

Aging 효과에 따른 모래의 비배수 정적전단거동 특성

Characteristics of Undrained Static Shear Behavior for Sand Due to Aging Effect

김 영 수¹ Kim, Young-Su

김 대 만² Kim, Dae-Man

Abstract

Aging effect of sands showed insignificant result in comparison with that of clay, so that it has not been studied so far. But, as penetration resistance increase has been observed with the lapse of time after deposition and disturbance, aging effect of sands has been actively investigated by field tests, and recently many researchers are performing not only field tests but also laboratory tests on sands, so aging effects of sands have been also examined by laboratory tests. In this study, to observe the aging effect of undrained static shear behavior for Nak-Dong River sand, undrained static triaxial tests were performed with changing relative density(D_r), consolidation stress ratio(K_c), and consolidation time. These tests showed that modulus within elastic section increased as consolidation time increased, and in addition, phase transformation point strength(S_{PT}) and critical stress ratio point strength (S_{CSR}) also increased. But pore water pressure ratio(u/p_c') decreased as consolidation time increased, so with this various result, aging effect of static shear for sands can be observed as well.

요 지

모래의 aging 현상은 점성토에 비하여 무시할 정도로 매우 작아서 최근까지 연구되지 않았다. 그러나 퇴적이나 교란 후 시간경과에 따라 관입저항치의 증가가 관찰되면서 현장시험을 중심으로 모래의 aging 효과에 대하여 활발한 조사가 이루어졌고, 최근에는 현장시험뿐만 아니라 실내시험에서도 여러 연구자들에 의해 모래의 aging 효과가 규명되어지고 있다. 본 연구에서는 모래의 비배수 정적전단거동에 대한 aging 효과를 살펴보기 위해 낙동강 모래를 이용하여 상대밀도(D_r), 압밀용력비(K_c) 그리고 압밀시간을 달리하여 비배수 정적삼축압축시험을 실시하였다. 그 결과 응력-변형률의 탄성구간내 탄성계수가 압밀시간 경과에 따라 증가하는 것으로 나타났으며, 또한 상전이점 강도(S_{PT})와 한계용력비점 강도(S_{CSR})도 압밀시간 경과에 따라 증가하였다. 그러나 간극수압비(u/p_c')는 압밀시간에 비례하게 감소하는 등 모래의 정적전단에서 나타나는 aging 효과를 관찰할 수 있었다.

Keywords : Aging effect, Critical stress ratio, Elastic modulus, Failure line, Phase transformation line

1. 서 론

흙의 변형 특성에 대한 aging 효과는 지금까지 여러

학자들에 의해 연구되었는데, 특히 점토에 있어서 크리프에 의한 aging 효과는 전체 압밀에 있어서 중요한 요소로서 오래전부터 인식되었다. 점토에서 과잉간극수

1 정희원, 경북대학교 토목공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil Engrg., Kyungpook National Univ.)

2 정희원, 경북대학교 토목공학과 박사과정 (Member, Ph.D. Candidate, Dept. of Civil Engrg., Kyungpook National Univ., ksmans11@hanmail.net)

압이 소산된 이후의 계속된 압밀을 2차압밀(secondary compression)이라 하는데, Mitchell(1976)은 2차압밀이 흙 구조에 대한 시간 의존적인 재배열을 포함하며 이는 크리프 현상으로 고려된다고 제안하였다. 점토에서의 2차압밀은 심각한 변형이나 흙의 특성변화 때문에 많은 연구가 수행된 반면 모래에서는 일정한 응력아래에서 간극수압이 빠르게 소산되어 1차압밀 이후의 변형은 무시할 정도로 매우 작아서 시간경과에 따른 2차압밀의 영향은 최근까지 연구되지 않았다. 그러나 퇴적이나 교란 후 시간경과에 따라 관입 저항치의 증가가 현장시험에서 관찰되면서 모래의 aging 효과를 여러 연구자들이 조사하기 시작했다. Mitchell와 Solymar(1984)는 모래지반에 다짐을 실시한 후 시간 의존적인 관입 저항성의 증가를 관찰하였으며, 관찰된 현상에 대한 가능한 메커니즘으로 입자표면의 실리카 구성에 기인하는 입자내부의 결속력 때문이라고 제안하였다. Charlie(1992)은 폭파에 의한 모래지반개량후의 시간에 따른 콘 관입 저항의 증가를 언급하였다. Schmertmann(1991)은 모래지반의 동다짐 후 시간경과에 따른 관입저항치의 증가를 통하여 모래의 aging 현상을 규명하였는데, 그는 분산된 입자의 방향성이 시간경과에 따라 모이게 되어 마찰의 증가를 야기하면서 결과적으로 modulus와 강도의 증가를 가져온다고 하였다. 이와 같이 현장시험에 의한 검증뿐만 아니라 실내시험에서도 연구가 활발하게 이루어져, Mesri와 Feng(1990)은 깨끗한 모래의 aging에 의해 증가된 마찰저항은 입자의 미세 맞물림(micro-interlocking)과 입자 거칠기(roughness)의 미세 맞물림을 유발시킨다고 하였다. 그리고 Whitman 등(1964)은 사질토의 aging 영향을 연구하기 위해 건조한 석영 모래에 대하여 압밀시험

을 수행하였고, 또한 Anderson과 Stokoe(1978)은 공진주 시험장치를 이용하여 정수응력조건하에서의 공기 건조된 Ottawa sand의 shear modulus에 대한 aging 효과를 연구하였다. 그 외 Shozen(2001), Gananathan(2002) 등 현재까지 모래의 aging 효과에 대하여 많은 연구가 수행되어지고 있다.

본 연구에서는 낙동강 중류의 모래지반에 대하여 느슨하고 중간상태의 시료를 성형한 후 다양한 압밀응력 비에서 aging 효과를 관찰하기 위해 10, 100, 1000, 10000 분 동안 압밀된 시료를 비배수 정적 삼축압축시험을 실시하여 일정한 응력상태 하에서의 aging 효과로 인한 정적전단거동의 특성을 연구하였다.

2. 이론적 배경

포화된 모래의 비배수 정적거동에 관한 실험적 연구는 Vaid와 Chern(1985), Ishihara(1993)등 많은 연구자에 의해 연구되었다. 그림 1은 포화된 모래의 이방압밀시 비배수 정적거동을 나타낸 것으로 주어진 초기 상태에서의 응력 거동 양상은 간극비가 감소함에 따라 Type 1, 2, 3과 같다. Type 1과 Type 2는 일반적으로 응력 연화현상을 나타내고 Type 3과 같은 경우는 팽창거동을 보인다. 이러한 거동의 차이는 시료의 초기상태 즉, 상대밀도와 구속압, 전단응력 그리고 하중재하방법 등에 따라서 결정된다.

Castro(1969), Seed(1979)는 Type 1과 같은 응력 연화 현상을 액상화로 정의하였고, Vaid와Chern(1985)은 진액상화(true liquefaction)라고 하였다. 이러한 거동의 특성은 일정한 전단응력과 간극비에서 변형이 계속해서 발생하는 것으로 그림 1(a)에서 Type 1과 같은 느슨한

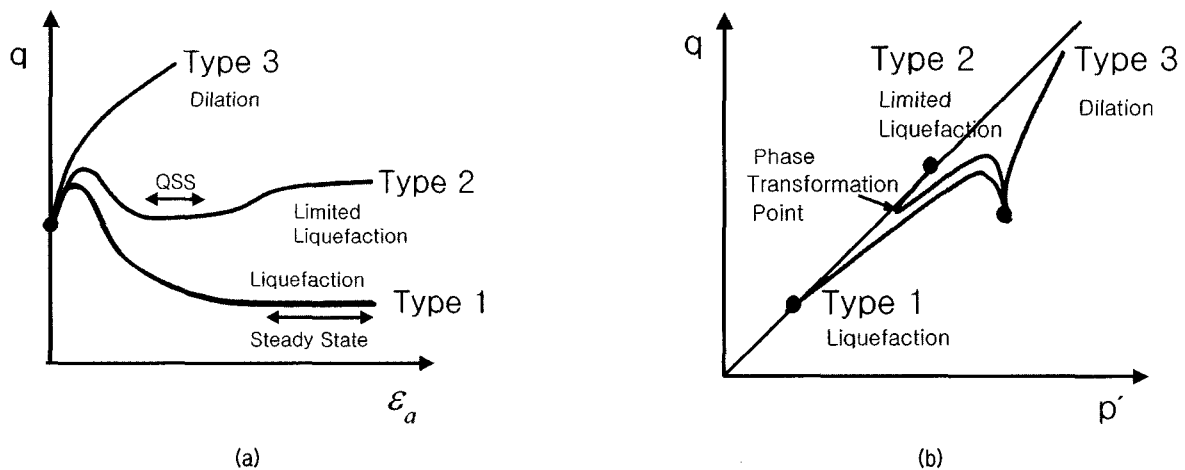


그림 1. 포화된 모래의 비배수 정적거동(이방압밀시)

상태에서는 변형을 연화현상에 의해 유동액상화(flow liquefaction)의 경향을 보이고, 축변형률이 일반적으로 1% 미만인 지점에서 축차응력의 최대값을 보인 후 감소하다가 일정한 값을 보이는데, 이것을 정상상태 (steady state, SS) 혹은 유동변형(flow deformation)이라 하며, Vaid와 Chern(1985)는 전단응력이 일정해지는 영역의 강도를 비배수 정상상태강도(undrained steady state strength, S_{ss}) 혹은 잔류강도(residual strength, S_r)라고 하였다.

Type 2는 변형을 연화현상으로 이를 Castro(1969)는 제한적 액상화 (limited liquefaction)라고 하였고, 유동액상화처럼 전단응력이 일정해지는 부분이 나타나고 다시 증가하는 경향을 보이는데, 전단응력이 일정해지는 부분을 Ishihara 등(1975)은 유사정상상태(quasi steady state, QSS)라고 하였다. 그림 1(b)에서 상전이점(phase transformation point)은 압축에서 팽창으로 변하는 시점 즉, 과잉간극수압이 감소하는 순간을 말하고 Vaid 등 (1990)과 Ishihara(1993)의 연구에서 유사정상상태와 상전이선은 같은 시점에서 발생함을 밝혔고, 상전이점에서 원점을 통과하는 직선을 상전이선(phase transformation line, PTL)이라 하였다. Type 3은 조밀한 모래에 해당하고 Vaid와 Chern(1985), Vaid와 Thomas(1995)는 이 상태에서 모래는 많은 양의 부(-)의 간극수압을 발생시키고, 구속압이 커질수록 보다 압축하는 경향을 보이는 것으로 나타났다. Dilatancy 현상을 보이는 모래나 낮은 구속압에서 Type 2와 같은 결과를 보이는 모래는 높은 구속압 상태에서는 Type 1과 같은 거동을 보인다. 또한 Vaid와 Chern(1985)은 비배수 삼축압축시험에 있어서 포화 모래의 응력상태 범위에서 연화거동을 관찰하여 모든 경우에 있어서 연화거동의 시작은 한계간극비로 정의한 위치에서 시작된다고 하였다. 한계간극비는 Vaid와 Chern(1985)에 의해 처음 정의되었는데, 응력경로공간상에서는 원점을 통과하는 직선으로 표현되고, 이 선을 한계응력비선(critical stress ratio, CSR line)이라 하며 3차원 공간에서는 유동액상화면(flow liquefaction surface, FLS)을 형성한다. 따라서 한계응력비선(CSR line)은 연화거동의 시작점으로 표시되고 흙의 상전이선 (PTL)에 상응하는 유효응력비에 도달할 때까지 계속된

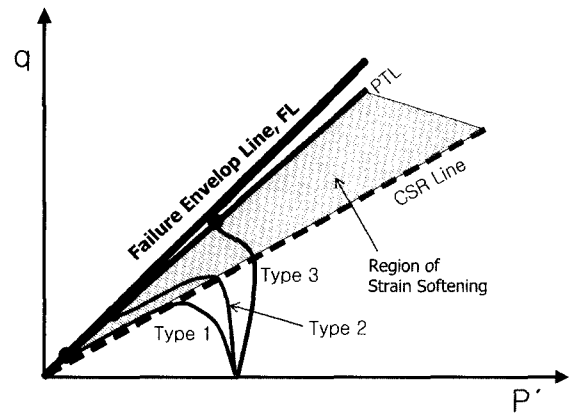


그림 2. 응력경로상의 FL, PTL, CSR선

다. 상전이선에 상응하는 유효응력비를 지난 후 흙은 더 많은 변형과 함께 파괴선(failure line, FL)에 이르게 된다.

그림 2는 상대밀도를 달리하여 동일 시료를 같은 구속압 하에서 등방압밀된 시료의 FL, PTL, CSR선을 나타낸 것으로 초기에 과잉간극수압의 급속한 증가로 응력경로의 좌측으로 이동하고 그 후 연화거동의 시작점인 CSR선에 이른다. CSR선을 지나 연화현상이 나타난 후 팽창거동을 시작하면서 응력경로의 전환점인 상전이선에 도달하게 되는데, 상전이선을 지나면 시료는 곧 팽창거동을 하며 파괴선 (FL)을 따라 거슬러 올라가게 된다. 여기서, 상전이점에서의 강도를 S_{PT} , CSR점에서의 강도를 S_{CSR} 로 정의한다.

3. 시험 방법

3.1 시료특성

본 연구에서는 낙동강 중류 지역의 모래를 이용하여 #20체 통과 #200체 잔류모래를 흐르는 물에 씻어 clean sand로 만들어 사용하였다. 시료의 물성치는 표 1과 같고, 입도곡선 및 SEM(scanning electron micrograph) 사진은 그림 3과 4에 각각 나타내었다. USCS에 의한 분류는 SP로 나타났고, SEM 사진에 의한 조도(roundness)는 subangular에서 subrounded이며 모래입자와 간극사이에 미세한 크기의 실트입자가 분포되어 있음을 알 수 있다. 낙동강 모래의 주성분은 SiO_2 가 72.522%로 가장 많고, Al_2O_3 가 14.551%, K_2O 5.224% 그리고 Na_2O 3.684%, Fe_2O_3 2.219% 등의 순으로 함유되어 있다.

표 1. 낙동강 모래의 물성치

G_s	D_{50}	D_{10}	C_u	C_c	e_{max}	e_{min}	Roundness	USCS
2.676	0.36	0.235	1.7	1.23	1.137	0.765	Subangular	SP

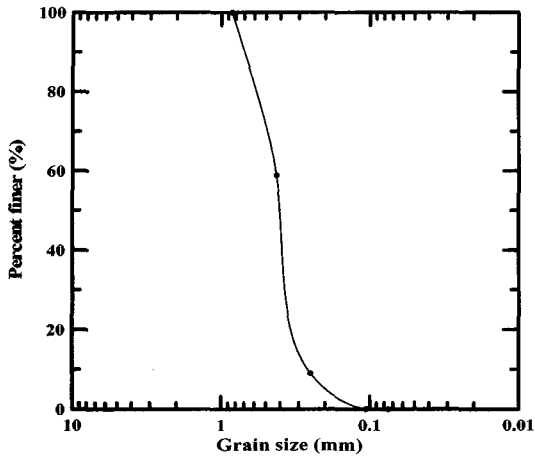


그림 3. 낙동강 모래의 입도곡선

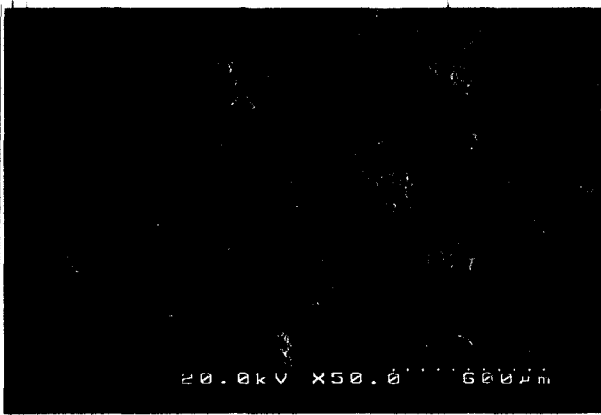


그림 4. SEM 사진

3.2 시험방법

본 연구에서 사용된 삼축시험기는 Clarence K. Chan 형식의 자동화 삼축시험기로 정적 및 동적 시험이 모두 가능한 형식이다. 시료의 크기는 직경 70mm, 높이 140mm이고 느슨한 모래의 경우는 초기 상대밀도 30%, 중간 상태인 경우는 50%가 되도록 하여 건조퇴적법(dry deposition method)으로 성형하였다. 시료 성형 후 포화 단계에서는 배압(σ_b)을 300kPa까지 서서히 가하여 B value가 0.95 이상이 되도록 포화를 실시하였다.

등방압밀조건에서는 같은 크기의 유효수직응력(σ_{1c}')과 유효수평응력(σ_{3c}')을 가하여 압밀을 실시하였으나, 이방압밀조건에서는 표 2와 같이 σ_{3c}' 을 점차적으로

86kPa과 75kPa로 증가시키는 동안 $q_s' (= \sigma_{1c}' - \sigma_{3c}')$ 값도 점차적으로 각각 43kPa, 75kPa만큼 증가시켜 최종적으로 이방압밀비($K_c = \sigma_{1c}' / \sigma_{3c}'$)의 값이 1.5, 2.0가 되도록 하여 이방압밀을 실시하였다. 이때 모든 압밀응력비에서 평균유효주응력, $p_c' = (\sigma_{1c}' + 2\sigma_{3c}') / 3$ 은 100kPa로 일정하게 하였으며, 그 후 aging 효과를 관찰하기 위하여 압밀시간을 10, 100, 1000, 10000분의 네 가지 달리하여 등방 및 이방압밀을 실시하였다. 압밀 후의 상대밀도는 K_c 값에 상관없이 느슨한 시료의 경우는 34%, 중간 조밀한 시료는 56% 정도로 나타났다.

등방 및 이방압밀이 완료된 시료는 변형을 제어의 비배수 정적 삼축압축시험을 실시하였다. 본 연구에서 정적 삼축시험은 느슨한 모래와 중간 조밀한 모래에 대해서 표 3과 같은 조건으로 구속압과 압밀비 등을 달리하여 실시하였으며, 전단과정에서의 변형을 속도는 0.1%/min로 조정하였다.

표 3. 정적삼축압축시험 조건

Dr(%)	K_c	σ_{3c}' (kPa)	σ_{1c}' (kPa)	압밀시간(min)
34	1.0	100	100	10
				100
				1000
				10000
	1.5	86	129	10
				100
				1000
				10000
	2.0	75	150	10
				100
				1000
				10000
56	1.0	100	100	10
				100
				1000
				10000
	1.5	86	129	10
				100
				1000
				10000
	2.0	75	150	10
				100
				1000
				10000

표 2. 이방압밀 조건

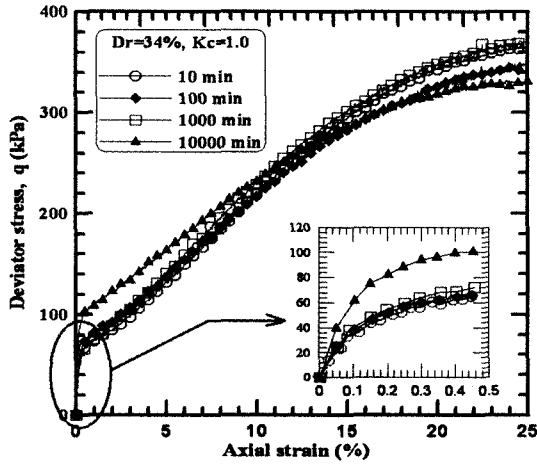
K_c	σ_{3c}' (kPa)	σ_{1c}' (kPa)	σ_b (kPa)	σ_{3c}' (kPa)	σ_{1c}' (kPa)	q_s (kPa)
1.0	400	400	300	100	100	0
1.5	386	429	300	86	129	43
2.0	375	450	300	75	150	75

4. 시험결과 및 분석

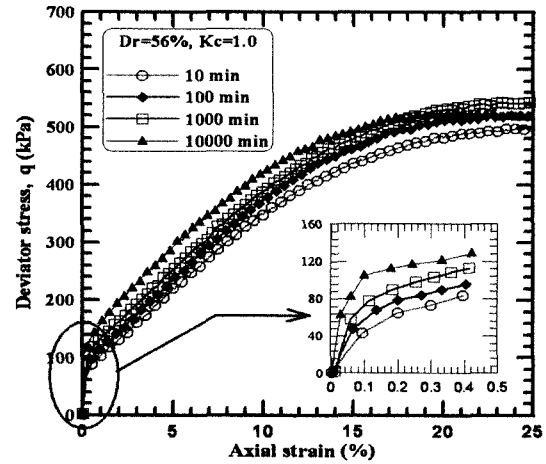
4.1 응력-변형률

전단시험 결과 축방향 변형률에 따른 축차응력의 변

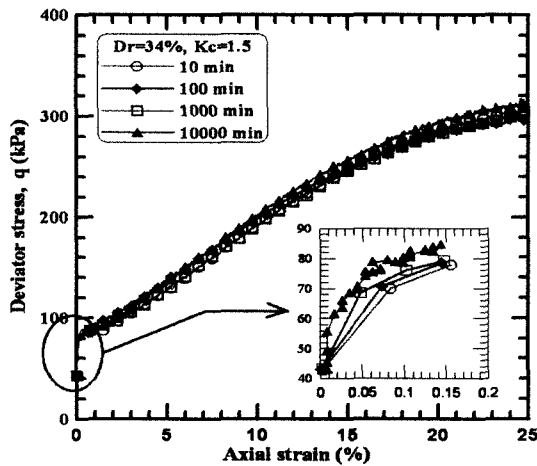
화를 $D_r=34, 56\%$ 에 대하여 그림 5와 6에 각각 나타내었다. 그림 5는 느슨한 상태임에도 축차응력이 첨두점을 나타내지 않고 경화거동현상을 보이면서 팽창거동을 보였는데, 이는 낙동강 모래의 입자가 subangular한 특징을 가지고 있기 때문인 것으로 생각된다. 경화거동



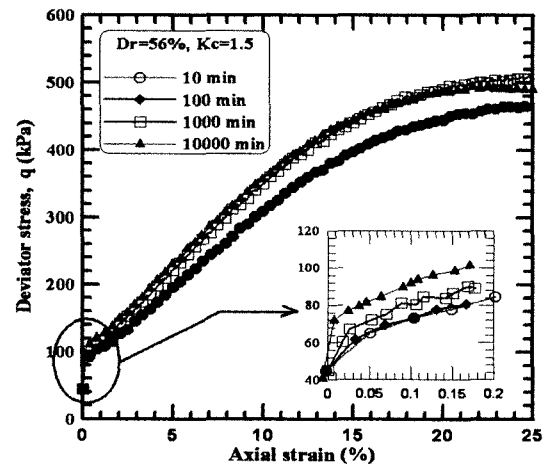
(a) $K_c=1.0$



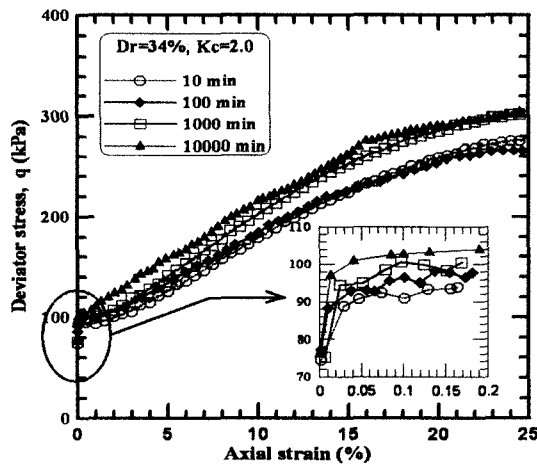
(a) $K_c=1.0$



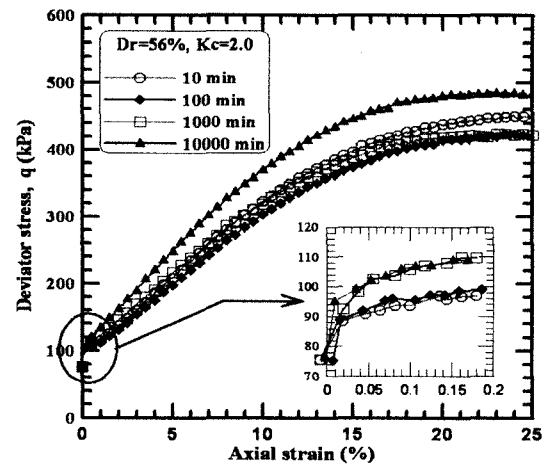
(b) $K_c=1.5$



(b) $K_c=1.5$



(c) $K_c=2.0$



(c) $K_c=2.0$

그림 5. 응력-변형률 관계곡선($D_r=34\%$)

그림 6. 응력-변형률 관계곡선($D_r=56\%$)

이 시작되는 축차응력의 크기를 살펴보면 그림 5(a)의 $K_c=1.0$ 에서 10000분 압밀시료일 때 100kPa이었고 나머지 시료는 70kPa를 나타내었고, 그림 5(b), (c)의 $K_c=1.5, 2.0$ 에서는 압밀시간에 상관없이 80, 100kPa의 축차응력에서 각각 경화거동이 시작되었다. 그림 6의 중간상태에서는 모든 압밀응력비에서 10000분 압밀시료의 경우 약 110kPa, 나머지 시료는 평균유효주응력인 100kPa 정도에서부터 변형을 경화거동을 보였는데, 다른 경우에 비하여 느슨한 등방압밀시료에서 압밀시간이 경과함에 따라 경화거동현상이 늦게 시작되었다. 경화거동이 시작되는 변형률은 모든 경우에서 대략적으로 0.05%정도에서부터 발생하였다.

변형률 0.05% 이후에 나타난 축차응력의 변화는 느슨한 상태와 중간상태에서 압밀응력비에 상관없이 모든 경우에 10000분 압밀시료의 축변형률에 따른 축차응력이 크게 나타나 aging 효과를 보였다.

위의 시험결과 연화거동이 시작되는 변형률은 느슨한 상태와 중간상태 모두 압밀시간 경과에 관계없이 느슨한 상태 $K_c=1.0$ 에서는 변형률 22%에서, $K_c=1.5$ 일 때는 20%, 그리고 $K_c=2.0$ 의 경우는 19%정도에서부터 시작되었고, 중간상태는 $K_c=1.0$ 에서 20%, $K_c=1.5$ 일 때는 18.5%, 그리고 $K_c=2.0$ 의 경우는 17% 정도에서부터 변형을 연화거동이 시작되었다. 이와 같이 압밀응력비와 상대밀도가 증가함에 따라 변형률 연화거동이 빨리 시작되나 압밀시간 경과와는 무관하였는데, 이에 대해서는 4.3절 응력경로에서 언급하기로 한다.

4.2 탄성계수

본 연구의 시험결과 변형률 0.05% 이전에는 탄성거동을 보였는데, 그림 5와 6에서 변형률 0.05% 이전의 탄성구간내의 할선탄성계수(secant elastic modulus)를 산정하여 표 4에 나타내었다. 표 4의 결과로부터 압밀시간 증가에 따른 할선탄성계수의 변화를 분석하여 모래

의 강성(stiffness)에 대한 aging 효과를 연구하였으며, 본 논문에서는 이후 할선탄성계수를 간단히 탄성계수라 한다.

Shozen(2001)이 연구한 Fraser River sand를 이용한 삼축시험에서 전단변형률 0.03%, 0.15%에 상응하는 secant shear modulus인 $G_{s0.03}$ 과 $G_{s0.15}$ 값이 1000분 동안 압밀시간 경과에 비례하여 거의 선형적인 증가를 보였는데 본 연구결과에서도 산정된 탄성계수가 압밀시간 경과에 따라 aging 효과를 나타내었다. 그림 7은 느슨한 상태 모래시료에서 100, 1000, 10000분 압밀시료의 탄성계수($E_{100}, E_{1000}, E_{10000}$)을 10분 압밀시료의 탄성계수(E_{10})로 나눈 탄성계수증가비, $\Delta(E/E_{10})$ 을 압밀시간에 따라 도시한 것으로 세 가지 압밀응력비 모두에서 압밀시간 경과로 인하여 탄성계수가 거의 선형적으로 증가하였다.

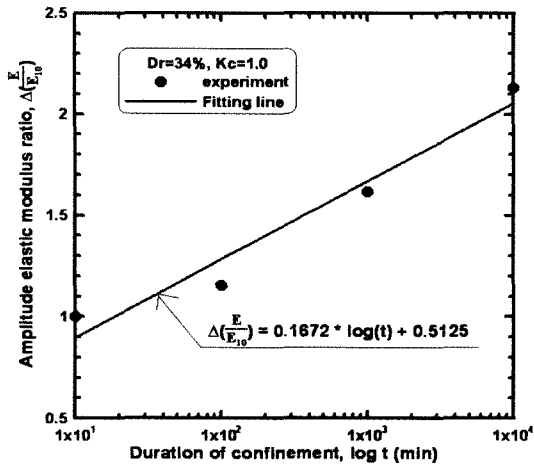
또한 그림 8의 중간상태에서는 느슨한 상태의 결과보다 압밀시간 경과에 따른 탄성계수의 증가가 더욱 크게 증가하여 상대밀도가 클수록 뚜렷한 aging 효과를 관찰할 수 있었다.

Anderson과 Stokoe(1978)이 실시한 공기 건조된 Ottawa sand의 공진주시험결과에서 압밀시간 log cycle 당 shear modulus (G)의 증가율은 1000분 압밀시료의 shear modulus (G_{1000})의 약 1% 정도라는 결과를 발표하였는데, 본 연구에서 aging 효과에 따른 탄성계수증가율(ΔE)을 살펴보면 먼저 느슨한 상태 시료에서 log cycle 당 ΔE 의 변화는 $K_c=1.0$ 일 때는 16.7%, $K_c=1.5$ 는 13.1%, 그리고 $K_c=2.0$ 에서는 12.5%로 전체 평균 ΔE 는 약 14% 정도로 나타났다.

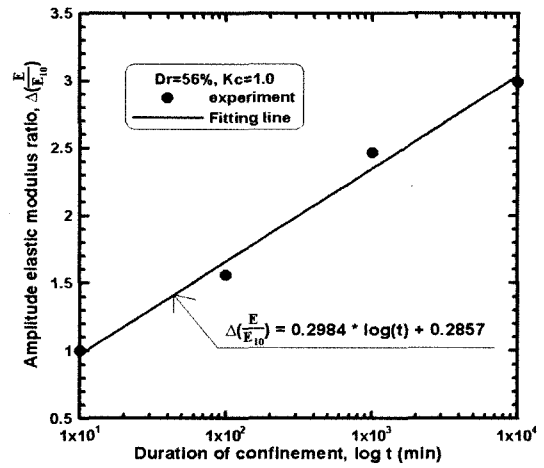
조밀한 상태에서 log cycle 당 ΔE 의 변화는 $K_c=1.0$ 인 경우는 29.8%로 아주 큰 증가를 보였으며, $K_c=1.5$ 는 13.9%, 그리고 $K_c=2.0$ 에서는 12.9%로 전체 평균 ΔE 는 약 18.9% 정도로 나타나 조밀한 시료일수록 aging 효과가 크다는 것을 정량적으로 확인할 수 있었다. 또한 압밀이방비 증가에 따라 log cycle 당 ΔE 의 증가폭이 감소

표 4. 탄성계수

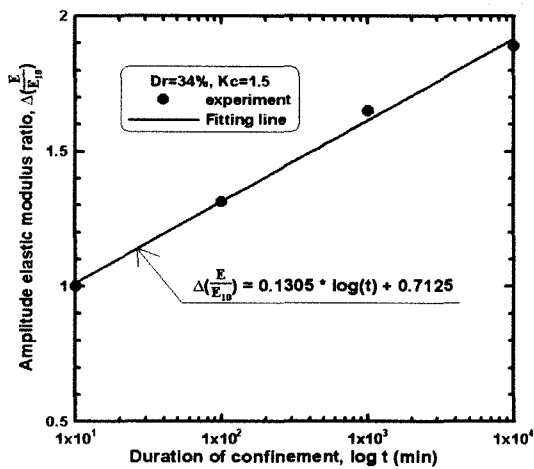
$D_r(\%)$	K_c	$E_{10}(\text{kPa})$	$E_{100}(\text{kPa})$	$E_{1000}(\text{kPa})$	$E_{10000}(\text{kPa})$
34	1.0	405.63	468.54	655.23	863.99
	1.5	334.62	440.04	552.16	632.43
	2.0	261.50	292.88	371.33	486.39
56	1.0	464.91	724.53	1147.17	1388.68
	1.5	386.67	480.01	623.21	750.63
	2.0	271.29	388.27	441.64	521.57



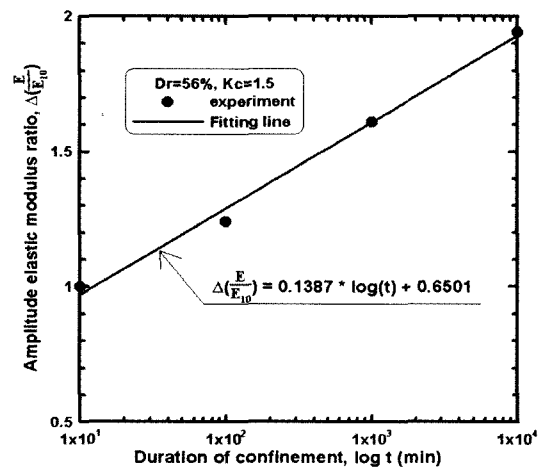
(a) Kc=1.0



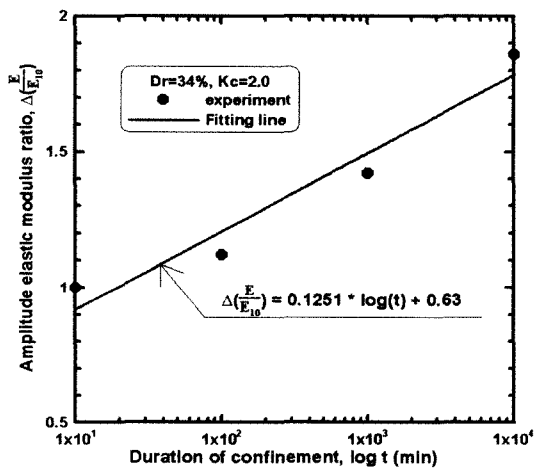
(a) Kc=1.0



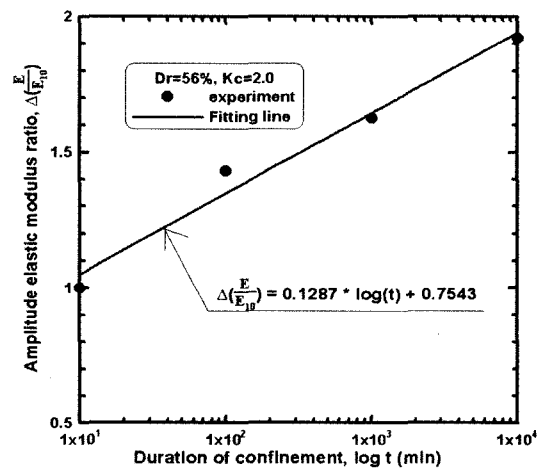
(b) Kc=1.5



(b) Kc=1.5



(c) Kc=2.0



(c) Kc=2.0

그림 7. 탄성계수증가율(Dr=34%)

그림 8. 탄성계수증가율(Dr=56%)

하는 경향을 나타냈다.

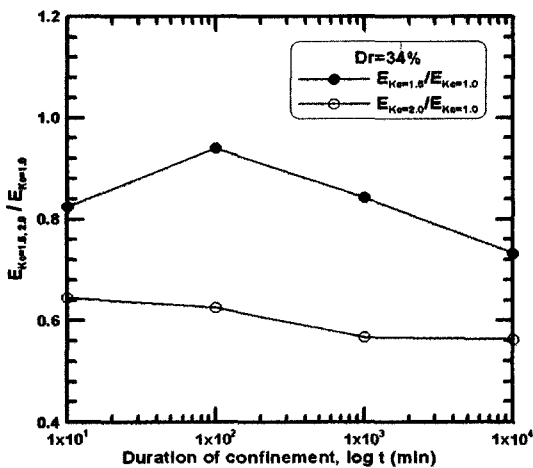
그림 9는 압밀응력비, $K_c=1$ 일 때 10, 100, 1000, 10000 분의 네 가지 압밀시료에서 구한 탄성계수, $E_{Kc=1.0}$ 을 기준으로 하여 다른 두 가지 압밀응력비인 $K_c=1.5, 2.0$ 에서

의 탄성계수 $E_{Kc=1.5}, E_{Kc=2.0}$ 값을 압밀시간별로 나누어 압밀응력비 증가로 인한 탄성계수이방비 ($E_{Kc=1.5,2.0}/E_{Kc=1.0}$) 변화 경향을 보여준다.

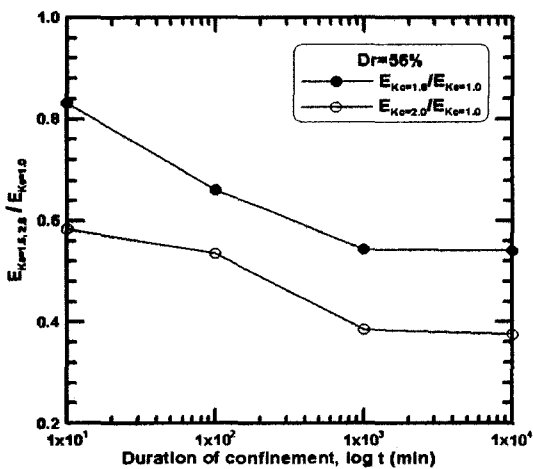
먼저 그림 9(a)의 느슨한 경우 $E_{Kc=1.5}/E_{Kc=1.0}$ 값의

결과를 살펴보면 100분 압밀시료에서 일시적으로 증가하였으나 그 후 1000, 10000분에서는 다시 압밀시간 경과에 따라 감소하는 경향을 보였으며, $E_{Kc=2.0}/E_{Kc=1.0}$ 값은 전반적으로 압밀시간에 따라 일정하게 감소하는 것을 볼 수 있었다. 또한 전체적인 압밀응력비에 따른 탄성계수이방비의 변화율을 보면 $E_{Kc=1.5}$ 값은 $E_{Kc=1.0}$ 의 84% 정도였으며, $E_{Kc=2.0}$ 값은 $E_{Kc=1.0}$ 의 60% 정도로 나타나 $K_c=1.0$ 을 기준으로 하여 비교분석을 한 결과 압밀응력비가 증가함에 따라 탄성계수이방비 변화율이 감소하였다.

그림 9(b)의 중간상태에서 탄성계수이방비는 $E_{Kc=1.5}/E_{Kc=1.0}$ 와 $E_{Kc=2.0}/E_{Kc=1.0}$ 값 모두 압밀시간이 경과함에 따라 일정하게 소폭으로 감소하는 경향을 보였다. 또한 느슨한 상태와 마찬가지로 압밀응력비가 증가할수록 탄성계수이방비의 변화율은 감소하였는데, $E_{Kc=1.5}$ 값은 $E_{Kc=1.0}$ 의 64% 정도였으며, $E_{Kc=2.0}$ 값은 $E_{Kc=1.0}$ 의 47% 정도로 나타났다. 여기서 나타난 탄성계수이방비의



(a) Dr=34%



(b) Dr=56%

그림 9. 압밀응력비에 따른 탄성계수의 변화

특성은 상대밀도와 압밀응력비가 증가할수록 변화율이 감소하는 것을 알 수 있다.

4.3 응력경로

그림 10은 느슨한 상태 시료에서 구속압을 50, 100, 200kPa으로 달리하여 10분 동안 등방압밀시킨 시료의 전단에 따른 유효응력경로를 나타낸 것으로 그림 5와 마찬가지로 세 가지 구속압 모두에서 응력-변형률 관계 곡선은 뚜렷한 첨두점을 보이지 않아 연화거동이 시작되는 변형률의 위치를 찾아서 한계응력비(CSR)선을 결정하였으며, 상전이선(PTL)과 파괴선(FL)의 경우는 쉽게 찾을 수 있었다.

느슨한 시료의 CSR선, PTL, FL 기울기는 각각 0.975, 1.275, 1.475 이었고, 또한 CSR점, PT점에 해당하는 강도인 S_{CSR} 와 S_{PT} 은 구속응력이 50, 100, 200kPa로 증가함에 따라 각각 38, 70, 151kPa, 그리고 45, 79, 168kPa로 나타났다.

그림 11(a), (b)는 느슨한 상태와 중간상태의 10분 압밀시료에 대한 압밀응력비에 따른 응력경로로 압밀응력비가 증가할수록 FL과 PTL 기울기는 변하지 않으나 CSR선의 기울기는 조금씩 증가하였는데, 이와 같이 FL과 PTL의 기울기는 구속압력, 압밀응력비 그리고 상대밀도에 상관없이 항상 일정하게 나타났고, 이와 같은 현상은 Hanzawa(1980), Vaid와 Chern(1983) 등 많은 연구자에 의해 밝혀졌다.

FL과 PTL의 기울기에 비하여 CSR선의 기울기는 압밀응력비가 증가할수록 초기정적전단응력(q_s)이 증가하여 보다 급한 기울기를 보였는데, Kramer(1988)는 초

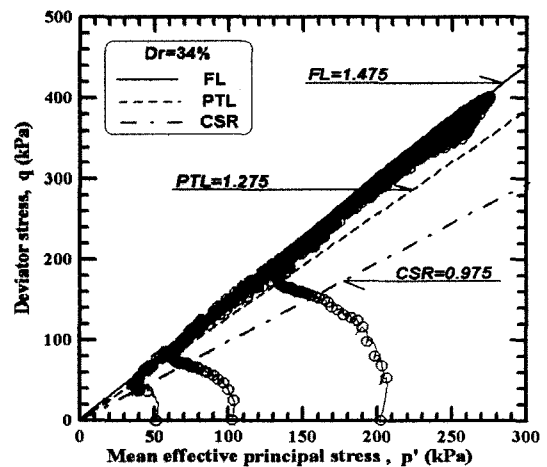


그림 10. 느슨한 모래시료의 구속압에 따른 응력경로

기정적전단응력이 클 때 초기응력점에 매우 근접하게 된다고 하였다. 또한 Kato 등(2001)은 Toyoura sand를 이용하여 wet tamping 방식으로 성형한 시료에 대하여 일련의 정적전단시험을 실시한 결과 압밀응력비가 증가함에 따라 응력경로상에서 초기정적전단응력(q_s)의 증가로 인하여 전단의 시작점인 초기정적전단응력점에서 CSR에 이르는 거리가 짧아지는 것을 관찰하였는데, 본 논문에서도 이와 같은 현상으로 압밀응력비가 커질수록 초기정적전단응력이 증가하여 CSR에 이르는 거리가 짧아짐으로서 연화거동이 빨리 나타났으며, 또한 그림 11에 보듯이 느슨한 상태의 응력경로는 CSR까지 곡선을 이루는 반면 중간상태의 응력경로는 전단초기부터 바로 팽창이 발생하여 CSR까지 거의 직선을 이루어 상대밀도의 증가에 의해서도 CSR에 이르는 거리가 짧아지는 것을 볼 수 있다. 이로 인하여 4.1절의 응력-변형을 곡선에서 압밀응력비와 상대밀도가 증가할수록 연화거동이 빨리 시작되었다.

표 5는 그림 11에서 구한 FL, PTL, CSR선의 기울기와 PT점과 CSR점에서의 강도인 S_{PT} , S_{CSR} 를 나타낸 것으로

느슨한 상태의 $K_c=1.0$ 에서 구속압이 증가함에 따라 S_{PT} , S_{CSR} 값이 증가하였으며, 또한 동일한 상대밀도에서는 압밀응력비가 커짐에 따라 S_{PT} , S_{CSR} 의 값이 증가하였다.

그림 12, 13은 느슨한 상태와 중간상태 시료의 압밀 시간 경과에 따른 응력경로이며 그림 12(a)의 $K_c=1.0$ 에서 압밀시간 경과에 따라 시료의 강성이 증가하여 전단 초기에서부터 팽창이 발생하였는데, 특히 10000분 압밀 시료는 거의 중간상태의 시료와 비슷한 경향을 보였다. 그림 12(b), (c)의 $K_c=1.5, 2.0$ 에서는 $K_c=1.0$ 의 등방일 때 보다는 선명한 차이가 나타나지 않았지만 압밀시간 경과에 따라 응력경로의 진행방향이 위쪽으로 이동하였다.

Gananathan(2002)은 모래시료의 aging 효과를 연구하기 위해 Fraser River sand를 이용하여 시료성형 후 압밀시간을 1, 10, 100, 1000분으로 압밀시킨 시료에 대하여 일련의 비배수와 부분배수 시험을 실시한 연구에서 FL, PTL, CSR선의 기울기는 aging 기간에 관계없이 일정하다고 하였는데, 본 연구 결과에서도 FL, PTL의 기울기는 압밀시간 증가에도 변화가 없어 10분 압밀시료에서와 동일하였고, CSR 선의 기울기도 마찬가지로 10분 압밀시료에서 나

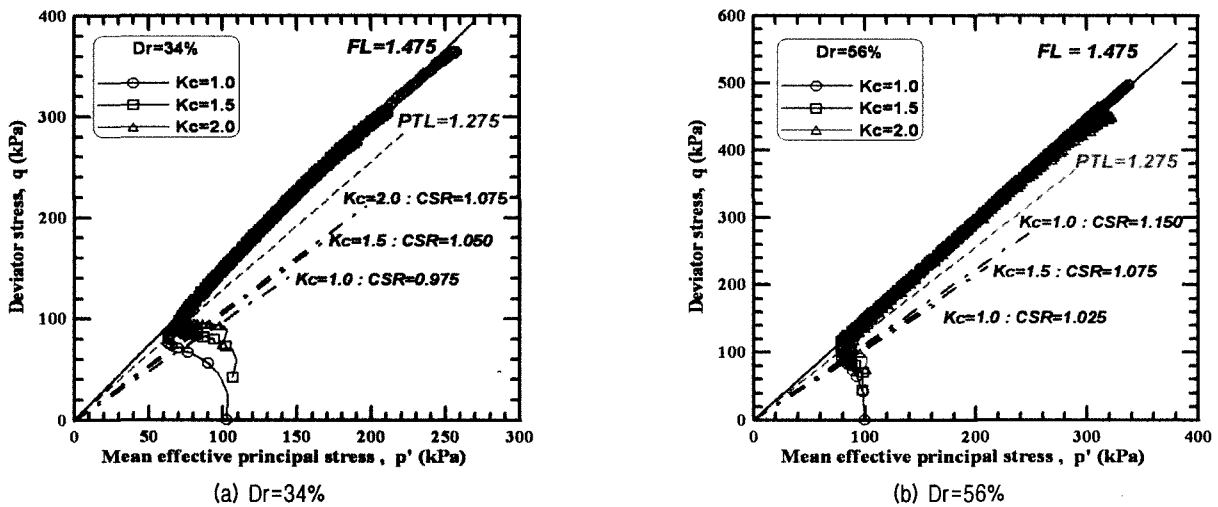
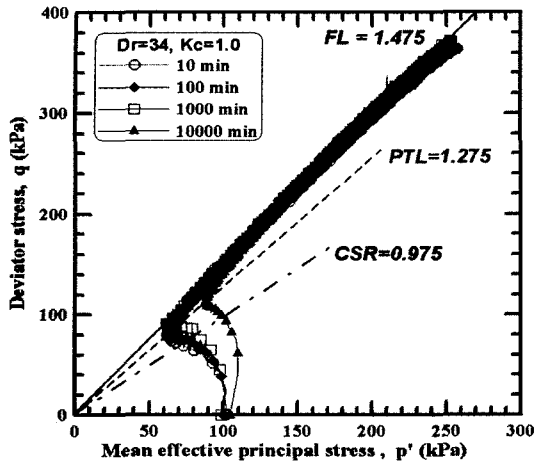


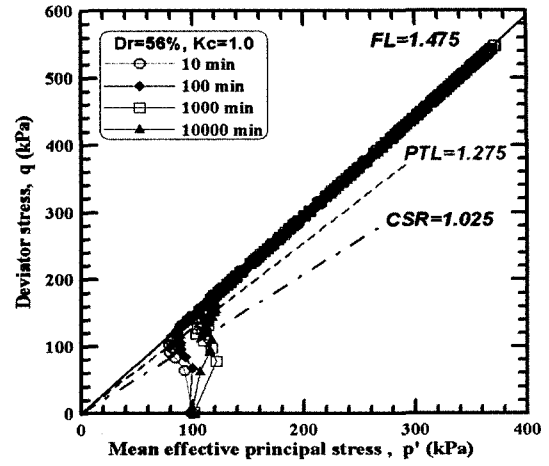
그림 11. 10분 압밀시료의 압밀응력비에 따른 응력경로

표 5. FL, PTL, CSR선 기울기 및 S_{PT} , S_{CSR}

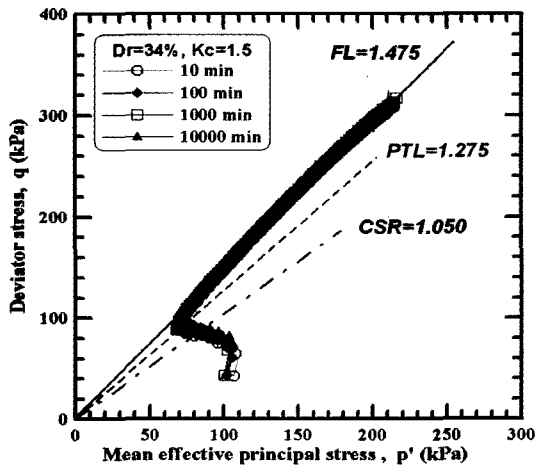
D_r (%)	K_c	FL	PTL	CSR	p'_c (kPa)	S_{PT} (kPa)	S_{CSR} (kPa)
34	1.0	1.475	1.275	0.975	50	45	38
					100	79	70
					200	168	151
34	1.5	1.475	1.275	1.050	100	87	83
	2.0			1.075	100	95	92
	1.0			1.025	100	92	84
56	1.5	1.475	1.275	1.075	100	100	90
	2.0			1.150	100	111	101
	1.0			1.025	100	92	84



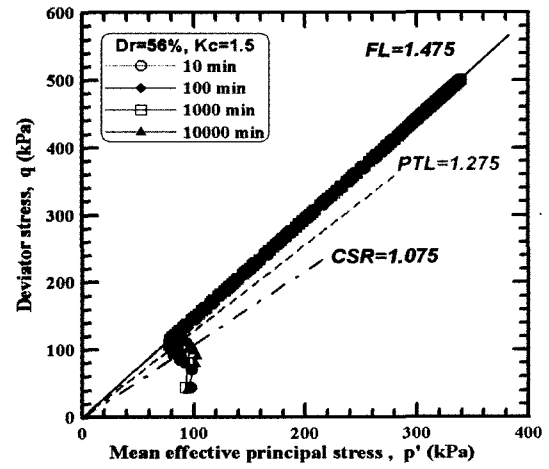
(a) $K_c=1.0$



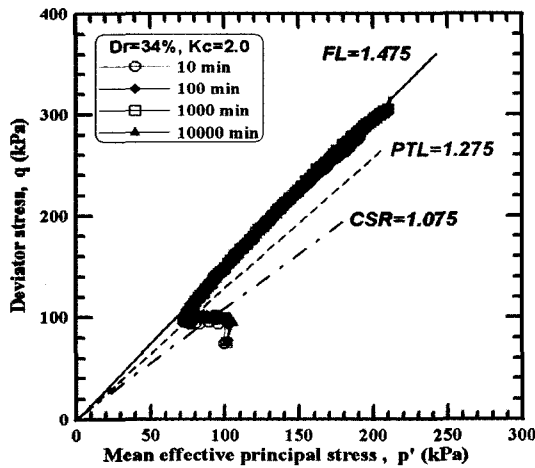
(a) $K_c=1.0$



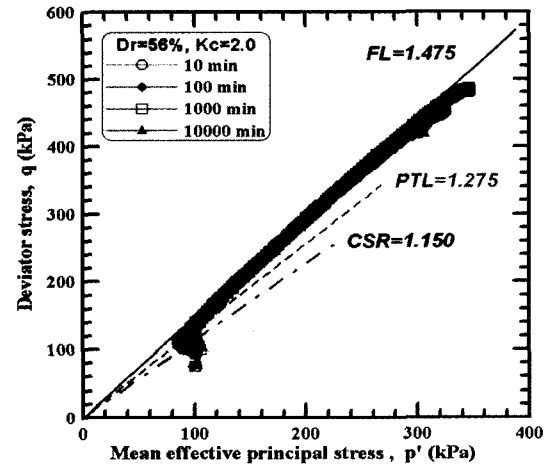
(b) $K_c=1.5$



(b) $K_c=1.5$



(c) $K_c=2.0$



(c) $K_c=2.0$

그림 12. Aging에 따른 응력경로 곡선($D_r=34\%$)

그림 13. Aging에 따른 응력경로 곡선($D_r=56\%$)

타난 것과 동일하게 압밀응력비 증가에 따라 조금 증가할 뿐 압밀시간의 경과에 관계없이 일정한 기울기를 보여 압밀시간 경과와는 상관이 없는 것을 알 수 있다. 이와 같은 이유로 4.1절의 응력-변형률 곡선에서 연화거동의 시작 변

형률은 압밀시간의 경과와 상관없이 일정하게 된다.

그림 13의 중간상태의 압밀시간 경과에 따른 응력경로의 특성을 살펴보면 거의 느슨한 상태의 경우와 유사하게 $K_c=1.0$ 의 등방압밀시험에서 압밀시간이 10분에서

10000분으로 증가함에 따라 응력경로가 오른쪽으로 이동되면서 뚜렷한 차이가 나타나는 것을 볼 수 있으며, $K_c=1.5, 2.0$ 의 이방압밀시료에서는 압밀시간 경과에 따라 응력경로가 오른쪽으로 이동은 하지만 등방에서와 같이 뚜렷한 차이는 보이지 않았다. 상대밀도 증가에 따른 응력경로의 변화는 aging 이전의 10분 압밀시료 특성과 동일하게 상대밀도가 증가할수록 파괴점에 이르기까지의 응력경로의 진행이 보다 직선적으로 변화하는 것을 알 수 있다. 중간상태의 경우에서도 FL, PTL, CSR 선의 기울기는 압밀시간의 경과와는 무관하게 10분 압밀시료와 같은 기울기를 나타내었다.

표 6은 S_{PT} 와 S_{CSR} 을 그림 12, 13에서 구하여 나타낸 것으로 느슨한 상태와 중간상태 모두에서 전반적으로 압밀시간이 길어짐에 따라 S_{PT}, S_{CSR} 가 증가하는 aging 효과를 볼 수 있었다.

느슨한 상태와 중간상태 각각의 동일한 상대밀도 경우에는 10분 압밀시료의 S_{PT}, S_{CSR} 는 압밀응력비가 증가할수록 점차 증가하였으나 100, 1000, 10000분 시료의 S_{PT}, S_{CSR} 는 압밀응력비 증가에 따라 일정한 결과

를 얻을 수 없었는데, 이는 $K_c=1.0$ 의 등방압밀시료의 경우에는 압밀시간이 길어짐에 따라 S_{PT}, S_{CSR} 증가가 크게 나타나는데 비하여 $K_c=1.5, 2.0$ 의 이방압밀시료에서는 압밀시간 경과에 따라 S_{PT}, S_{CSR} 의 증가가 아주 작거나 거의 변화가 없기 때문에 나타나는 현상이다.

이와 같은 결과로 볼 때 느슨한 상태와 중간상태 모두에서 등방압밀시료의 S_{PT}, S_{CSR} 는 압밀시간의 경과에 따라 크게 증가하여 확실한 aging 효과를 보이나, 이방압밀시료에서는 S_{PT}, S_{CSR} 의 증가가 뚜렷이 나타나지 않아 압밀시간 경과에 따른 aging 효과는 이방압밀시료의 S_{PT}, S_{CSR} 에는 큰 영향을 미치지 않았다.

그림 14는 표 6의 결과를 이용하여 느슨한 상태와 중간상태의 S_{PT}, S_{CSR} 를 평균유효주응력, $p'_c=100\text{kPa}$ 로 나누어 정규화시킨 값을 압밀시간에 따라 나타낸 것이다.

Gananathan(2002)의 Fraser River sand를 이용한 이방압밀시료에 대하여 aging 효과 연구에서 압밀시간의 대수적 증가에 따라 S_{PT}, S_{CSR} 값이 선형적으로 증가하였는데, 처음 1분에서 100분간의 aging에 따른 S_{PT}, S_{CSR} 값의 증가는 9%인 반면 100분에서 1000분까지의 증가

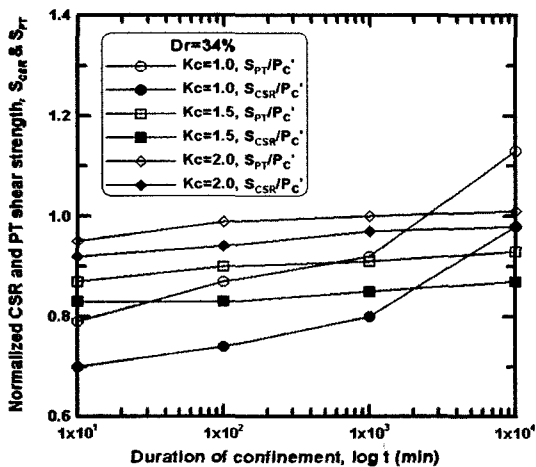
표 6. Aging 효과에 따른 S_{PT} 및 S_{CSR}

$D_r(\%)$	K_c	압밀시간(min)	$S_{PT}(\text{kPa})$	$\Delta S_{PT}(\%)$	$S_{CSR}(\text{kPa})$	$\Delta S_{CSR}(\%)$
34	1.0	10	79	-	70	-
		100	87	10.1	74	5.7
		1000	92	16.5	80	14.3
		10000	113	43.0	98	40.0
	1.5	10	87	-	83	-
		100	90	3.4	83	0
		1000	91	4.6	85	2.4
		10000	93	6.9	87	4.8
	2.0	10	95	-	92	-
		100	99	4.2	94	2.2
		1000	100	5.3	97	5.4
		10000	101	6.3	98	6.5
56	1.0	10	92	-	84	-
		100	112	21.7	91	8.3
		1000	130	41.3	111	32.1
		10000	153	66.3	120	42.9
	1.5	10	100	-	90	-
		100	102	2.0	91	1.1
		1000	109	9.0	97	7.8
		10000	118	18.0	106	17.8
	2.0	10	111	-	101	-
		100	112	0.9	101	0
		1000	120	8.1	111	9.9
		10000	122	9.9	112	10.9

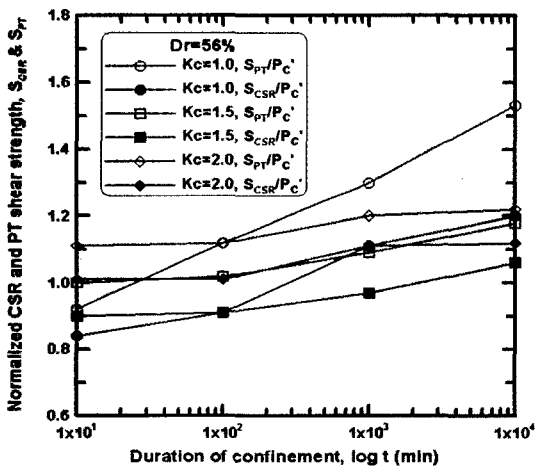
는 3%정도라고 하였다.

본 연구에서는 그림 14(a)의 느슨한 상태 등방압밀 시료인 경우 S_{PT} , S_{CSR} 둘 다 유사하게 나타나 10분에서 1000분까지는 거의 직선으로 변하다가 1000분에서 10000분으로는 크게 증가하는 것을 볼 수 있다. 그에 비하여 그림 14(b) 중간상태의 등방압밀시료에서 S_{PT} 값은 10분에서 10000분까지 거의 직선적인 증가를 보이는 반면 S_{CSR} 값은 S_{PT} 값 증가량에 비하여 증가폭이 작았다. 그 외 모든 이방압밀시료에서는 등방압밀시료에 비하여 전반적으로 소폭의 직선적 증가를 보여 Ganathan (2002)의 연구결과와 일치하는 결과를 얻을 수 있었으며, 또한 중간상태에 경우가 느슨한 상태보다 S_{PT} , S_{CSR} 값의 압밀시간 경과에 따른 증가가 훨씬 크게 나타났다.

표 6은 10분 압밀시료의 S_{PT} , S_{CSR} 값을 기준으로 하여 압밀시간 경과에 따른 S_{PT} , S_{CSR} 값의 증가량, ΔS_{PT} , ΔS_{CSR} 을 산정한 것이다.



(a) Dr=34%

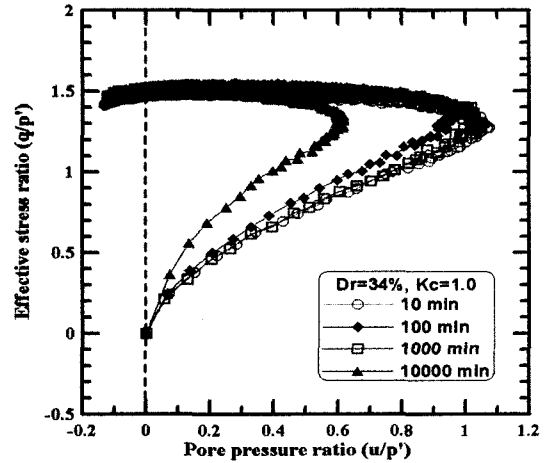


(b) Dr=56%

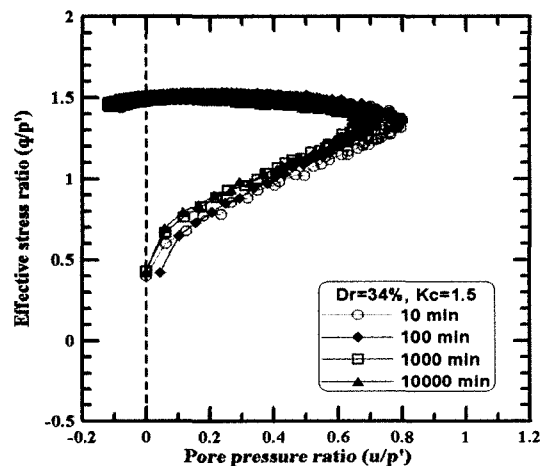
그림 14. 압밀시간에 따른 S_{PT} , S_{CSR} 의 정규화 곡선

4.4 간극수압

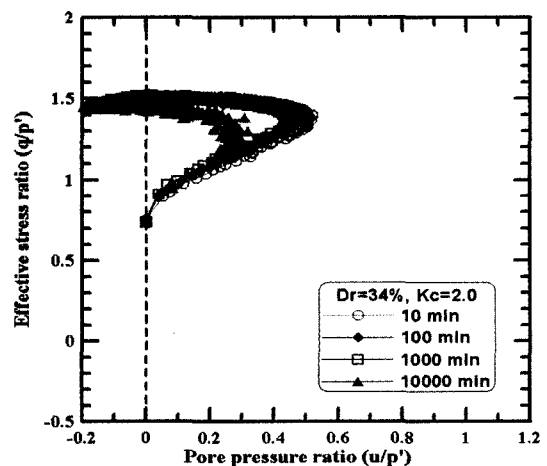
그림 15, 16은 축차응력과 그에 따른 간극수압을 평균유효주응력, $p_c'=100\text{kPa}$ 로 나누어 정규화시킨 축차



(a) Kc=1.0

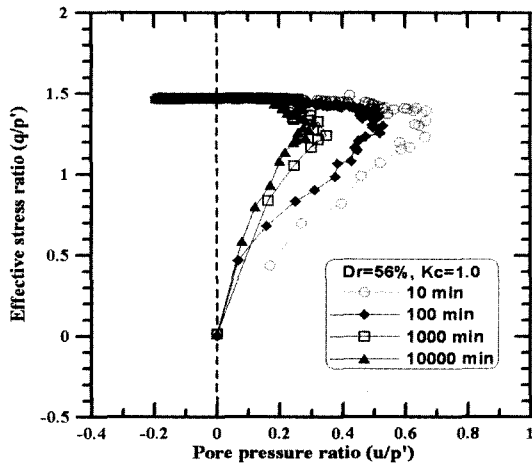


(b) Kc=1.5

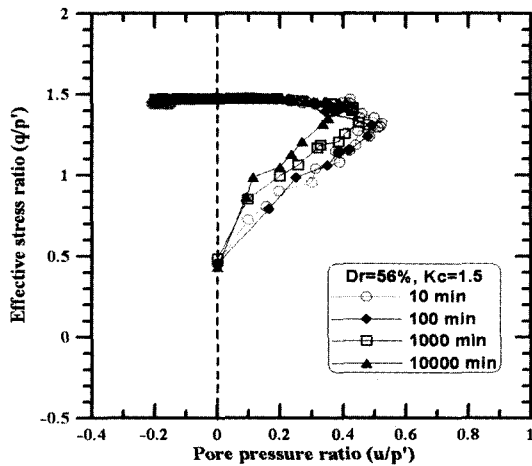


(c) Kc=2.0

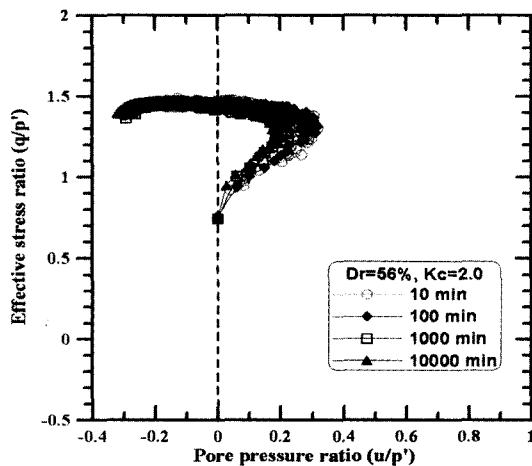
그림 15. 간극수압 정규화 곡선(Dr=34%)



(a) $K_c=1.0$



(b) $K_c=1.5$



(c) $K_c=2.0$

그림 16. 간극수압 정규화 곡선($D_r=56\%$)

응력비(q/p_c')에 대한 간극수압비(u/p_c') 곡선을 나타낸 것으로 느슨한 상태와 중간상태 모두 상대밀도와 압밀응력비가 증가함에 따라 간극수압비(u/p_c')의 최대값이 작게 나타났는데, 이는 상대밀도가 증가할수록 팽

창저동에 의한 부(-)의 간극수압이 발생하고 그리고 압밀응력비가 클수록 큰 초기정적전단응력(q_s')으로 인한 현상이다. 또한 느슨한 상태와 중간상태 시료 모두에서 압밀시간이 증가함에 따라 간극수압비의 크기가 감소하여 간극수압에 대한 aging 효과를 관찰할 수 있었다.

그러나 압밀시간의 증가에 따라 축차응력비에 대한 간극수압비는 작게 나타났지만 모든 경우에서 PTL 기울기에 해당하는 $q/p_c'=1.37$ 부근에서 최대값을 이루다가 그 후 계속적으로 감소하여 FL의 기울기에 해당하는 $q/p_c'=1.47$ 부근에서 파괴에 도달하였는데, 이는 압밀시간뿐만 아니라, 상대밀도 그리고 압밀응력비와도 무관하게 일정한 축차응력비에서 최대값과 파괴점이 발생되어 간극수압비에서도 PTL과 FL의 기울기는 일정하였다.

5. 결론

본 연구에서는 낙동강 모래를 이용하여 상대밀도, 압밀응력비 그리고 압밀시간을 달리한 조건에서 비배수 정적전단시험을 실시한 후 그 결과로부터 모래시료의 정적전단에 대한 aging 효과를 분석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 압밀응력비와 상대밀도 증가에 따라 응력-변형률 곡선상에서 연화거동의 시작점이 빨리 나타났는데, 이는 응력경로상 초기정적전단응력에서 연화거동의 시작점인 CSR까지의 거리가 압밀응력비가 클수록 짧아지고, 상대밀도가 증가할수록 직선적으로 이동하기 때문이다. 그러나 압밀시간 경과에 따른 CSR 선의 기울기가 일정하게 나타나서 압밀시간 경과에 따른 aging 효과는 연화거동의 시작점에는 영향을 미치지 않았다.
- (2) 모든 압밀응력비에서 탄성계수가 증가하는 aging 효과를 관찰할 수 있었는데, 상대밀도와 압밀시간이 증가할수록 그리고 이방압밀시료보다는 등방압밀시료에서 탄성계수의 증가가 크게 나타났다.
- (3) FL, PTL의 기울기는 상대밀도, 압밀응력비 그리고 압밀시간 경과와 상관없이 일정하게 나타났으며, CSR 선의 기울기는 압밀시간 경과와는 무관하였으나 상대밀도와 압밀응력비가 증가함에 따라 약간 크게 나타났다.
- (4) S_{PT} , S_{CSR} 값은 압밀시간 경과에 따라 증가하였는

데, 느슨한 상태와 중간상태 모두에서 등방압밀시료의 S_{PT} , S_{CSR} 는 압밀시간의 경과에 따라 크게 증가하여 aging 효과가 확실히 나타났으나, 이방압밀시료에서는 S_{PT} , S_{CSR} 의 증가가 크게 나타나지 않았다.

- (5) 느슨한 상태와 중간상태 모두에서 압밀시간이 경과함에 따라 축차응력비에 따른 간극수압비가 감소하여 aging 효과를 관찰할 수 있었으나, 모든 경우에서 PTL의 기울기인 $q/p'_c=1.37$ 부근에서 최대값을 이루다가 그 후 계속적으로 감소하여 FL의 기울기인 $q/p'_c=1.47$ 부근에서 파괴에 이르러 상대밀도, 압밀응력비와 마찬가지로 압밀시간의 경과와 무관하게 일정한 축차응력비에서 간극수압비의 최대값과 파괴점이 발생되었다.

참 고 문 헌

- Anderson, D. G. and Stokoe, K. H. (1978), "Shear modulus: a time dependant soil property", *Dynamic Geotechnical Testing*, ASTM STP654, American Society for Testing and Materials, pp.66-90.
- Castro, G. (1969), "Liquefaction of sands", *Harvard Soil Mechanic*, Series No.81, Cambridge, Mass.
- Charlie, W. A. (1992), "Time dependant cone penetration resistance due to blasting", *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.118, No.8, pp.1200-1215.
- Gananathan N. (2002), *Partially drained response of sands*, M.A.Sc Thesis, The University of British Columbia, Vancouver, Canada.
- Hanzawa, H. (1980), "Undrained strength and stability analysis for a quick sand", *Soils and Foundations*, Vol.20, No.2, pp.17-29.
- Ishihara, K., Tatsuoka, F. and Yasuad, S. (1975), "Undrained deformation and liquefaction of sand under cyclic stresses", *Soils and Foundations*, Vol.15, No.1, pp.29-44.
- Ishihara, K. (1993), "Liquefaction and flow failure during earthquake", *Geotechnique*, Vol.43, No.3, pp.351-415.
- Kato, et al. (2001), "Undrained shear characteristics of saturated sand under anisotropic consolidation", *Soils and Foundations*, Vol.41, No.1, pp.1-11.
- Kramer, S. L. (1988), "Triggering liquefaction flow slides in coastal soil deposits", *Engineering Geology*, Vol.26, pp.17-31.
- Mesri, G. and Feng, T. W. (1990), "Post densification penetration resistance of clean sands", *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.116, No.7, pp.1095-1115.
- Mitchell, J. K. (1976), *Fundamentals of soil behavior*, John Wiley & Sons, Inc., New York.
- Mitchell, J. K. and Solymar, Z. V. (1984), "Time-dependant strength gain in freshly deposited or densified sands", *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.110, No.11, pp.1559-1576.
- Schmertmann, J. H. (1991), "The mechanical aging of soils", The twenty fifth Carl Terzaghi Lecture, *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.117, No.9, pp.1288-1330.
- Seed, H. B. (1979), "Soil liquefaction and cyclic mobility evaluation for level ground during earthquakes", *Journal of the Geotechnical Engineering division*, ASCE, Vol.105, No.2, pp.201-225.
- Shozen, T. (2001), *Deformation under the constant stress state and its effect on stress-strain behaviour of Fraser river sand*, M.A.Sc Thesis, The University of British Columbia, Vancouver, Canada.
- 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.
- Vaid, Y. P. and Chern, J. C. (1985), "Cyclic and monotonic undrained response of saturated sands", *Proceedings, Advances in the art of testing soils under cyclic conditions*, V. Khosla, (ed.), ASCE Convention, Detroit, MI, pp.10-147.
- Vaid, Y. P., Chung, E. K. F., and Kuerbis, R. H. (1990), "Stress path and steady state", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.27, No.1, pp.1-7.
- Vaid, Y. P. and Thomas, J. (1995), "Liquefaction and postliquefaction behavior of sand", *Journal of the Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.121, No.2, pp.163-173.
- Whitman, R. V., Millar, E. T., and Moore, P. J. (1964), "Yielding and locking of confined sand", *Journal Soil Mech. and Found. Eng. Div.*, Vol.90, No.4, pp.57-84.

(접수일자 2004. 6. 2, 심사완료일 2004. 8. 6)