한국지반공학회논문집 제19권 4호 2003년 8월 pp. 83 ~ 93

압밀응력비에 따른 낙동강모래의 비배수전단거동 특성

Variation of Undrained Shear Behavior with Consolidation Stress Ratio of Nakdong River Sand

김 영 수[*1] Kim, Young-Su　　정 성 관[*2] Jung, Sung-Gwan
송 준 혁[*3] Song, Jun-Hyuk　　정 동 길[*4] Jung, Dong-Gil

Abstract

This research, in order to study the effects of initial shear stress of anisotropically consolidated sand that has 0.558% fines, performed several undrained static and dynamic triaxial test. To simulate the real field conditions, loose and dense samples were prepared. Besides, the cyclic shear strength of Nakdong River sand under various combinations of initial static shear stress, stress path, pore water pressure and residual strength relationship was studied. By using Bolton's theory, peak internal friction angle at failure which has considerable effects on the relative density and mean effective stress was determined. In $p' - q$ diagram, the phase transformation line moves closer to the failure line as the specimen's initial anistropical consolidation stress increases. Loose sands were more affected than dense sands. The increase of consolidation stress ratio from 1.4 to 1.8 had an effect on liquefaction resistance strength resulting from the increase of relativity density, and showed similar CSR values in dense specimen condition.

요 지

본 연구에서는 낙동강 하류 을숙도에 분포하는 0.558%의 세립분을 함유한 자연 사질토 지반에 대하여 느슨, 중간, 그리고 조밀한 지반 상태를 재현하여 초기정적전단응력의 영향을 정적 및 동적 시험을 통해 응력경로와 과잉간극수압 소산 및 잔류변형 거동을 규명하고, Bolton 이론에 의거한 파괴시 최대 유효마찰각을 상대밀도에 의한 영향과 구속압의 영향을 고려하여 제시하였다. 파괴선과 상전이점의 거리는 초기전단응력이 증가할수록 가까워지고, 느슨한 모래의 경우 그 영향이 커서 조밀한 모래의 응력경로로 접근하는 경향을 보인다. 압밀응력비 조건이 1.4에서 1.8로 변함에 따라, 상대밀도의 증가와 함께 보다 큰 액상화 저항강도를 보이고 조밀한 상대밀도 조건에서는 유사한 CSR값을 보였다.

Keywords : Dynamic test, Initial static stress, Liquefaction, Sand

1. 서 론

지진이 발생하는 동안 포화된 사질토지반의 액상화는 기초, 사면, 제방 등의 갑작스런 파괴를 일으킨다. 1964년에 발생한 Niigata 지진과 Alaska 지진으로 인한 엄청난 피해는 액상화에 대한 연구가 본격적으로 시작된 계기가 되었고, 40여년이 지난 현재에는 공학자들의 지반진동에 관한 연구 성과로 방대한 양의 사질토 지반에 대한 실험 및 이론연구가 진행되어 모래의 액상화 발생의 원인이나 영향을 주는 인자, 그리고 액상

*1 정회원, 경북대학교 토목공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil Engrg., Kyungpook National Univ.)
*2 정회원, 경북대학교 조경학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Landscape Architecture, Kyungpook National Univ.)
*3 (주)석탑엔지니어링 기술연구소 연구원 (Technology Institute, Soktop Engrg., Co., LTD., songssie@soktop.co.kr)
*4 (주)서영기술단 도시철도팀 대리 (Mass Transit & Railroads Dept., Seoyeong Engrg., Co., LTD.)

화 강도 산정 방법 및 현장 시험을 이용한 경험적인 예측 방법 등 많은 학문적 발전이 있었다.

우리나라의 경우 일본이나 멕시코, 미국 등에서와 같이 큰 지진피해는 없었지만 환태평양 지진대 속에 포함되어 있어 규모가 크지 않은 비교적 약진이 주로 발생하며, 최근 원자력 발전소나 대형 교량 및 댐과 같은 주요 구조물에 대한 내진설계를 강화하는 등 지반 및 기초의 진동에 대한 많은 관심과 연구가 이루어지고 있다.

낙동강 지역은 영남지방의 중앙저지를 흘러 부산 을숙도에 이르는 넓은 지역에 걸친 사질토 지반에 크고 작은 댐과 교량을 비롯한 많은 구조물들이 건설되어 있다. 이렇게 구조물 아래 존재하는 포화된 사질토 지반의 경우 작은 규모의 지진 혹은 진동하중에 의해서도 액상화 피해의 가능성이 존재하므로 이러한 지반에 대한 액상화 평가가 요구된다.

이에 낙동강 유역에 분포하는 사질토에 대한 비배수 조건에서의 반복하중 및 정적하중으로 인한 지반의 거동특성이 명확히 규명되어져야 하며, 이를 위해 실내시험에서 현장의 다양한 지반조건(상대밀도, 압밀응력비, 구속응력)을 재현하는 것이 필수적이다. 특히, 지반에 인접한 구조물들로 인한 초기 응력조건에 따라 액상화 강도는 크게 영향을 받으므로 다양한 지반 조건을 재현한 실험적인 연구의 필요성이 제기된다.

따라서, 본 연구는 낙동강 하류의 모래에 대해 정적과 동적 삼축시험을 등방압밀과 다양한 크기의 초기정적 전단응력이 가해진 이방압밀 조건에서 실시하여, 유효응력경로와 축차응력 및 과잉간극수압 소산 경향을 분석하고, 다양한 크기의 초기정적전단응력이 액상화 저항강도에 미치는 영향을 파악함에 목적이 있다.

2. 시료 및 시험방법

2.1 시료의 물성치

본 연구에서는 낙동강 하류유역인 을숙도 지역에서 채취한 자연시료를 실험에 이용하였으며, 세립분의 함유량은 0.558%로 나타났다. 시료의 물성치는 표 1과 같고 입도곡선 및 SEM(Scanning Electron Micrograph)을 그림 1과 그림 2에 나타냈다. USCS에 의한 분류는 SP이고 SEM분석에서 조도(roundness)는 subangular 에서 subsounded 이며 모래입자와 간극사이에 미세한 크기의 실트입자가 분포되어 있음을 알 수 있다. 낙동강 모래의 주성분은 SiO_2가 75.52%로 가장 많으며, Al_2O_3 14.55%, K_2O 5.22% 그리고 Na_2O 3.68%, Fe_2O_3 2.22%를 함유하고 있다.

2.2 시험방법

본 시험에서 사용한 시험기는 Clarence K. Chan Type의 자동화 삼축시험기(Automated Triaxial Testing System)로 정적 및 동적 시험이 모두 가능한 형식이다. 시료의 크기는 직경 70mm, 높이 140mm이고 느슨한 모래의 경우 초기 상대밀도 42.3%, 중간 정도인 경우 49.5%와 53.5% 이며 조밀한 모래의 경우 73.0%가 되도록 성형되었다.

표 1. 시험에 사용된 시료의 물성치

G_s	D10	D50	C_u	C_c	e_{max}	e_{min}	Roundnrss
2.643	0.18	0.28	1.611	1.103	1.034	0.781	Subangular to subrounded

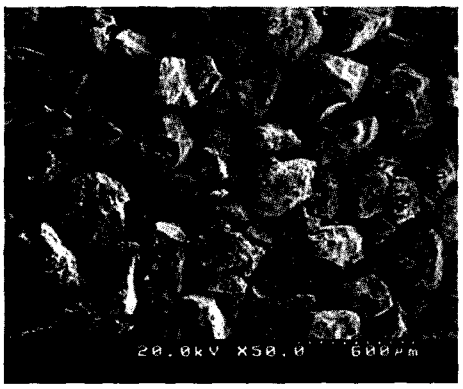


그림 1. SEM 사진

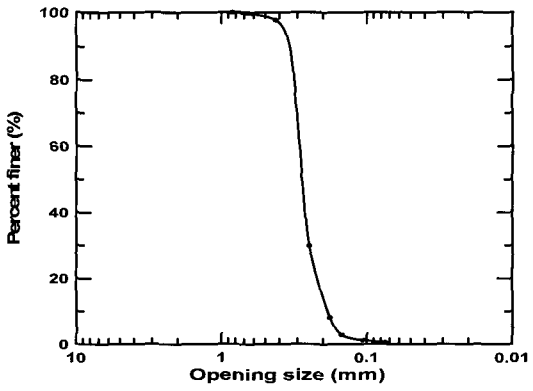


그림 2. 입도곡선

시료성형방법은 건조퇴적법을 사용했고 포화단계에서 300kPa의 배압을 서서히 가하여 B값이 0.96이상인 시료에 대해 0, 40 그리고 80kPa의 초기정적전단응력 조건으로 등방 및 이방압밀 후 변형률 속도 0.1%/min의 비배수 전단시험 및 하중빈도 0.1Hz의 정현파를 작용시킨 비배수 반복삼축시험을 실시하였다. 표 2에 정적시험 조건을 표 3에 동적시험 조건을 나타냈다.

표 2. 정적시험 조건

Dr (%)	q_s (kPa)	p' (kPa)	σ_{1c}' (kPa)	σ_{3c}' (kPa)	$K_c=\frac{\sigma_{1c}'}{\sigma_{3c}'}$
35.0	0	99.4	98.9	99.7	1.0
42.3	0	102.7	103.0	102.5	1.0
42.3	0	149.4	149.5	149.3	1.0
42.3	0	200.4	200.4	200.4	1.0
42.3	40	111.6	138.5	98.1	1.4
42.3	80	131.0	184.4	104.2	1.8
49.5	0	98.7	99.2	98.4	1.0
53.5	0	100.1	100.2	100.1	1.0
56.5	0	100.7	100.1	101.0	1.0
73.0	0	100.7	101.3	100.3	1.0
73.0	40	113.0	141.0	99.1	1.4
73.0	80	128.7	181.2	102.4	1.8

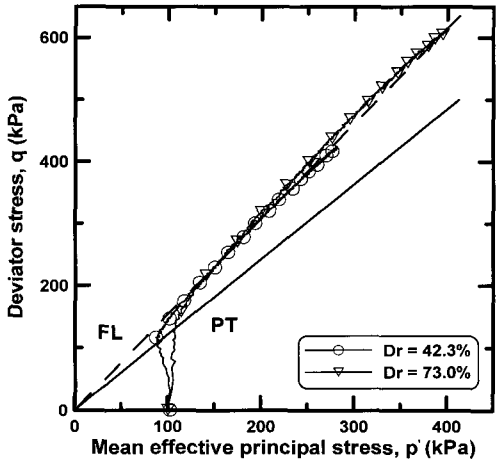
표 3. 동적시험 조건

Dr (%)	q_s (kPa)	q_{cyc} (kPa)	p' (kPa)	σ_{1c}' (kPa)	σ_{3c}' (kPa)	$K_c=\frac{\sigma_{1c}'}{\sigma_{3c}'}$
42.3	0	44	103.6	103.6	103.6	1.0
42.3	0	46	100.3	100.4	100.2	1.0
42.3	0	50	100.2	100.3	100.2	1.0
42.3	40	53	113.8	140.4	100.5	1.4
42.3	80	53	128.4	181.8	101.7	1.8
53.5	0	37	99.8	99.8	99.8	1.0
53.5	0	46	101.4	101.5	101.3	1.0
53.5	0	49	97.9	97.9	97.9	1.0
53.5	0	55	100.7	100.7	100.7	1.0
53.5	20	56	106.4	119.7	99.7	1.2
53.5	40	27	112.1	138.8	98.7	1.4
53.5	40	57	112.0	138.7	98.7	1.4
53.5	40	65	108.3	135.0	94.9	1.4
53.5	40	74	113.2	139.9	99.8	1.4
53.5	60	57	122.1	162.2	102.1	1.6
53.5	80	58	127.0	180.5	100.3	1.8
73.0	0	56	101.3	101.4	101.3	1.0
73.0	0	60	101.9	101.9	101.9	1.0
73.0	0	65	99.4	99.4	99.3	1.0
73.0	40	68	110.8	137.4	97.5	1.4
73.0	80	68	129.8	183.1	103.1	1.8
82.4	0	69	99.2	99.1	99.2	1.0

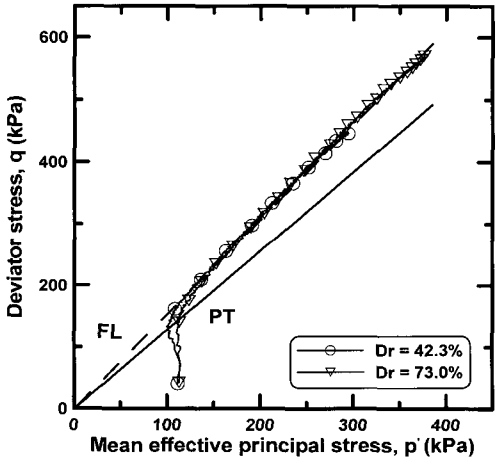
3. 시험결과

3.1 비배수 정적거동

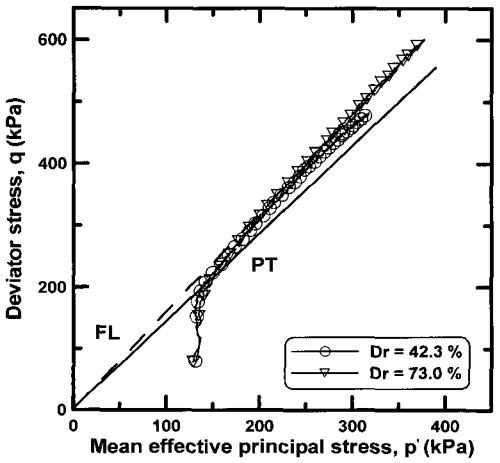
상대밀도 42.3과 73.0% 조건에서 초기정적전단응력



(a) q_s = 0 kPa



(b) q_s=40 kPa



(c) q_s=80 kPa

그림 3. 초기전단응력에 따른 응력경로

(q_s)을 0, 40 그리고 80kPa 가한 정적전단시험의 결과를 그림 3에 나타냈다. 파괴선(Failure Line, FL)과 상전이점(Phase Transformation Point, PTP)까지의 거리는 초기 정적전단응력이 증가할수록 가까워지므로 느슨한 모래는 초기전단응력이 증가함에 따라 조밀한 모래의 응력경로로 접근하는 경향을 보여준다. 등방압밀 상태의 느슨한 모래에서 나타나던 연화거동은 초기전단응력의 영향으로 점차 dilatancy현상을 보이며, q_s=80kPa 조건에서는 조밀한 모래의 응력경로와 거의 같아져 곧바로 경화거동을 나타낸다.

Kato등(2001)은 Toyoura sand를 wet tamping 방식으로 성형해 초기 압밀응력 98kPa인 시료 조건에서 일련의 정적전단시험을 행하여 이방압밀비와 유효구속압이 증가함에 따라 응력경로의 시작점이 원래의 압밀응력 크기에서 조금씩 증가하는 현상을 발견한 바 있다. 본 연구에서도 그림 3과 같이 일치되는 거동을 보였다. 표 4와 그림 4에 상대밀도와 초기전단응력에 따른 비배수 정적전단 시험으로부터 파괴선(FL)과 상전이선(Phase Transformation Line, PTL) 그리고 압밀응력의 기울기 (S_C) 변화를 나타냈다. 상대밀도가 증가함에 따라 파괴선의 기울기는 증가하지만 상전이선(PTL)은 등방압밀

표 4. 초기전단응력에 따른 기울기 및 정상상태강도

D_r(%)	q_s(kPa)	K_c	S_F	S_P	S_C
42.3	0	1.0	1.528	1.171	0
	40	1.4	1.549	1.312	0.362
	80	1.8	1.556	1.288	0.613
73.0	0	1.0	1.561	1.333	0
	40	1.4	1.590	1.326	0.433
	80	1.8	1.599	1.288	0.612

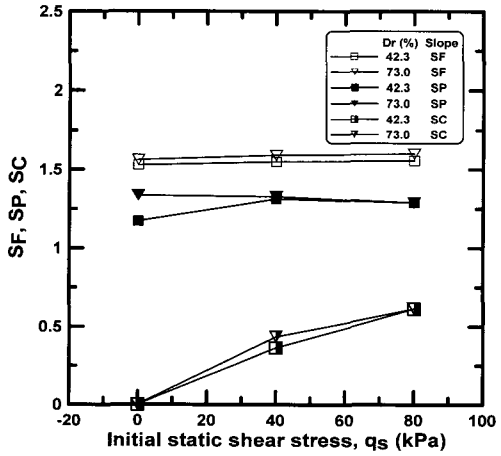


그림 4. 초기전단응력에 따른 기울기 변화

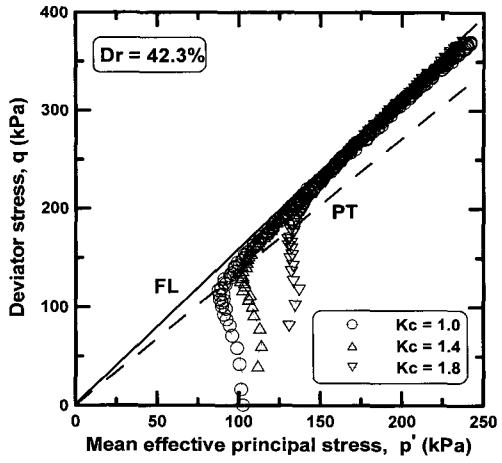
조건 즉, 초기전단응력이 작용되지 않은 조건일 때는 상대밀도에 따라 기울기의 차이가 나타나고, 초기전단응력이 증가할수록 그 차이는 점점 좁혀지며 전단응력 80kPa 지점에서는 기울기가 일치한다.

표 4에서 파괴선의 기울기(S_F)는 상대밀도가 증가할수록 그 값도 커지지만, 동일한 상대밀도 조건에서는 압밀응력비의 영향을 받지 않고 거의 일정한 값을 보였다. 상전이점의 기울기(S_F)는 q_s=0인 등방압밀 조건에서는 상대밀도에 따른 차이를 보이지만, q_s를 40과 80kPa로 가했을 때 기울기 값은 상대밀도의 영향을 받지 않고 거의 일치하였다. 압밀응력의 기울기(S_C)는 상대밀도에 관계없이 등방압밀 상태일 때는 같고, 느슨한 모래의 압밀응력 기울기는 초기전단응력이 증가함에 따라 함께 증가하지만, 조밀한 모래의 거동은 초기전단응력 40kPa까지는 기울기가 증가를 보이나 초기전단응력이 커짐에 따라 점차 감소하고, 80kPa 지점에서 두 값은 수렴하는 경향을 보인다.

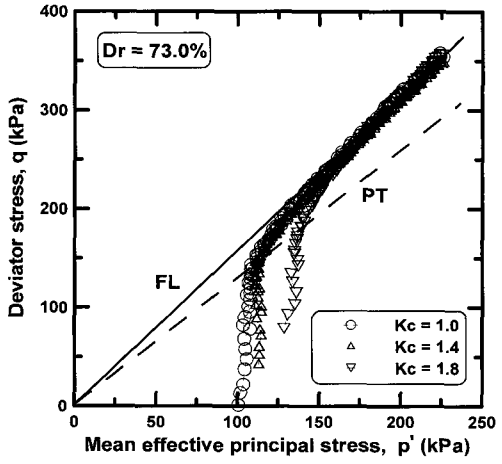
그림 5는 초기전단응력이 0, 40 그리고 80kPa이 가해진 경우이다. 느슨한 시료의 응력경로는 압밀응력비 ($K_c = \sigma_{1c}' / \sigma_{3c}'$)가 증가함에 따라 서서히 위쪽으로 이동하고, 상대밀도 73.0%로 조밀한 시료의 경우의 응력경로는 느슨한 시료에 비해 압밀응력비가 1.0일 때와 1.4일 때 그 차이가 명확하지 않으나 압밀응력비 1.8일 때 급격한 강도 증가를 보이며 체적팽창이 발생하였는데, 이는 조밀한 상대밀도와 큰 압밀응력비의 영향인 것으로 판단된다.

그림 5(b)의 조밀한 조건에서 전단이 진행됨에 따라 압밀응력비 1.0과 1.4의 응력경로는 (a)의 느슨한 시료 조건과 비교할 때 그 차이가 크지 않다. 이는 조밀한 조건에서 이미 상당한 입자간의 맞물림을 경험하고 있으므로 초기전단응력이 강도에 미치는 영향은 느슨한 조건일 때 보다 작음을 알 수 있고 비교적 큰 압밀응력비인 1.8조건에서 초기전단응력이 증가로 급격한 응력경로의 경화 현상을 관찰할 수 있었다.

초기정적전단응력과 상대밀도의 증가는 전단이 시작됨에 따라 응력경로 상에서 압밀응력의 시작점과 상전이선까지의 거리 즉, 불안정한 유동거동을 보이는 부분을 감소시키는 경향을 나타낸다. 상대밀도와 이방압밀비가 증가할수록 PTL은 뚜렷하게 나타나지 않지만 정상상태강도(S_{PT})는 증가하는 경향을 보여, 상대밀도와 초기전단응력의 증가는 시료의 전단강도를 증가시키는 주요 요소임을 알 수 있다.



(a) 느슨한 모래



(b) 조밀한 모래

그림 5. 압밀응력비에 따른 응력경로

Bolton(1986)은 파괴시 최대 유효 마찰각을 유효구속압과 상대밀도의 함수로 표현한 경험식을 제안했다.

$$0.8\Psi = 3I_R \quad (1)$$

$$I_R = I_D(Q - \ln p') - R \quad (2)$$

여기서 I_D는 상대밀도 지수이고, I_R은 체적팽창 지수로 일반적으로 0에서 4의 범위에 있으며, 유효구속압의 단위는 kPa이다. Bolton은 여러 종류의 실리카 성분의 clean sand에서 Q = 10과 R = 1의 관계를 발견했다. Salgado 등(2000)의 연구에서는 clean Ottawa sand에 관해 Q = 9.0과 R = 0.49일 때 Bolton의 식에 근접하는 결과를 보였다.

Rowe(1961, 1963)의 응력 - 체적팽창 관계에 의한 파괴시 최대마찰각은 아래의 식과 같다.

$$\phi' = \phi'_{crit} + 0.8\Psi \quad (3)$$

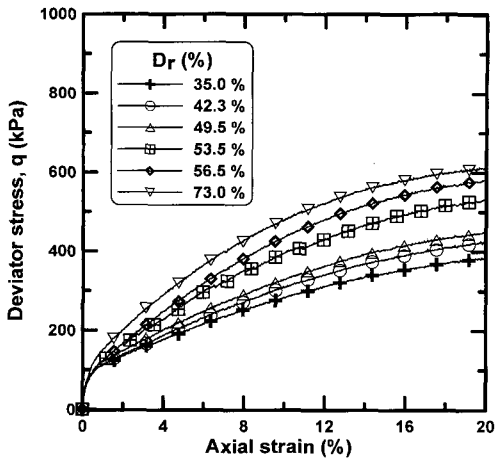


그림 6. 상대밀도에 따른 강도특성

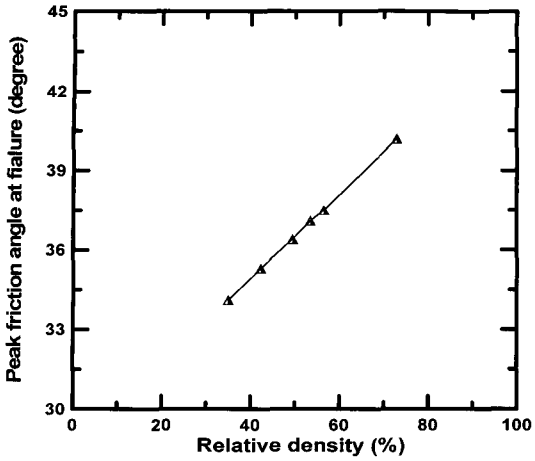
표 5. Bolton 방정식의 파괴시 최대마찰각 상수

p' (kPa)	I_D	I_R	$3I_R$	ϕ' (degree)
100	35.0	0.888	2.65	34.1
100	42.3	1.282	3.85	35.3
100	49.5	1.670	5.01	36.4
100	53.5	1.886	5.66	37.1
100	56.5	2.048	6.14	37.5
100	73.0	2.938	8.81	40.2
100	42.3	1.282	3.85	35.3
150	42.3	1.111	3.33	34.7
200	42.3	0.989	2.97	34.4

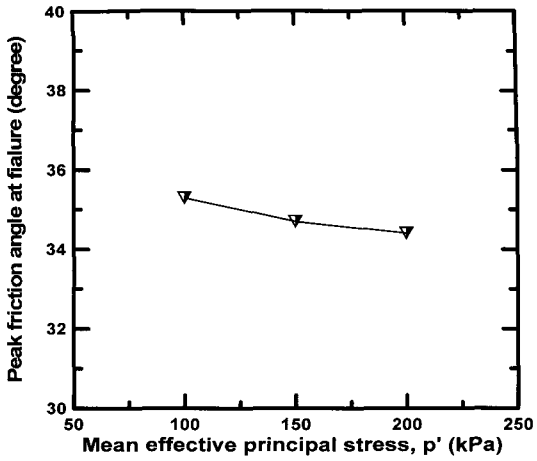
본 연구에서 정적전단시험을 통한 낙동강 하류 을숙도 모래의 한계상태 유효마찰각(ϕ'_{crit})은 31.4°였다. 상대밀도 증가와 구속압력의 변화에 따른 파괴시 최대마찰각 변화는 그림 6에서의 일련의 시험과 식 (1), (2) 그리고 (3)에 의해 표 5와 그림 7과 같다. 그림 7에서 파괴시 마찰각은 상대밀도가 증가함에 따라 비례적으로 증가하고 평균유효주응력이 증가할수록 높은 구속압의 영향으로 인해 그 값이 조금씩 감소하였다.

그림 8에서 상대밀도를 달리 했을 때 과잉간극수압을 정규화해서 나타내면, 느슨한 상대밀도 조건에서는 일정한 폭을 유지하면서 초기정적전단응력이 증가함에 따른 경화거동 현상을 볼 수 있다. 조밀한 상대밀도 조건에서는 간극수압비(u/p')의 최대값이 0.4로 줄어들고 과잉간극수압이 일정한 비율로 감소하지 않는다.

초기정적전단응력 80kPa 조건에서는 급격한 간극수압비의 감소를 나타낸다. 초기정적전단응력이 커질수록 과잉간극수압의 최대값이 작아지는 것을 볼 때 부(-)의 간극수압 발생 거동은 초기전단응력이 증가할수록 빨리 나타나는 것으로 판단된다.

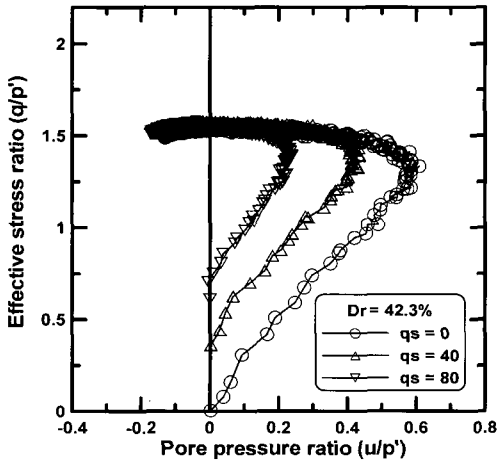


(a) 상대밀도에 따른 파괴시 마찰각

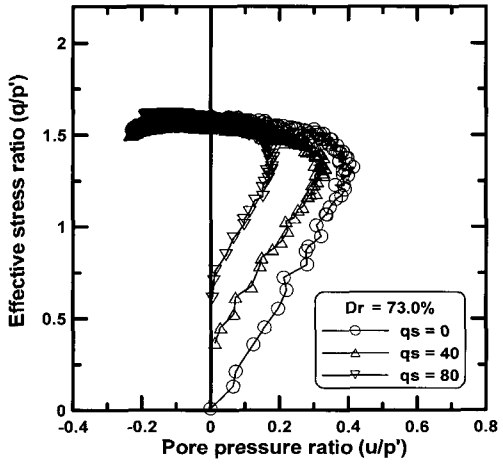


(b) 평균유효주응력에 따른 파괴시 마찰각

그림 7. 파괴시 마찰각의 변화 양상



(a) D_r = 42.3%



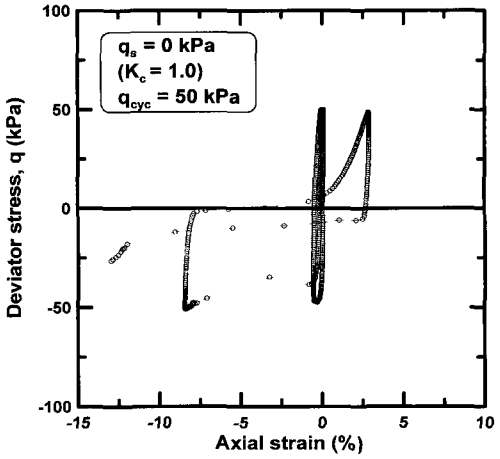
(b) D_r = 73.0%

그림 8. 간극수압의 정규화 거동

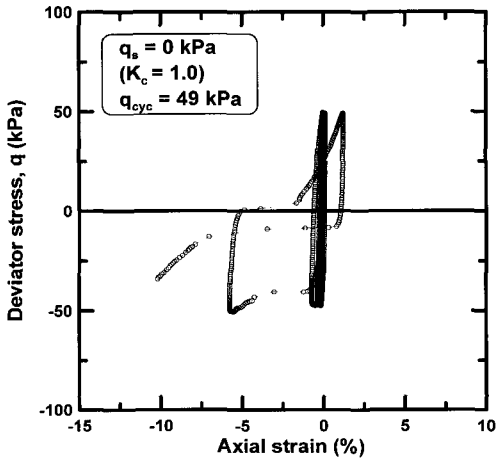
3.2 비배수 동적거동

비슷한 크기의 반복축차응력(q_{cyc}=49～56kPa)을 가하고 상대밀도를 느슨, 중간 그리고 조밀한 상태에서 동적 전단시험을 한 결과를 그림 9와 그림 10에 나타냈다. 액상화 저항강도는 상대밀도의 증가와 비례한다. 상대밀도의 변화에 따른 유효응력경로와 축변형의 변화 거동을 살펴보는 것은 진동하중에 대한 지반의 거동을 이해함에 있어 중요하다. 그림 9에서 시료가 인장과 압축하중을 받는 동안 파괴는 압축측에서 결정되고 느슨한 시료의 경우 축변형률의 유동거동이 관찰되며 반복하중에 대한 저항 횟수는 조밀한 경우에 증가함을 알 수 있다. 그림 10의 응력경로에서 느슨한 시료의 경우 급격한 유효구속압의 감소를 보이며 파괴에 이르고 상대밀도가 증가함에 따라 유효응력 경로는 서서히 왼쪽으로 움직이는데, 이는 시료의 전단하중에 대한 저항력이 상대적으로 크다는 것을 의미한다.

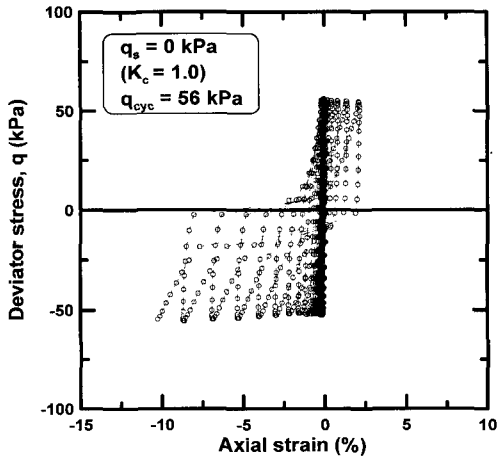
액상화 발생 시점은 크게 두 가지로 본다. 유효구속압과 간극수압이 같아지는 시점과 반복하중으로 인한 축변형률의 변화로 판단한다. 파괴시 축변형률의 기준은 등압압밀 시료에 관해 양진폭 변형률이 Lee와 Seed(1967)는 20%, Ishihara(1993)는 5%에 해당하는 시점으로 보았으며, 미 국립연구소 NRC(1985), Vaid 등(1996)은 7.5%를 파괴의 기준으로 보았다. 이처럼 액상화 발생시의 축변형률 기준은 학자들마다 의견이 분분하다. 본 연구에서는 국내 액상화 평가에서 가장 일반적으로 채택하고 있는 Ishihara(1993)가 제시한 양진폭 축변형률(Double Amplitude, D.A.) 5%일 때를 파괴시의 기준으로 보았으며, 축변형률 10%일 때의 반복응력비(Cyclic Stress Ratio, CSR)도 함께 제시하였다.



(a) 느슨한 경우

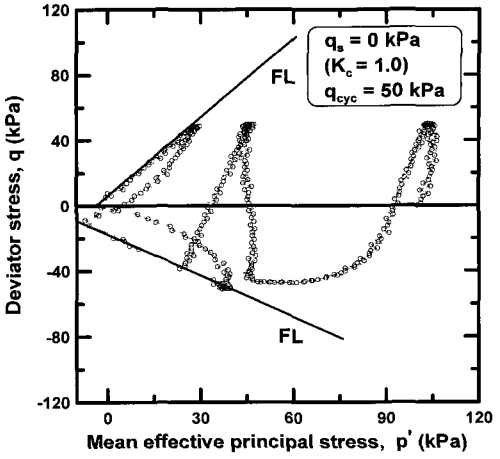


(b) 중간밀도인 경우

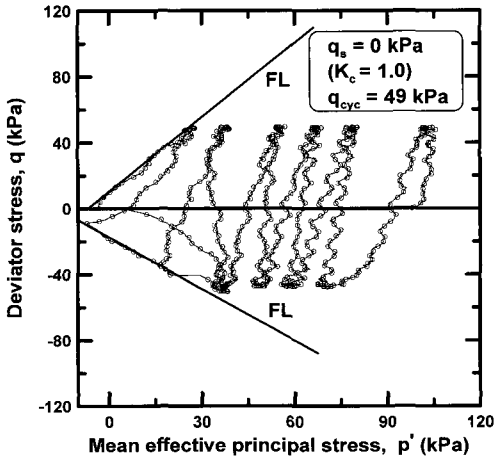


(c) 조밀한 경우

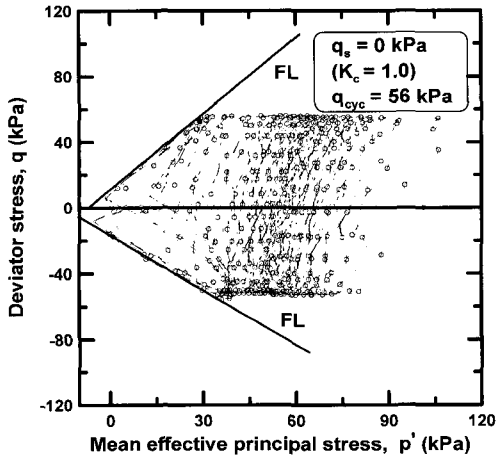
그림 9. 상대밀도에 따른 동적 축변형 거동



(a) 느슨한 경우



(b) 중간밀도인 경우



(c) 조밀한 경우

그림 10. 상대밀도에 따른 동적 응력경로

3.2.1 초기전단응력에 따른 축변형률 거동

상대밀도가 42.3, 53.5 그리고 73.0%인 세 가지 조건에서 느슨, 중간 그리고 조밀한 지반을 재현해 다양한 크기의 초기정적전단응력에 따른 반복횟수와 간극수압 발생의 경향, 반복횟수와 축변형률의 거동을 살펴보았다. 그림 11에 느슨한 시료 조건에서 반복축차응력(q_{cyc})을 가하여 초기전단응력에 따른 강도특성을 나타냈다.

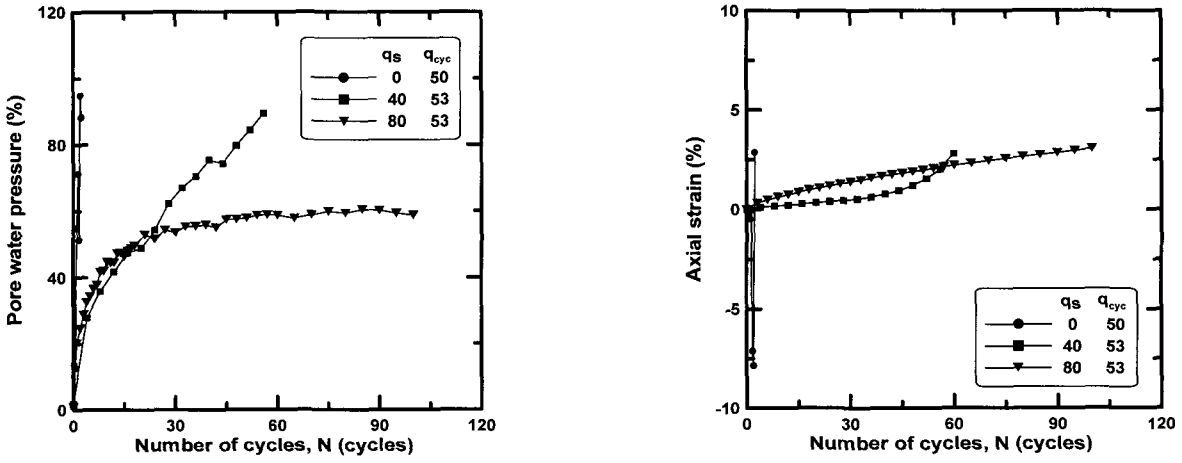
전단이 진행됨에 따라 초기전단응력이 가해지지 않

은 등방시료의 경우는 축변형률이 인장측에서 급격한 변화를 보이며 파괴가 발생하지만, 초기전단응력이 증가할수록 축변형률은 완만하게 압축측으로 누적되어 증가하고 그 때의 간극수압 역시 반복하중이 작용함에 따라 함께 증가하는 경향을 보인다. q_s=40의 경우는 간극수압과 유효구속압과 거의 같아지는 지점 즉, 초기전단응력 80kPa의 축변형률과 교차되는 지점인 반복횟수 약 60회에서 파괴가 발생했다.

일반적으로 이방압밀시료는 응력반전이 없는 경우에 잔류변형률의 증가로 인해 파괴에 도달하는데, Mohamad와 Dobry(1986)등은 잔류변형 5%로 보았고, Uchida와 Hasegawa(1986)는 잔류변형 10%를 파괴의 기준으로 보았다.

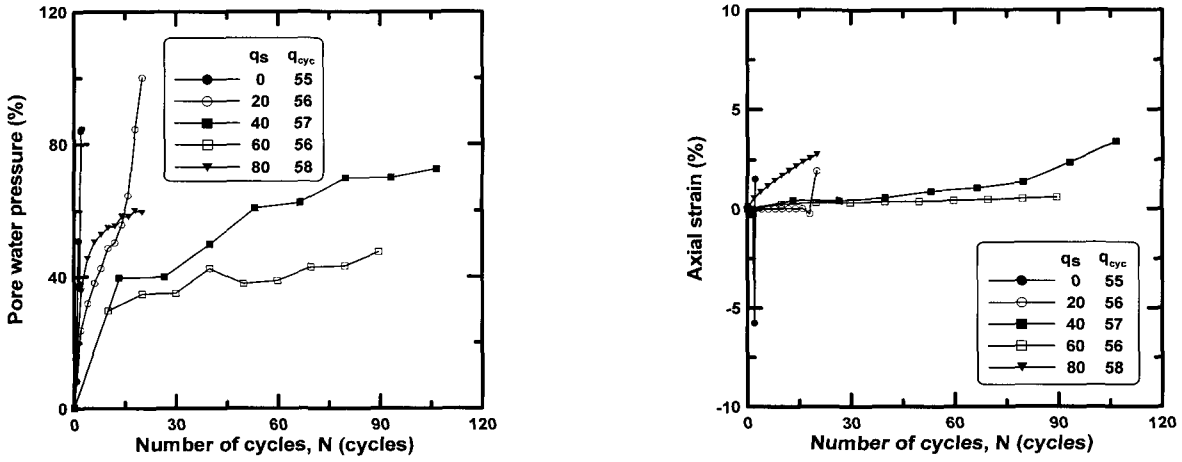
본 연구에서의 이방압밀 시료는 파괴시 거동이 압축측에서 발생되는 경향을 보였고 그 때의 축변형률은 압축측의 약 2.5%인 지점에서 나타났다. 초기전단응력이 80kPa 가해진 조건에서는 반복횟수가 증가할수록 축변형률은 지속적인 압축방향의 증가 양상을 나타내고, 간극수압 분포는 증가하다가 반복횟수가 30일 때를 기점으로 거의 일정하게 수렴되는 경향을 보였다.

그림 12에서 상대밀도 53.5%일 때의 초기전단응력에 따른 거동은 느슨한 상대밀도 조건에서와 비슷한 양상이 나타난다. 이방압밀비가 작은 응력반전 조건에서의 시료는 급격한 간극수압의 발생을 보이지만, 초기전단응력의 증가로 인해 응력비반전 조건이 되면 그 기울기가 작아지고 그림 11의 (a)와 비슷한 경향을 나타낸다. 축변형률의 변화에서도 초기전단응력이 크게 작용되면 압축부분으로만 누적되어 증가하고 초기전단응력 40kPa 조건일 때



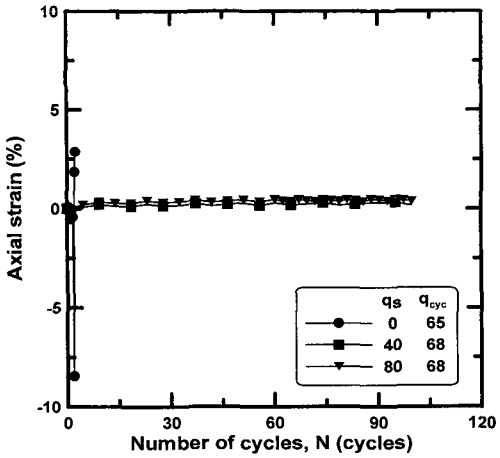
(a) 반복하중횟수 - 간극수압 (b) 반복하중횟수 - 축변형률

그림 11. 반복하중횟수에 따른 간극수압과 축변형률(D_r = 42.3% 조건)

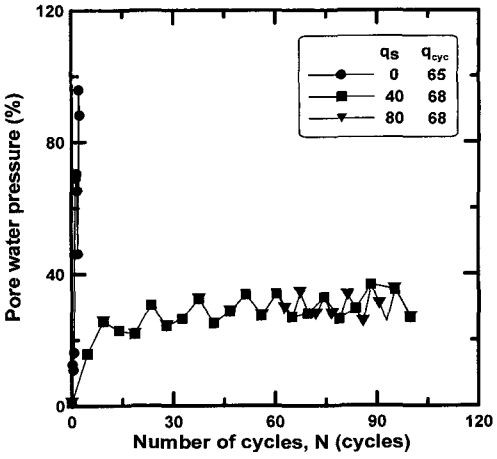


(a) 반복하중횟수 - 간극수압 (b) 반복하중횟수 - 축변형률

그림 12. 반복하중횟수에 따른 간극수압과 축변형률(D_r = 53.5% 조건)



(a) 반복하중횟수 - 간극수압



(b) 반복하중횟수 - 축변형률

그림 13. 반복하중횟수에 따른 간극수압과 축변형률(D_r = 73.0% 조건)

반복횟수 90회 지점에서 축변형률의 증가가 발견된다.

비슷한 크기의 반복 축차응력을 상대밀도 73.0%인 시료에 가하여 초기정적전단응력이 조밀한 시료의 거동에 미치는 영향을 그림 13에 나타냈다. 등방압밀시료의 경우 65kPa의 순간적으로 큰 반복하중이 작용하여 상당히 작은 액상화 저항강도를 보이며 큰 축변형률을 일으키고 급격한 간극수압의 증가를 나타내어 파괴에 이르지만, 초기전단응력이 40kPa 가해진 조건에서는 상당한 강도의 증가가 관찰되었다. 이는 초기전단응력 80kPa 조건의 시료의 거동과 비교할 때 반복횟수의 증가에 따른 축변형률의 거동과 간극수압 발생 경향도 거의 일치하였고, 느슨한 시료의 초기전단응력 80kPa일 때와 동일하게 간극수압이 반복재하가 누적될수록 증가하다가 일정하게 유지되는 경향을 나타냈다.

3.3 초기정적전단응력에 따른 비배수 반복강도특성

그림 14는 을숙도 모래의 동적전단하중에 의한 파괴시의 반복응력비(Cyclic Stress Ratio, CSR)를 나타냈다. Ishihara(1996)의 일본 Niigata 지역 모래를 지반동결공법(ground freezing method)을 이용해 비교란 시료를 만들어 시험한 결과와 함께 비교 제시했다.

비슷한 상대밀도 조건에서 Niigata 모래가 을숙도 모래에 비해 CSR 값이 큰 이유는, 1964년 Niigata 지진 때 발생한 액상화로 인한 지반의 구조적 재배열에 따른 강도 증가 때문인 것으로 판단된다. 초기전단응력이 증가할수록 조밀한 상대밀도 조건에서와 유사한 강도를 보이고, 초기정적전단응력이 0kPa에서 40kPa로 증가함에 따라 반복응력비는 약 20%정도 증가했다.

다양한 상대밀도 조건의 시험을 행하여 반복응력비

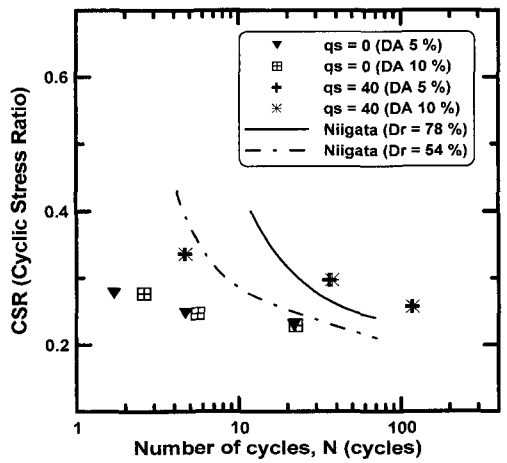


그림 14. 압밀응력비 증가에 따른 반복강도

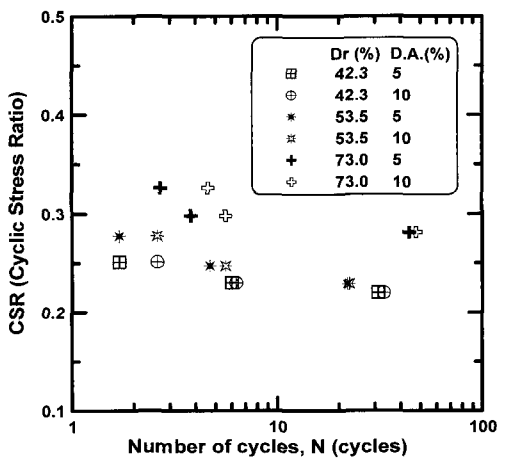


그림 15. 을숙도 모래의 반복응력비

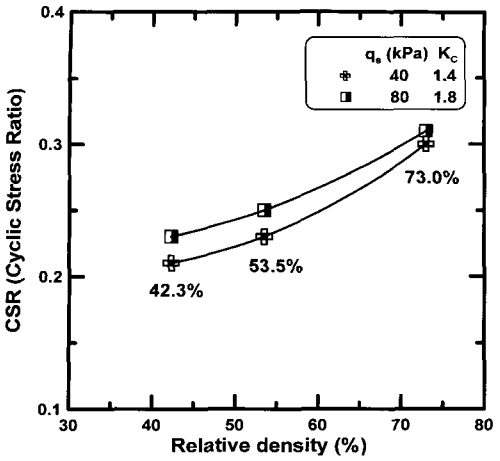


그림 16. 반복응력비와 상대밀도

(CSR)를 그림 15에 나타냈다. 일반적으로 상대밀도가 증가할수록 액상화 저항강도도 함께 증가하는데, 본 실험 결과에서도 관찰되었다. 파괴시 양진폭 변형률(D.A.)을 5%와 10%로 나누어 볼 때, 같은 상대밀도 조건인 경우 CSR값이 증가할수록 파괴를 유발하는 반복횟수의 차이가 커짐을 알 수 있다. 이러한 경향은 상대밀도가 조밀해짐에 따라 잘 나타났다.

그림 16은 초기전단응력이 상대밀도와 CSR의 관계에 미치는 영향을 나타내고 있다. 상대밀도가 증가함에 따라 반복하중에 저항하는 액상화 강도가 증가하고 초기전단응력으로 인해 비례적인 반복강도증가를 보이는데, 압밀응력비가 1.4에서 1.8로 증가함에 따라 반복응력비(CSR)는 증가하고 상대밀도 42.3%의 경우 압밀응력비 증가에 따른 CSR의 변화 폭이 크지만 상대밀도가 73.0%로 조밀한 경우에는 CSR값의 변화 폭은 작아졌다. 반복응력비의 값은 느슨한 시료조건일때는 압밀응력비에 영향을 받고 조밀한 조건이 되면 압밀응력비의 영향보다 상대밀도 증가에 따른 강도증가가 크게 작용함을 알 수 있다.

4. 결 론

본 연구는 낙동강 하류 을숙도 모래에 대해 정적과 동적 삼축 시험을 등방압밀 및 이방압밀 조건에서 실시하여 초기정적전단응력이 유효응력경로와 과잉간극수압 소산, 그리고 전단강도에 미치는 영향을 고찰하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 파괴선과 상태전이점 사이의 거리는 초기정적전단응력이 증가할수록 가까워지고 느슨한 모래의 경우 그 영향이 커서 조밀한 모래의 응력경로로 접근하는 경향을 보인다.

(2) 초기정적전단응력이 증가할수록 느슨한 상태의 응력경로는 조밀한 상태의 응력경로에 접근하고 부(-)의 간극수압 발생 거동은 이방압밀비가 증가할수록 빨리 나타났다.

(3) 압밀응력비가 1.4에서 1.8로 증가함에 따라 상대밀도와 비례하여 보다 큰 액상화 저항강도를 보이고, 조밀한 상대밀도 조건에서는 유사한 크기의 CSR값을 보였다.

(4) 초기정적전단응력의 영향으로 시료는 응력반전 조건에서 응력비반전 조건으로 응력상태의 변화가 발생됨에 따라 등방압밀에서 보였던 초기 액상화 거동은 보이지 않고 갑작스런 간극수압의 증가를 보인 후 안정화되어 영구변형이 발생하고 액상화 저항강도도 증가하였다.

(5) 을숙도 모래의 파괴시 최대 마찰각을 Bolton의 방정식을 적용했을 때 상대밀도가 느슨, 중간, 그리고 조밀해질수록 최대 마찰각은 상대밀도에 비례하여 증가하고 유효구속압이 증가할수록 감소하는 경향을 나타냈다.

참 고 문 헌

1. Bolton, M.D.(1986), "The strength and dilatancy of sands", *Geotechnique*, Vol.36, No.1, pp.65-78.
2. Ishihara, K. and Takatsu, H.(1977), "Pore pressure buildup in initially sheared sand subjected to irregular excitation", *Proc. of the 6th World Conference on Earthquake Engineering, New Delhi, India*, Vol.2, pp.2163-2168.
3. Ishihara, K.(1993), "Liquefaction and flow failure during earthquskes", *Geotechnique*, No.3, pp.351-415.
4. Ishihara, K.(1996), "Soil Behaviour in Earthquake Geotechnics", Oxford.
5. Kato, et al.(2001), "Undrained shear characteristics of saturated sand under anisotropic consolidation", *Soils and Foundations*, Vol.41, No.1, pp.1-11.
6. Lee, K.L. and Seed, H.B.(1967), "Dynamic strength of anisotropically consolidated sand", *Journal of Geotechnical Engineering Division*, ASCE, Vol.93, No.SM5, pp.169-190.
7. Mohamad, R., and Dobry R.(1986), "Undrained monotonic and cyclic triaxial strength of sand", *Journal of Geotechnical Engineering Division*, ASCE, Vol.112, No.10, pp.941-958.
8. NRC(1985), "Liquefaction of soils during earthquakes", Committee on Earthquake Engineering Commission on Engineering and Technical Systems, National Research Council, Washington D.C., Report No. CETS-EE-01.

9. Rowe P.W.(1961), "The stress-dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particles in contact", Proc. of The Royal Society London, Series A, Vol.269, pp.500-527.
10. Rowe P.W.(1963), "Stress-dilatancy, earth pressures and slopes", *Journal of Geotechnical Engineering Division*, ASCE, Vol.89, SM3, pp.37-61.
11. Salgado R.,et al.(2000), "Shear strength and stiffness of silty sand", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, Vol.126, No.5, pp.451-462.
12. Uchida, K. and Hasegawa, T.(1986), "Strength-deformation characteristics of a soil subjected to initial shear stress", *Soils and Foundations*, Vol.26, No.1, pp.11-24.
13. Vaid, Y.P. and Finn, W.D.L.(1979), "Static shear and liquefaction potential", *Journal of Soil Mechanics and Foundation Division*, ASCE, Vol.105, No. GT10, pp.1233-1246.
14. Vaid, Y.P. and Chern, J.C.(1983), "Effects of Static Shear on Resistance to Liquefaction", *Soils and Foundations*, Vol.23, No.1, pp.47-60.
15. Vaid, Y.P. et al.(1996), "Canadian liquefaction experiment-sand characterizing for static and dynamic liquefaction", Report, Canlex Laboratory Testing at U.B.C, Report No. CANLEX 04/96.

(접수일자 2002. 12. 26, 심사완료일 2003. 7. 21)