

실트질 모래의 액상화 후의 정적거동

Post-liquefaction Behavior under Monotonic Loading of a Silty Sand

강 병 희^{*1} Kang, Byung-Hee

박 균 보^{*2} Park, Keun-Bo

강 대 성^{*2} Kang, Dae-Seong

Abstract

The undrained monotonic triaxial tests were performed with the silty sand of medium relative density($Dr=50\%$) to investigate the post-liquefaction monotonic behavior and the effects of the consolidation pressure ratio($\sigma_{bc}'/\sigma_{vc}'$) on this behavior. The specimens were consolidated at four different consolidation pressure ratios, 1.0, 0.7, 0.55 and K_o .

The test results show that both the failure line and the phase transformation line on $p'-q$ diagram for the silty sand with no previous liquefaction are drawn as unique straight line passing through the origin respectively, regardless of the confining pressure and consolidation pressure ratio. And the phase transformation resistance increases with the increase of the confining pressure, but tends to be almost same for all consolidation pressure ratios.

However, the post-liquefaction monotonic resistance such as phase transformation resistance was lower than the pre-liquefaction for the isotropically consolidated specimen, but higher for the anisotropically consolidated specimens. It is also found that the slopes of both failure line and phase transformation line generally increase due to the previous liquefaction irrespective of the consolidation pressure ratio, but increase more specially in the case of isotropic consolidation.

요 지

보통으로 다져진($Dr=50\%$) 실트질 모래의 액상화 후의 비배수정적거동과 이에 대한 압밀용력비의 영향에 관해서 연구하기 위하여 4가지 압밀용력비($\sigma_{bc}'/\sigma_{vc}'=1.0, 0.7, 0.55, K_o$)로서 압밀시킨 공시체를 액상화 전후상태에서 비배수 삼축시험을 수행하였다.

연구결과 액상화를 경험하지 않은 실트질 모래의 $p'-q$ 좌표상의 상전이선과 파괴선은 모두 구속압밀용력과 압밀용력비의 크기에 관계없이 각각 원점을 지나는 하나의 직선으로 나타난다. 또한 상전이전단저항은 구속용력이 클수록 증가하나 동일한 구속용력하에서는 압밀용력비와는 관계없이 거의 동일한 값을 갖는 경향을 나타낸다.

그러나 액상화를 경험하게되면 등방압밀공시체의 경우 상전이저항은 감소하고 이방압밀공시체의 경우는 증가한다. 또한 액상화를 경험하므로서 파괴선과 상전이선의 경사는 일반적으로 증가하며 특히 등방압밀의 경우는 더 크게 증가한다.

Keywords : Post-liquefaction, Undrained monotonic loading, Consolidation pressure ratio, Silty sand, Failure line, Phase transformation line

*1 정회원, 인하대학교 공과대학 건설공학부 교수

*2 인하대학교 대학원 토목공학과

1. 서론

1964년 Niigata지진 이후 액상화에 대한 연구가 활발히 수행되어 왔으며 초기에는 주로 지진에 의한 액상화의 발생 가능성에 초점이 맞추어져 왔다. 액상화는 지진과 같은 대규모의 지반진동뿐만 아니라 발파진동, 교통진동, 건설 진동, 기계진동, 파동 등과 같은 비교적 수준이 낮은 비지진 지반진동에 의해서도 발생되며 이에 관한 연구가 수행되었다(Studer와 Kok, 1980 ; Long 등, 1981 ; Szerdy, 1985 ; Carter와 Seed, 1988).

한편 경사지반과 같이 이미 전단응력을 받고 있는 지점에서는 정적응력에 의해서도 액상화가 발생되기 때문에 정적하중에 의한 유동액상화(flow liquefaction)에 관한 연구가 최근 활발하게 수행되고 있다(Castro와 Poulos, 1977 ; Vaid와 Chern, 1985 ; Alarcon-Guzman 등, 1988 ; Yamamuro와 Lade, 1997). 특히 자연상태로 퇴적되거나 인공적으로 건설된 사질토의 수평지반 및 경사지내의 응력상태는 이방압밀상태에 있으므로 이러한 이방상태가 사질토의 정적하중 및 동적하중 하의 비배수거동인 액상화에 영향을 끼친다고 알려져 있다(Ishihara와 Okada, 1978 ; Vaid 등, 1989). 또한 액상화를 포함한 초기전단응력을 이미 경험한 사질토의 액상화 저항에 관한 연구도 여러 가지 형태로 수행된 바 있다(Castro 등, 1985; Yasuda 등, 1995; Vaid와 Thomas, 1995; Vaid와 Sivathaylan, 1997). 따라서 기존 여러 연구 결과를 미루어 보면 지진과 같은 반복 응력에 의한 액상화를 이미 경험한 사질토 지반의 비배수거동은 사질토의 입자모양 및 입도, 다짐정도, 응력이력, 변형률이력, 현재의 정적응력상태 등과 같은 수많은 요소에 의해서 달라질 것으로 추측된다.

본 연구에서는 등방 및 이방상태로 압밀된 실트질 모래

지반에 대하여 액상화를 경험한 이후의 정적비배수거동에 관해서 연구하였다. 이를 위하여 보통상태로 다져진 실트질 모래공시체를 4가지의 압밀응력비로서 구속시킨 후 반복하중을 가하여 일차로 액상화 시켰다. 이렇게 액상화를 경험시킨 공시체에 대해서 정적삼축시험을 실시하여 정적비배수거동을 구하고 액상화 전후의 비배수정적거동을 비교하였으며 또한 공시체 내의 초기 응력상태가 이 거동에 미치는 영향에 대해서도 검토하였다.

2. 실험

2.1 시료 및 공시체

본 연구에서 사용된 시료는 점토 분을 포함하지 않고 실트질 세립토를 약 30% 정도 함유하고 있는 실트질 모래로서 물리적 성질은 표 1에 나타내었다. 삼축시험에서 사용된 공시체는 직경 50mm, 높이 100mm 크기로서 건조퇴적법(dry deposition method)에 의해서 몰드 내에 퇴적시키고 모든 공시체의 초기상대밀도가 약 50%가 되도록 몰드의 주위를 상하좌우 대칭으로 가볍게 두드리면서 성형하였다. 몰드를 제거한 후의 공시체자립을 위해 약 17kPa의 부압을 작용시켰다. 또한 공시체를 포화시키기 위해 5kPa 이하의 낮은 압력으로 CO_2 가스를 약 3시간 동안 순환시킨 후 탈기수로서 어느 정도 포화시키고 100kPa의 배압을 서서히 가하여 B계수가 0.97 이상 되도록 포화시켰다. 본 연구는 Chan 교수가 개발한 자동화삼축시험기를 이용하여 수행하였다.

2.2 시험종류 및 시험방법

4가지 압밀응력비 1.0, 0.7, 0.55, K_0 로서 연직압밀응력 50, 100 및 150kPa를 가하여 공시체를 압밀시킨 후 응력제어재하방법으로 단일하중을 2kPa/min의 속도로 증가시켜 비배수삼축압축시험을 시행하였으며 이 시험을 SB 시험(표 2)으로 표시하였다. 예를 들어 시험번호 SB-0.7-100은 연직압밀응력 100 kPa, 압밀응력비 0.7인 SB시험을 나타낸다.

또 다른 일련의 시험으로서 위와 같은 방법으로 압밀시킨 후 모든 공시체에 대해서 동일한 반복응력비($\sigma_d/2\sigma_{vc}' = 0.14$)로서 반복하중을 가하여 액상화시켰다. 이때 발생한 파임간극수압을 최초의 압밀응력상태로 완전히 소산

Table 1. Physical properties of the silty sand

Fine content(<#200 sieve)(%)	30
Coefficient of uniformity, C_u	3.80
Effective size, D_{10} (mm)	0.05
Average size, D_{50} (mm)	0.17
Max. void ratio, e_{max}	0.90
Min. void ratio, e_{min}	0.47
Specific gravity, G_s	2.66
USCS	SM

Table 2. Summary of test results for pre-liquefaction monotonic loading triaxial tests

Test No	B value	Mean consolidation pressure p_c' (kPa)	Relative density(Void rat.o) (e)	D_t (%)	Phase transformation point(kPa)		ϕ'_I (degree)
			Initial	After consolidation	p_{PT}'	q_{PT}	
SB-1 0-50	0.98	50	50.2(0.683)	55.1(0.662)	29	36	37.8
SB-1.0-100	0.99	100	50.2(0.683)	58.6(0.647)	59	77	
SB-1 0-150	0.98	150	50.1(0.684)	58.9(0.645)	98	121	
SB-0 7-50	0.97	40	50.1(0.684)	54.6(0.647)	30	38	
SB-0.7-100	0.99	80	49.9(0.685)	57.5(0.652)	59	71	37.6
SB-0.7-150	0.97	120	49.8(0.685)	58.6(0.647)	87	110	
SB-0.55-50	0.99	35	50.1(0.684)	55.3(0.661)	29	37	
SB-0.55-100	0.98	70	50.1(0.684)	56.2(0.657)	61	75	
SB-0.55-150	0.97	105	50.1(0.684)	56.3(0.657)	89	110	37.9
SB-K _o -50	0.97	31.7	50.1(0.684)	56.4(0.657)	31	37	
SB-K _o -100	0.98	63.3	50.1(0.684)	56.1(0.658)	59	74	
SB-K _o -150	0.97	95	50.1(0.684)	57.2(0.653)	88	110	

시킨 다음 SB시험과 동일하게 단일하중을 가하여 비배수 삼축압축시험을 수행하고 S시험으로 표시하였다. 시험번호는 SB시험과 마찬가지로 S-0.7-100와 같이 나타내었다.

본 연구에서는 등방압밀의 경우 반복하중에 의해서 발생하는 과잉간극수압이 유효구속응력과 같아지는 초기 액상화(initial liquefaction)의 발생시점을 Ishihara(1993)가 언급한 바와 같이 양진폭변형률이 5%가 되는 점으로 하였다. 그러나 이방압밀의 경우는 반복응력의 크기가 초기정적응력보다 적기 때문에 응력반전(stress reversal)이 일어나지 않으므로 과잉간극수압이 유효구속응력보다 적게 발생하여 초기액상화가 발생하지 않았다. 또한 공시체가 비교적 조밀하기 때문에 변형률연화현상(strain softening)도 발생되지 않았다. 따라서 이 경우 액상화의 발생시점을 과잉간극수압이 급격히 증가하다가 어느 일정한 값에 수렴하면서 더 이상 증가하지 않은 시점을 고려하여 정하였다. 본 연구에서 이러한 시점을 일반적으로 영구변형률이 약 3~5% 범위에 도달하였을 때 발생하였으므로 5%의 변형률이 일어나는 시점을 액상화가 발생한 것으로 간주하였다. 그리고 본 연구에서 사용한 실트질모래의 정지토압계수, K_o 는 시험 결과 구속응력의 크기에 따라 차이는 있으나 연직유효구속응력이 100 kPa이상인 경우에는 0.45에 수렴하므로 0.45의 일정한 값으로 정하였다.

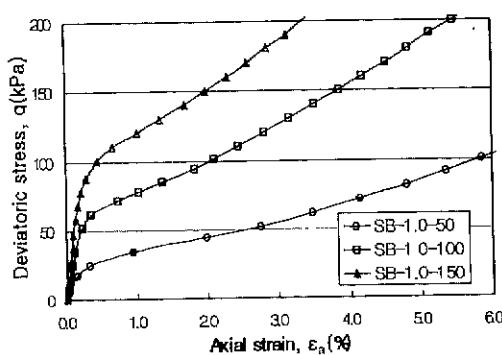
3. 실험결과 및 고찰

3.1 액상화 이전의 비배수 거동

3.1.1 응력-변형률 관계

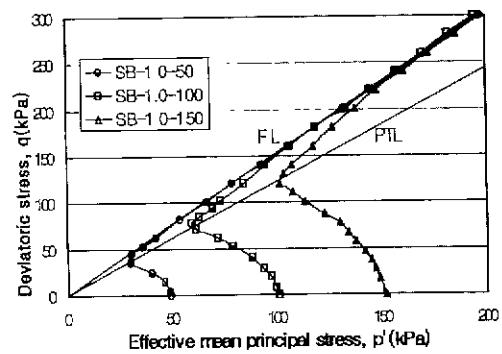
그림 1과 그림 2에 등방압밀 및 이방압밀공시체에 대한 응력-변형률 곡선과 유효응력경로를 나타내었다. 응력-변형률 곡선은 등방압밀 및 이방압밀인 경우 모두 초기 약 0.5%의 축변형률 범위에서는 축차응력이 급격히 증가하나 첨두점을 나타내지 않고 계속해서 서서히 증가하는 팽창거동을 나타낸다. 그리고 S자의 변곡점으로 나타나는 상전이점(phase transformation point)은 뚜렷하지 않다. 그러나 그림 1(b)와 그림 2(b)에서 볼 수 있는 바와 같이 $p'-q$ 응력경로상에서는 상전이점(相轉移點)을 뚜렷하게 나타난다. 이와 같은 경향은 압밀응력비가 0.7, 0.55인 경우도 뚜렷하게 보여주었다.

그림 3에서 축차응력을 평균압밀응력으로 정규화한 응력-변형률 곡선을 압밀응력비 별로 비교해서 나타내었다. 압밀응력비가 클수록 평균압밀응력으로 정규화한 축차응력을 뚜렷하게 감소함을 나타내어 줌으로서 이방압밀의 영향을 보여준다.

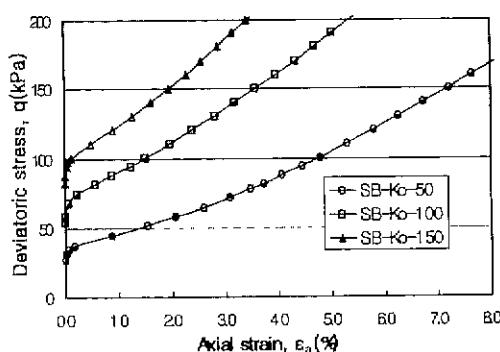


(a)

Fig. 1. Stress-strain curves and effective stress paths in preliquefaction monotonic loading for $K_c=1.0$

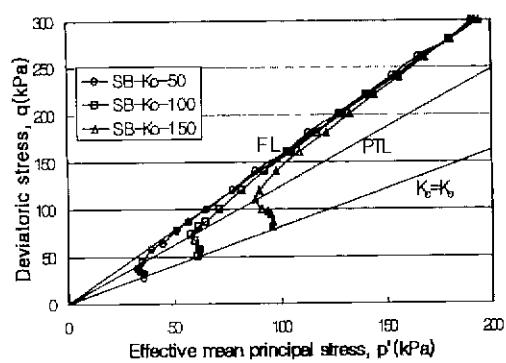


(b)



(a)

Fig. 2. Stress-strain curves and effective stress paths in pre-liquefaction monotonic loading for $K_c=K_o$



(b)

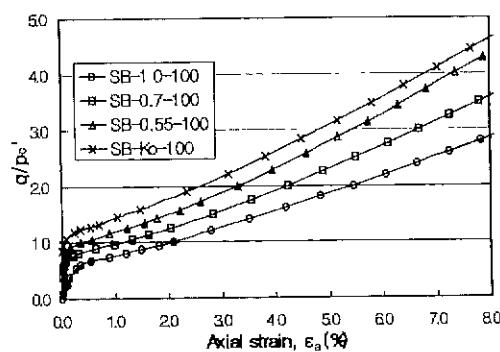


Fig. 3. Normalized stress-strain curves in monotonic loading for different consolidation pressure ratio($\sigma_{v'c}=100\text{ kPa}$)

그림 4에서 유효응력비 q/p' 는 초기에는 압밀응력비에 따라 다소 차이를 보이나 변형률이 증가함에 따라 증가하여 모두 하나의 최대치에 수렴한다. 이 최대치, $(q/p')_{\max}$ 은 $p'-q$ 상에 나타낸 파괴선, FL(failure line)의 기울기를 나타내고 압밀응력비에 관계없이 모두 1.531에 수렴한다.

3.1.2 응력경로

그림 1(b)와 그림 2(b)에서 나타낸 등방압밀과 이방압밀

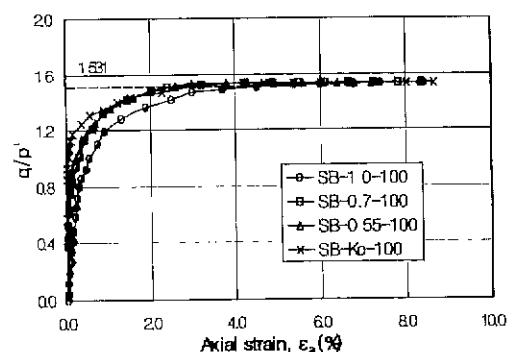


Fig. 4. Relationship between normalized deviatoric stress, q/p' and axial strain

에 대한 유효응력경로에서 두 경우 모두 상전이점을 뛰어하게 나타내고 이 점들을 연결한 상전이선, PTL(phase-transformation line)은 원점을 통과하는 직선으로 그려진다. 그림 5는 동일한 연직압밀응력으로 압밀시킨 공시체의 응력경로를 압밀응력비 별로 나타낸 그림이다.

그림에서 모든 압밀응력비에 대한 상전이점은 한 점에 일치할 뿐만 아니라 이들 응력경로는 모두 하나의 파괴선에 수렴한다. 따라서 $p'-q$ 상의 파괴선은 구속압밀응력의

Table 3. Summary of test results for post-liquefaction monotonic loading triaxial tests

Test No.	B value	Mean consolidation pressure, p_c' (kPa)	Relative density(Void ratio) D_r (%), (e)			Number of cycles at liquefaction	Phase transformation point(kPa)		ϕ'_f (degree)
			Initial	After consolidation	Post-liquefaction		p_{PT}'	q_{PT}	
S-1.0-50	0.99	50	49.8(0.685)	55.3(0.661)	64.9(0.620)	49	18	28	39.8
S-1.0-100	0.99	100	50.1(0.684)	57.3(0.653)	64.9(0.620)	29	24	38	
S-1.0-150	0.99	150	50.1(0.684)	59.7(0.642)	65.3(0.618)	84	30	47	
S-0.7-50	0.99	40	50.2(0.683)	56.1(0.658)	59.1(0.658)	246	44	55	
S-0.7-100	0.99	80	49.8(0.685)	57.5(0.652)	60.7(0.638)	24	86	110	38.2
S-0.7-150	0.99	120	49.9(0.685)	59.4(0.643)	60.9(0.637)	49	125	161	
S-0.55-50	0.99	35	50.2(0.683)	54.8(0.663)	56.8(0.655)	101	30	44	
S-0.55-100	0.99	70	50.2(0.683)	57.4(0.652)	59.3(0.644)	49	75	101	
S-0.55-150	0.99	105	50.1(0.684)	58.7(0.647)	60.7(0.638)	51	124	174	38.6
S-K _o -50	0.99	31.7	50.1(0.684)	55.0(0.663)	56.0(0.658)	92	35	47	
S-K _o -100	0.99	63.3	50.1(0.684)	57.3(0.653)	58.4(0.648)	97	76	101	
S-K _o -150	0.98	95	50.1(0.684)	56.2(0.657)	57.7(0.651)	60	105	141	

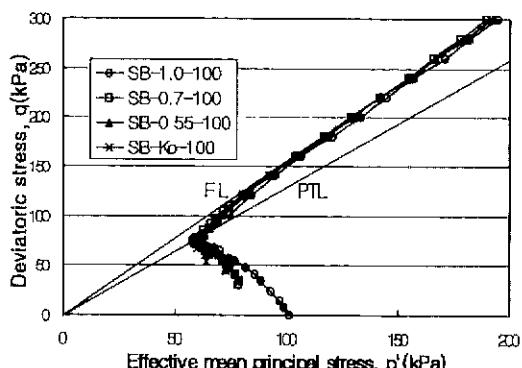


Fig. 5. Effective stress paths in pre-liquefaction monotonic loading for silty sands consolidated at various consolidation pressure ratios

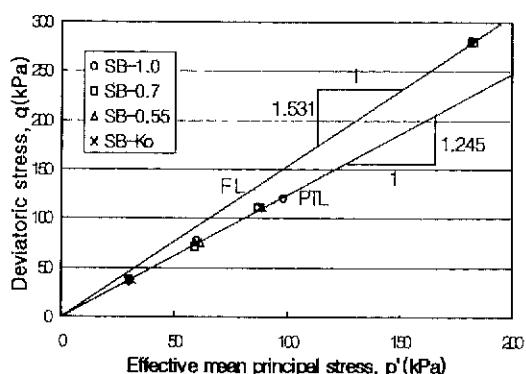


Fig. 6. Phase transformation line and failure line in pre-liquefaction monotonic loading

크기 뿐만 아니라 압밀응력비의 크기에 관계 없이 원점을 지나는 하나의 직선으로 나타내어 진다.

그림 6에서 모든 구속응력과 압밀응력비에 대한 상전이점들과 파괴선과 만나는 응력점을 나타내었다. 그림에서 볼 수 있는 바와 같이 모든 상전이점들은 하나의 상전이선 상에 존재하고 또한 파괴선과 만나는 응력점들은 역시 동일한 파괴선 상에 존재한다. 그리고 이 상전이선은 파괴선과 마찬가지로 구속응력과 압밀응력비의 크기에 관계 없이 원점을 지나는 하나의 직선으로 나타난다.

따라서 보통 정도로 다져진 실트질 모래의 상전이선과 파괴선은 구속응력과 압밀응력비의 크기에 영향을 받지

않는다는 것을 알 수 있다. 이는 변형률이 상전이점에 도달하게 되면 초기의 압밀응력조건에 따른 이방성은 소멸되기 때문인 것으로 생각된다.

이들 파괴선의 경사 q_f/p_f' 와 상전이선의 경사 q_{PT}/p_{PT}' 는 각각 1.531 및 1.245이고 이로부터 구한 마찰각 ϕ'_f 및 ϕ_{PT}' 는 각각 37.8° 및 31°이다.

3.1.3 칸극수압

그림 7과 그림 8에 각각 축차응력의 증가에 따른 과잉간극수압의 발생률 A계수와 평균압밀응력에 대한 과잉간

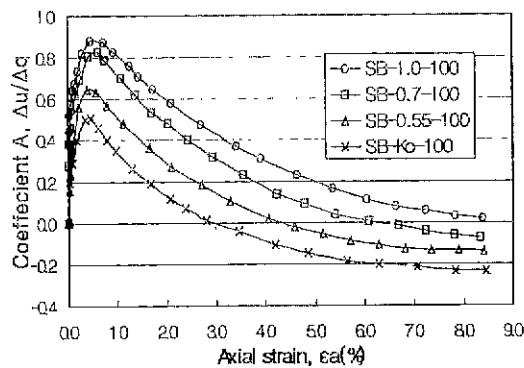


Fig. 7. Comparison of pore pressure coefficient, A for different consolidation pressure ratio

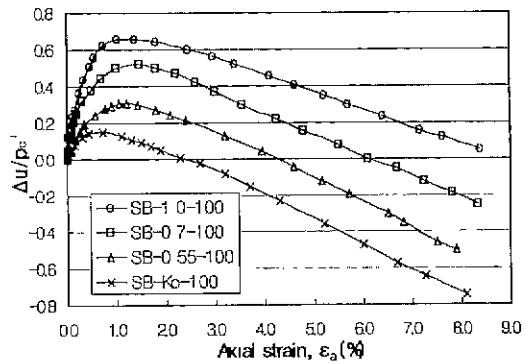


Fig. 8 Relationship between normalized excess pore water pressure, $\Delta u / p_c'$ and axial strain

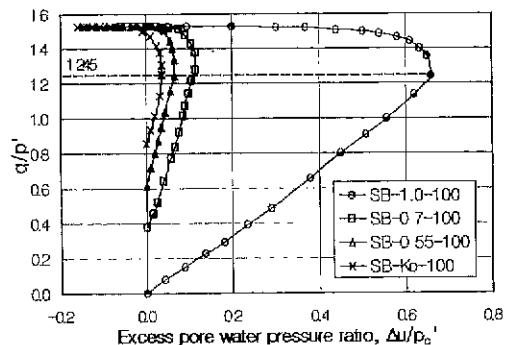


Fig. 9. Relationship between normalized deviatoric stress, q/p' and normalized excess pore water pressure, $\Delta u / p_c'$

극수압을 압밀응력비 별로 나타내었다. 두 그림에서 과잉간극수압은 압밀응력비가 클수록 더 크게 발생함을 보여 줌으로서 선행압밀응력에 의한 이방성을 나타내어 준다. 과잉간극수압은 압밀응력비에 관계없이 모두 약 1% 내외의 변형률에서 첨두점을 보인 후 변형률이 증가함에 따라 계속해서 감소하여 부의 간극수압을 나타낸다. 이는 모든 공시체가 압밀이 완료된 이후 상대밀도가 증가되어 조밀

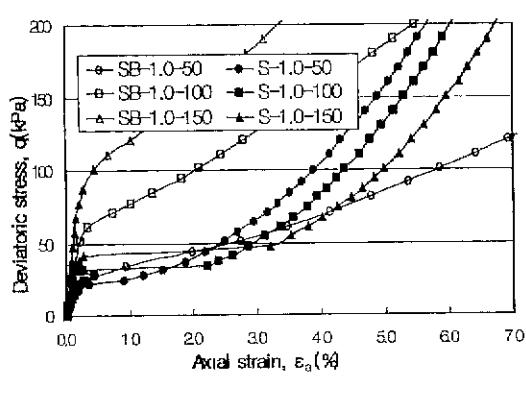
해졌기 때문이다.

그림 9에서 압밀응력비의 크기에 관계없이 축차응력이 증가함에 따라 과잉간극수압이 증가하다가 q/p' 가 1.245인 상전이점을 정점으로 해서 갑자기 감소하여 부의 간극수압상태로 진행하면서 q/p' 가 1.531인 파괴점에 이르게 됨을 볼 수 있다.

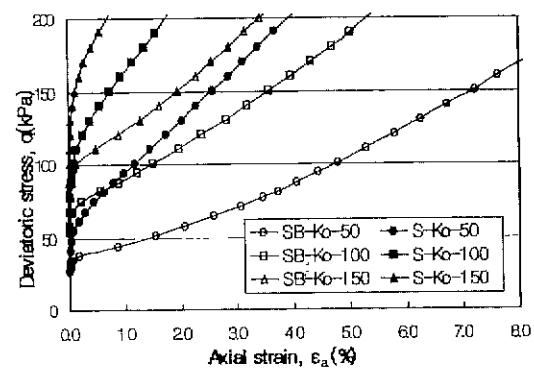
3.2 액상화 이후의 비배수거동

3.2.1 응력-변형률 관계

반복응력비가 0.14인 동일한 반복응력에 의해서 액상화시키고 발생한 과잉간극수압을 완전히 소산시킨 공시체에 대해서 비배수삼 축압축시험을 실시한 결과를 표 3에 수록하였다. 표에서 볼 수 있는 바와 같이 액상화 이후의 상대밀도는 압밀응력비가 클수록 증가하는 경향을 볼 수 있다. 특히 초기액상화가 발생한 등방압밀인 경우에는 초기액상화가 발생하지 않고 축변형률이 5%까지만 허용된 이방압밀의 여러 경우보다 공시체의 상대밀도가 눈에



(a)



(b)

Fig. 10. Comparison of stress-strain curves between pre-liquefaction and post-liquefaction

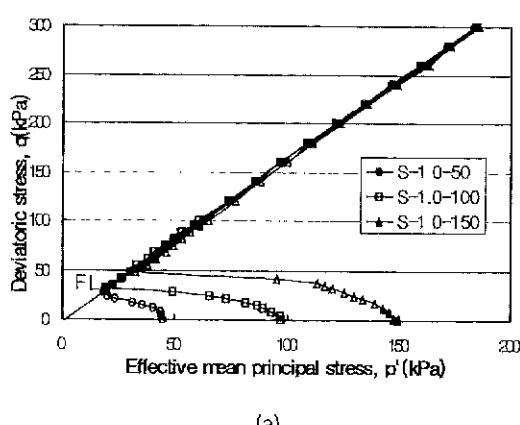
띄게 크게 증가하였다. 이는 그림 9에서 볼 수 있는 바와 같이 압밀응력비가 클수록 액상화 중에 발생한 최대과잉간극수압이 크기 때문이다. 이와 같은 사실은 압축에 의한 모래의 체적변형률은 발생한 과잉간극수압에 의해서 결정된다는 Toyota 등(1995)의 연구와 일치한다.

그림 10(a)에서 초기액상화를 경험한 등방압밀공시체에 대한 응력-변형률곡선은 반복응력의 신장축에서 쉽게 파괴되어 초기에 변형이 크게 발생하고 변형률이 커질수록 축차응력은 급하게 증가함을 볼 수 있다. 또한 구속응력이 클수록 축차응력은 오히려 감소하는 경향을 보이므로서 액상화를 경험하지 않은 공시체와는 큰 차이를 보여준다. 그러나 압밀응력비가 0.7, 0.55 및 K_0 인 이방압밀공시체의 경우는 그림 10(b)에서 나타낸 바와 같이 액상화를 경험하지 않은 공시체와 비슷한 경향을 나타내나 액상화를 경험한 공시체의 축차응력이 훨씬 크다. 따라서 공시체가 액상화를 경험하게 되면 축차응력은 등방압밀의 경우 초기액상화로 인해서 대체로 감소하나 이방압밀의 경우는 오히려 크게 증가한다. 등방압밀의 경우 상대밀도가 크

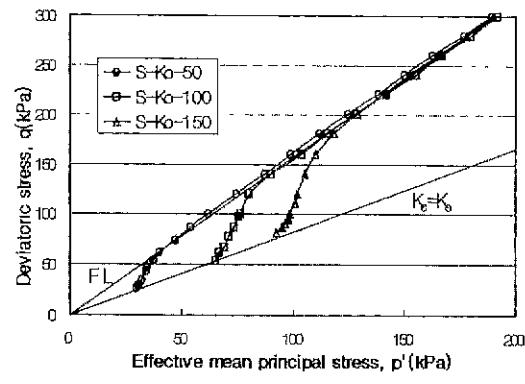
게 증가함에도 불구하고 축차응력이 감소한 이유는 구속응력하에서 발달한 흙의 구조가 초기액상화시 완전히 붕괴되었을 뿐만 아니라 전단 중에 과잉간극수압이 크게 발생하기 때문이다. 한편 이방압밀의 경우 응력반전이 일어나지 않으므로 이방압밀중에 발달한 흙의 구조가 붕괴되지 않을 뿐만 아니라 선행변형과 동일한 방향의 변형이 작용하고 또한 상대밀도도 증가되기 때문에 축차응력은 크게 증가된다고 생각된다.

Table 4. Comparison of monotonic behavior between pre-liquefaction and post-liquefaction

	Consolidation pressure ratio	q_i/p_f'	q_{PT}/p_{PT}'	ϕ'_r (degree)
Pre-liquefaction	$K_c=1.0$			
	$K_c < 1.0$	1.531	1.245	37.6~37.9
Post-liquefaction	$K_c=1.0$	1.628	1.544	39.8
	$K_c < 1.0$	1.564	1.299	38.2~38.6



(a)



(b)

Fig. 11. Effective stress paths in post-liquefaction monotonic loading

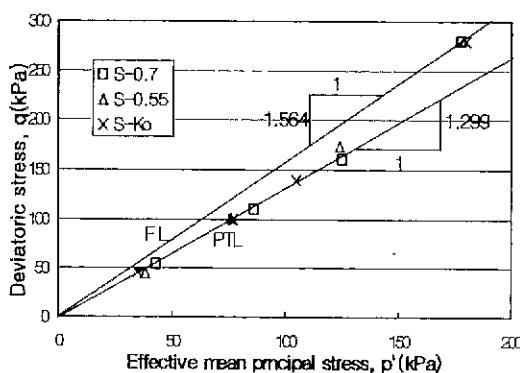


Fig. 12. Phase transformation line and failure line in post-liquefaction monotonic loading for anisotropic consolidation

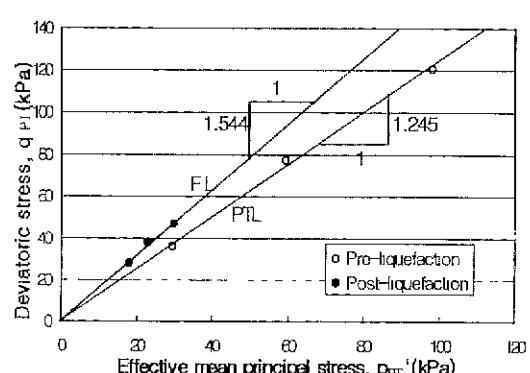


Fig. 13. Comparison of phase transformation line between pre-liquefaction and post-liquefaction for isotropic consolidation

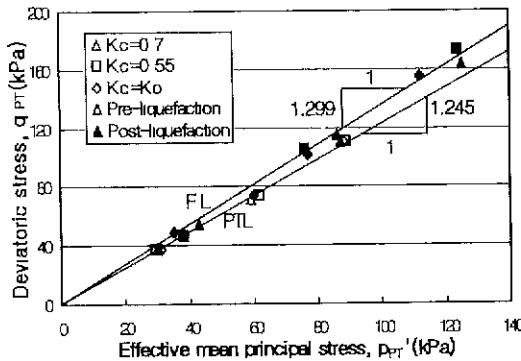


Fig. 14. Comparison of phase transformation line between pre-liquefaction and post-liquefaction for anisotropic consolidation

3.2.2 응력경로

동방압밀공시체의 응력경로는 그림 11(a)에서 볼 수 있는 바와 같이 평균유효주응력이 급격히 감소하면서 상전이점에 도달하고 상전이점은 파괴선에 접근하여 상전이선이 파괴선과 거의 일치하는 경향을 나타낸다.

그러나 이방압밀공시체의 경우에는 그림 11(b)에서와 같이 동방압밀공시체와는 달리 응력경로가 오른쪽으로 급하게 증가하다가 상전이점에서 약간 구부러지면서 계속해서 증가하여 파괴선에 도달한다. 압밀응력비가 0.7 및 0.55인 경우에서도 이와 비슷한 모양의 응력경로를 나타내었으나 압밀응력비가 작을수록 더 급하게 증가하는 경향을 볼 수 있었다. 그러나 이방압밀의 경우에도 그림 12에서 볼 수 있는 바와 같이 압밀응력비의 크기에 관계없이 상전이선과 파괴선은 각각 하나의 직선으로 나타난다.

액상화를 경험한 공시체의 파괴선과 상전이선의 경사

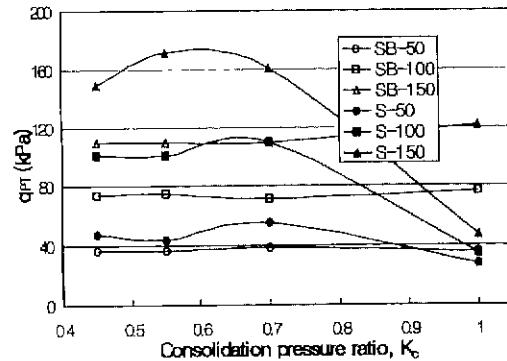


Fig. 15. Comparison of the shear resistance at phase transformation for various consolidation pressure ratios between pre-liquefaction and post-liquefaction

는 등방압밀의 경우 각각 1.628 및 1.544로서 이방압밀의 경우의 1.564 및 1.299보다 크다. 또한 파괴선에 의한 마찰각 ϕ_f' 역시 등방압밀 및 이방압밀의 경우 각각 39.8° 및 $38.2\sim38.6^\circ$ 로서 등방압밀의 경우가 약간 크다. 액상화를 경험하지 않은 공시체의 경우에는 전술한 바와 같이 압밀응력비에 관계없이 파괴선은 하나이고 경사는 1.531이나 액상화를 경험하므로서 등방압밀의 경우와 이방압밀의 경우 각각 1.628과 1.564로 증가되었다. 그리고 액상화 전후의 공시체에 대한 상전이선을 그림 13과 그림 14에 비교해서 나타내었으며 액상화후 공시체의 상전이선의 경사는 등방압밀 및 이방압밀의 경우 모두 액상화전 보다 크며 특히 등방압밀의 경우 그 차이가 크다. 이러한 내용을 표 4에서 요약 정리해서 나타내었다.

결론적으로 보통 정도로 다져진 실트질 모래가 액상화를 경험하므로서 파괴선의 경사 q_f'/p_f' , 상전이선의 경사 q_{PT}/p_{PT}' , 파괴선의 마찰각 ϕ_f' 은 일반적으로 모두 증가

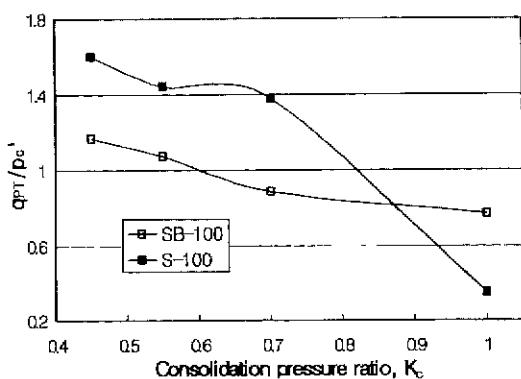


Fig. 16. Comparison of the normalized shear resistance at phase transformation (q_{PT}/p_c') between pre-liquefaction and post-liquefaction

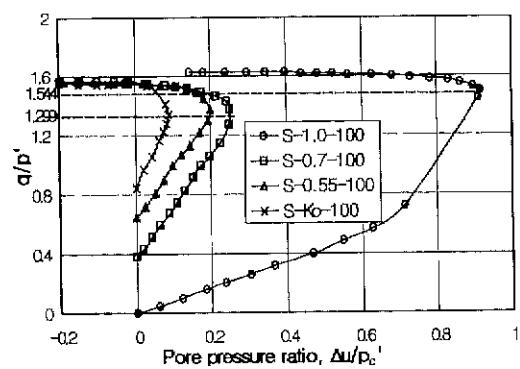


Fig. 17. Relationship between q/p' and $\Delta u/p_c'$ in post-liquefaction monotonic loading

하고 특히 등방압밀의 경우 더욱 크게 증가한다. 이는 액상화를 경험하므로서 공시체의 상대밀도가 증가되기 때문이며 특히 등방압밀의 경우에는 초기 액상화로 인해 더 크게 증가되었다.

그림 15에서 각 압밀응력비에 대한 상전이전단저항을 액상화 전후의 공시체에 대해서 비교하였다. 전술한 바와 같이 액상화전 공시체의 상전이전단저항은 구속응력이 클수록 크나 압밀응력비와는 관계없이 거의 일정하다.

그러나 액상화 후의 상전이전단저항은 액상화 이전에 비하여 이방압밀의 경우 크게 증가되었으나 등방압밀의 경우 오히려 감소하였다. 또한 액상화 후 상전이저항은 등방압밀의 경우 구속응력이 클수록 증가하기는 하나 그 차이는 대단히 작다.

그림 16에서 평균압밀응력으로 정규화한 상전이전단저항은 액상화 이전 상태에서는 압밀응력비가 클수록 감소한다. 그러나 액상화를 경험하므로서 이방압밀의 경우에는 증가하고 등방압밀의 경우에는 오히려 크게 감소한다는 사실을 다시 확인 할 수 있다. 등방압밀의 경우 초기 액상화와 같은 대규모 선행변형으로 인해서 정적 전단시 파인간극수압이 더 크게 발생되었기 때문에 상전이전단저항이 감소한다고 생각된다. 이와 같은 연구는 Vaid 등 (1989)의 연구와도 일치한다.

3.2.3 간극수압

그림 17에서 액상화 후의 비배수삼축압축시험에 대한 축차응력, q/p' 와 파인간극수압, $\Delta u/p'_c$ 의 관계를 압밀응력비 별로 나타내었다. 초기에는 축차응력이 증가할수록 파인간극수압은 증가하지만 상전이점의 q_{PT}/p_{PT}' 비가 등방압밀의 경우 1.544를, 이방압밀의 경우 1.299를 정점으로 해서 급격히 감소하여 부의 간극수압상태로 진행하다가 q_f/p_f' 비가 각각 1.628 및 1.564인 파괴점에 이르게 된다. 이러한 간극수압의 변화 양상은 그림 9에 나타낸 액상화 전의 간극수압거동과 동일한 경향을 보여준다. 그러나 액상화 전의 간극수압 정점은 압밀응력비에 관계없이 모두 동일한 축차응력비에서 일어나고 액상화 후의 이방압밀간극수압 정점은 등방압밀에 비해서 작은 축차응력비에서 발생한다.

4. 결론

보통 정도로 다져진 실트질 모래지반이 액상화를 경험하므로서 단일하중에 의한 정적거동이 어떻게 달라질 것인가에 대해서 실험적으로 연구한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 액상화를 경험하지 않은 공시체의 상전이전단저항 (q_{PT})은 구속압밀응력의 크기가 클수록 증가하나 압밀응력비와는 관계없이 거의 일정한 값을 나타낸다. 그러나 평균압밀응력으로 정규화한 상전이저항 (q_{PT}/p'_c)은 압밀응력비가 클수록 약간 감소하는 경향을 보임으로서 압밀응력에 의한 이방성을 나타낸다.
- (2) 공시체가 액상화를 경험하게 되면 상전이전단저항은 등방압밀의 경우 크게 감소하거나 이방압밀의 경우는 오히려 증가한다.
- (3) 액상화를 경험하지 않은 경우 $p'-q$ 좌표상의 상전이선과 파괴선은 모두 구속압밀응력과 압밀응력비의 크기에 관계없이 각각 원점을 지나는 직선으로 나타난다. 그리고 액상화를 경험하게 되면 파괴선의 경사, 상전이선의 경사 및 파괴선에 의한 마찰각은 일반적으로 모두 증가하고 특히 등방압밀의 경우는 더 크게 증가한다.

참고 문헌

1. Alarcon-Guzman, A., Leonards, G. A and Chameau, J. L.,(1988), "Undrained Monotonic and Cyclic Strength of Sands", Journal of the Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 114, No. GT10, pp. 1089~1109.
2. Carter, K. P. and Seed, H. B., (1988), "Liquefaction Potential of Sand Deposit under Low Levels of Excitation", Report No. UCB/EERC -88/11. Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, pp. 1~85
3. Castro, G., and Poulos, S. J., (1977), "Factors Affecting Liquefaction and Cyclic Mobility", Journal of the Geotechnical Engineering, ASCE, Vol 103, No. GT6, pp 501~561.
4. Ishitahara, K., (1993), "Liquefaction and Flow Failure During Earthquake", Geotechnique, Vol.3, No.3, pp. 351~415.
5. Ishitahara, K. and Okada, S., (1978). "Effects of Stress History on Cyclic Behavior of Sand", Soils and Foundations, Vol. 18, No.4, pp. 31~45.
6. Hyodo, M., Tanimizu, H., Yasufuku, N. and Murata, H., (1994), "Undrained Cyclic and Monotonic Triaxial Behavior of Saturated

- Loose Sand", Soils and Foundations, Vol.34, No.1, pp.19~32.
7. Long, H., Ries, E. R and Michalopoulos, A. P., (1981), "Potential for Liquefaction due to Construction Blasting", Proceeding of International Conference on Recent Advance in Geotechnical Engineering and Soil Dynamics, University of Missouri-Rolla, St Louis, Missouri, April pp. 191~194.
8. Studer, J and Kok, L., (1980), "Blast-induced Excess Pore Water Pressure and Liquefaction : Experience and Application", Proceeding of International Symposium on Soil under Cyclic and Transient Loading, Swansea, UK, January, pp. 581~593
9. Szerdy, F. S , (1985), "Flow Slide Failures Associated with Low Level Vibrations", Ph. D. Thesis, Dept. of civil engineering, University of California at Berkeley.
- 10 Toyota, N., Yasuhara, K. and Murakami, S . (1995), "Post-cyclic Triaxial Behavior of Toyoura Sand", First International Conference Earthquake Engineering, Kenji Ishihara(Ed.), pp. 189~195.
11. Vaid, Y. P. and Chern, J. C.. (1985), "Cyclic and Monotonic Undrained Response of Saturated Sands", Advances in the art of testing soils under cyclic conditions, ASCE Convention, Detroit, Mich , pp. 120~147.
12. Vaid, Y. P. and Chung, E. K. F., and Kuerbis, R. H., (1989), "Preshearing and Undrained Response of Sand", Soils and Foundations, Vol.29, No.4, pp.49~61.
13. Vaid, Y. P. and Sivathayalan, S., (1997), "Post-liquefaction Behavior of Saturated Sand under Simple Shear Loading", Proc. 14th ICSMFE, Hamburg, Vol 1, pp. 221~224.
14. Vaid, Y. P. and Thomas, J., (1995), "Liquefaction and Post-liquefaction Behavior of Sand", Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 121, No.2, pp. 163~173.
15. Yamamoto, J. A. and Lade, P. V.. (1997), "Static Liquefaction of Very Loose Sand", Canadian Geotechnical Journal, Vol. 34, pp.905~917.

(접수일자 2000. 2 21)