sigma_{hc}' / \sigma_{vc}'$ ), 1.0, 0.7, 0.55,  $K_o$ . The test results show that the steady state line is a unique straight line on  $p' - q$  space for all values of  $K_c$ . and the slope of the collapse line decreases linearly with increasing the value of  $K_c$ . The relationship between the undrained residual strength( $S_{us}$ ) and the peak strength( $S_p$ ) of the loose silty sand, showing the flow failure behavior, is found to be represented as a general equation,  $S_p/p_c' = A_L + B_L(S_{us}/p_c')$ , irrespective of the value of  $K_c$ . These coefficients,  $A_L$  and  $B_L$ , tend to vary linearly with the value of  $K_c$ .

### 요 지

이방압밀이 실트질모래의 정적재하에 의한 유동파괴거동에 미치는 영향을 연구하기 위하여 비배수삼축압축시험을 수행하였다. 이를 위하여 상대밀도가 약 17%인 공시체를 습윤다짐방법에 의해서 성형하고 4가지의 압밀용력비, 1.0, 0.7, 0.55,  $K_o$ 로서 압밀시켰다. 시험결과로서 정상상태선은  $p' - q$  공간상에서 압밀용력비에 관계없이 유일한 직선이며 collapse line의 기울기는 압밀용력비가 증가함에 따라 선형적으로 감소한다는 사실을 보여준다. 또한, 유동파괴거동을 보이는 느슨하게 다져진 실트질모래의 잔류강도( $S_{us}$ )와 첨두강도( $S_p$ )와의 관계는 압밀용력비의 크기에 관계없이  $S_p/p_c' = A_L + B_L(S_{us}/p_c')$ 로 표현되는 일반식으로 나타낼 수 있으며 계수  $A_L$  및  $B_L$ 은 압밀용력비의 크기에 따라 선형적으로 변하는 경향을 나타낸다.

**Keywords :** Anisotropic consolidation, Collapse line, Flow failure, Loose silty sand, Residual strength, Peak strength

### 1. 서 론

포화된 사질토가 비배수상태에서 급속한 재하를 받

게되면 간극수압의 증가와 동시에 전단저항이 대규모로 감소되어 액체처럼 유동하게 된다. 이러한 액상화 현상은 반복재하뿐만 아니라 단일재하에 의해서도 발

\*1 정회원, 인하대학교 공과대학 건설공학부 교수

\*2 정회원, 국립충주대학교 토목공학과 교수

\*3 정회원, (주)바우컨설팅 지반/터널부

생할 수 있다.

지진과 같은 동적재하에 의해서 발생하는 액상화 현상은 물에 인접하고 있는 평지나 완만한 경사지에서 평지액상화(level-ground liquefaction)나 측방퍼짐(lateral spreading)을 초래하게 되고 단일하중에 의한 액상화 현상은 주로 느슨한 상태의 경사지에서 유동파괴를 유발한다.

1983년 캐나다의 Nerlerk 제방의 시공중에 발생한 유동활동파괴(flow slide liquefaction)는 성토하중의 단일재하에 의해서 발생한 액상화파괴의 사례이다. 이 유동활동파괴에 대한 역해석을 수행하는 과정에서 Sladen 등(1985)은  $e - p' - q$  공간상에서( $p'$ 는 평균유효주응력,  $q$ 는 축차응력) collapse surface를 나타내고 비배수상태에서 단일재하를 받는 아주 느슨한 사질토의 유동파괴에 대한 경계면으로 제시하였다. 이 collapse surface는 Vaid와 Chem(1983)의 유동액상화면(flow liquefaction surface)과 Lade(1992)의 불안정선(instability line)과 개념상 유사하나 이들은 collapse surface와는 달리 원점을 지난다. 그러나 매우 느슨한 시료의 경우 정상상태점(steady state point)이 원점과 가까우므로 실제로는 유동액상화면과 collapse surface와의 차이는 무시할 정도이다(Kramer, 1996). Ishihara (1993)는 등방압밀의 경우 평균압밀응력( $p_c'$ )과 정상상태점의 평균유효응력( $p_s'$ )과의 비  $p_c'/p_s'$ 는 상태지수(state index)와 지수함수관계에 있음을 보이고 이를 이용하여 유사정상상태(quasi-steady state)를 나타내는 사질토의 침투강도를 상태지수와 압밀응력으로 표시되는 단일식으로 나타내었으며 또한 유동파괴거동을 보이는 시료의 비배수 잔류강도와 비배수 침투강도와의 관계를 선형으로 나타내었다.

그러나 이러한 연구들은 등방압밀공시체에 대해서 주로 이루어져 왔으며 Castro(1982)에 의하면 이방압밀공시체의 collapse surface는 등방압밀공시체 보다 경사가 약간 급하다고 하였으며 Sladen 등(1985)은 collapse surface는 응력이력에 어느정도 의존하는 가능성을 주장하고 이를 확인하기 위해서는 더 많은 실험이 필요하다고 하였다.

따라서 본 연구에서는 압밀응력비( $\sigma_{hc}'/\sigma_{vc}'$ )를 1.0, 0.7, 0.55 및  $K_0$ 로 변화하면서 실트질모래를 느슨한 상태에서 압밀시키고 단일재하에 의해 비배수조건으로 파괴 시킴으로서 이방압밀이 느슨한 실트질 모래의 유동파괴거동에 미치는 영향을 규명하고자 한다. 특히 Ishihara (1993)가 등방압밀조건에서 나타낸 비배수 잔류강도와 침투강도와의 관계가 이방압밀조건에서도 적용될 수 있는지를 검토하고자 한다.

## 2. 잔류강도 및 침투강도

Fig. 1에서는 사질토가 단일재하시험에서 나타내는 대표적인 3가지 거동을 보여준다. 사질토의 응력-변형률 거동은 공시체의 상대밀도와 압밀응력에 따라서 크게 달라진다. 매우 느슨한 모래가 높은 구속응력하에서 비배수전단될 때 A와 같이 낮은 변형률에서 침투강도를 나타낸 후 급격하게 감소하여 20-30%정도의 큰 변형률에서 일정한 최저전단저항을 유지하는 유동액상화거동(flow liquefaction behavior)을 나타낸다. 이와같이 일정한 구속응력하에서 일정한 전단응력으로 비배수전단될 때 일정한 체적과 속도로 계속해서 모래가 유동변형되는 현상을 정상상태변형(steady state deformation)이라 하며

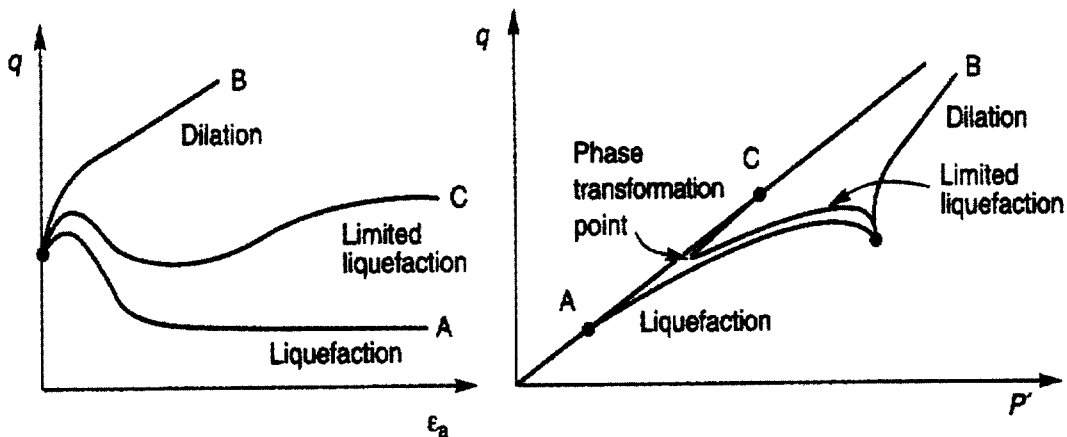
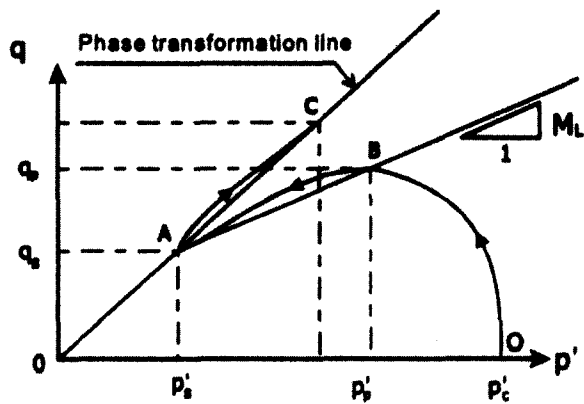
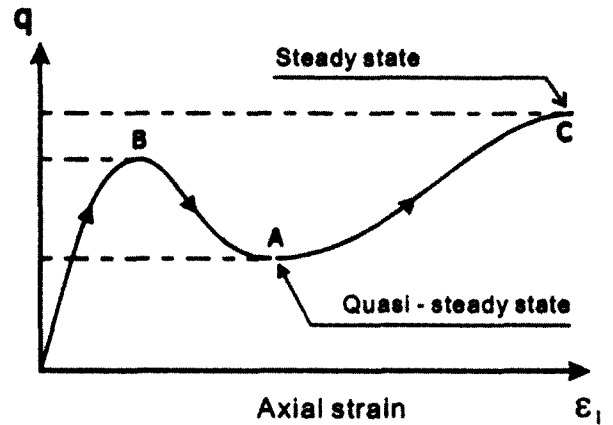


Fig. 1. Three types of behavior on monotonic loading test(Castro, 1969)



(a)



(b)

Fig. 2. Characteristics of undrained behavior of loose sand(Ishihara, 1993)

(Castro와 Poulos, 1977; Poulos, 1981), 이 상태의 비배수 강도를 정상상태강도(steady state strength)라고 한다. 이 경우의 정상상태강도를 잔류강도(residual strength)라고도 한다(Ishihara, 1993).

반면 느슨한 모래가 어느정도 조밀해지거나 또는 구속응력이 감소하게되면 C경우와 같이 일시적으로 제한된 변형률범위에서 수축거동을 보인 후 다시 팽창하는 거동을 보인다. 이러한 거동을 Fig. 2에서 자세하게 다시 나타내었다.

이와 같이 수축거동에서 팽창거동으로 반전되는 상전이점(phase transformation point)은 5-20%정도의 축변형률에서 응력-변형률곡선의 최저점으로 나타나고 이 상전이점 부근에서 나타나는 일시적인 정상상태 변형을 유사정상상태(quasi-steady state)라고 부른다(Alarcon-Guzman 등, 1988). 이 경우 응력-변형률 곡선은 유사정상상태를 지나 변형률이 계속해서 증가하게 되면 보다 큰 변형률에서 정상상태에 이르게 되어 최대전단저항에 도달한다. 이러한 거동을 보이는 사질토의 안정해석에서는 최저전단저항인 유사정상상태강도(quasi-steady state strength)를 잔류강도로 취한다.

또한  $p' - q$  평면상에서 상전이점을 연결하면 원점을 지나는 하나의 직선으로 그려지는데 이 직선을 상전이선(phase transformation line)이라고 부르며 Fig. 2의 경우처럼 유사상전이점이 상전이선상에 있을 경우에는 이 직선을 유사정상상태선(quasi-steady state line)이라고도 한다.

Fig. 3은 Sladen 등(1985)이 정상상태변형을 나타내는 느슨한 모래로서 수행한 비배수정적재하 시험결과에 대

한 모식도로서 구속응력이 다르더라도 간극비가 동일한 공시체의 응력경로는 동일한 정상상태점에 모여며 간극비가 작을수록 정상상태강도는 증가함을 보여준다. 또한 동일한 간극비  $e_a$ 를 갖는 여러 공시체의 응력경로의 첨두점을 연결하면 하나의 직선이 그어지고 이 직선은 정상상태점을 지난다. 이러한 직선은 간극비의 변화에 따라 무수히 많이 존재하게 되며 이들 직선이  $e - p' - q$  공간에서 나타내는 면을 collapse surface라고 부른다(Sladen 등, 1985). Fig. 1에서 A와 C의 경우 초기정적전단응력을 포함한 전단응력이 정상상태강도 및 유사정상

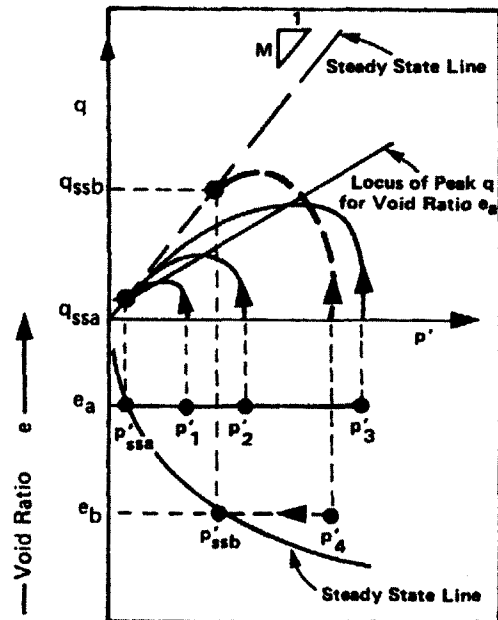


Fig. 3. Schematically illustrated stress path of sand at the same void ratio(Sladen et al., 1985)

상태강도보다 큰 경우 응력경로가 이 collapse surface에 도달하게 되면 유동파괴가 발생하게 된다.

Ishihara(1993)는 Fig. 2와 같은 거동을 보이는 등방압 밀공시체에 대해서 유사정상상태의 평균유효응력( $p_s'$ )으로 정규화된 collapse line인  $q_p/p_s' - p_p'/p_s'$  관계를 직선으로 나타내고 이에 대한 관계식을 유도하였다. 그리고 느슨한 모래에 대해서 최저강도인 정상상태강도 또는 유사정상상태강도를 잔류강도( $S_{us}$ )로 하고 이를 첨두강도( $S_p$ )와 함께 collapse line인  $q_p/p_s' - p_p'/p_s'$  관계식에 대입함으로써 식 (1)과 같은 첨두강도와 잔류강도와의 관계식을 제시하였다.

$$\frac{S_p}{p_c'} = \frac{1}{2} M_L \frac{p_p'}{p_c'} + \frac{1}{\cos \phi_s} \left( 1 - \frac{M_L}{M} \right) \frac{S_{us}}{p_c'} \quad (1)$$

식 중  $M$ 과  $M_L$ 은 각각 정상상태선과 collapse line의 기울기를 나타내고  $\phi_s$ 는 최저강도인 정상상태에서의 내부마찰각을 말한다.  $p_p'/p_c'$ ,  $\phi_s$  또는  $M$ 은 흙의 조직(soil fabric)에 거의 무관하므로 어떤 일정한 시료에 대해서 일정한 값을 보이나  $M_L$ 은 시료준비방법에 따른 흙의 조직에 따라 달라진다. 따라서 식 (1)은 일반적으로 흙의 조직에 따라 달라지므로 어떤 주어진 시료에 대해서 유일한 관계식이 될 수 없다(Ishihara, 1993).

### 3. 실험

#### 3.1 시료 및 공시체

사용된 시료는 인천시 해안에서 채취한 사질토로서 40번체를 모두 통과시키고 점토분이 포함되지 않도록 준비한 실트질모래(SM)로서 실트분, 함유량 30%, 유효입경 0.052mm, 평균입경 0.07mm, 균등계수 3.7인 입도를 가지며 토립자 비중은 2.65이고 최대 및 최소 간극비는 각각 0.898 및 0.449이다.

삼축시험에 사용한 공시체는 직경 50mm, 높이 100mm로서 습윤다짐(wet tamping)방법에 의해서 성형하였으며 초기 간극비 및 상대밀도의 평균치는 각각 0.823 및 16.8%이다. 성형된 공시체는 CO<sub>2</sub>개스의 순환과 탈기수로서 일차로 어느정도 포화시킨 후 다시 100 kPa의 배압에 의해서 B계수가 0.97이상이 되도록 포화시켰다. 본 연구에서는 Fryman등(1973)이 토립자의 평균입경이 0.1-0.2mm이하이면 멤브레인 관입영향을 무시할 수 있다고 하였으므로 멤브레인 관입 영향은 무시하였다.

### 3.2 시험 종류

4가지의 압밀응력비 1.0, 0.7, 0.55 및  $K_0$ 로서 평균압밀응력 50, 100, 200, 300 kPa를 가하여 공시체를 압밀시킨 후 비배수 삼축압축시험을 수행하였다. 시험 일람표와 각 시험에 대한 압밀응력 및 간극비를 Table 1에 나타내었다. 예로서 시험 번호 U-0.7-100은 압밀응력비 0.7, 평균압밀응력 100 kPa인 비배수시험을 나타낸다.

전술한 바와 같이 준비한 공시체로서  $K_0$ -압밀삼축압축시험을 수행한 결과 정지토압계수  $K_0$ 는 평균압밀응력이 증가함에 따라 다소 감소하나 약 50 kPa보다 큰 응력범위에서는 0.45에 수렴하므로 0.45의 일정한 값으로 정하였다.  $K_0$ -압밀삼축압축시험은 축방향 변위와 체적변화의 양을 자동적으로 조절하여 횡방향 변위가 발생하지 않도록 하는 삼축시험기를 이용하여 수행하였다.

## 4. 실험결과 및 고찰

### 4.1 정상상태

Fig. 4(a)에서 보인 등방압밀공시체의 응력-변형을 곡선은 1%미만의 축변형을 범위에서 첨두점을 보인 후 급히 감소하여 10-15% 이후에는 정상상태 또는 유사정상상태를 나타낸다. 평균 압밀응력이 비교적 낮은 경우에는 정상상태만을 보이는 반면 높은 경우에는 최저 응력점을 나타내는 유사정상상태를 보인다. 이와 같은 결과는 세립분을 포함하지 않는 느슨한 모래의 경우 낮은 구속응력하에서 팽창거동을 보이면서 유사정상상태를 나타내고 구속응력이 증가되면 비배수 전단시 팽창거동이 억제되어 유사정상상태는 보이지 않고 수축거동만을 보이는 정상상태만을 나타낸다는 기존 연구결과(Seed와 Lee, 1967; Vaid와 Chern, 1985; Alarcon-Guzman등, 1988)와 상반된다. 그러나 본 연구에서 사용한 시료는 30%정도의 실트분을 함유하고 있으므로 낮은 구속응력하에서는 압축성이 큰 입자구조가 유지되기 때문에 비배수전단시 붕괴되면서 과잉간극수압이 크게 발생되어 수축거동만이 일어난다. 이와같은 느슨한 실트질모래의 응력-변형을 거동은 Lade와 Yamamuro(1997)도 언급한 바 있다.

Fig. 4(b)에서 응력경로는 과잉간극수압 발생으로 인해서 좌상단으로 이동하면서 첨두점을 보인 후 축차응

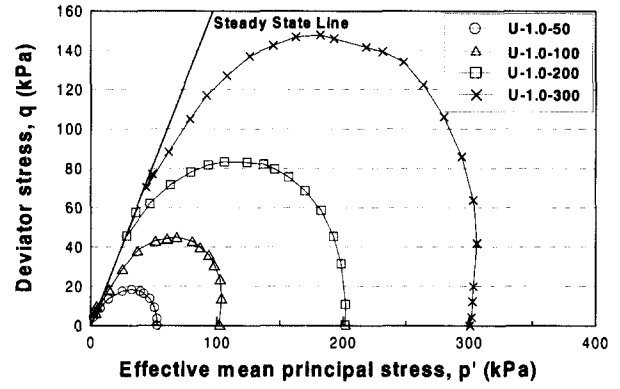
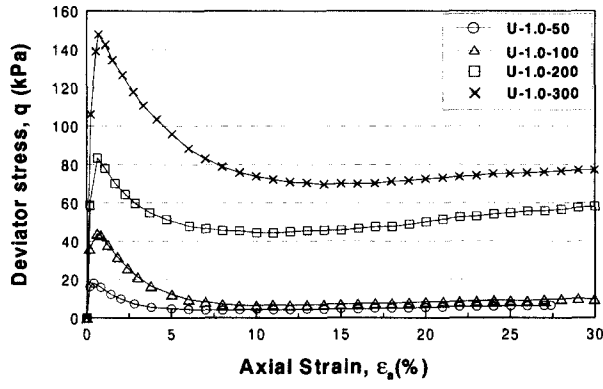


Fig. 4. Undrained behavior for isotropic consolidation

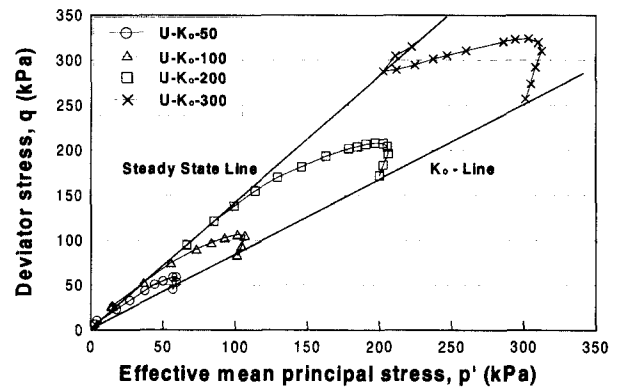
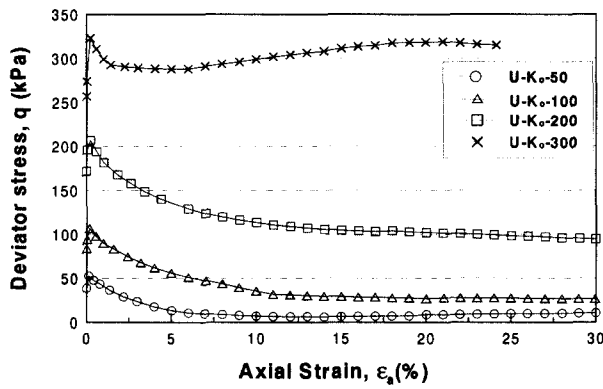


Fig. 5. Undrained behavior for anisotropic consolidation ( $K_c = K_0$ )

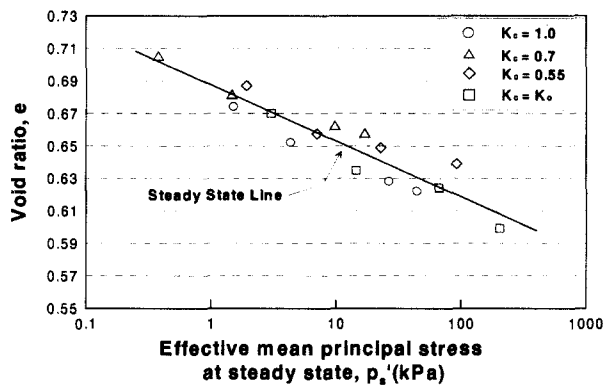


Fig. 6. Relationship between void ratio and effective mean principal stress at steady state

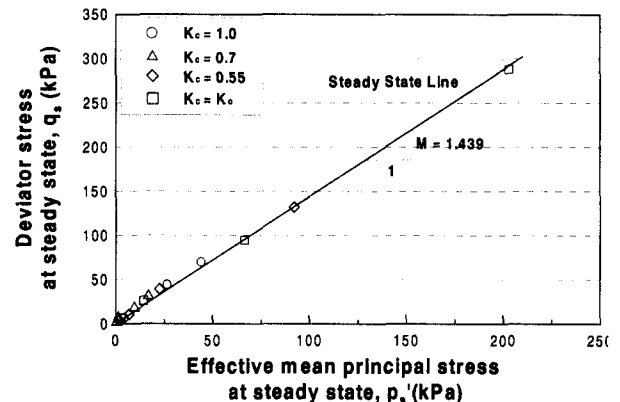


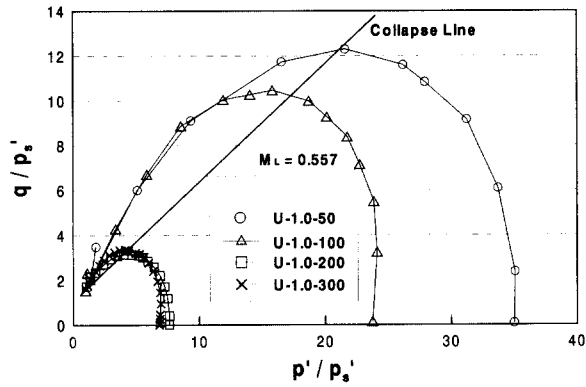
Fig. 7. Unique relationship between deviator stress and effective mean principal stress at steady state

력이 감소되면서 정상상태선에 이르러 유동파괴가 발생한다. 압밀응력의 크기가 다른 공시체의 정상상태점은 서로 일치하지는 않으나 동일한 정상상태선상에 존재한다. 따라서 정상상태선은 구속응력의 크기에 관계 없이 하나의 직선임이 확인된다. 또한 평균압밀응력이 200 및 300 kPa인 경우 유사정상상태점인 상전이점 역시 정상상태선상에 존재한다. 이는 공시체가 느슨하고

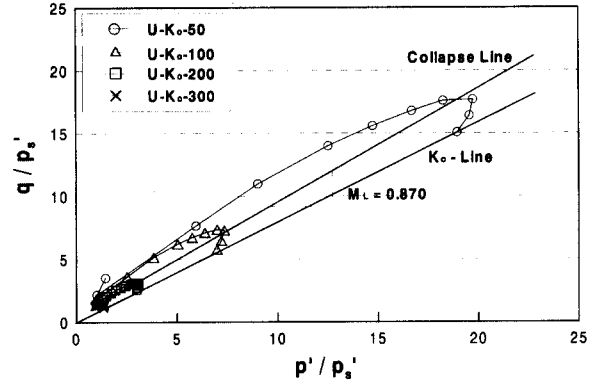
압밀응력이 비교적 크지 않기 때문이다.

Fig. 5에서 나타난  $K_0$ -이방압밀공시체의 거동 역시 등방압밀공시체의 경우와 비슷한 경향을 보여주며 본 논문에서는 나타내지는 않았으나 압밀응력비가 0.7 및 0.55인 경우에도 이와 같은 거동을 나타낸다.

Fig. 6, 7, 8 및 Table 1에서 정상상태점에 대한 응력  $p'_s$  및  $q_s$ 는 유사정상상태를 보이는 경우에는 정상상



(a)  $K_c=1.0$



(b)  $K_c=K_0$

Fig. 8. Normalized stress path for isotropic and anisotropic consolidation with the same initial void ratio

태점 대신 최저응력점인 유사정상상태점에 대한 응력을 나타내었다.

Fig. 6에서 모든 압밀응력 크기와 압밀응력비에 대한 정상상태점(또는 유사정상상태점)을 함께 나타내었으며 이들 자료는 하나의 선형으로 근사화 된다는 사실을 보여준다. 즉 이 정상상태선은 압밀응력과 압밀응력비의 크기에 관계없이  $e - \log p_s'$  상에서는 하나의 직선으로 나타난다. 또한 Fig. 7에서 이들 정상상태점을  $p_s' - q_s'$  상에 나타내었으며 이들 정상상태점은 모두 하나의 직선 상에 놓이며 이 직선의 경사  $M$ 은 1.439이다.

즉 정상상태 및 유사정상상태는 공시체의 초기간극비, 초기조직, 응력이력 및 하중조건등이 모두 소멸된

상태인 상당히 큰 변형에서만 일어나므로 위와같이 정상상태선은  $p' - q$  평면상에서 압밀응력비에 관계없이 유일한 직선을 나타낸다.

#### 4.2 비배수전단강도

Fig. 4(b)와 Fig. 5(b)에서와 같이 공시체가 충분히 느슨하기 때문에 유사정상상태점도 정상상태선상에 있으며 또한 정상상태선은 간극비 및 구속압밀응력의 크기에 관계없이 유일하므로  $p_s'$ 로 정규화한 유효응력경로는 등방압밀공시체의 경우 Fig. 8(a)에서와 같이  $p'/p_s' = 1.0$ ,  $q/p_s' = 1.439$ 인 점에 모이고 각 응력경로의 첨

Table 1. Summary of monotonic triaxial test results

Test No.	B-value	$p_c'$ (kPa)	void ratio( $D_r$ %)		at peak(kPa)		at SS or QSS(kPa)	
			initial <sup>1)</sup>	after <sup>2)</sup>	$p_p'$	$q_p$	$p_s'$	$q_s$
U-1.0-50	0.99	52	0.817(18)	0.674(50)	32	18	2	4
U-1.0-100	0.98	102	0.820(17)	0.652(55)	65	45	4	7
U-1.0-200	0.99	202	0.824(16)	0.628(60)	124	83	27	45
U-1.0-300	0.98	300	0.819(18)	0.622(61)	182	148	44	70
U-0.7-50	0.98	53	0.822(17)	0.706(43)	42	28	0	4
U-0.7-100	0.98	100	0.829(15)	0.682(48)	86	61	1	9
U-0.7-200	0.98	199	0.834(14)	0.663(52)	168	131	10	20
U-0.7-300	0.99	298	0.832(15)	0.658(53)	241	190	17	33
U-0.55-50	0.99	51	0.816(18)	0.687(47)	48	41	2	5
U-0.55-100	0.99	99	0.809(20)	0.658(54)	97	78	7	11
U-0.55-200	0.99	196	0.823(17)	0.649(55)	173	167	23	39
U-0.55-300	0.98	296	0.814(19)	0.639(58)	274	253	92	132
U- $K_0$ -50	0.97	57	0.822(17)	0.670(51)	59	53	3	6
U- $K_0$ -100	0.99	101	0.827(16)	0.635(59)	104	107	15	27
U- $K_0$ -200	0.99	200	0.824(16)	0.624(61)	197	208	67	95
U- $K_0$ -300	0.99	301	0.828(16)	0.599(67)	303	324	203	288

1) Void ratio immediately after the preparation of specimen  
2) Void ratio after consolidation

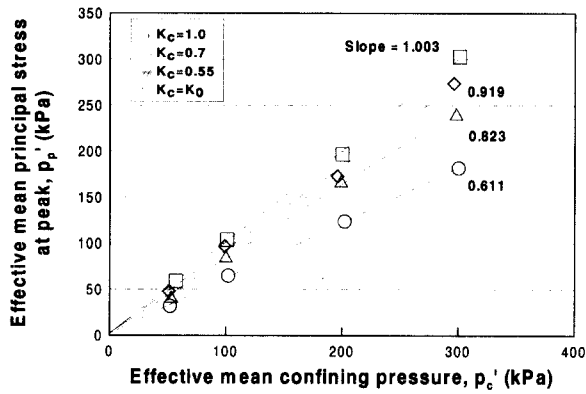


Fig. 9.  $p'_c$ - $p'_p$  relationship for isotropic and anisotropic consolidation

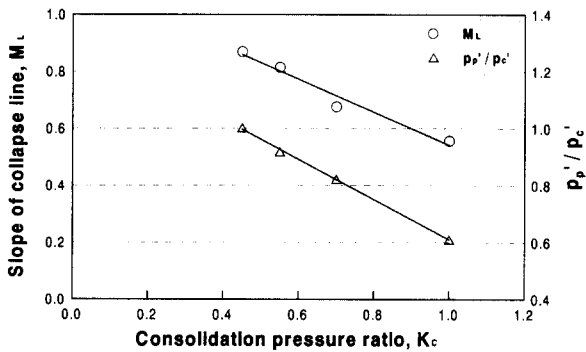


Fig. 10. Variation of the slope of collapse line  $M_L$  and  $p'_p/p'_c$  with different consolidation pressure ratio

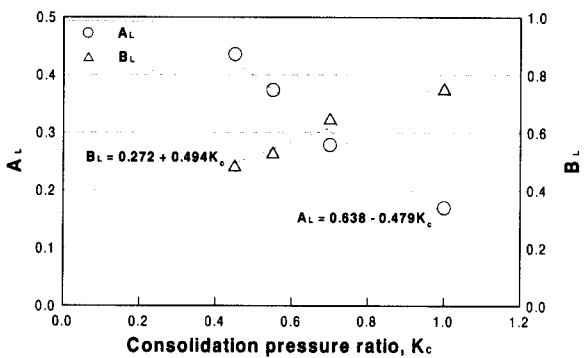


Fig. 11. Relationship between consolidation pressure ratio and parameter  $A_L$  and  $B_L$

두점을 연결하면 이 점을 통과하는 직선인 collapse line 을 얻게된다. 이와같이 등방압밀공시체의 경우  $q/p'_s = 1.439$ 는 정상상태선의 기울기  $M$ 을 나타내고 collapse line의 기울기  $M_L$ 은 0.557이다.

$K_0$ -이방압밀공시체의 경우에도 등방압밀공시체의 경우와 마찬가지로 Fig. 8(b)에서 볼 수 있는 바와 같이 유효응력경로는  $p'/p'_s = 1.0$ ,  $q/p'_s = 1.439$ 인 점에 모이고 collapse line은 직선으로 그어지며 기울기는 0.870이다. 또한 평균압밀응력( $p'_c$ )과 첨두점의 평균유효응력( $p'_p$ )과의 관계는 Fig. 9와 같이 등방압밀이나 이방압밀의 경

Table 2. Constant parameters on loose silty sand

	$K_c$			
	1.0	0.7	0.55	$K_0(0.45)$
$M$	1.439			
$\phi_s$ (degree)	35.5			
$M_L$	0.557	0.677	0.815	0.870
$p'_p/p'_c$	0.611	0.823	0.919	1.003
$A_L$	0.170	0.279	0.374	0.436
$B_L$	0.753	0.650	0.532	0.486

우 모두 원점을 지나는 직선으로 나타나고 기울기인  $p'_p/p'_c$ '는 압밀응력비에 따라 다르다.

Collapse line의 기울기  $M_L$ 와  $p'_p/p'_c$ '는 Fig. 10과 Table 2에서와 같이 압밀응력비가 증가할수록 모두 거의 직선적으로 감소한다.

한편 비교적 큰 변형률에서 정상상태 또는 유사정상 상태를 나타내는 최저강도인 잔류강도와 첨두강도와의 관계식인 식 (1)에 이들 parameter를 대입하여 정리하면 Ishihara(1993)가 등방압밀시료에 대해서 제시한 바와 같이 아래 식 (2)와 같이 간단하게 나타내어진다.

$$\frac{S_p}{p'_c} = A_L + B_L \frac{S_{us}}{p'_c} \quad (2)$$

계수  $A_L$ 과  $B_L$ 은 Table 2에서 압밀응력비별로 나타내었으며 Fig. 11에서와 같이 압밀응력비와 거의 선형적인 관계를 나타내며 압밀응력비가 증가할수록 계수  $A_L$ 은 감소하고 계수  $B_L$ 은 증가한다. 이들 계수와 압밀응력비와의 관계는 아래의 식 (3)과 식 (4)와 같이 나타내어진다.

$$A_L = 0.638 - 0.479K_c \quad (3)$$

$$B_L = 0.272 + 0.494K_c \quad (4)$$

일본 Toyoura sand의 경우 계수  $A_L$  및  $B_L$ 은 등방압밀의 경우 각각 0.17 및 0.66이다(Ishihara, 1993).

등방압밀의 경우 식 (2)에 의해서 구한 직선과 측정치를 Fig. 12(a)에 비교해서 나타내었으며 계산치와 측정치가 일치하는 경향을 볼 수 있다. 또한 압밀응력비가  $K_0$ 에 대한 Fig. 12(b)에서도 볼 수 있는 바와 마찬가지로 0.7 및 0.55인 이방압밀의 경우에도 계산치와 측정치가 일치하는 경향을 볼 수 있었다. 따라서 Ishihara(1993)가 등방압밀의 경우에 대해서 제시한 식 (1)은 이방압밀의 경우에도 적용될 수 있음을 알 수 있다.

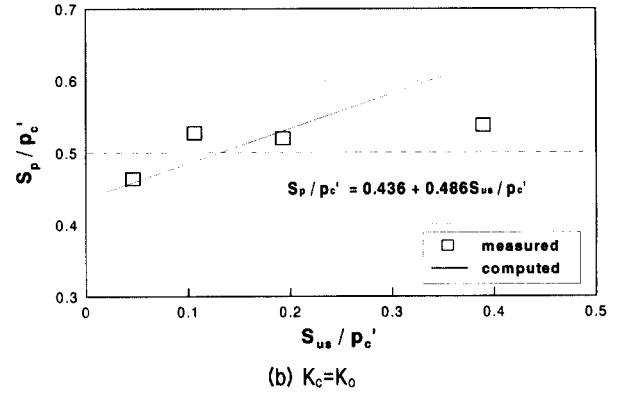
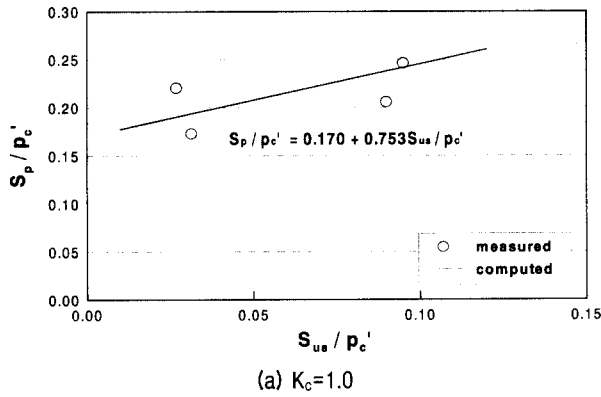


Fig. 12. Comparison of the computed and measured values for  $S_p/p_c' - S_{us}/p_c'$  relation

## 5. 결론

이방압밀이 느슨한 실트질모래의 비배수 단일하중에 의한 유동파괴거동에 미치는 영향에 관해서 연구하기 위하여 압밀응력비를 변화시키면서 수행한 비배수삼축 압축시험 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 정상상태선은 간극비 및 구속응력의 크기 뿐만이 아니라 구속압밀응력비의 크기에 관계없이 동일한 시료에 대해서 유일하게 존재하며  $e - \log p'$  상에서는 선형으로 근사화 되고  $p' - q$  상에서는 원점을 통과하는 유일한 직선이다.
- (2) 이방압밀공시체의 경우도 등방압밀공시체와 마찬가지로 collapse line의 기울기는 압밀응력비에 따라 일정하며 압밀응력비가 감소할수록 선형적으로 증가함을 보인다.
- (3) 평균압밀응력으로 정규화한 침투점에서의 평균유효응력 ( $p_p'/p_c'$ )은 압밀응력비와는 선형적인 관계에 있으며 압밀응력비가 감소할수록 증가한다.
- (4) 유동파괴를 보이는 느슨한 실트질모래의 비배수잔류강도 ( $S_{us}$ )와 침투강도 ( $S_p$ )는  $S_p/p_c' = A_L + B_L (S_{us}/p_c')$ 와 같은 관계식으로 나타내어지며 이 관계식은 등방압밀 뿐만 아니라 이방압밀의 경우에도 적용될 수 있음을 확인하였다. 또한 압밀응력비가 증가할수록 계수  $A_L$ 은 선형적으로 감소하고 계수  $B_L$ 은 선형적으로 증가한다.

## 감사의 글

본 연구는 2000학년도 인하대학교 연구비 지원에 의해서 수행되었습니다. 이에 감사의 뜻을 표합니다.

## 참고 문헌

1. Alarcon-Guzman, A., Leonards, G. A., and Chameau, J. L.(1988), "Undrained Monotonic and Cyclic Strength of Sands", Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol.114, No.10, pp.1089~1109.
2. Castro, G. and Poulos, S. J.(1977), "Factors Affecting Liquefaction and Cyclic Mobility", Journal of the Geotechnical Engineering, ASCE, Vol.103, GT6, pp.501~516.
3. Castro, G., Enos, J.L., France, J.W., and Poulos, S.J.(1982), Liquefaction Induced Cyclic Loading, No. NSF/CEE-82018, Report to National Science Foundation, Washington D.C.,
4. Fryman, S., Zeitlen, J.G., and Alpan, I.(1973), "The Membrane Effect in Triaxial Testing of Granular Soils", Journal of Testing and Evaluation, Vol.1, No.1, pp.37~41.
5. Ishihara, K.(1993), "Liquefaction and Flow Failure During Earthquakes", Geotechnique, Vol.43, No.3, pp.351~415.
6. Kramer, S. L.(1996), Geotechnical Earthquake Engineering, Prentice Hall, Upper Saddle River, New Jersey, pp.348~422.
7. Lade, P. V.(1992), "Static Instability and Liquefaction of Loose Fine Sandy Slopes", Journal of the Geotechnical Engineering, ASCE, Vol.118, No.1, pp.51~71.
8. Lade, P. V. and Yamamuro, J. A.(1997), "Effects of Non-plastic Fines on Static Liquefaction of Sand", Canadian Geotechnical Journal, 34, pp.918~928.
9. Poulos, S. J.(1981), "The Steady State Deformation", Journal of the Geotechnical Engineering, ASCE, Vol.107, GT5, pp.553~562.
10. Sladen, J. A., D'Hollander, R. D., and Krahn, J.(1985), "The Liquefaction of Sands, a Collapse Surface Approach", Canadian Geotechnical Journal, Vol.22, pp.564~578.
11. Vaid, Y. P. and Chern, J. C.(1983), "Effect of Static Shear on Resistance of Liquefaction", Soils and Foundations, Vol.23, No.1, pp.47~60.
12. Vaid, Y. P. and Chern, J. C.(1985), "Cyclic and Monotonic Undrained Response of Saturated Sand", In advances in the art of tests soils under cyclic conditions, Edited by Vijay Khosla, ASCE, New York, pp.120~147.
13. Yamamuro, J. A. and Lade, P. V.(1998), "Steady-state Concepts and Static Liquefaction of Silty Sands", Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, Vol.124, No.9, pp.868~877.
14. Yamamuro, J. A. and Lade, P. V.(1997), "Static Liquefaction of Very Loose Sands", Canadian Geotechnical Journal, Vol.34, pp. 905~917.

(접수일자 2001. 7. 26)