大韓土木學會論文集
第14卷 第6號 · 1994年 11月
pp. 1417~1431

飽和모래의 剪斷强度特性에 關한 實驗的 硏究
-大邱地域 洛東江 모래에 대해-

Experimental Study on the Shear Strength Characteristics of the Saturated Sand

김영수* · 서인식** · 김병탁***
Kim, Young Su · Seo, In Shik · Kim, Byoung Tak

Abstract

In this study, shear strength characteristics of the Nak-Dong river sand in Taegu area are investigated by triaxial compression test, considering shear strain control velocity, relative density, and confining pressure. The results from Lade model and Modified Lade model are compared with the measured value in the laboratory test. The results by the change of shear strain control velocity, relative density, and confining pressure are as follows; 1) The stress limit, which can be Coulomb's law about the Nak-Dong river sand, have ranged 120~200 kpa at 0.08%/min and 120~150 kpa at 0.5%/min. These limits are smaller than that of the calcareous sand and the well-graded quartz sand. 2) The parameters needed to Lade model and Modified Lade model are much affected by the strain control velocity and the relative density. Consequently, in the field, it is important to use parameters aptly after accurately understanding both the loading condition and subsoil condition. 3) Overall, the principal stress ratio obtained from constitutive model equations is not affected by the control velocity, but both the relative density and confining pressure affect the result of constitutive model equations. Consequently, the study on the various conditions about the relative density and confining pressure is needed to accurately predict the stress-strain behavior on the Nak-Dong river sand. 4) For the range of the used confining pressure in the study, the Lade model shows better agreements with the measured value than the Modified Lade model, comparing the measured value with the principal stress ratio at failure and the internal friction angle of failure envelope obtained from the Lade model and Modified Lade model.

요 지

본 연구에서 삼축압축시험기를 이용하여 낙동강유역 모래에 대한 상대밀도, 전단변형제어속도, 구속압력의 변화에 의한 전단강도 특성을 고찰하였다. 그리고 Lade 모델과 수정 Lade 모델의 결과는

* 정회원 · 경북대학교 공과대학 토목공학과 교수
** 정회원 · 경동전문대학 토목과 전임강사
*** 경북대학교 공과대학 토목공학과 박사과정

실험에 의하여 비교하였다. 전단변형제어속도, 상대밀도 그리고 구속압력변화에 의한 결과를 요약하면 다음과 같다. 1) 낙동강유역의 모래에 대해 Coulomb의 식을 이용할 수 있는 응력의 한계는 변형제어속도가 0.08%/min일 때 120~200 kpa이고 0.5%/min일 때 120~150 kpa의 범위로 고찰되었다. 이들 한계범위들은 석회질 모래나 양입도의 석영질 모래에 비해 적게 나타났다. 2) 변형제어속도와 상대밀도 모두가 Lade 모델과 수정 Lade 모델에 필요한 매개변수에 많은 영향을 미친다. 따라서 현장에서는 하중조건과 지반조건을 정확히 파악하여 적절한 매개변수를 사용하는 것이 중요하다. 3) 변형제어속도와 상대밀도의 변화에 따른 구성모델식에 의한 파괴시 주응력비는 전반적으로 변형제어속도에는 큰 영향을 받지 않으나, 상대밀도와 구속압력이 구성 모델식의 결과에 영향을 미치는 것으로 나타났다. 따라서 낙동강유역의 모래에 대한 응력-변형거동의 정확한 예측을 위해서는 다양한 조건에 대한 연구가 필요할 것으로 판단된다. 4) Lade 모델과 수정 Lade 모델에서 결정된 파괴시 주응력비와 파괴포락선의 내부마찰각을 실측치와 비교한 결과, 본 연구에서 사용된 구속응력 범위내에서는 Lade 모델이 수정 Lade 모델보다 평균적으로 실측치에 더 근접함을 보여 주었다.

1. 서 론

사질토 지반에 각종 토목 구조물의 설계, 시공 및 안정해석에서 대단히 중요한 문제 중의 하나는 하중을 가할 경우 일어나는 거동을 예측하는 일이며, 사질토에서는 특히 지지력문제보다 변형문제가 일반적으로 더 중요하다. 모래의 배수 전단강도와 비배수 전단강도의 연구는 모래의 전단강도에 영향을 끼치는 인자들에 대한 보다 더 기초적인 이해가 필요하게 되었다. 그래서 최근에는 이 문제에 대하여 상당한 연구가 이루어지고 있다.

비배수 재하조건하에서 흙과 간극수압의 거동 예측은 흙-구조물 상호작용문제와 토체의 파괴와 이동의 해석에 있어서 중요하게 거론되어지고 있다. 그리고 간단하거나 복잡한 경계를 포함하는 문제에 대하여 간극수압과 변형의 상세한 해석을 위해 유한요소해석이 많이 수행되어져 왔다. 그래서 실험에서 얻어진 다양한 응력-변형율 특성과 강도특성을 정확히 설명할 수 있는 흙 거동에 관한 구성모델식이 유한요소해석을 위하여 필요하게 되었다. 이에 구성모델식에 대해 많은 연구가 진행되었고 제안된 구성식만도 수십 종에 이른다.

이 가운데 탄·소성모델이 가장 많이 이용되고, 또한 지반 해석에 이용할 수 있도록 프로그램화되어지고 있다. 탄소성 모델 가운데 최근 주목받고 있는 이론은 Lade 가 제안한 모델이다.[9,10] 그러나 구성모델에 필요한 매개변수의 결정이 어려워서 이론연구 위주로 진행되어 왔다. 최근의 실험기기 자동화와 정밀화로 이러한 문제가 해소되어 매개변수의 결정과 구성모델식 제안의 필요성이 증대되고 있다.

이에 본 연구에서는 낙동강 유역의 포화 모래지반에 대하여 변형율 제어 속도(strain control velocity), 상대 밀도(relative density), 구속압력(confining pressure) 등의 변화가 비배수 전단강도 정수인 내부마찰각과 응력-변형율(stress-strain) 곡선 그리고 응력경로(stress path)와 파괴 포락선(failure envelope)의 변화에 대해 영향을 끼치는 정도를 비교 분석하고, Lade 모델과 수정 Lade 모델에 필요한 토질매개 변수를 변형제어속도와 상대밀도의 변화에 따라 탄성변형율과 소성붕괴변형율 소성팽창변형율에서 각각 결정하며, 낙동강 유역(대구지역)의 포화 모래에 적합한 구성모델식을 파괴시의 주응력비와 파괴포락선에서의 내부마찰각(ϕ)에 의한 실험치와 Lade 모델과 수정 Lade 모델에 의한 결과를 비교하여 두 모델중에서 적합한 모델을 제안하고자 하며, 이를 이 지역의 교량, 제방, 대형 하수관거등의 토목구조물 설계, 시공 및 안정해석시 응력-변형거동과 응력-간극수압거동을 예측함에 필요한 기본자료로 제공하고자 한다.

2. Lade 모델과 수정 Lade 모델의 이론

2.1 Lade 모델 이론

Lade 모델은 제 1, 3 불변량의 항으로 표현된 확장 항복면과 파괴면을 갖는 새로운 탄소성 및 경화모델로서 사질토와 재성형된 정규압밀점토에서 시행한 실험으로부터 발전된 것이며, 기본원칙은 다음과 같다.

탄성-소성 이론에 의하여 흙의 응력-변형율 거동을 모델화하기 위하여 전 변형율 증분($d\varepsilon$)을 탄성 변형율 증분($d\varepsilon^e$)과 소성 붕괴 변형율 증분($d\varepsilon^c$), 그리고 소성 팽창 변형율 증분($d\varepsilon^p$)로 나누었으며 그 식은 다음과 같다(그림 1).

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^c + d\varepsilon_p \qquad (1)$$

식 (1)에서 나타나는 변형율 성분들은 부분적으로 계산되어진다.

탄성변형율은 탄성계수(E_{ur})와 Poisson비(μ)를 사용하여 Hooke의 법칙으로부터 구한다.

$$E_{ur} = K_{ur} P_a \left[\frac{\sigma_3}{P_a} \right]^n$$

여기서, K_{ur}은 무차원 변형계수이며, n은 상수이다.

소성 붕괴 변형율과 연관된 항복면은 원추형 항복면(conical yield surface)에 cap 모양으로 폐합되는 항복면이다. 붕괴 항복면은 주응력 공간의 원점을 중심으로 구형의 형상을 하고 있으며 제 1, 제 2 응력 불변량(I_1, I_2)의 항으로 표현이 되어지며 다음식과 같다.

$$f = I_1^2 + 2I_2$$

여기서, $I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z$,

$$I_2 = \tau_{xy}\tau_{yx} + \tau_{yz}\tau_{zy} + \tau_{zx}\tau_{xz} - (\sigma_x\sigma_y + \sigma_y\sigma_z + \sigma_z\sigma_x)$$

소성 포텐셜 함수는 $g_c = I_1^2 + 2I_2$이다. 이와 같이 원추형 항복면에 사용된 통상적인 조건은 관련 유동칙(associated flow rule)을 수반하고 소성붕괴변형율의 증분벡터들은 구형 항복면에 대해 직각을 이루며 그림 2와 같다. 구형 항복면에 사용된 일-경화법칙은 다음과 같이 나타낸다.

$$f = P_a^2 \left(\frac{1}{c} \right)^{1/p} \left(\frac{W_c}{P_a} \right)^{1/p}$$

여기서, $W_c = \int (\sigma_i)^T (d\varepsilon_i) = \int \sigma_3 \, d\varepsilon_v^c$ (등방 압축 하

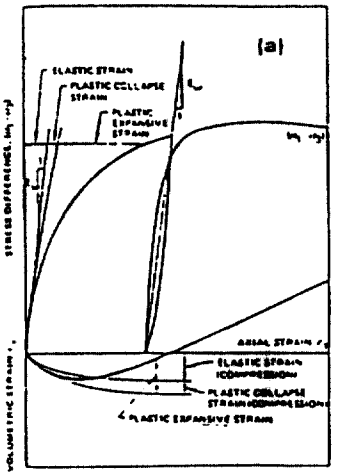


그림 1. 탄성, 소성붕괴, 소성팽창변형율 성분

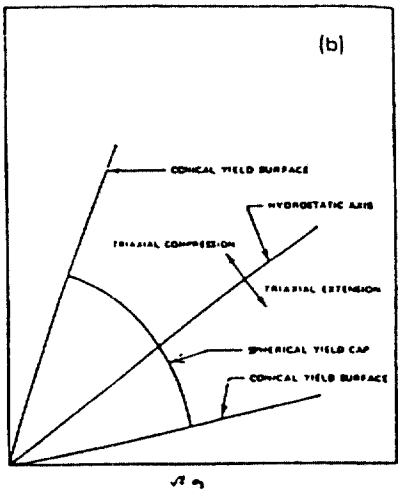


그림 2. 소성붕괴변형율증분벡터

중상태시)

c는 절편 상수이며, p는 기울기이다. 소성팽창변형율과 연관된 원추형 항복면은 제 1과 제 3 응력 불변량(I_1, I_3)의 항으로 다음 식 (2)와 같이 나타난다.

$$f_p = \left(\frac{I_1^3}{I_3} - 27 \right) \left(\frac{I_1}{P_a} \right)^m$$

$$f_p = \eta_1 \qquad (\text{파괴시}) \qquad (2)$$

여기서, $I_3 = \sigma_x\sigma_y\sigma_z + \tau_{xy}\tau_{yz}\tau_{zx} + \tau_{yx}\tau_{zy}\tau_{xz} - (\sigma_x\tau_{yz}\tau_{zy} + \sigma_y\tau_{xz}\tau_{zx} + \sigma_z\tau_{xy}\tau_{yx})$

식 (2)에서 η_1과 m는 임의 밀도에서 특정 흙에

대해 결정되는 상수이다. 소성 포텐셜함수(plastic potential function)는 다음과 같다.

$$g_p = I_1^3 - (27 + \eta_2(\frac{P_a}{I_1})^m)I_3$$

여기서, η_2는 주어진 f_p와 구속압력에 관한 상수이다.

원추형 항복면에 대한 일-경화법칙은 다음과 같이 표현된다.

$$f_p = ae^{-bW_p}\left(\frac{W_p}{P_a}\right)^{1/q}$$

여기서, W_p(소성 일)$=\int(\sigma_{ij})^T(d\varepsilon_{ij}^P)$

$$q = \frac{\ln(\frac{W_{p(peak)}}{fW_{p(60)}}) - (1-(\frac{W_{p(60)}}{W_{p(peak)}}))\times\ln(e)}{\ln(\frac{\eta_1}{f_{p(60)}})}$$

여기서, $W_{p(peak)}$는 파괴시의 소성 일이며 구속압 σ_3의 증가에 따라 증가하며 $f_{p(60)}$는 η_1의 60%에 해당하는 값이고, $W_{p(60)}$는 $f_{p(60)}$에 해당하는 소성 일을 의미한다.

$$a = \eta_1\left(\frac{e\times P_a}{W_{p(peak)}}\right)^{(1/q)}$$

$$b = \frac{1}{q\times W_{p(peak)}}$$

2.2 수정 Lade 모델 이론

앞에서 설명한 Lade 모델의 수정은 Lade 모델 개념을 답습하여 제 2 응력 불변량을 추가시킨 것으로 제 1, 제 2 및 제 3 응력 불변량(I_1, I_2, I_3)를 사용한 원추형 항복면의 두개 항복면을 갖는 구성식이며 더 나아가 이 구성식의 확장으로서 원추형 항복면인 단일 항복면만을 갖는 구성식으로의 적용을 시도한 것이다.

여기서 단일 항복면 함수를 갖는 구성식의 장점은 소성붕괴변형과 관련된 토질 매개변수인 C, P를 사용치 않으므로 매개변수를 위한 실내시험중 등방압축시험을 생략할수 있다는 장점이 있다. 수정 Lade 모델은 Lade 모델과의 차이는 소성팽창 변형율성분에 있다.

제안된 수정 구성식의 파괴면 f_p는 제 1, 제 2 및 제 3 응력 불변량(I_1, I_2 및 I_3)으로 다음과 같다.

$$f_p = \frac{I_1^2}{-I_2 I_3^{1/3}}\left(\frac{I_1}{-I_2}\right)^m$$

$f_p = \eta_1$ (파괴시)

수정 Lade 모델에서 사용하는 소성 포텐셜은 두 종류의 함수를 사용하나 그 결과는 거의 동일하다. 이 두 종류의 소성 포텐셜 함수은 다음과 같다.

ⓐ $g_{p1} = I_1^2\left(\frac{I_1}{-I_2}\right)^m - \eta_2(-I_2)(I_3^{1/3})$

ⓑ $g_{p2} = \frac{I_1^2}{-I_2}\left(\frac{I_1}{-I_2}\right)^m - \eta_2(I_3^{1/3})$

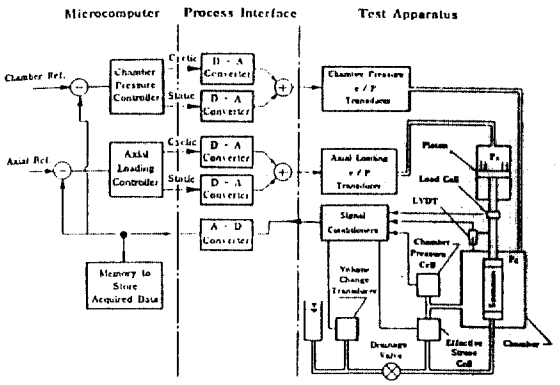
f_p의 수치로 표현되는 연경화의 정도 및 소성 일 W_p와는 일정한 관계가 있으며 $W_p = f(f_p)$로 나타낼 수 있고 삼축 압축 시험의 각 단계별 소성 일은 아래식에 의하여 계산된다.

$$W_p = \int(\sigma_{ij})^T(d\varepsilon_{ij}^P)$$

$$f_p = a\ \exp(-b\times W_p)\times\left(\frac{W_p}{P_a}\right)^{1/q}$$

3. 실험방법 및 장치

본 시험에서 사용한 시험기의 계통도는 아래 그림과 같고 시료는 대구지역 낙동강유역의 모래를 채취하여 자연 건조시킨 후 #60 체를 통과하고 #200 체에 잔류하는 모래를 사용하였다. 채취한 모래에 대한 입도분포곡선과 물리적 특성은 그림 4와 표 1에서 보여주고 있다. 본 연구에 사용된 시험기기는 Chan에 의해 고안된 CKC-Cyclic 삼축압축 시험기이며, 40개의 시료를 사용하여 CIU 시험을 실시하였다.



CKC-Cyclic 삼축압축 시험기의 계통도

표 1. 대구지역 낙동강유역의 물리적 특성

비중 G_S	D_{10} (mm)	D_{60} (mm)	D_{30} (mm)	C_C	C_U	흙의 분류
2.651	0.147	0.270	0.227	1.3	1.84	SP

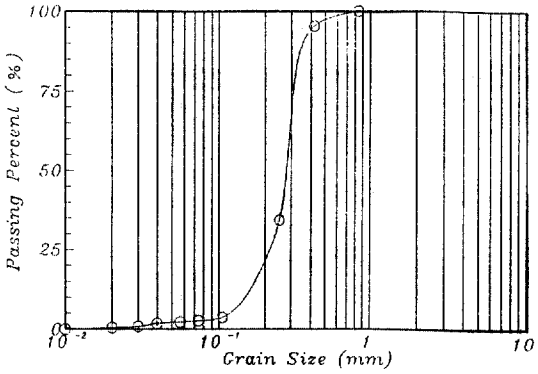


그림 3. 입도분포 곡선

#60 체를 통과하고 #200 체에 잔류하는 건조 모래의 최대 간극비(e_{max})와 최소 간극비(e_{min})는 각각 1.179 와 0.843 으로 결정되었다. 참고적으로 백마강유역 모래의 최대 간극비(e_{max})와 최소 간극비(e_{min})는 각각 1.255와 0.973 으로 나타난다.[15]

삼축 압축 시험의 공시체 제작에 있어서, 채취한 시료에서 구한 최대 간극비와 최소 간극비를 이용하여 공시체의 상대밀도(D_r)를 조정하고 공시체내의 균등한 상대밀도를 이루기 위하여 공시체를 5개 층으로 나누어 각 층마다 공시체의 시료 성형기 저판에 진동을 가하여서 상대밀도를 거의 일치시켰다.

준비된 시료를 0.2 mm 두께의 고무막과 시료 성형기사이에 진공압을 가하여 시료 성형기의 고무막 내부에 5층으로 나누어서 표면과 평균 2.5 cm의 높이에서 자유낙하시킨다. 이때에 각 층마다 거의 동일한 상대밀도를 유지하기 위해 시료 성형기 저판을 진동시킨다. 요구하는 시료의 높이까지 상대밀도를 맞춘 후 공시체의 상단에 여과지를 놓고서 Cap를 얹는다. 그 후 시료 성형기와 고무막 사이의 진공압을 제거시켜서 고무막을 시료에 부착하고 시료의 아래, 위에 각각 2개의 O-ring를 설치한다. 이는 격실(cell)의 물이 시료속으로 유입되는 것을 방지하기 위함이다. 본 연구에서 사용된 시료의 입경은 0.25 mm~0.074 mm의 범위를 나타내고 있으며, Frydman(1973)에 의하면 시료의 평균입경이 0.1 mm~0.2 mm 이하이면 고무막에 의한 영향을 무시할 수 있다고 제안하였다.[14]

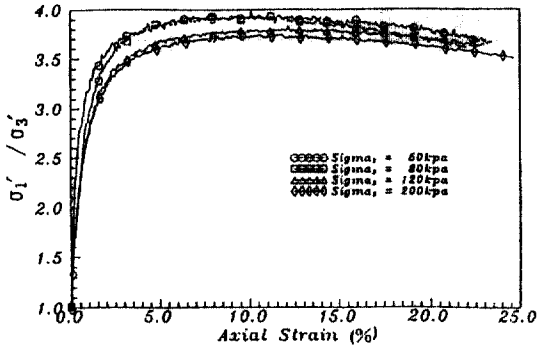
시료에 대한 균일한 단면은 시료 성형기에 의하여 이루어지며 시료 성형기를 제거할때 시료속에 진공을 가하여 시료의 무너짐을 방지한다. 상부 Cap 위에 하중재하봉이 달린 하중판을 올려 놓고서 cell을 시료 외곽에 부착시켜 삼축실을 조립한다. 격실에 증류수를 채우는데 이때 증류수는 격실 상부부분에서 5 cm 아래까지 채우며, 이는 본 실험기기가 공기로 격실의 수면까지 압력을 가하여서 시료의 측압을 증가시키기 때문이다.

시료에 대한 포화는 유수법, 배압법, CO_2, 진공법이 있으나, 본 연구에서는 시료의 포화를 진공법을 사용해 상·하부 Cap의 배수구를 통하여 진공압을 거의 −90 kpa까지 가해 시료속의 공기를 제거한 후에 다시 시료의 상 하부 Cap의 배수구를 통하여 시료에 증류수를 채워 포화를 시키는 방법을 사용하였으며, 이 방법으로 실시한 시료의 포화도(S_r)는 간극수압계수 B를 측정하여 구하였으며, 95% 이상의 포화도를 나타냈다.

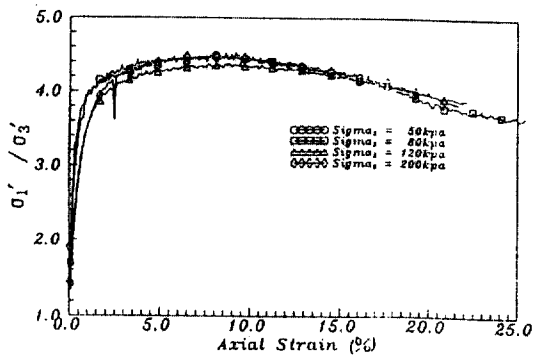
압밀배수시험과 압밀비배수시험에서 하중재하속도가 강도에 미치는 영향은 잘 알려져 있다. 압밀배수시험에서는 배수조건을 고려하여 간극수압이 발생하지 않도록 파괴속도를 결정하지만 압밀비배수시험은 일반적으로 분당 1%를 초과하지 않도록 하고 있다(한국공업표준규격). 따라서 본 연구에서는 전단변형율 제어속도를 0.5%/min, 0.08%/min에 대해서 실시하였다.

4. 전단강도특성

포화된 모래의 응력-변형거동은 사질토 지반 흙의 이방성(anisotropy), 퇴적방법, 응력-변형 이력, 초기 간극비, 변형 제어 속도, 구속압력, 중간주응력 등에

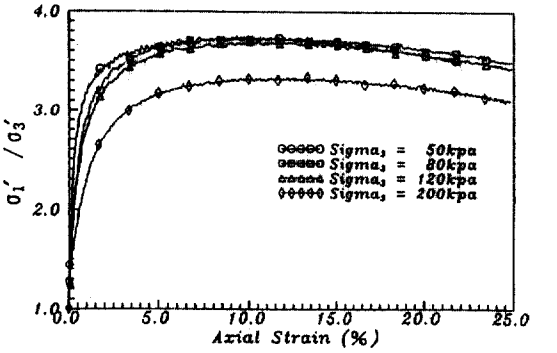


(a) 상대밀도 50%

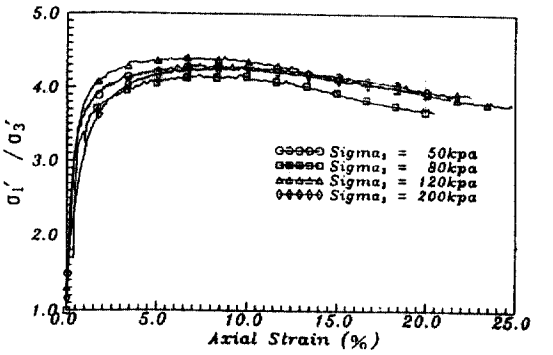


(b) 상대밀도 100%

그림 4. 유효주응력비-변형곡선



(a) 상대밀도 50%



(b) 상대밀도 100%

그림 5. 유효주응력비-변형곡선

의하여 영향을 받는다.[8] 따라서, 본 연구에서는 전단강도 특성을 초기간극비(e_o), 변형 제어 속도, 구속압력의 변화에 대하여 고찰하였다.

4.1 유효주응력비-변형곡선

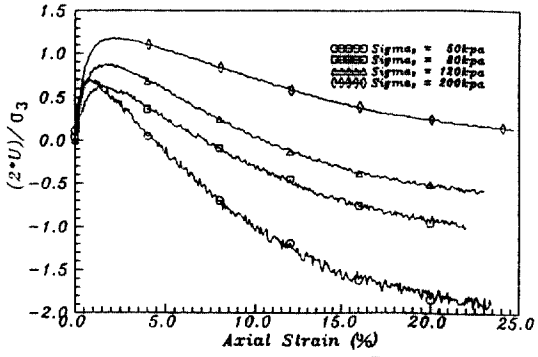
변형제어속도가 0.08%/min인 그림 5에서, 구속압력이 증가할수록 파괴시 유효주응력비는 상대밀도 50% 일때 3.776, 3.724, 3.579, 3.552로 감소하고, 상대밀도 100%일 때 4.496, 4.324, 4.096, 3.799로 상대밀도 50%보다 큰 차이로 감소하였고, 0.5%/min인 그림 5에서는 상대밀도 50%일 때 3.57, 3.568, 3.511, 3.30로 거의 변화가 없으나, 상대밀도 100%일 때 4.372, 4.361, 4.248, 4.169로 감소하였다.

변형제어속도 0.08%/min와 0.5%/min를 비교하여 보면, 변형제어속도의 변화에 무관하게 상대밀도가 증가할수록 파괴후 유효주응력비의 감소현상은 명확히 나타났으며, 낮은 변형제어속도에서 이러한 현상은 심한 것으로 나타났다. 이는 모래에 대한 변형제어속도가 낮을수록 유용한 결과를 얻을 수 있음을 보여준다.

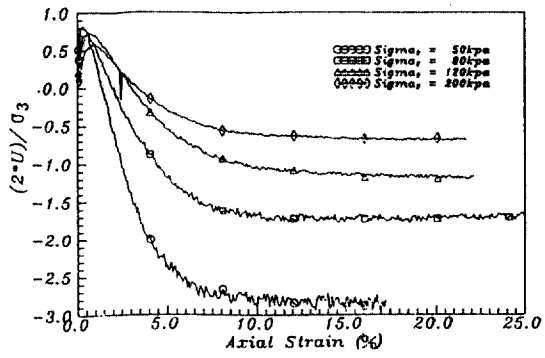
4.2 간극수압비-변형곡선

변형제어속도가 0.08%/min인 그림 7에서, 구속압력이 증가할수록 간극수압비의 최고치는 상대밀도 50%일 때 0.637~1.174의 범위로 나타나며, 이때의 축변형율은 0.817%~2.09%의 범위를 나타냈다. 상대밀도 100% 일때는 0.574~0.831의 범위로 나타나며, 이때의 축변형율은 0.321%~0.806%의 범위를 나타냈다.

변형제어속도 0.08%/min와 0.5%/min(그림 8)를 비교하여 보면, 상대밀도와 변형제어속도에 간극수압비의 최고치가 상당한 영향을 받고 있으며, 구속압력이 증가할수록 축변형율의 증가에 따른 간극수압은 급격히 감소하다가 완만해졌다. 이러한 현상은 상대밀도가 클수록 그리고 변형제어속도가 느릴수록 두드러지게 나타났다.

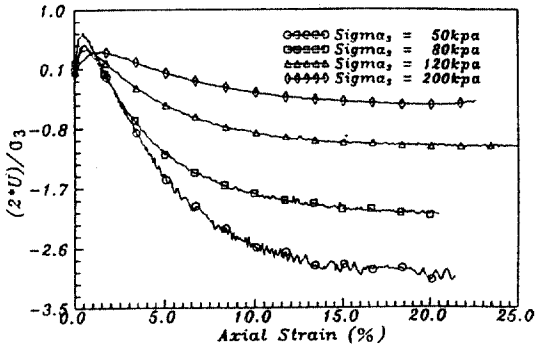


(a) 상대밀도 50%

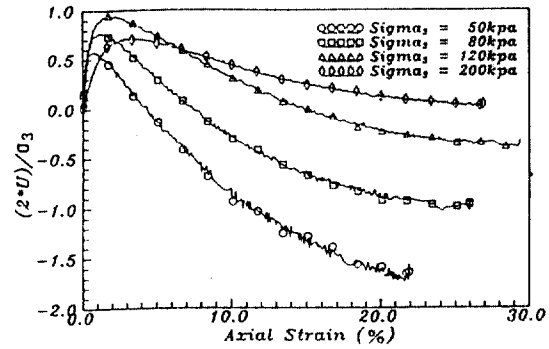


(b) 상대밀도 100%

그림 6. 간극수압비-변형곡선

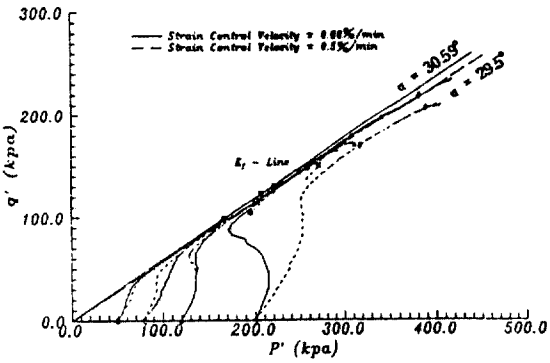


(a) 상대밀도 50%

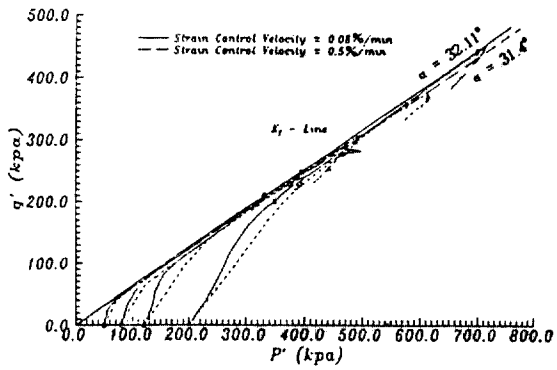


(b) 상대밀도 100%

그림 7. 간극수압비-변형곡선



(a) 상대밀도 50%



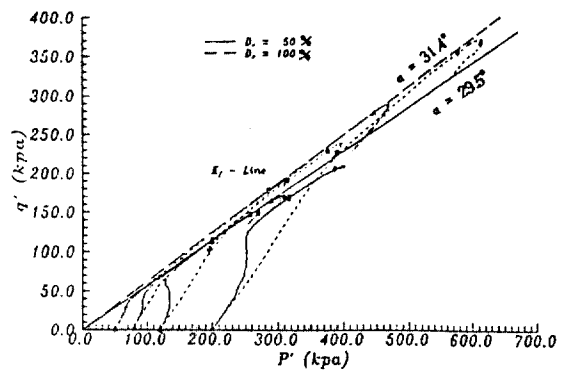
(b) 상대밀도 100%

그림 8. K_f-Line과 유효응력경로에 대한 변형제어속도의 영향

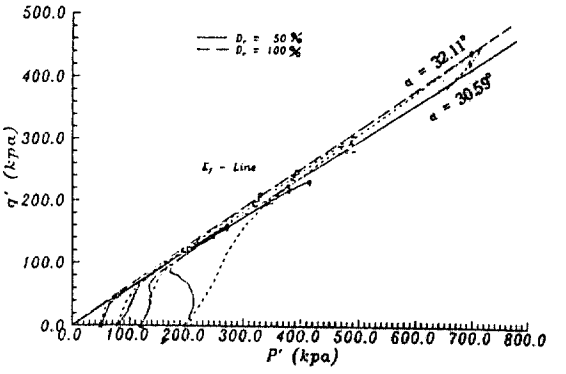
4.3 응력경로

변형제어속도에 의한 영향을 상대밀도 50%와 100%에 대해 고찰하면 그림 9와 같다. 상대밀도 50%에서, 변형제어속도가 0.08%/min에서 0.5%/min로 증가함에 따라 K_f-Line의 기울기는 30.59°에서 29.5°로 감소하였으며 상대밀도 100%에서는 32.59°에서 31.4°로 감소하였다.

이와같이 상대밀도에 무관하게 변형제어속도가 빠를수록 K_f-Line의 기울기는 감소하였으며 변형제어속도의 증가에 따른 K_f-Line의 기울기 차이는

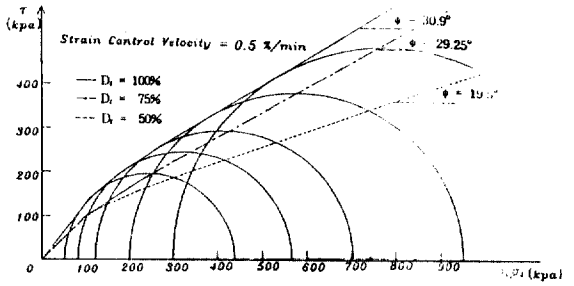


(a) 0.08%/min



(b) 0.5%/min

그림 9. K_f-Line과 유효응력경로에 대한 상대밀도의 영향



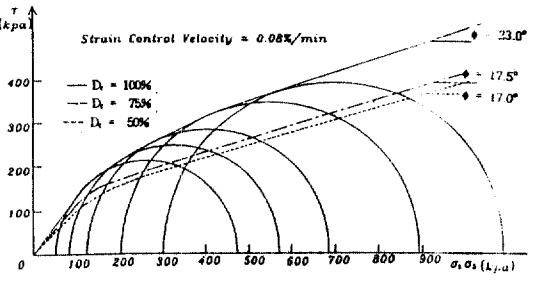


그림 10. 파괴포락선에 대한 상대밀도와 변형제어속도의 영향

상대밀도가 50%에서 100%로 증가할수록 1.09에서 0.71로 감소하였다.

변형제어속도에 따른 유효응력경로의 변화는 높은 구속압력에서 크게 일어났으며 낮은 상대밀도에서 이러한 현상은 심한 것으로 나타났다.

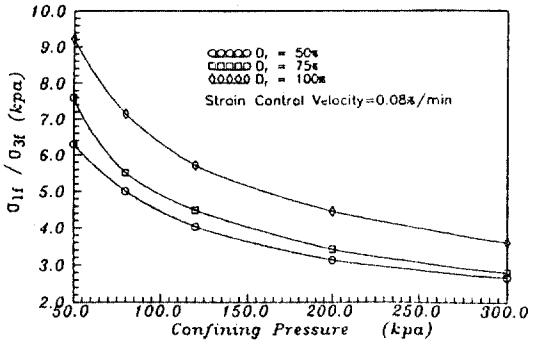
상대밀도에 의한 영향을 변형제어속도 0.5%/min과 0.08%/min에 대해 고찰하면 그림 10과 같다. 변형제어속도 0.5%/min에서, 상대밀도가 50%에서 100%로 증가함에 따라 K_f-Line의 기울기는 29.5°에서 31.4°로 증가하였으며 변형제어속도 0.08%/min에서는 30.59°에서 32.11°로 증가하였다.

이와같이, 변형제어속도에 무관하게 상대밀도가 증가할수록 K_f-Line의 기울기는 증가하였으며 상대밀도의 증가에 따른 K_f-Line의 기울기 차이는 변형제어속도가 0.5%/min에서 0.08%/min로 감소할수록 1.9에서 1.5로 감소하였다. 상대밀도에 따른 유효응력경로의 변화는 높은 구속압력에서 크게 일어났으며 느린 변형제어속도에서 이러한 현상은 심한 것으로 나타났다.

4.4 전단강도

4.4.1 내부마찰각의 변화

파괴포락선은 상대밀도와 변형제어속도에 의하여 상당한 영향을 받는 것으로 알려져왔다.[8] 통상적으로 모래에 대한 점착력은 존재하지 않으나, 그림 11에서 보는 바와 같이 각 상대밀도에 대해 5~6개의 모어원에 의한 접선으로 그려진 파괴포락선은 곡선으로 나타나고 있다. Coulomb(1776)의 연구로 입상토에 적용되어온 $\tau=\sigma\times\tan\phi$식은 상당히 낮은 압력하에서 거의 정확하나, 높은 압력하에서의 Mohr-Coulomb 파괴법칙을 사용하기 위해서는 점착절편(cohesion intercept)의 사용이 필요하다.[14] 이와 같이 많은 공학적 문제에 있어서는 Coulomb 의 식을 사용하는 것이 바람직하나, 대규모 댐이나 제방등과 같은 토목구조물에 의해 발생하는 높은 압력하에서는 Coulomb 의 식을 적용하기에는 다소 무리가 있음을 그림 11에서 알 수 있다. 이에, 본 실험을 통해 얻어진 결과로부터 Coulomb(1776) 식의 사용한계가 되는 응력값은 상대밀도에 따라 변형제어속



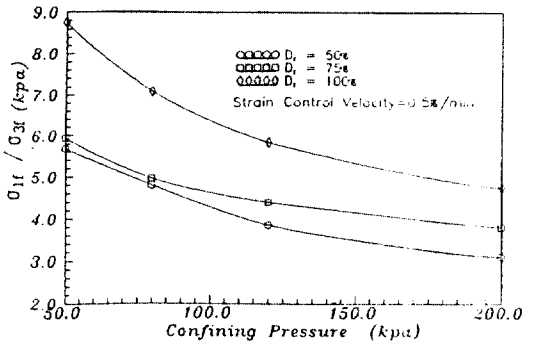
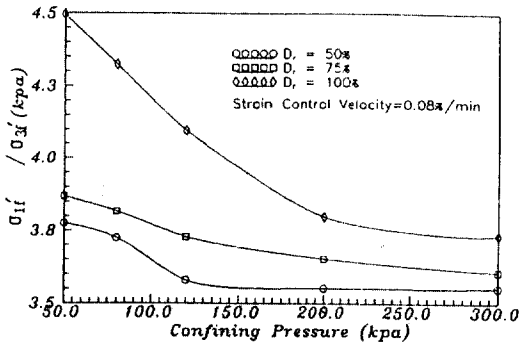


그림 11. 파괴시 주응력비의 변화



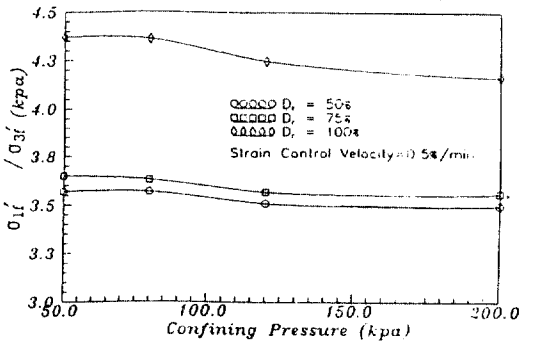


그림 12. 파괴시 유효주응력비의 변화

도가 0.08%/min일 때는 120~200 kpa이고 0.5%/min일 때는 120~150 kpa의 범위로 나타났다. 참고적으로 이러한 응력한계값이 석회질 모래에서는 대략 500 kpa이고 양입도 석영질 모래에서는 1000 kpa 정도로 높게 나타나고 있다.[14]

4.4.2 주응력비와 유효주응력비의 변화

변형제어속도, 상대밀도와 구속압력의 변화에 따른 파괴시 주응력비의 변화는 그림 12와 같이 나타났다. 변형제어속도가 0.08%/min에서는 구속압력이 증가할수록 파괴시 주응력비가 감소하였으며, 특히 동일 상대밀도에 대하여 낮은 구속압력에서는 급격히 감소하였다. 그리고, 상대밀도가 작을수록 구속압력 증가에 따른 파괴시 주응력비의 감소폭이 작게 나타났다. 변형제어속도가 0.5%/min에 대한 주응력비의 변화는 상대밀도가 클수록 파괴시 주응력비는 높은 응력상태에서보다 낮은 응력상태에서 더 큰 감소를 보여주고 있다. 변형제어속도, 상대밀도와 구속압력의 변화에 따른 파괴시 유효주응력비의 변화는 그림 13과 같다. 변형제어속도가 0.08%/min에서는, 낮은 응력상태에서 상대밀도가 증가할수록 파괴시 유효주응력비 ($\sigma_{1f}'/\sigma_{3f}'$)는 급격히 감소하며, 높은 응력상태에서는 완만하게 감소하였다. 특히, 상대밀도 50%에서 높은 응력상태에서의 파괴시 유효주응력비는 거의 변화하지 않고 있다. 변형제어속도 0.5%/min에서는, 상대밀도가 100%일 때 파괴시 유효주응력비는 구속압력이 80 kpa까지 거의 변화하지 않으나, 그 이상에서는 완만하게 감소하였다. 상대밀도가 75%와 50%에서는 구속압력이 증가함에 따라 파괴시 유효주응력비의 변화가 크게 관찰되지는 않았다.

5. Lade 모델과 수정 Lade 모델에 대한 비교 및 검토

본 연구에서는 Lade 모델과 수정 Lade 모델의 구성식에 필요한 토질매개변수를 변형제어속도와 상대밀도를 달리하여 각각 결정하고, 이들 매개변수중에서 파괴규준과 관계되는 m, η_1을 이용하여

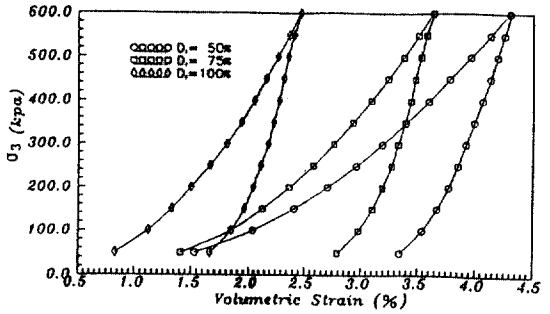


그림 13. 구속압력에 의한 체적변형율의 변화

파괴시 주응력비, 파괴시 내부마찰각과 파괴포락선에서의 내부마찰각을 결정하였으며, 이를 실험치와 비교 검토하였다.

5.1 변화인자에 의한 토질매개변수들의 비교

소성 팽창변형율성분에 대한 원추형 항복면 함수(f_p)에 제1과 제3 응력불변량의 항을 갖는 Lade 모델에서 각 변형율에 대하여 토질매개변수를 요약하면 다음과 같다.

① 탄성변형율과 관련하여 K_{ur}, η 및 μ(poisson's ratio)

② 소성붕괴변형율과 관련하여 C 및 P

④ 소성팽창율과 관련하여 m, η_1, R, S, t, α, β, Pl, 1이다.

여기서, 소성붕괴변형율과 관련되는 매개변수 C, P를 결정하기 위하여 등방압축시험을 행하였으며 압밀시간은 모든 시료에 대하여 동일하게 2시간의 압밀을 실시하였으며, Lade 모델의 소성 붕괴 변형에 관련되는 매개변수의 결정을 위하여 등방 압밀시험에서 압밀응력의 값을 50 kpa에서 600 kpa까지 50 kpa씩 증가시켜 가하였고 구속압력의 증가에 따른 체적변형율은 그림 14와 같다.

구속압력에 의한 간극비의 변화를 상대밀도에 따라 고찰하여 이를 최소자승법으로 회귀분석하여 서로의 관계는 다음의 식 (3)과 같이 나타난다.

$$\begin{aligned} e &= 1.0817\sigma_3^{\,0.0238} : D_r = 50\% \\ e &= 0.9777\sigma_3^{\,0.0201} : D_r = 75\% \\ e &= 0.8824\sigma_3^{\,0.0154} : D_r = 100\% \end{aligned} \quad (3)$$

변형제어속도와 상대밀도를 달리하여 Lade 모델과 수정 Lade 모델에 필요한 토질매개변수를 그림 15, 16, 17, 18, 19에서 곡선의 최적화로 식을 결정하여 요약하면 표 2와 같다.

5.2 각 모델과 실험치의 비교 검토

모래에 대한 Lade 모델과 수정 Lade 모델의 구성식으로부터 얻어진 응력-변형곡선의 거동이 실험치와 거의 일치함을 각종 문헌에서 찾아볼수가 있다.[2,10,11] 따라서 본 연구에서는 Lade 모델과 수정 Lade 모델의 파괴규준과 관계되는 매개변수 m, η_1을 이용하여 파괴시 주응력비를 식 (4)와 식 (5)로 결정하였다.

$$\left[\frac{(\xi+B(\xi-1)+2)^3}{\xi(B\xi-1)+1)}-27\right]\left[\frac{(\xi-B(\xi-1)+2)\sigma_3}{P_a}\right]^m=\eta_1$$

: Lade 모델 (4)

$$\frac{(\xi-B(\xi-1)+2)^2}{(B\xi^2+2\xi-B+1)\sigma_3(\xi(B(\xi-1)+1))^{1/3}}\;\frac{(\xi+B(\xi-1)+2)}{(B\xi^2+2\xi-B+1)\sigma_3}=\eta_1$$

: 수정 Lade 모델 (5)

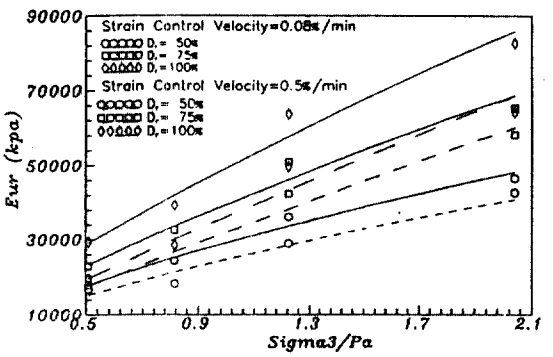


그림 14. 탄성변형과 관련된 K_{ur}, η 및 μ 결정

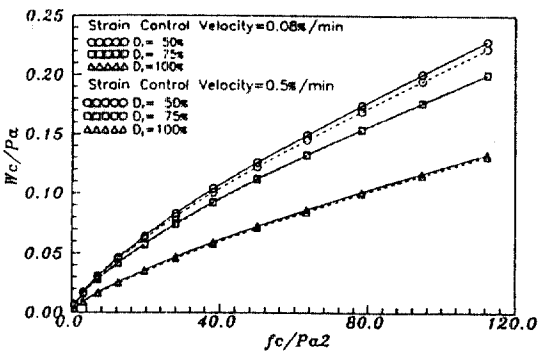
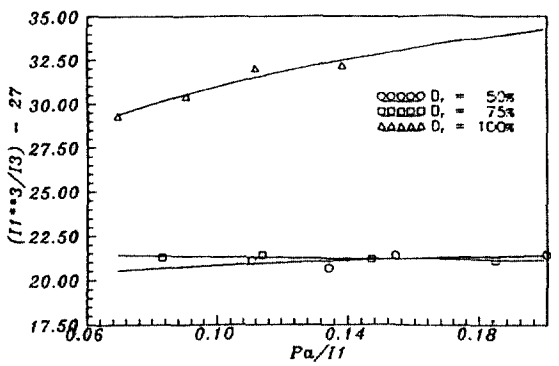
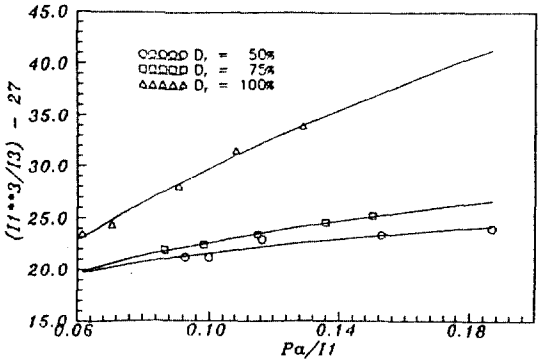


그림 15. 소성붕괴변형과 관련된 C, P 결정

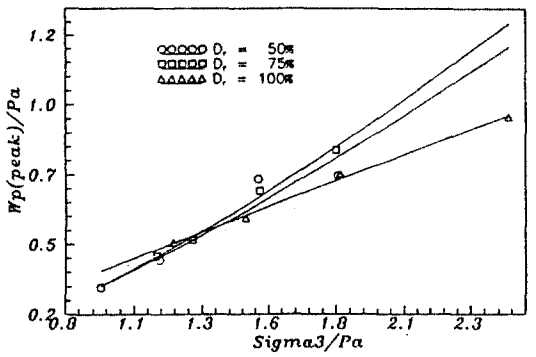


(a) 0.08%/min

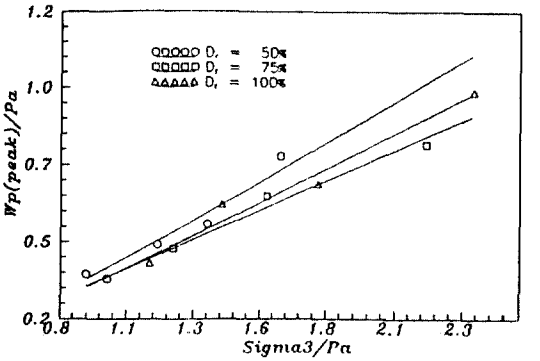


(b) 0.5%/min

그림 16. 소성팽창변형과 관련된 m, η_1 결정

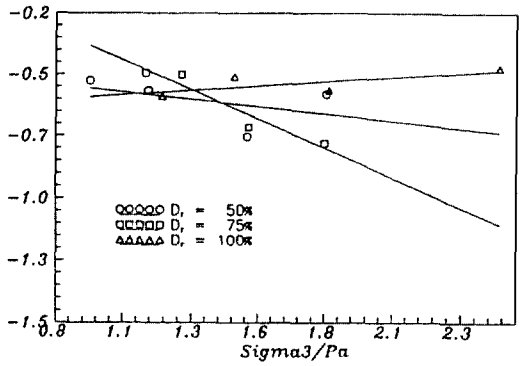


(a) 0.08%/min

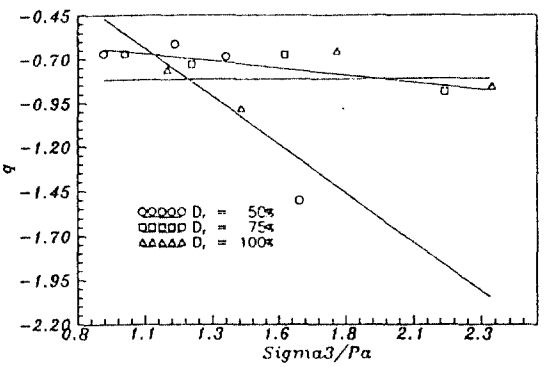


(b) 0.5%/min

그림 17. 소성팽창변형과 관련된 PI, I 결정



(a) 0.08%/min

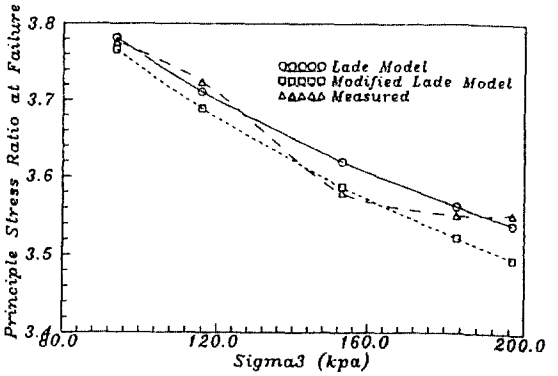


(b) 0.5%/min

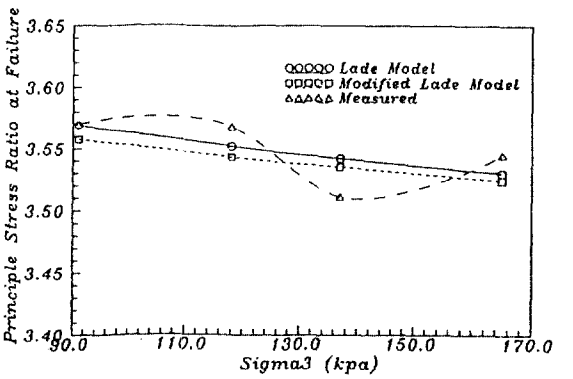
그림 18. 소성팽창변형과 관련된 α, β 결정

표 2. Lade 모델과 수정 Lade 모델의 매개변수들의 결정

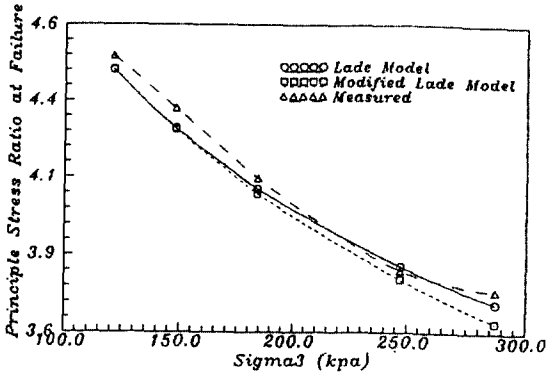
모델			Laed						수정 Lade					
변형제어속도(%/min)			0.08			0.5			0.08			0.5		
상대밀도(%)			50	75	100	50	75	100	50	75	100	50	75	100
토질매개변수	탄성변형	K_{ur}	287.345	389.423	486.259	243.159	315.258	356.815	287.345	389.423	486.259	243.159	315.258	356.815
		n	0.7038	0.7792	0.781	0.7101	0.8876	0.8986	0.7088	0.7792	0.781	0.7101	0.8876	0.8986
		μ	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2
	소성파쇄변형	C	0.00764	0.00725	0.00103	0.00734	0.00680	0.0036	0.00764	0.00725	0.00403	0.00734	0.00689	0.0036
		P	0.7178	0.7010	0.7307	0.7201	0.7124	0.7621	0.7178	0.7010	0.7397	0.7204	0.7124	0.7621
	소성팽창변형	m	0.1956	0.2645	0.5027	0.0390	−0.0132	0.4757	−1.032	−1.04 3	−1.083	−1.005	−0.996	−1.02
		η_1	33.488	41.621	92.993	22.7894	20.669	43.342	4.345	4.66	6.056	3.736	3.567	4.333
		S	0.382			0.4092			0.6903	−6.2554	2.202	0.53	0.6774	1.0437
									0.0442	17.4872	0.1197	1.5499	0.0555	0.4754
		R	−9.296			−10.271			−	−	−	−	−	−
									−1.2845	31.058	−10.768	−0.553	−1.064	−2.757
		t	12.889			15.7398			8.0216	−72.659	1.8606	1.1003	4.5207	5.8755
		α	−0.4551	0.0609	−0.6665	0.519	−0.4964	−0.8205	0.254	0.346	0.487	0.621	0.3258	0.125
		β	0.0609	−0.4778	0.0712	−1.0993	−0.1639	0.00451	0.1145	−0.0126	0.169	−0.354	0.135	0.258
		pl	0.3346	0.3379	0.3816	0.3772	0.3449	0.3455	0.3346	0.3379	0.3816	0.3772	0.3349	0.3455
		l	1.3946	1.4645	0.9805	1.2158	1.0750	1.1690	1.3946	1.4645	0.9805	1.2158	1.075	1.169



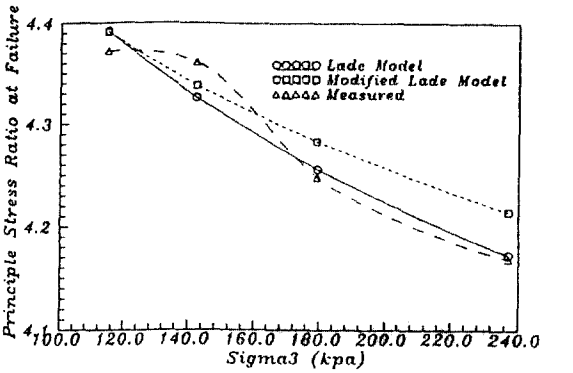
(a) 0.08%/min (D_r=50%)



(b) 0.5%/min (D_r=50%)



(c) 0.08%/min (D_r=100%)



(d) 0.5%/min (D_r=100%)

그림 19. 파괴시 주응력비와 실험치의 비교

변형제어속도와 상대밀도의 변화에 따라 식 (4)와 식 (5)에서 결정된 파괴시 주응력비와 삼축압축시험에서 구한 실험치를 비교하여 요약하/면 다음과 같다.

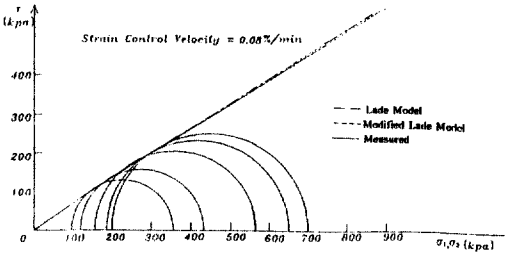
상대밀도가 50%에서는, 구속압력의 증가에 따라 얻어진 파괴시 주응력비는 높은 변형제어속도에서 불안정하게 나타났고, Lade 모델과 수정 Lade 모델중 Lade 모델이 실험치의 평균적인 값으로 나타나 변형제어속도에 무관하게 수정 Lade 모델보다 다소 실험치에 근접하나 완벽한 일치는 보여주지 못하였다.

상대밀도가 75%에서는, 구속압력의 증가에 따라 얻어진 파괴시 주응력비는 상대밀도 50%일 때와 마찬가지로 높은 변형제어속도에서 상당히 불안정하게 나타났고 낮은 변형제어속도에서는 Lade 모델이 수정 Lade 모델보다 실험치에 다소 근사하게 나타났지만 높은 변형제어속도에서는 Lade 모델이 실험치에 거의 일치하는 것을 보였다. 상대밀도가 100%에서는, 구속압력의 증가에 따라 얻어진 파괴시 주응력비는 변형제어속도에 무관하게 감소하였고 변형제어속도에 무관하게 수정 Lade 모델보다 Lade 모델이 실험치에 다소 근접함을 그림 20에서 보였다.

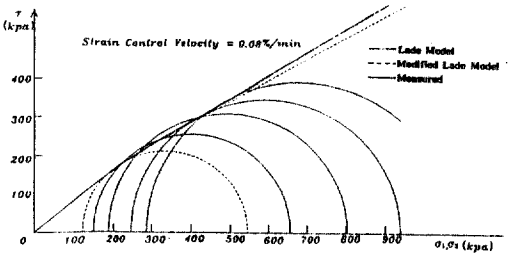
파괴시 내부마찰각에 대한 각 모델의 결과와 실험치의 비교는 파괴시 주응력비에 대한 비교와 거의 비슷한 양상을 보여주고 있다.

식 (4)와 식 (5)에서 결정된 ξ로부터 파괴포락선의 내부마찰각을 결정하여 실험치와 비교하여 요약하면 다음과 같다.

변형제어속도가 0.5%/min에서는, 상대밀도가 증가할수록 실험치와 각 모델의 결과가 다소 차이가 있으나 극히 미소한 값으로 나타나고 있으며, 상대밀도가 50%일 때는 수정 Lade 모델이 실험치와 동일하게 나타났고 상대밀도가 100%일 때는 Lade 모델이 수정 Lade 모델보다 실험치에 더 일치하는



(a) 상대밀도 50%



(b) 상대밀도 100%

그림 20. 파괴포락선의 내부마찰각과 실험치의 비교

것으로 나타났다.

변형제어속도가 0.08%/min에서는, 상대밀도가 증가할수록 수정 Lade 모델의 결과와 실험치의 차이가 증가함을 보여 주며 오히려 Lade 모델이 실험치와 거의 일치하는 것으로 그림 21에서 나타났다.

이와 같이 상대밀도가 증가할수록 Lade 모델이 수정 Lade 모델보다 실험치에 더 일치하는 것으로 나타났다.

6. 비교 검토 및 결론

본 연구에서는 낙동강유역 모래에 대해 상대밀도, 변형제어속도, 구속압력변화에 의한 전단강도 특성의 변화와 각 모델과 실험 측정값의 비교를 통해 적합한 구성모델식을 제안하며, 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

1. 낙동강유역의 모래에 대해 Coulomb의 식을 이용할 수 있는 응력의 한계는 변형제어속도가 0.08%/min일 때 120~200 kpa이고 0.5%/min일 때 120~150 kpa의 범위로 고찰되었으며 석회질 모래나 양입도의 석영질 모래에 비해 이 한계는 적게 나타났다.

2. 삼축압축시험을 통해 변형제어속도와 상대밀도 모두가 Lade 모델과 수정 Lade 모델에 필요한 매개변수에 많은 영향을 미치고 있음을 알 수 있다. 따라서 현장에서는 토목구조물의 하중재하속도와 지반의 밀도상태를 정확히 파악하여 적절한 매개변수를 사용하는 것이 중요할 것으로 사료된다.

3. 변형제어속도와 상대밀도의 변화에 따른 구성모델식에 의한 파괴시 주응력비는 전반적으로 변형제어속도에는 큰 영향을 받지 않으나, 상대밀도와 구속압력이 구성 모델식의 결과에 영향을 미치는 것으로 나타났다. 따라서 낙동강유역의 모래에 대한 응력-변형거동의 정확한 예측을 위해서는 다양한 조건에 대한 연구가 필요할 것으로 판단된다.

4. Lade 모델과 수정 Lade 모델에서 결정된 파괴시 주응력비와 내부마찰각, 그리고 파괴포락선의 내부마찰각을 실측치와 비교하여 본 결과 낙동강유역의 모래에 대해서는 Lade 모델과 수정 Lade 모델 모두 실측치와 비교적 잘 일치하고 있으며, 본 연구에서 사용된 구속응력 범위내에서는 Lade 모델이 수정 Lade 모델보다 평균적으로 실측치에 더 근접함을 보여 주었다.

참고문헌

1. Bishop, A.W. and Eldin, A.K.G., "Undrained Triaxial Tests on Saturated Sands and Their Significance in the General Theory of Shear Strength," *Geotechnique*, Vol. 2, No. 1, 1950, pp. 13-32.
2. Bishop, A.W., "The Strength of Soils as Engineering Materials," *Geotechnique*, Vol. 16, No. 2, 1966, pp. 91-128.
3. Drucker, D.C., Gibson, R.E. and Henkel, D.J., "Soil Mechanics and Work-Hardening Theories of Plasticity," *Trans.* ASCE., Vol. 122, 1957, pp. 338-346.
4. Frydman, S., Zeitlen, J.G., and Alpan, I., "The Membrane Effect in Triaxial Testing of Granular Soils," *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 1, Jan., 1973, pp. 37-41.
5. Lade, P.V. and Duncan, J.M., "Cubical Triaxial Test on Cohesionless Soil," *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, ASCE, Vol. 99, No. 10, 1975, pp. 793-812.

6. Lade, P.V. and Duncan, J.M., "Elastoplastic Stress-Strain Theory for Cohesionless Soil," *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, ASCE, Vol. 101, No. 10, 1975, pp. 1037-1053.
7. Lade, P.V., "Predition of Undrained Behavior of Sand," *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, ASCE, Vol. 104, No. 6, 1978, pp. 721-735.
8. Lee, K.L. and Lee, A.M., "Drained Strength Characteristics of Sands," *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, Vol. 93, No. 6, 1967, pp. 117-141.
9. Lade, P.V., "Elasto-PLastic Stress-Strain Theory for Cohesionless Soil with Curved Yield Surfaces," *International Journal of the Soils and Structure*, Vol. 13, 1979, pp. 1019-1035.
10. Lade, P.V., "Three-Dimensional Behavior and Parameter Evaluation of an Elastoplastic Soil Model," *Geomechamical Modeling in Engineering Practice*, 1986, pp. 297-311.
11. Lade, P.V., "Stress-Strain Theory for Normally Consolidated Clay," *Proc. of 3rd International Conference on Numerical Method in Geomechanics*, 1979, pp. 1325-1337.
12. Scott, R.F., Discussion on the Mohr-Coulomb Concept in Shear Failure, Symp. Laboratory Shear Testing of Soils, Orrawa, ASTM STP 361, pp. 75-76.
13. Seed, H.B. and Lee, K.L., "Undrained Strength Characteristics of Cohesionless Soils," *Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division*, ASCE, Vol. 93, No. 6, pp. 333-360.
14. Whitman, R.V. and Lambe, T.W., *Soil Mechanics*, SI version, John Wiley & Sons, Korean, 1986, pp. 137-151.
15. 임성철, "기초지반의 탄소성 변형해석 연구," 박사학위논문, 1992, 전남대학교.

(接受 : 1994. 5. 6)