

벤더엘리먼트와 삼축시험을 통한 모래의 전단강도 및 포아송비 특성 규명

Evaluation of Characteristics of Shear Strength and Poisson's Ratio through Triaxial and Bender Element Tests

유진권¹ Yoo, Jin-Kwon

박두희² Park, Du-Hee

Abstract

In this paper, isotropically consolidated drained triaxial compression test device installed with bender elements is used to measure stress, strain, and shear wave velocity, from which the characteristics of shear strength and Poisson's ratio are investigated. The results show that there is a unique relationship between maximum shear modulus determined from shear wave velocity and effective vertical stress at failure, which is defined as the sum of vertical and radial stresses at failure. The correlation is very useful since it is possible to predict the shear strength and internal friction angle from shear wave velocity. In addition, Poisson's ratio is determined from measured axial and volumetric strains. It is demonstrated that the range of measured Poisson's ratio is between 0.15 and 0.6, and increases with the axial strain. The ratios at axial strains smaller than 0.2% corresponds to the range recommended in design codes, which are approximately from 0.3~0.35. However, at axial strains exceeding 1%, the measured ratios are between 0.5 and 0.6. It is therefore shown that use of ratios commonly used in practice will result in pronounced underestimation at large strains.

요지

본 연구에서는 벤더엘리먼트가 장착된 삼축시험장비를 이용하여 모래에 대한 일련의 압밀배수시험을 수행하여 응력, 변형률, 그리고 전단파속도를 측정하였으며 이로부터 전단강도와 포아송비의 특성을 분석하였다. 분석 결과, 전단파속도로부터 계산된 최대전단탄성계수와 파괴시의 축응력과 반경방향 응력의 합으로 정의되는 유효수직응력과 고유한 상관관계가 존재하는 것으로 나타났다. 도출된 경험식은 전단파속도와 전단강도 그리고 마찰각간의 상관관계를 나타내므로 매우 유용하다고 판단된다. 나아가 본 연구에서는 측정된 축변형률과 체적변형률로부터 모래의 포아송비를 측정하였다. 포아송비는 변형률과 체적변화에 큰 영향을 받으며 0.15~0.6까지 변형률에 따라서 크게 증가하는 것으로 나타났다. 특히 0.2% 미만의 축변형률에서는 대략 0.25~0.4으로 기존 문헌에서 제시된 0.3~0.35를 크게 벗어나지 않지만 1% 이상의 변형률에서는 0.5~0.6으로 문헌에서 제시된 값은 포아송비를 크게 과소예측하는 것으로 나타났다.

Keywords : Sand, Shear Strength, Poisson's ratio, Triaxial compression drained test, Bender Element

1 비회원, 한양대학교 건설환경공학과 박사과정 (Graduate Student, Dept. of Civil and Environmental Engrg., Hanyang Univ.)

2 정회원, 한양대학교 건설환경공학과 부교수 (Member, Associate Prof., Dept. of Civil and Environmental Engrg., Hanyang Univ., Tel: +82-2-2220-0322, Fax: +82-2-2220-1945, dpark@hanyang.ac.kr, Corresponding author, 교신저자)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2014년 11월 30일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

1. 서론

지반 공학적 측면에서 지반의 거동은 응력 상태의 변화 뿐만 아니라 재하되는 하중의 변화 이력에 영향을 받는 것으로 알려져 있으며 이러한 지반의 거동을 파악하는 것은 교량, 도로, 댐 등 토목구조물의 설계, 시공, 그리고 안정성해석 시 매우 중요한 문제이다. 특히 지반의 주요 구성 물질의 하나인 모래의 경우, 전단 시 응력의 증가에 따른 큰 체적 변화로 인해 강도의 변화가 발생하기 때문에 이에 대한 고려가 반드시 필요하다. 흔히 재료의 변형은 가해지는 응력에 비례한다고 알려져있다. 탄성이론에 근거하여 재료에 작용하는 응력과 이 때 발생하는 변형률 사이의 비를 탄성계수(Young's modulus, E)로 나타내며, 응력이 가해진 방향에 대해 발생한 변형과 횡방향으로 발생한 변형의 비를 포아송비(poisson's ratio, ν)로 정의한다. 지반 공학 분야에서 탄성계수와 포아송비는 응력 변화에 따른 지반의 거동을 규명하는 데 널리 이용되고 있으나 포아송비의 경우에는 탄성계수만큼의 충분한 연구가 이루어지지 못한 것이 사실이다. 포아송 비는 지반의 횡방향 변형 특성을 반영하는 중요한 인자로 인식되어 왔지만 일반적인 탄성 재료가 아닌 흙에서의 포아송 비에 대해서는 명확히 정의된 바가 없으며 다른 기타 재료들에서 적용되는 개념을 혼용하여 사용하고 있다. 특히 포아송비를 산출하기 위한 시험의 종류나 방법, 시료의 크기, 작용 응력, 그리고 변형률의 범위에 대해서는 명확히 규정된 바가 없다. 최근 들어 벤더 엘리먼트를 적용하여 건조 모래 상태에서의 상대 밀도와 구속압 조건에 따른 포아송비의 변화 경향(Kumar and Madhusudhan, 2010)이나 현장에서의 탄성과 측정을 통하여 포아송비와 공극비와의 상관관계에 관한 연구(Salem, 2000)가 진행되었다. 하지만, 변형률에 따른 포아송비의 변화를 심층 분석한 연구는 아직 수행되지 않았다.

모래의 강도는 불교란 시료 채취의 어려움으로 인하여 SPT, CPT 등의 현장시험을 통하여 예측한다. 하지만 기존의 연구에서 이미 이와 같은 방법의 불확실성이 지적되었다. 또한 관입형 현장시험으로는 지반물성의 2차원 및 3차원 공간적 변이성을 예측하기 어렵다. 표면파시험과 같은 현장 지구물리탐사방법은 이에 대한 보다 정확한 정보를 제공하나 탄성파시험결과로부터 전단강도를 예측하기 어려우며 관련 경험식이 제시되지 않았다.

본 연구에서는 벤더엘리먼트가 장착된 삼축시험장비를 이용하여 일련의 압밀배수시험을 수행하였으며 이를 통하여 응력, 변형률, 그리고 전단파속도를 측정하였다. 압밀 종료 시 및 전단과정에서 측정된 탄성과 시험 결과를 이용한 전단강도의 예측가능성을 평가하였으며 수직 및 반경방향 변형률 측정을 통한 포아송비를 산출하여 실제 적용되고 있는 모래의 포아송비와의 비교·분석을 수행하였다.

2. 이론적 배경

2.1 포아송비

포아송비는 가해진 하중에 대한 지반의 횡방향 변형 특성을 정의하기 위한 중요한 인자로서 축변형률과 반경방향 변형률의 비로 정의된다. 일반적으로 수직방향으로의 압축응력(σ_1)이 탄성체에 가해지면 수직방향으로의 압축 변형(ϵ_1)이 발생하는 동시에 횡방향으로는 팽창이 발생하게 된다. 횡방향으로의 변형은 서로 수직을 이루는 방향으로 ϵ_2 와 ϵ_3 로 표현이 가능하며 등방 조건일 경우 $\epsilon_2 = \epsilon_3$ 의 관계가 성립한다. 따라서 포아송비는 다음의 식으로 표현이 가능하다.

$$\epsilon_2 = \epsilon_3 = -\nu \cdot \epsilon_1 \quad (1)$$

지반 공학 분야에서의 포아송비는 비배수 상태(ν_u)의 포아송비와 배수 상태(ν')의 포아송비로 구분 되어질 수 있으며 배수 여부에 따라 산출방법에 있어서도 차이가 있다. 비배수 상태의 포아송비는 응력이 가해 질 때 시료의 직경 변화를 측정함으로써 산출 가능하다. 시료의 변형(bulging)을 고려하여 시료 바닥에서부터 1/3되는 지점과 2/3되는 지점에서의 변형을 측정하여 평균값을 이용한다. 이 때, 횡방향으로의 변형 측정에는 변위 트랜스듀서가 설치된 K_0 링을 통하여 측정하는 것이 일반적이며 측정된 횡방향 변위를 통하여 포아송비를 산출할 수 있다(Head and Epps, 1986). 배수상태에서는 비배수 상태와는 달리 길이의 변형이 아닌 체적 변형을 통하여 포아송비의 산출이 가능하다. 축방향으로의 변형률을 ϵ_a 로 나타낼 때 포아송비는 체적 변화율(ϵ_v)과의 상관관계를 통해 다음의 식으로 표현이 가능하다.

$$\nu' = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{\epsilon_v}{\epsilon_a} \right) \quad (2)$$

$$G = \rho V_S^2 \quad (3)$$

$$M = \rho V_P^2 \quad (4)$$

하중 재하, 제하 과정에서 수직 및 횡방향으로의 변형을 측정을 통하여 전단변형률에 따른 포아송비의 경향을 분석한 연구가 Duncan and Chang(1970)에 의해 수행된 바 있다. 또한 최근에는 기존의 변위나 체적을 이용하여 포아송비를 산출하는 방법과는 달리 탄성파의 특성을 이용하여 포아송비를 산출하는 연구도 진행되었다. Kumar and Madhusudhan(2010)은 건조한 시료에서 구속압과 상대밀도에 따른 포아송비의 변화를 고찰하였고, Salem(2000)은 현장에서의 탄성파 속도 측정을 통해 포아송비와 공극비간의 상관관계를 제시하였다.

2.2 탄성파

탄성파를 통한 흙의 특성 연구는 기존에 널리 수행되고 있는 표준관입시험(SPT)이나 콘관입시험(CPT)과는 달리 측정 위치 선정에 있어 제약이 적으며 주변 지반의 교란 없이도 지반의 정보를 획득할 수 있다는 점에서 큰 장점을 지니고 있다. 따라서 최근에는 현장에서뿐만 아니라 실내 시험에서도 다양한 용도로 탄성파가 활용되고 있다. 전단파(S-wave)는 흙입자만으로 이루어진 흙의 골격(skeleton)의 전단강성에 큰 영향을 받는 특성으로 인해 포화된 지표면층의 흙 특성 파악에 널리 적용되는 반면 압축파(P-wave)의 경우, 속도를 산출하는데 있어 포화도에 매우 민감하게 반응하는 경향을 나타내기 때문에 전단파와는 달리 흙의 특성파악보다는 포화여부 판단에 적용하는 것이 더 효율적이라고 알려져 있다(Cho and Lee, 2002). 실제로 일반적인 공기의 압축성은 비압축성인 물에 비해 훨씬 크기 때문에 간극수(pore pressure)내 매우 적은 양의 공기방울이라 할지라도 물과 공기가 혼합된 혼합체의 체적계수(bulk modulus)와 압축파 속도가 급격하게 감소된다고 알려져 있다. Richart et al.(1970)은 이러한 압축파의 특성을 규명하였으며 전체 부피의 0.1%에 해당하는 공기방울이 간극 내에 포함되어 있을 지라도 체적계수는 순수한 물에 비해 약 6.25%, 압축파 속도는 약 25%정도 작아진다고 제시하였다. 이러한 특성을 고려하여 측정된 전단파와 압축파 속도는 전단탄성계수(G)와 구속탄성계수(M)을 산출하는데 직접적으로 적용이 가능하다.

여기서, ρ 는 밀도를 V_s , V_p 는 각각 전단파 속도와 압축파 속도를 나타낸다. 지반의 진동이나 내진설계와 같은 지반의 거동 해석에 있어 매우 유용한 토질정수인 전단탄성계수는 유효응력, 간극비, 응력이력, 알갱이의 특성 그리고 포화도에 의해 영향을 받으며 특히 유효응력과 간극비가 가장 큰 영향을 주는 것으로 알려져 있다(Richart et al., 1970). 식 (3)과 식 (4)를 탄성계수(E)와 포아송비에 대해 정리하면 포아송비는 다음의 식 (5)와 같이 V_s 와 V_p 의 함수로 표현이 가능하다.

$$\nu = \frac{1/2(V_p/V_s)^2 - 1}{(V_p/V_s)^2 - 1} \quad (5)$$

일반적으로 포화($S_r=100\%$)된 지반에서의 포아송비는 0.5에 가까운 수치를 나타낸다고 알려져있으며, 식 (5)에 의해 포아송 비가 증가함에 따라 V_p 와 V_s 의 비는 점차 증가함을 알 수 있다.

2.3 시료 재성형

실내시험 시 현장 채취 시료의 교란여부는 실내시험 결과의 정확성에 큰 영향을 줄 수 있는 요소이며 따라서 시험 목적에 맞는 적절한 시료 재성형 방법을 적용하는 것이 중요하다. 모래의 경우 점토 시료와는 달리 현장 상태 그대로 채취하는 것이 쉽지 않기 때문에 시료의 재성형은 필수적이라고 할 수 있다. Freezing 공법을 적용하여 교란되지 않은 현장 상태 그대로의 모래 시료를 획득할 수 있는 방법(Yoshimi et al., 1994)이 제시되기도 하였지만 비효율성으로 인해 실제 널리 이용되지는 않고 있다. 실제 일부 연구를 통해 시료의 조성 방법에 따라 모래의 거동이 다르게 나타난다는 연구결과(Juneja and Raghunandan, 2010; Raghunandan et al., 2012)가 제시된바 있다. 또한 Frost and Park(2003), Cresswell et al.(1999), Ladd and Foott(1974)에 의해 각각의 시료 재성형 방법에 대한 분석이 수행되기도 하였지만 재성형 방법에 따른 모래의 거동을 규명한 연구 결과는 제시되지 못하였다. 시료의 재성형 방법은 수분의 포함여

부에 따라 건조상태와 습윤상태로 구분할 수 있으며 배치 방법에 따라 낙사법(pluviation), 스푸닝(spooning), 퇴적법(deposition), 그리고 플로잉(flowing) 등의 방법 적용이 가능하다. 시료의 배치가 마무리 된 후에는 다짐, 두드림, 손다짐, 그리고 진동 등을 통해 상대밀도를 조절한다.

3. 시험개요

3.1 시료 조성

본 연구에서는 북미 지역의 대표적인 실험용 표준사인 오타와 모래를 사용하였다. 오타와 모래는 균등계수(C_u)가 1.15, 유효입경(D_{50})이 0.72mm, 그리고 비중(G_s)이 2.65인 균질한 모래로써 Table 1에는 오타와 모래에 대한 기본 물성치를 정리하였다. Fig. 1에는 오타와 모래에 대한 입도분포곡선을 도시하였다.

시료는 습윤다짐법, 건조낙사법, 건조퇴적법을 적용하여 직경 70mm, 높이 145mm의 크기로 직경과 높이의 비가 1: 2의 비를 갖도록 제작하였다(ASTM D7181). 습윤다짐법은 Ladd and Foott(1974) 및 Ladd(1978)가 제안한 과소다짐법(under compaction)을 적용하여 시료의 균

Table 1. Properties of Ottawa sands

Property	Ottawa sand
G_s	2.65
C_u	1.15
D_{50} (mm)	0.72
D_{10} (mm)	0.65
e_{max}	0.742
e_{min}	0.502

Note : C_u is the coefficient of uniformity ($C_u = D_{60}/D_{10}$)

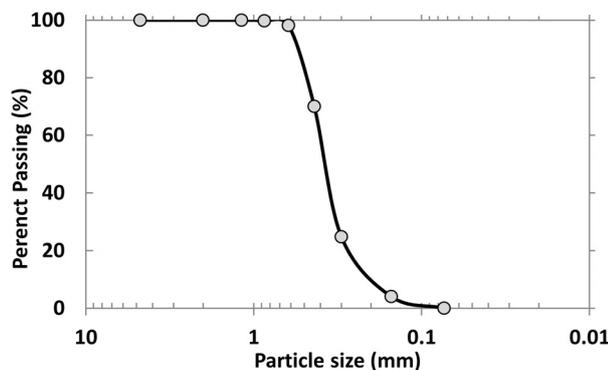


Fig. 1. Grain size distribution curve of Ottawa sand

질성을 확보하였다. 과소다짐법은 시료 조성과정에서 하부층을 상부층에 비해 상대적으로 덜 다짐으로써 균질한 시료를 조성하는 방법이다. 시료 조성 시에는 시료의 무게 대비 5%의 함수비에 해당하는 내부 공기가 제거된 물(de-aired water)을 혼합하였으며, 총 7개의 층으로 다짐을 실시하여 시료를 조성하였다. 건조낙사법은 오븐 건조시킨 오타와 모래를 일정한 높이에서 낙사시켜 층 구분 없이 시료를 제작하는 방법으로써 본 연구에서는 0.7mm 직경(질량유량: 6.92g/sec)의 튜브를 사용하였다. 건조낙사법으로 제작된 시료는 다른 재성형 방법으로 제작된 시료에 비해 높은 균질성을 갖는다는 연구 결과 또한 발표된 바 있다(Cresswell et al., 1999; Frost and Park, 2003). 건조퇴적법의 경우에는 결정된 상대밀도에 따라 시료의 총 무게를 계산한 후, 정확히 5등분하여 시료 높이의 1/5만큼씩 채워가는 방법으로 시료를 제작하였다. 이 때, 시료가 균등하게 다져지도록 성형몰드의 주위를 상, 하, 좌, 우 대칭으로 가볍게 두드리면서 원하는 상대밀도가 얻어지도록 시료의 높이를 조절하였다. 제작된 시료에는 5kPa 미만의 CO_2 를 시료 내부에 통과시킴으로써 시료 내부에 존재하는 공기를 CO_2 로 치환하였다. CO_2 로 치환된 시료는 일반 시료에 비해 포화시간이 크게 단축 된다는 큰 장점을 지니고 있다. 이후 수두차를 이용하여 시료 내부에 내부공기가 제거된 물을 순환시키는 과정을 수행하였다.

3.2 개선된 삼축압축 시험 시스템

일반적인 삼축압축 시험은 셀에 채워진 물을 통해 시료에 응력을 가하여 일정한 구속압을 유지시킨 상태에

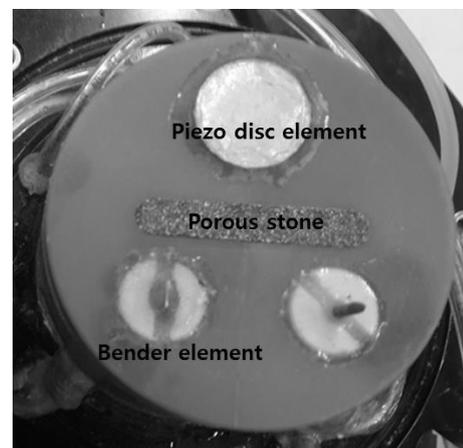


Fig. 2. Installation of Piezoelectric elements on the bottom cap

서 연직축 방향으로 하중을 증가시켜 전단파괴를 시키는 시험으로써 흙의 강도정수 산출 시 널리 이용된다. 본 연구에서는 기존 Geocomp Corporation에서 제작된 자동화 삼축압축 시험기에 탄성파를 측정할 수 있도록 벤더엘리먼트(bender element)와 피에조 디스크 엘리먼트(piezo disc element)를 설치하였다. 시료의 하부와 상부 캡의 중심에 다공석(porous stone)을, 다공석을 중심으로 양쪽 캡에 전단파 속도측정을 위한 벤더엘리먼트와 압축파 속도 측정을 위한 피에조 디스크 엘리먼트를 각각 위치시켰다. Fig. 2에는 하부 캡에 설치된 압전소자의 모습을 도시하였다.

3.2.1 전단파 속도(V_s) 측정

시료의 응력 상태에 따른 전단파 속도의 측정을 위해 하부 캡과 상부 캡에 벤더엘리먼트를 설치하였다. 본 연구에서 사용된 벤더엘리먼트는 미국의 piezo system, INC. 제품으로 가로 4mm, 세로 12.7mm, 그리고 두께 0.66mm의 크기로 잘라내어 사용하였다. 벤더엘리먼트를 구성하고 있는 세 개의 층 중 중심부에 위치한 메탈 심(metal shim)을 기준으로 위, 아랫 면(piezoelectric material)에는 그라운드를 연결하여 접지시켰으며 중심부의 메탈 심에는 전압을 가해주도록 제작하였다. 이와 같은 연결 방식은 흔히 병렬 타입이라 불리며 별도의 차폐와 접지 없이도 전기적 간섭 문제(cross-talk)를 해결할 수 있어 널리 이용되는 방법이다(Lee and Santamarina, 2005). 병렬 타입으로 연결된 벤더엘리먼트는 에폭시 및 전도성 도료(conductive paint)로 코팅함으로써 이중으로 누화를 방지하였으며 캔틸레버 형식으로 캡에 고정시켰다. 하부 캡과 상부 캡에 설치된 벤더엘리먼트는 각각 송신기(transmitter)와 수신기(receiver)의 역할을 담당하며, 전단파 속도 측정 시에는 하부 송신기에 신호발생기

(signal generator, Agilent, 3320A)를 이용하여 3kHz, 10V의 sine burst 신호를 발생시켜 상부에 위치한 수신기로 전달하였다. 시료를 통과하여 상부의 수신기로 전달된 신호는 필터(filter-amplifier, krohn-hite 3944)를 통해 주파수 영역의 컷오프(cut-off) 및 증폭을 수행하였으며 신호 데이터의 저장 및 도시에는 오실로스코프(oscilloscope, Tektronix TDS 2014c)가 사용되었다. 이 때, 보다 정확한 신호의 획득을 위해 총 128회의 스택킹(stack)을 수행하였다. Fig. 3에는 전단파 속도 측정의 과정을 도시하였다.

신호 분석을 통하여 최초 도착시간(travel time)을 산출하였으며 다음의 식을 이용하여 각각의 응력 상태에 대한 전단파 속도를 산출하였다.

$$V_s = \frac{\text{distance}(\text{between bender elements})}{\text{Travel time}} = \frac{l}{t} \quad (6)$$

여기서, l (distance)은 하부 캡과 상부 캡 사이의 벤더엘리먼트간 거리를 나타내며 기존 공진주시험 결과와의 비교(Dyvik and Madshus, 1985), 전단파의 이동 시간과 시편의 길이 비교(Viggiani and Atkinson, 1995), 그리고 토모그래피 분석(Fernandez, 2000)을 통해 밝혀진 연구 결과를 토대로 두 압전소자의 끝단간의 거리(tip-to-tip)를 적용하였다. t (travel time)은 하부의 송신기로부터 상부의 수신기까지 전달되는 시간을 나타낸다. 본 연구에서는 첫번째 bump가 발생한 이후에 다시 원점을 통과하기 직전의 시간을 최초 도달시간으로 선정하는 것이 적당한 기존의 연구(Lee and Santamarina, 2005) 결과를 참고하여 최초 도달시간을 선정하였다. Fig. 4에는 일반적인 전단파의 파형을 도시 하였으며(Lee and Santamarina, 2005)에 따라 전단파의 도달시간은 B점과

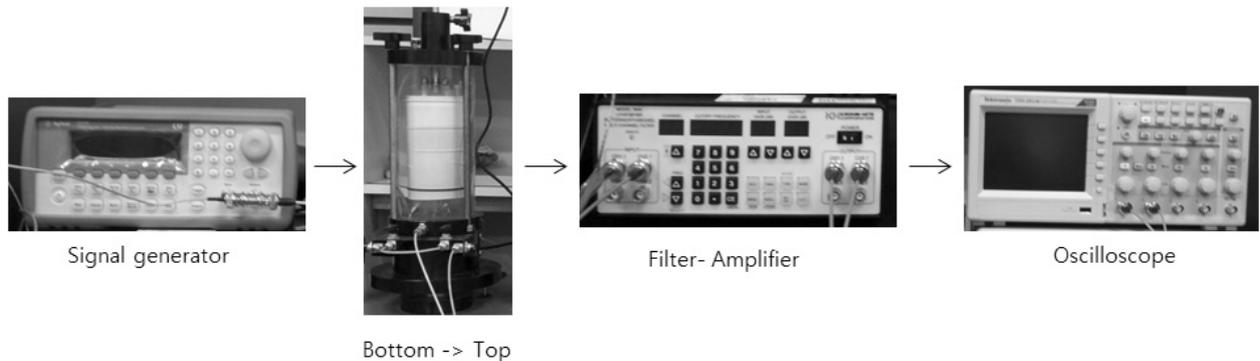
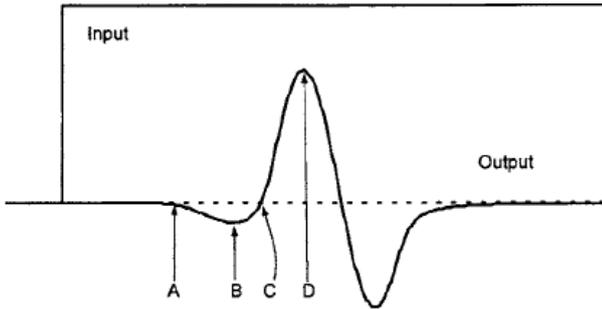


Fig. 3. Procedures for measurement of shear wave velocity (V_s)



(a) First deflection, (b) first bump maximum, (c) zero after first bump, and (d) major first peak

Fig. 4. Selection of arrival time (Lee and Santamarina, 2005)

C점 사이(C점에 가까운 위치)에서 선택하였다.

4. 시험결과 및 분석

본 논문에서는 모래의 시료 재성형 방법으로 알려진 습윤다짐법, 건조낙사법, 그리고 건조퇴적법을 적용하여 시료를 제작한 후, 압밀배수전단 시험을 수행함으로써 전단과정에서의 포아송비의 거동을 분석하였다. 수행된 모든 시험에서 시료는 일정한 유효응력을 유지하면서 배압(back pressure)을 20kPa단위로 증가시켜가며 포화시켰으며 이 때 Skempton(1954)의 간극수압계수, B 값이 0.95 이상의 수치에 도달했을 때를 포화되었다고 간주하였다. 압밀 시에는 등방조건(isotropic)으로 300kPa의 응력을 가하였으며 체적의 변화가 더 이상 발생하지 않는 상태에 도달하였을 때를 압밀이 종료된 시점으로 판단하였다. 전단은 배수 조건하에서 축방향 변형률 (ϵ_a)이 0.1%/min이 되도록 strain control을 통하여 수행하였다. 시료 조성 방법, 상대밀도에 따라 총 8회의 압밀배수 시험(Consolidated Isotropic Drained test, CID)이 수행되었으며, Table 2에는 본 연구에서 수행된 시험조건을 matrix 형태로 나타내었다.

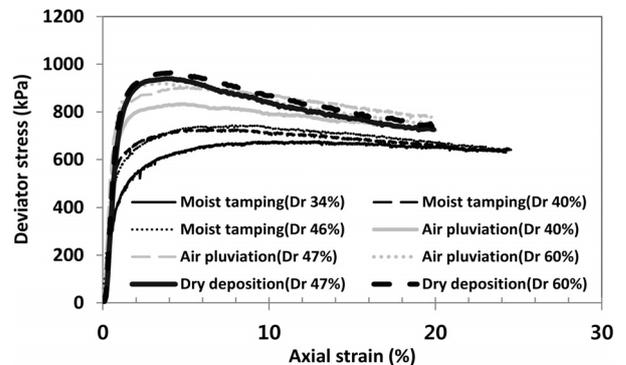
Table 2. Testing matrix in this study

Sample preparation method	Relative density (Dr) [%]	Confining pressure [kPa]
Moist tamping	34	300
	40	
	46	
Air pluviation	40	300
	47	
	60	
Dry deposition	47	300
	60	

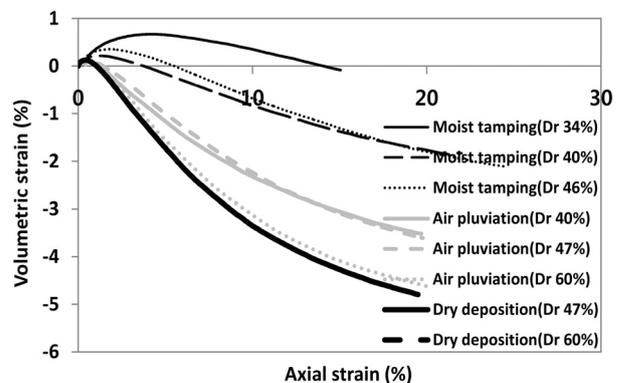
4.1 체적을 통해 산출된 포아송비의 거동

전 절에서 언급한 바와 같이 본 논문에서 제작된 시료는 습윤다짐법, 건조낙사법, 그리고 건조퇴적법이 각각 적용되었다. 각각의 시료 재성형 방법 별 제작 가능한 범위 및 유사한 상대밀도에서의 포아송비의 거동 차이 분석을 위해 습윤다짐법은 상대밀도 34, 40, 46%로 제작되었으며 건조낙사법의 경우에는 40%, 47%, 60%로 제작되었다. 또한 건조퇴적법은 상대밀도 47, 60%로 제작되었다. Fig. 5에는 압밀배수전단 시험을 수행한 결과를 도시하였다.

시험 결과에 따르면 동일한 상대밀도에서도 시료 재성형 방법에 따라 응력-변형률 곡선이나 체적변화율-변형률 곡선에 있어 차이를 보였다. 이는 시료 조성 시 수분의 포함여부와 층 구분의 유무가 영향을 미친 것으로 판단된다. Fig. 6에는 전단과정 전체에 걸쳐 산출된 포아송비의 거동을 도시하였다. 포아송비는 전단이 시작된 직후부터 식 (2)를 통하여 산출하였으며 Fig. 5에 도시한 바와 같이 시료의 재성형 방법 별로 체적 변화에 차이는 발생하였지만 대체적으로 유사한 수치를 나



(a) Stress-strain curve



(b) Volumetric strain-strain curve

Fig. 5. Testing results measured from CD tests

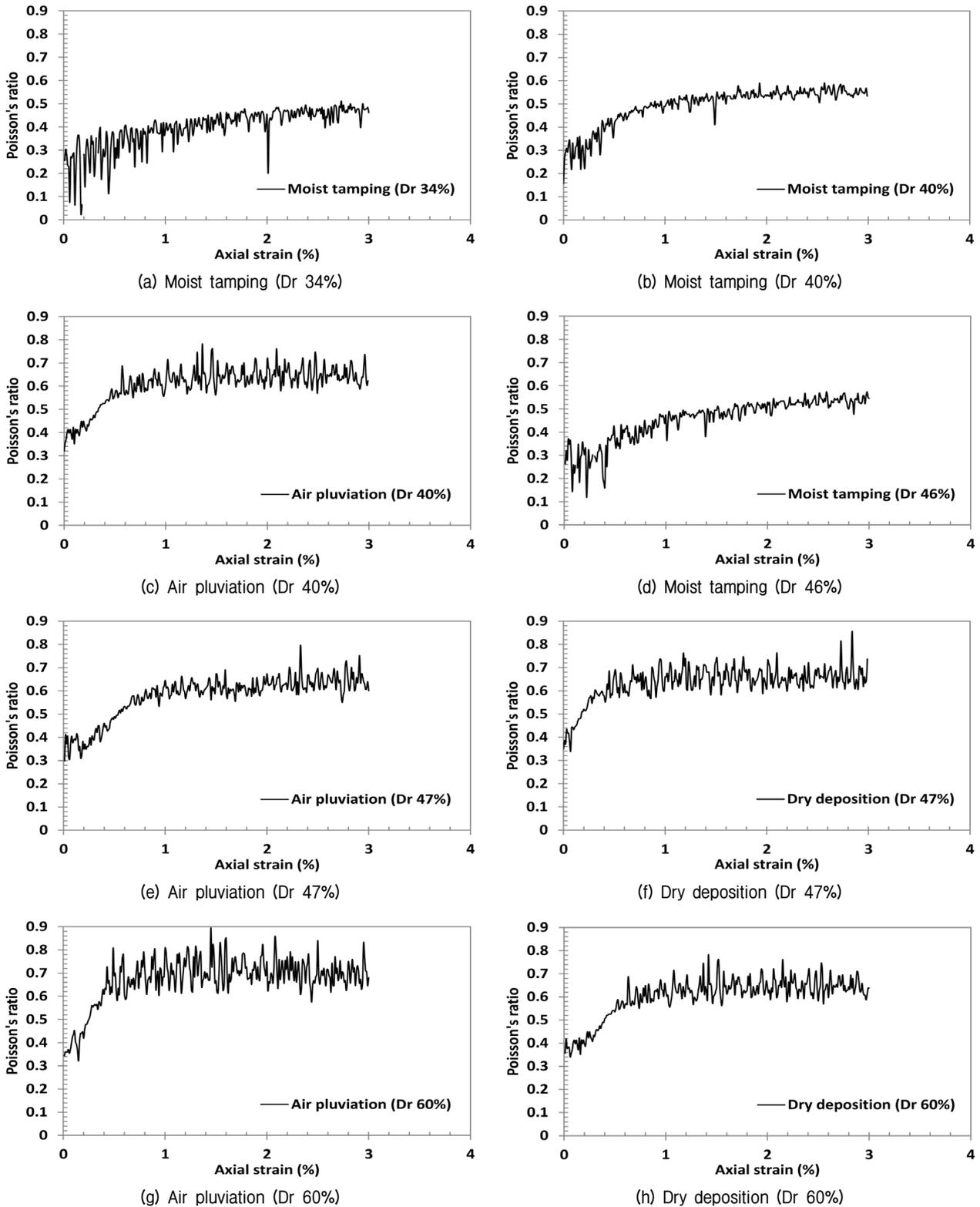


Fig. 6 Variation of Poisson's ratio during shear phase(based on volumetric strain)

타냈다. 모래의 포아송비는 기존 문헌에서 0.3~0.35의 값으로 제시되었으나 실제 시험결과 이를 크게 벗어나는 것으로 나타났으며, 체적의 압축이 발생할 경우 0.15~0.5인 것으로 나타났으며 체적의 팽창이 발생할 경우

에는 0.6을 상회하는 것으로 나타났다. 이는 실제 시료가 전단되는 과정에서 압축 및 팽창이 발생하기 때문이며 포아송비는 시료의 체적 변화에 따라 지속적으로 변화하였다. 결과적으로 포아송비는 시료의 체적변화

거동과 동일하게 변화하였으며 체적의 압축이 발생하는 영역에서는 감소하고 체적이 증가하는 영역에서는 포아송비 또한 증가하는 경향을 나타냈다. 따라서 실제 지반에서의 하중 증가로 인한 거동의 평가 시에는 이러한 포아송비의 변화에 대한 고려가 필요할 것으로 판단된다.

4.2 전단파속도를 통한 강도 예측

본 절에서는 미소변형률에서의 전단탄성계수와 대변형률에서의 흙의 강도와의 상관관계를 분석하였다. 이때, 미소변형률에서의 전단탄성계수는 실제 압밀 종료 시 측정된 전단파 속도와 밀도와의 상관관계를 통해 산출하였으며, 흙의 강도는 전단파 속도가 파의 전파 방향(σ'_1)과 입자가 움직이는 방향(σ'_3)의 주응력에 영향을 받는다는 기존의 연구결과(Roesler, 1979)를 고려하여 유효수직응력(σ'_{1f})을 적용하였다. 여기서 유효수직응력은 구속압(σ'_3)과 수직응력(σ'_1)의 합을 의미한다. Fig. 7은 압밀 종료시점에서의 전단탄성계수(G_0)와 전단과정에서 측정된 파괴점에서의 유효수직응력(σ'_{1f})간의 관계

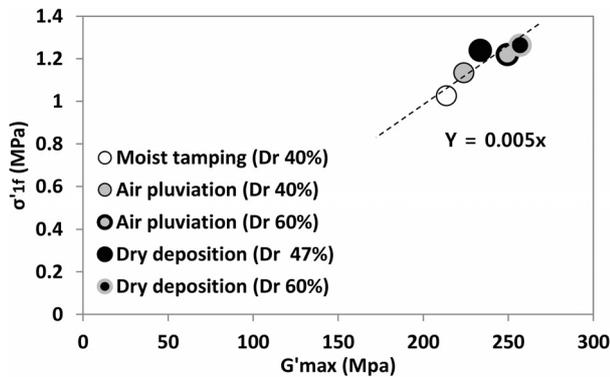


Fig. 7. Relationship between G_0 and σ'_{1f}

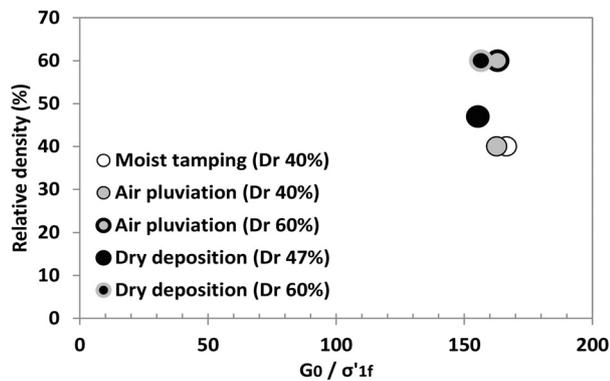


Fig. 8. Variation of G_0 / σ'_{1f} according to relative density (Dr)

를 나타내었다.

분석 결과, G_0 와 σ'_{1f} 간에는 일정한 비를 갖는 것으로 나타났으며 이를 관계식으로 표현하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{G_0}{\sigma'_{1f}} \approx 160.256 \quad (9)$$

본 연구에서 사용된 오타와 샌드의 경우 G_0 / σ'_{1f} 는 약 160.3으로 산출되었으며 측정된 데이터 모두에서 오차는 $\pm 4\%$ 의 범위 안에 포함되었다. Fig. 8에는 상대밀도 별로 산출된 G_0 / σ'_{1f} 의 값을 도시하였다.

이와 같은 결과는 경화된 모래에서 미소변형률에서의 전단탄성계수와 유효수직응력이 고유의 관계를 가지고 있다고 제시한 Sharma et al.(2011)의 결과와 일치한다. 위의 식은 파괴시의 응력과 축차응력, 그리고 이로부터 마찰각을 산정할 수 있으므로 매우 유용하다. 전단파속도와 마찰각간의 고유한 상관관계가 만들어지기 어려운 반면 위의 식을 이용하면 탄성과 조사결과로부터 직접적으로 전단강도를 예측할 수 있으므로 매우 활용도가 높을 것으로 판단된다. 단, 위의 식은 흙의 종류에 따라서 비율에 차이가 있을 것으로 판단되므로 추후 추가적인 연구가 필요하다고 판단된다.

5. 결론

본 연구에서는 포화된 모래에서의 압밀배수전단 시험을 수행하여 전단과정에서의 포아송비의 거동을 분석하였다. 이를 위해 습윤다짐법 탬핑, 건조낙사법, 그리고 건조 퇴적법을 적용하여 다양한 상대밀도의 재성형 시료를 조성하였다. 벤더엘리먼트가 설치된 삼축시험장비를 이용한 일련의 압밀배수시험을 수행하였으며 이를 통해 전단과정에서의 응력, 체적변화 그리고 전단파속도를 측정하였다. 본 연구를 통해 도출된 결론은 다음과 같다.

- (1) 전단과정에서 측정된 수직 및 반경방향 변형률을 통하여 산출된 포아송비는 시료의 상대밀도에 따라 다소 차이는 있지만 대체적으로 유사한 수치를 나타냈다. 실제 측정된 포아송비는 체적의 압축이 발생할 경우 0.15~0.5, 팽창이 발생할 경우에는 0.6을 상회하는 것으로 나타났다. 이는 시료가 전단되는 과정에서 압축 및 팽창의 체적변화가 발생하기 때

문이며 산출된 포아송비의 값은 전단이 진행됨에 따라 지속적으로 변화하였다.

- (2) 시험을 통해 나타난 바와 같이 포아송비는 일정한 값이 아닌 응력의 상태에 따라 변화하는 것으로 나타났다. 따라서 일반적인 지반 공학적 측면에서의 수치해석이나 지반의 거동 평가 시 이러한 포아송비의 변화를 고려해 준다면 보다 정확한 지반의 거동의 예측이 가능할 것으로 판단된다.
- (3) 미소변형률에서의 전단탄성계수와 대변형률에서 흙의 전단강도와 상관계수를 분석한 결과 미소변형률에서의 전단탄성계수는 대변형률에서의 파괴 시 유효수직응력과 일정한 비를 갖는 것으로 나타났다. 본 연구에서 제시된 경험식은 전단파속도를 통한 흙의 전단강도 및 마찰각의 예측이 가능하여 매우 유용하다고 판단된다. 추후 추가적인 실내시험을 통하여 다양한 흙에 대한 전단탄성계수와 유효수직응력간의 관계를 제시할 계획이다.

감사의 글

본 연구는 국토해양부가 출연하고 국토교통과학기술진흥원에서 위탁 시행한 건설기술혁신사업(과제#11기술혁신E02)의 연구비 지원에 의해 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌 (References)

1. Cho, G.C. and Lee, I.M. (2002), "Soil Properties in relation to Elastic Wave", *Journal of Korean Geotechnical Engineering*, Vol. 18, No.6, pp.83-101.
2. Cresswell, A., Barton, M.E., and Brown, R. (1999), "Determining the maximum density of sands by pluviation", *ASTM geotechnical testing journal*, Vol.22, No.4, pp.324-328.
3. Duncan, J.M. and Chang, C.-Y. (1970), "Nonlinear analysis of stress and strain in soils", *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol.96, No. SM5, pp.1629-1653.
4. Dyvik, R. and Madhus, C. (1985), "Lab Measurements of Gmax Using Bender Elements", *Advances in the art of testing soils under cyclic conditions*: ASCE, pp.186-196.
5. Fernandez, A.L. (2000), "Tomographic imaging the state of stress", PhD thesis Civil Engineering, Georgia Institute of Technology, Atlanta. pp.298.
6. Frost, J. and Park, J.-Y. (2003), "A critical assessment of the moist tamping technique", *ASTM geotechnical testing journal*, Vol.26, No.1, pp.57-70.
7. Head, K.H. and Epps, R. (1986), *Manual of soil laboratory testing*, Pentech Press London, pp.
8. Juneja, A. and Raghunandan, M. (2010), "Effect of Sample Preparation on Strength of Sands", Indian Geotechnical Conference, Mumbai, India, pp.327-330.
9. Kumar, J. and Madhusudhan, B. (2010), "Effect of relative density and confining pressure on Poisson ratio from bender and extender elements tests", *Geotechnique*, Vol.60, No.7, pp.561-567.
10. Ladd, C. and Foott, R. (1974), "New design procedure for stability of soft clays", *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, Vol.100, No.7, pp.763-786.
11. Ladd, R. (1978), "Preparing test specimens using undercompaction", *ASTM geotechnical testing journal*, Vol.1, No.1. pp.16-23.
12. Lee, J.-S. and Santamarina, J.C. (2005), "Bender elements: performance and signal interpretation", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.131, No.9, pp.1063-1070.
13. Raghunandan, M., Juneja, A., and Hsiung, B. (2012), "Preparation of reconstituted sand samples in the laboratory", *International Journal of Geotechnical Engineering*, Vol.6, No.1, pp.125-131.
14. Sharma, R.M., Baxter, C.D., Moran, K., Vaziri, H., and Narayanasamy, R. (2011), "Strength of weakly cemented sands from drained multistage triaxial tests", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.137, No.12, pp.1202-1210.
15. Richart, F.E., Hall, J.R., and Woods, R.D. (1970), "Vibrations of soils and foundations", Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, pp.414.
16. Roesler, S.K. (1979), "Anisotropic shear modulus due to stress anisotropy", *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, Vol. 105, No.7, pp.871-880.
17. Salem, H. (2000), "Poisson's ratio and the porosity of surface soils and shallow sediments, determined from seismic compressional and shear wave velocities", *Geotechnique*, Vol.50, No.4, pp.461-463.
18. Viggiani, G. and Atkinson, J. (1995), "Interpretation of bender element tests", *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts*: Elsevier, 32, pp.373A-373A.
19. Yoshimi, Y., Tokimatsu, J., and Ohara, A. (1994), "In situ liquefaction resistance of clean sands over a wide density range", *Geotechnique*, Vol.44, No.3, pp.479-494.

Received : April 14th, 2014

Revised : April 21st, 2014

Accepted : April 21st, 2014