

다양한 응력경로에 따른 정규압밀 점성토의 변형특성 고찰

A Consideration on Deformation Characteristics of
Normally-Consolidated Clays by Various Stress Paths

김 창 업*¹

Kim, Chang-Youb

정 충 기*²

Chung, Choong-Ki

Abstract

Settlement analysis based on oedometer test results with or without Skempton-Bjerrum's modification method (widely used for practical purposes when estimating consolidation settlements of soft clay deposits) has shortcomings that it cannot simulate real stress states and deformation behaviors of soils in case that in-situ loading and deformation conditions are not 1-dimensional.

In this study, the stress path method, reflecting various probable stress paths, was employed to normally - consolidated kaolinite samples by using automated triaxial testing device which can control stress paths automatically. From this experimental study, elastic, consolidation, secondary compression and pore pressure development - dissipation behaviors under various stress paths were analyzed and deformation characteristics of soft clays, which can be the basis of rational estimation of settlements, were studied. Also by comparing results of stress path tests with those of 1-dimensional consolidation tests, limitations and problems of conventional methods were clarified.

요 지

연약점성토지반의 압밀침하량 산정을 위해 현장에서 널리 사용되고 있는 표준압밀시험이나 Skempton과 Bjerrum의 압밀침하량 보정법은 현장의 재하조건이나 변형양상이 1차원적이 아닌 경우에는 실제 흙 요소의 응력상태나 변형거동을 정확하게 모사하지 못하는 한계를 가지고 있다. 본 논문에서는 응력경로의 자동제어가 가능한 자동화 삼축시험기를 이용하여 정규압밀상태로 성형된 kaolinite 시료에 대해 다양한 응력경로를 적용하는 실험적 연구를 수행하였으며, 그 결과로부터 합

*1 정희원, 서울대학교 대학원 토목공학과 박사과정

*2 정희원, 서울대학교 공과대학 토목공학과 부교수

리적인 침하량 평가의 근거가 되는 다양한 응력경로하에서의 탄성변형, 압밀변형, 이차압축변형, 간극수압의 발생 및 소산 거동을 분석하였다. 이와 함께 이러한 응력경로시험의 결과를 기존의 일차원 압밀시험의 결과와 비교함으로써 기존 침하량 산정방법들의 한계와 문제점을 명확히 고찰하였다.

Keywords : deformation, stress path, triaxial test, clays, consolidation

1. 서 론

낮은 강도와 높은 압축성을 가지는 점성토 지반 상에 건물의 기초나 도로성토와 같은 상부구조물이 시공되는 경우 정확한 침하량 평가에 근거한 설계는 필수적이다. 이러한 경우 지반의 침하는 크게 탄성침하와 압밀침하 그리고 이차압축침하로 구분할 수 있으며, 일반적으로는 압밀침하가 가장 중요한 요소이다. 대부분의 경우 압밀침하량은 Terzaghi(1923)의 일차원 압밀이론에 근거하는 표준압밀시험의 결과를 이용하여 평가된다. 그러나 현장의 재하조건과 변형양상이 일차원적인 가정조건을 만족하지 못하는 경우 표준압밀시험은 실제 흙요소의 응력상태나 변형상태를 제대로 모사할 수 없는 것으로 알려져 있다. 또한 표준압밀시험의 이러한 문제점을 개선하기 위하여 제안된 Skempton과 Bjerrum (1957)의 압밀침하량 보정법의 경우 흙요소에 가해지는 이방적인 응력 증분상태를 발생과잉간극수압의 관점에서 고려하여 표준압밀시험의 결과를 보정하고 있지만, 흙요소의 일차원 변형조건을 그대로 가정하고 있기 때문에 이 역시 실제 압밀침하양상을 정확하게 모사한다고 볼 수는 없다.

이와 같은 기존 압밀침하량 산정방법들의 한계를 고려하여 Lambe(1964, 1967, 1979)은 지반내의 흙요소가 실제로 경험하는 응력경로를 실내시험에서 그대로 모사하여 이 과정에서 나타나는 변형양상으로부터 정확한 침하량을 평가하는 응력경로법의 개념을 제안하였다. 그 후 여러 연구자들에 의해 응력경로법을 이용한 다양한 연구들이 수행되었지만 대부분의 연구들이 응력경로에 따른 배수조건하에서의 거동

평가(권오엽, 1988)나 기존 침하량 산정방법과의 결과 비교에 중점을 두고 있기 때문에 정작 점성토 지반의 침하를 실제 실험을 통해 발생요인별로 체계적으로 분석한 연구는 아직까지 미흡한 실정이다.

본 연구에서는 이러한 점에 주목하여 실험실 내에서 정규압밀상태로 성형된 균질한 kaolinite시료들에 대해, 응력경로의 제어가 자동으로 이루어질 수 있는 자동화 삼축시험기를 이용하여 실제 지반에서 나타날 수 있는 다양한 응력경로를 적용하는 실험적 연구를 수행하였다. 이러한 실험적 연구를 통하여 응력경로에 따른 체적변형, 연직변형, 횡방향 변형, 발생과잉간극수압 등을 분석하고, 합리적인 침하량 평가의 근거가 되는 다양한 응력경로하에서의 점성토의 변형특성을 고찰하였다. 또한 응력경로시험과 일차원 압밀시험의 결과를 비교함으로써 기존 침하량 산정방법들의 문제점과 한계를 실험적으로 고찰하였다.

2. 실험계획

2.1 사용시료

본 연구에서 사용된 kaolinite 시료는 액성한계 이상의 함수비를 가지는 슬러리 상태의 kaolinite를 K. 시료성형기(그림 1)내에서 120kPa의 연직응력으로 압밀성형하여 제작하였으며, 사용된 kaolinite시료의 기본 물성치와 표준압밀시험 결과는 다음의 표 1에 제시한 바와 같다. 표준압밀시험을 통해 평가된 성형 kaolinite 시료의 선형압밀하중(p')은 성형시 연직압밀응력 120kPa보다 작은 100kPa정도로

표 1. 사용시료의 기본물성치와 압밀특성

γ_s (kg/cm ³)	w(%)	G _s	PL	LL	PI	200번체 통과율(%)	통일분류	C _c	C _u	p _c (kPa)
1.66	46.2	2.60	22	51	29	94.2		0.266	0.059	100

나타났으며, 이러한 선형압밀하중의 감소는 성형 형틀 측면에서 발생하는 벽면 마찰과 시험과정에서 발생하는 시료의 교란 등에 기인하는 것으로 판단된다.

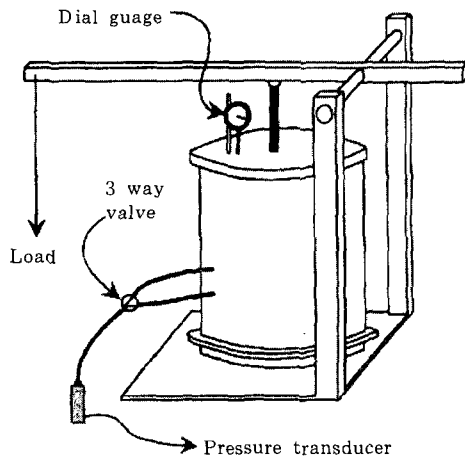


그림 1. K0 시료성형기

2.2 실험방법 및 계획

2.2.1 응력경로시험

본 연구에서 실시된 응력경로시험은 크게 시료의 포화를 위한 배압포화과정, 현장의 초기상태를 모사하기 위한 K₀압밀과정, 탄성변형과 발생간극수압의 평가를 위한 비배수 재하과정, 압밀변형과 이차압축변형의 평가를 위한 압밀 및 이차압축과정으로 구성된다.

시료의 포화를 위한 배압포화과정에서는 시료의 유효응력을 약 5kPa 정도로 유지시키면서 시료내부의 배압(u_v)을 간극수압계수 B가 0.98 이상 되도록 가하였다. 이와 같은 배압포화과정을 수행한 이후 시료의 추출, 트리밍 및 시료 거치과정에서 발생할 수 있는 교란의 영향

을 배제함과 동시에 현장의 K₀ 정규압밀상태를 모사하기 위하여, 삼축시험기 내에서 선형압밀하중의 1.4배에 해당하는 연직압밀압으로 시료를 K₀압밀하였다. 이어지는 비배수 재하과정에서는 다양한 연직응력증분($\Delta\sigma_v$)과 수평/연직 응력증분비($K^* = \Delta\sigma_h / \Delta\sigma_v$)에 대해 사용시료들을 비배수 상태로 압축함으로써 다양한 응력경로하에서의 탄성변형거동과 발생과잉간극수압을 평가하였다. 이 과정에서 연직응력증분은 단계적으로 증가시키고 수평응력증분($\Delta\sigma_h$)은 K*값에 따라 연직응력증분에 비례하도록 증가시켰으며, 각 하중단계에서 측정되는 연직탄성변형률(ϵ_{ve})과 발생과잉간극수압(Δu_{total})이 거의 일정해지는 시점에서 다음 단계의 재하를 실시하였다. 이러한 과정을 수행한 이후 시료 하부로의 배수를 허용하고, 시간에 따른 연직변형률과 체적변형률을 측정함으로써 압밀거동과 이차압축거동을 평가하였다. 이때 시료의 배수는 측면배수를 허용하지 않고 시료 하부로의 연직배수만을 허용하였으며, 발생과잉간극수압의 실제 소산과정을 평가하기 위하여 시간에 따른 시료 상부의 간극수압 변화를 관찰하였다.

2.2.2 oedometer를 이용한 일차원 압밀시험

본 연구에서는 응력경로시험과의 직접적인 비교를 위하여 응력경로시험과 동일한 초기응력상태를 갖는 시료에 대해 연직응력증분 30kPa, 60kPa, 90kPa을 재하하는 일차원 압밀시험을 실시하였다.

3. 시험결과 및 분석

3.1 K₀ 압밀과정의 결과

Kaolinite 시료의 K₀값은 0.65~0.73정도의

표 2. 실시된 응력경로시험

	초기 연직압밀응력(kPa)	연직응력증분(kPa)	수평응력증분(kPa)	수평/연직 응력증분비(K*)
K1-0	141.1	25	0	0
K1-0.286	141.1	26.25	7.5	0.286
K1-0.545	141.1	27.5	15	0.545
K1-0.783	141.1	28.75	22.5	0.783
K1-1	141.1	30	30	1
K2-0	141.1	50	0	0
K2-0.286	141.1	52.5	15	0.286
K2-0.545	141.1	55	30	0.545
K2-0.783	141.1	57.5	45	0.783
K2-1	141.1	60	60	1
K3-0	141.1	75	0	0
K3-0.286	141.1	78.75	22.5	0.286
K3-0.545	141.1	82.5	45	0.545
K3-0.783	141.1	86.25	67.5	0.783
K3-1	141.1	90	90	1

범위를 가지며, 평균적으로는 약 0.68로 나타났다.

3.2 비배수 재하과정의 결과

3.2.1 발생간극수압

이론적으로 등방, 탄성거동을 하는 포화 흙 요소의 간극수압계수 A와 B는 각각 1/3과 1이며, 아래 (1)에서 알 수 있듯이 이러한 이상적인 흙 시료에 비배수 재하를 실시하는 경우 발생하는 이론적인 전체 발생간극수압(Δu_{ideal})의 크기는 응력경로에 상관없이 평균응력증분(Δu_{ave})의 크기와 같다. 그러나 그림 2에 나타난 바와 같이 비배수 재하과정에서 실제로 측정된 전체 발생간극수압(Δu_{total})은 동일한 평균응력증분에 대해 K*값이 증가함에 따라 감소하는 것으로 나타났다. 이러한 현상은 실제 흙요소가 이방적이고 소성적인 거동을 하고 이에 따라 일반적인 정규압밀점성토의 경우 간극수압계수 A가 1/3보다 큰 0.5~1정도의 값을 가지기 때문이며, 이는 (2)를 통해 명확히 알 수 있다.

(1) 등방, 탄성거동을 하는 이상적인 포화 흙요소

$$\begin{aligned} \Delta u_{ideal} &= B[\Delta\sigma_h + A(\Delta\sigma_v - \Delta\sigma_h)] \\ &= \Delta\sigma_h + \frac{1}{3}(\Delta\sigma_v - \Delta\sigma_h) = \frac{\Delta\sigma_v + 2\Delta\sigma_h}{3} = \Delta\sigma_{ave} \end{aligned}$$

(2) 포화된 일반적인 정규압밀점성토

$$\begin{aligned} \frac{\Delta u_{total}}{\Delta\sigma_{ave}} &= \frac{\Delta\sigma_h + A(\Delta\sigma_v - \Delta\sigma_h)}{\frac{\Delta\sigma_v + 2\Delta\sigma_h}{3}} = \frac{3\Delta\sigma_h + 3A(\Delta\sigma_v - \Delta\sigma_h)}{\Delta\sigma_v + 2\Delta\sigma_h} \\ &= \frac{3\frac{\Delta\sigma_h}{\Delta\sigma_v} + 3A(1 - \frac{\Delta\sigma_h}{\Delta\sigma_v})}{1 + 2\frac{\Delta\sigma_h}{\Delta\sigma_v}} = \frac{3(1-A)K^* + 3A}{1 + 2K^*} \\ &= 1 + 3(A - \frac{1}{3}) * \frac{1-K^*}{1+2K^*} (\therefore K^* \uparrow \Rightarrow \frac{\Delta u_{total}}{\Delta\sigma_{ave}} \downarrow \text{ if } A > \frac{1}{3}) \end{aligned}$$

그러나 앞의 그림 3에서 알 수 있듯이 전체 발생간극수압(Δu_{total})에서 등방응력증분($\Delta\sigma_1$)에 의한 발생간극수압($\Delta\sigma_1 = \Delta\sigma_1 = \Delta\sigma_h$)을 제

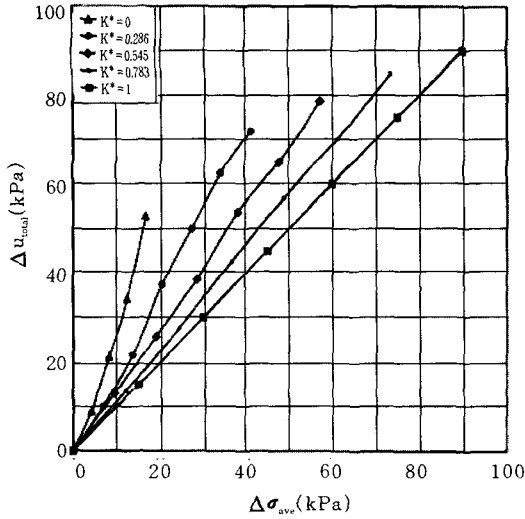


그림 2. 평균응력증분-전체 발생간극수압

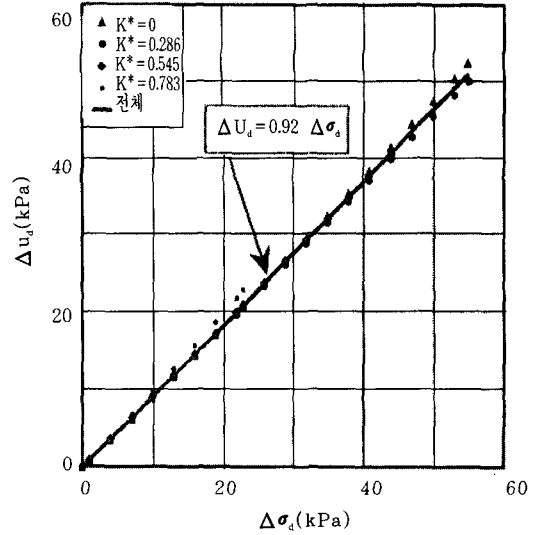


그림 3. 축차응력증분-축차발생간극수압

외한 축차발생간극수압($\Delta u_d = \Delta u_{total} - \Delta u_i$)의 크기는 K^* 값에 관계없이 축차응력증분($\Delta \sigma_d$)의 크기에 따라 결정되며, kaolinite 성형시료의 경우 축차응력증분과 축차발생간극수압을 1차식 형태로 표현할 때 상관계수인 r^2 은 0.99정도인 것으로 나타났다. 따라서 다양한 응력경로를 따라 발생하는 전체 발생간극수압의 크기를 다음의 식(1)과 같이 나타낼 수 있으며, 응력경로에 상관없이 축차응력증분과 축차발생간극수압의 상관관계만 얻으면 일반적인 응력경로하에서의 전체발생간극수압의 크기를 정확하게 결정할 수 있다. 예를 들어 $K^*=0$ 인 일반적인 K_0 압밀 비배수 삼축압축시험(CK₀U TXC test)에서 얻어진 축차응력증분과 축차발생간극수압의 상관관계만으로도 다양한 응력경로하에서의 전체 발생간극수압을 정확하게 추정하는 것이 가능하다.

$$\Delta u_{total} = \Delta u_i + \Delta u_d = \Delta \sigma_i + f(\Delta \sigma_d) \quad (1)$$

3.2.2 연직탄성변형률

비배수 재하과정에서 측정된 연직탄성변형률(ϵ_v)은 축차발생간극수압과 마찬가지로 K^*

값에 상관없이 축차응력증분($\Delta \sigma_d$)의 크기와 밀접한 관계가 있으며, kaolinite 성형시료의 경우 축차응력증분과 연직탄성변형률을 쌍곡선 형태로 표현할 때 상관계수 r^2 은 0.98정도인 것으로 나타났다.(그림 4) 이는 비배수 재하과정동안 시료에 가해지는 응력증분을 등방응력증분과 축차응력증분으로 구분할 때 축차응력증분만이 시료의 변형과 관련되는 유효응력상태를 변화시켜 탄성변형을 유발할 수 있기 때문이며(표 3), 일반적인 응력경로하에서의 연직탄성변형률 역시 응력경로에 상관없이 축차

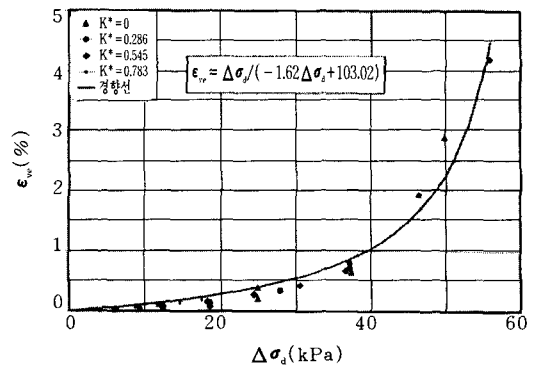


그림 4. 축차응력증분-연직탄성변형률

표 3. 비배수 재하과정에서의 응력상태 변화

	K ₀ 압밀과정	비배수 상태 등방응력증분 재하	비배수 상태 등방+축차응력증분 재하
block diagram	$\downarrow \sigma_v$ $\sigma_h \rightarrow U_b$	$\downarrow \sigma_v + \Delta \sigma_i$ $\sigma_h + \Delta \sigma_i \rightarrow U_b + \Delta U_i$	$\downarrow \sigma_v + \Delta \sigma_i + \Delta \sigma_a$ $\sigma_h + \Delta \sigma_i \rightarrow U_b + \Delta U_i + \Delta \sigma_a$
유효응력	<ul style="list-style-type: none"> • 연직 = $\sigma_v - u_b$^① • 수평 = $\sigma_h - u_b$^① 	<ul style="list-style-type: none"> • 연직 = $(\sigma_v - \Delta \sigma_i) - (u_b + \Delta u_i)$ = $\sigma_v - u_b$^② • 수평 = $(\sigma_h + \Delta \sigma_i) - (u_b + \Delta u_i)$ = $\sigma_h - u_b$^② 	<ul style="list-style-type: none"> • 연직 = $(\sigma_v + \Delta \sigma_i + \Delta \sigma_a) - (u_b + \Delta u_i + \Delta u_a)$ = $\sigma_v - u_b + \Delta u_i - \Delta u_a$^③ • 수평 = $(\sigma_h + \Delta \sigma_i) - (u_b + \Delta u_i + \Delta u_a)$ = $\sigma_h - u_b - \Delta u_a$^③
<p>포화상태의 흙요소(B=1)에 등방응력증분($\Delta \sigma_i$)과 축차응력증분($\Delta \sigma_a$)이 작용하는 경우, 등방응력증분은 등방응력증분과 동일한 크기의 간극수압($\Delta u_i = \Delta \sigma_i$)만을 발생시켜 흙요소의 유효응력상태에는 전혀 영향을 끼치지 못하며, 탄성변형 역시 유발하지 못한다.(①→②) 반면 축차응력증분은 연직방향과 횡방향의 유효응력상태를 모두 변화시켜 탄성변형을 유발하게 된다.(②→③) 이 때 유효응력상태의 변화는 ③에서 알 수 있듯이 축차응력증분과 축차발생간극수압(Δu_a)에 의해 결정되며, 3.2.1 절에서 살펴보았듯이 Δu_a의 크기는 축차응력증분의 크기에 의해서만 좌우된다. 따라서 유효응력상태의 변화는 축차응력증분의 크기에 의해서만 좌우된다고 볼 수 있으며, 연직방향의 탄성변형률 역시 등방응력증분의 크기(또는 K*값)에 관계없이 축차응력증분만의 함수로 나타낼 수 있다.</p>			

응력증분과 연직탄성변형률의 상관관계만 얻으면 모든 경우에 대해 정확하게 결정할 수 있다.

t_{100} 에서의 압밀변형률과 거의 일치하는 것으로 나타났다.

3.3 압밀과정의 결과

3.3.1 발생간극수압의 소산과 압밀완료점

시간 - 연직압밀변형률 또는 시간 - 체적압밀변형률의 관계로부터 log t법을 이용하여 평가된 압밀완료시점은 약 4~6시간 정도인 것으로 나타났으며, 이 때 시료상부에서 측정된 간극수압의 크기는 초기 발생간극수압의 6.9~15% 정도인 것으로 나타났다(그림 5). 이러한 시험결과를 바탕으로 본 연구에서는 동일한 조건하에서의 비교를 위해 상부간극수압이 90% 소산된 시점을 이차압축과정이 시작되는 압밀완료점으로 간주하였으며, 이러한 기준으로 평가된 압밀변형률은 log t법을 이용하여 결정된

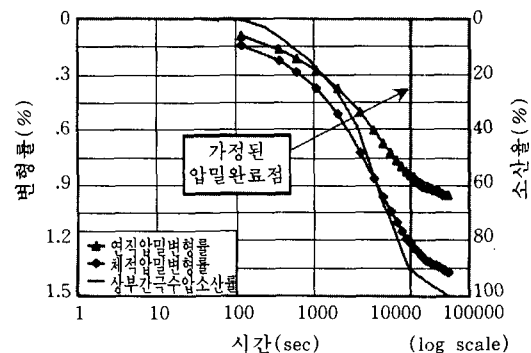


그림 5. 전형적인 시간-연직압밀변형률, 체적압밀변형률, 상부간극수압 소산률

3.3.2 연직압밀변형률

응력경로시험에서 평가된 연직압밀변형률(ϵ_{vc})은 그림 6과 그림 7에 나타난 바와 같이 반대수 용지 상에 표시된 연직유효응력(σ'_v)이나 발생간극수압에 대해 대략적으로는 선형적인 상관관계를 갖는다. 그러나 K^* 값이 상대적으로 작은 경우에는 이러한 연직유효응력과 연직압밀변형률 사이의 선형성이 다소 떨어지며, 특히 일부 연직유효응력이 큰 경우에는 경향선의 오차율 ($= \frac{\epsilon_{vc(trend)} - \epsilon_{vc(test)}}{\epsilon_{vc(test)}} \times 100$)이 48.0%와 22.1%에 이르는 것으로 나타났다. 이와 함께 발생간극수압에 대해서도 대부분의 경우 오차율은 -44%~47% 범위의 매우 큰 값을 가지는 것으로 나타났다. 따라서 모든 응력경로(특히 K^* 가 작은 경우)에 대하여 응력경로법을 적용하고자 하는 경우 일차원 압밀시험과는 달리

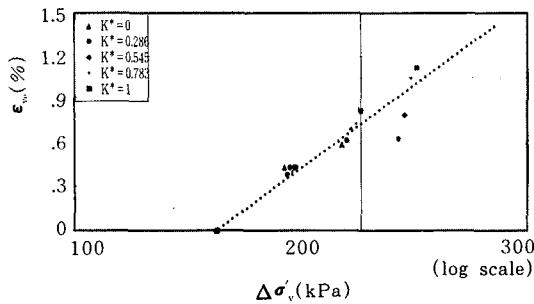


그림 6. 연직유효응력-연직압밀변형률

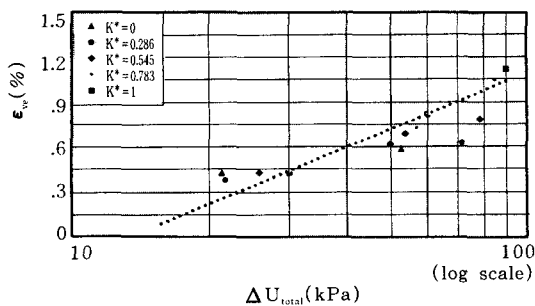


그림 7. 발생간극수압-연직압밀변형률

특정한 응력경로에서 얻어진 연직압밀변형률과 연직유효응력(또는 발생간극수압) 사이의 반대수 선형 상관관계를 그대로 적용하는 데에는 다소 무리가 있을 것으로 판단된다.

반면 각각의 K^* 값에 대한 시험결과(그림 6)로부터 평가된 동일 연직응력증분하에서의 연직압밀변형률은 그림 8에 나타난 바와 같이 K^* 값에 대해 선형적으로 변화하며, 선형선의 오차율은 $\pm 10\%$ 이내인 것으로 나타났다. 따라서 이러한 선형성에 근거한다면 일반적인 응력경로에서의 연직압밀변형률은 두 가지의 특정한 응력경로들(예를 들어 $K^*=0$ 과 $K^*=1$)에서 얻어진 연직응력증분과 연직압밀변형률의 관계만으로도 정확하게 추정할 수 있다. 다만 연직응력증분이 비배수 재하시 적용 가능한 한계치인 최대축차응력증분(Δq_{max})보다 큰 경우에는 K^* 값이 다음의 (3)에 따라 한정되는데, 본 연구의 연직응력증분 범위($<1.5\Delta q_{umax}$) u_{max} 에서 나타나는 한계조건($K^*<0.4$)에서는 연직압밀변형률이, 연직응력증분이 최대축차응력증분과 같은 경우의(그림의 굵은 실선)의 값에 수렴하는 것으로 나타났으며, 그 관계는 그림의 굵은 점선들과 같다. 따라서 이러한 경우 일반적인 응력경로에서의 연직압밀변형률은 한계조건 보다 큰 K^* 값을 갖는 두 가지의 응력경로시험의 결과로부터 추정할 수 있다.

(3) 비배수 재하의 한계→비배수 재하과정에서 축차응력증분은 최대축차응력증분보다 클 수 없다.

$$\Delta\sigma_d = \Delta\sigma'_v - \Delta\sigma_h = \Delta\sigma'_v(1 - K^*) \leq \Delta q_{u\max}$$

$$\therefore K^* \geq 1 - \frac{\Delta q_{u\max}}{\Delta\sigma'_v} \quad (=인\ 경우가\ 한계조건)$$

3.3.3 횡방향 압밀변형률

응력경로시험의 압밀과정에서 평가된 연직압밀변형률에 대한 횡방향 압밀변형률의 비($\epsilon_{bc}/\epsilon_{vc}$)는 K^* 값이 증가함에 따라 대략적으로 증가하는 것으로 나타났다(그림 9). 이러한 현상은 기본적으로 각 방향의 압밀변형률이 각 방

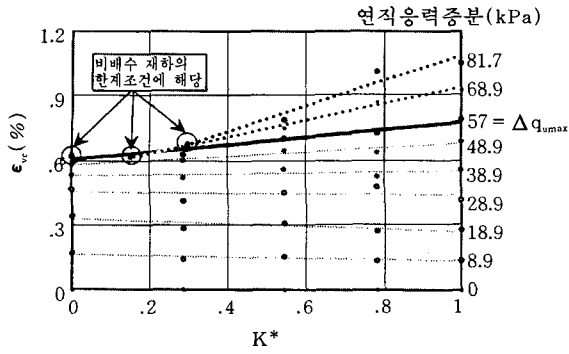


그림 8. 동일연직응력증분하에서의 연직압밀변형률

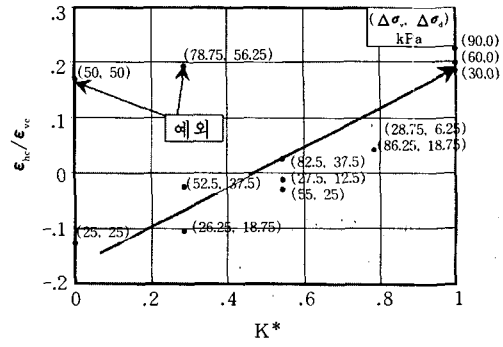


그림 9. 횡방향 압밀변형률/연직압밀변형률

표 4. 응력경로에 따른 횡방향의 응력이력

		K _v 압밀과정 (초기 상태)	비배수 상태 등방응력증분 재하	압밀완료상태
K* = 1	block diagram	↓ σ _v σ _h → U _b	↓ σ _v + Δσ _v σ _h + Δσ _v → U _b + ΔU _i	↓ σ _v + Δσ _v σ _h + Δσ _v → U _b
	횡방향 유효응력	σ _h - u _b	σ _h + Δσ _v - u _b - Δu _i (= Δσ _v) = σ _h - u _b	σ _h + Δσ _v - u _b
	횡방향 과압밀비	$\frac{\sigma_h - u_b}{\sigma_h - u_b} = 1$ (정규압밀상태)	$\frac{\sigma_h - u_b}{\sigma_h - u_b} = 1$ (정규압밀상태)	$\frac{\sigma_h + \Delta\sigma_v - u_b}{\sigma_h + \Delta\sigma_v - u_b} = 1$ (정규압밀상태)
K* = 0	block diagram	↓ σ _v σ _h → U _b	↓ σ _v + Δσ _v σ _h → U _b + ΔU _d	↓ σ _v + Δσ _v σ _h → U _b
	횡방향 유효응력	σ _h - u _b	σ _h - u _b - Δu _d (= f Δσ _v) = σ _h - u _b - f (Δσ _v)	σ _h - u _b
	횡방향 과압밀비	$\frac{\sigma_h - u_b}{\sigma_h - u_b} = 1$ (정규압밀상태)	$\frac{\sigma_h - u_b}{\sigma_h - u_b - f (\Delta\sigma_v)} > 1$ (과압밀상태)	$\frac{\sigma_h - u_b}{\sigma_h - u_b} = 1$ (정규압밀상태)

항의 응력변화량에 가장 크게 영향을 받기 때문이지만, 한편으로는 응력경로에 따른 횡방향 응력 이력의 관점에서 설명이 가능하다. 즉 K^* 값이 1에서 0으로 감소함에 따라 비배수 재하과정 동안 흡수소의 횡방향 응력상태는 정규 압밀상태에서 점점 더 과압밀상태로 이동하게 되고(표 4), 이어지는 압밀과정 동안의 횡방향 압밀변형 역시 압축성이 낮은 과압밀영역에서 대부분 일어나게 되므로 $\epsilon_{hc}/\epsilon_{vc}$ 값은 K^* 값이 감소함에 따라 감소하여야 한다. 그리고 이러한 횡방향의 연직방향에 대한 상대적인 비압축성 때문에 K^* 가 작은 경우에는 $-\epsilon_{hc}$ 가 발생한 것으로 추정된다.

이와 함께 $\epsilon_{hc}/\epsilon_{vc}$ 값은 축차응력증분의 변화에 따라서도 크게 변화하며, 특히 K^* 값이 상대적으로 작은 경우 축차응력증분이 증가함에 따라 값 역시 크게 증가하는 것으로 나타났다. 이러한 현상은 탄성변형률 발생에 따른 횡방향 압축성의 변화에 기인하는 것으로 추정된다. 즉 비배수 재하과정에서 축차응력증분의 증가에 따라 연직방향의 탄성변형이 증가하게 되면 횡방향의 탄성변형은 신장축으로 증가하게 되고, 이렇게 증가된 신장축의 탄성변형이 횡방향의 구조를 이완시켜 횡방향 압축성을 증가시키는 현상으로 설명할 수 있다. 이러한 횡방향 압축성의 증가현상은 연직응력증분의 증가량에 대한 축차응력증분의 증가량이 상대적으로 크고 전체 압밀과정 중에서 압축성이 낮은 과압밀 영역이 대부분을 차지하는 경우 즉 K^* 값이 작은 경우에 훨씬 더 뚜렷한 영향을 미칠 것으로 추정되며, $K2-0$ 과 $K3-0.286$ 의 경우(그림 9에서 "예외"로 표시) K^* 값이 상대적으로 작음에도 불구하고 $K^*=1$ 인 경우와 유사한 매우 큰 압밀변형률비를 나타내는 현상 역시 두 경우 가해진 축차응력증분이 최대축차응력증분(q_{max})의 85%이상으로 비배수 재하과정에서 상당히 큰 탄성변형이 발생하여 횡방향의 압축성이 크게 증가되었기 때문으로 설명할 수 있다.

3.3.3 체적 압밀변형률

응력경로시험의 압밀과정에서 평가된 체적 압밀변형률(ϵ_{vol})은 연직압밀변형률과 마찬가지로 반대수 용지 상에 표시된 연직유효응력 또는 발생간극수압에 대하여 대략적으로는 선형적인 상관관계를 가지는 것으로 나타났다. (그림 10, 그림 11) 그러나 체적압밀변형률의 경우 연직압밀변형률에 비해 그 상관관계가 약할 뿐 아니라 경향선의 오차율이 대부분의 경우 -27.1%~38.4%와 -25.2%~39.4% 범위의 상당히 큰 값을 가진다. 또한 연직압밀변형률과는 달리 동일한 연직응력증분하에서도 뚜렷한 경향성을 보이지 않는 것으로 나타났다. 이러한 현상은 다음의 식 2에서 알 수 있듯이 흡수소의 체적압밀변형이 연직압밀변형특성 뿐만 아니라 횡방향 압밀변형특성에도 크게 영향을 받기 때문이다.

$$\epsilon_{vol} = \epsilon_{vc} + 2\epsilon_{hc} \quad (2)$$

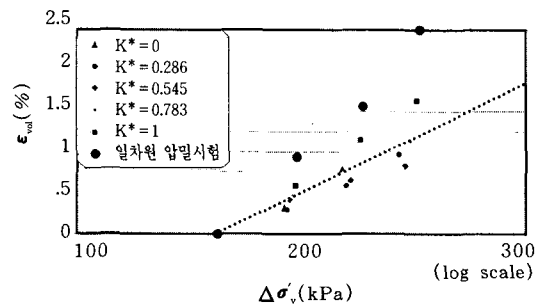


그림 10. 연직유효응력-체적압밀변형률

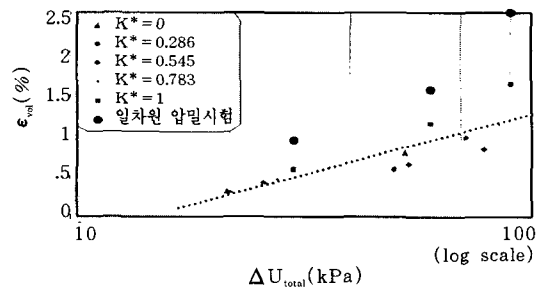


그림 11. 발생간극수압-체적압밀변형률
(단, 일차원 압밀시험의 경우 연직응력증분과 동일한 크기의 간극수압이 발생한다고 가정)

3.4 기존압밀시험결과와의 비교

대표적인 결과로 제시된 그림 12에 나타난 바와 같이 응력경로시험의 결과와 비교하였을 때 일차원 압밀시험은 실험이 실시된 모든 응력경로에 대해 연직압밀변형률을 100% 이상 과대평가하는 것으로 나타났다. 또한 응력경로 시험의 비배수 재하과정에서 측정된 실제 발생 간극수압을 적용한 Skempton-Bjerrum 보정법 역시 모든 응력경로에 대해 연직압밀변형률을 100% 이상 과대평가하는 것으로 나타났다. 이러한 현상은 이미 알려진 바와 같이 기존 압밀 시험방법에 포함된 일차원적인 가정조건에 기인하는 것이며, Skempton-Bjerrum의 보정법을 적용한 경우에도 발생간극수압의 크기를 제외한 실제 거동양상들(예를 들어 횡방향 압밀 변형의 발생 등)에 대한 고려는 전혀 이루어지지 않는다는 사실을 명확히 알 수 있다.

즉 일반적으로 일차원 압밀시험에서의 발생 간극수압은 응력경로시험($K^*=1$ 제외)에 비해 크게 나타나므로, 그 소산에 따른 체적압밀 변형률 역시 더 크게 나타난다. 또한 일차원 조건에서는 횡방향의 변형이 구속되지만 그렇지 않은 일반적인 응력경로 하에서는 횡방향 압밀 압축변형이 발생하기 때문에, 동일한 체적압밀 변형률이 발생하더라도 일차원 압밀시험의 연직압밀변형률이 더 크게 나타나는 것이다. 그러나 실험결과 일차원 압밀시험과 응력경로 시험 결과의 차이가 매우 크고, 발생간극수압의 영향을 Skempton-Bjerrum의 보정을 통하여 배제하더라도 그 차이의 감소량은 매우 작다. 또한 동일 발생간극수압에서 발생한 체적변형량 역시 일차원 압밀시험에서 훨씬 더 크게 나타난다.(그림 11) 따라서 이를 단순히 발생간극수압의 크기와 횡방향 압밀변형의 효과로 단정하기에는 무리가 있을 것으로 생각된다. 여기에는 물론 1차원 압밀 즉 표준압밀시험시의 시료 불포화에도 원인이 있겠지만 주된 원인은 두 시험에서 압밀 전의 비배수 압축의 결과로

나타나는 시료의 압축성의 변화와 시료 고유의 이방성으로 추정되며, 이와 관련해서는 추가

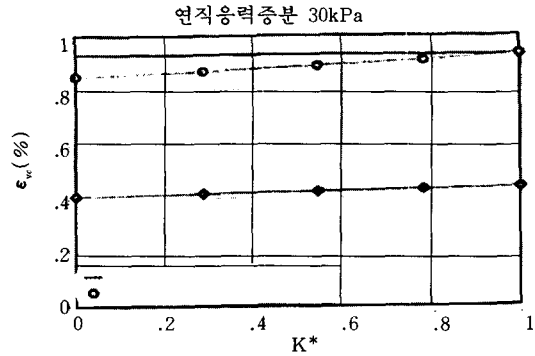


그림 12. 압밀변형률의 비교

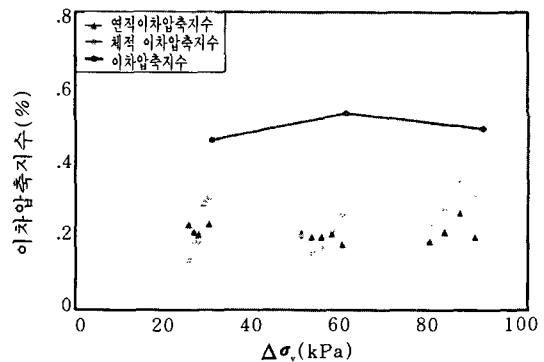


그림 13. 연직응력증분-이차압축지수

연구가 필요할 것으로 판단된다.

3.5 이차압축과정의 결과

응력경로시험에서 평가된 연직 및 체적이차 압축지수는 모든 응력경로에 대해 일차원 압밀 시험에서 평가된 이차압축지수에 비해 상당히 작은 값을 가지는 것으로 나타났으며(그림 13), 평가된 이차압축지수들은 연직응력증분, 연직유효응력, 발생간극수압, 평균응력증분, 축차응력증분 등에 대해서 뚜렷한 경향성을 보이지 않는 것으로 나타났다. 그러나 일차원 압

밀시험의 이차압축지수 평가가 log scale상에서 일주기 이상의 측정결과를 바탕으로 한다는 사실을 고려한다면 본 연구에서는 이차압축시간이 상대적으로 짧았던 것으로 판단되며, 응력 경로에 따른 이차압축거동의 보다 정확한 평가를 위해서는 장기적인 이차압축시험이 추가로 필요할 것으로 판단된다.

4. 요약 및 결론

동일한 조건으로 Ko압밀된 정규압밀상태의 kaolinite 시료들에 대해 다양한 응력경로를 따르는 응력경로시험과 일차원 압밀시험을 수행한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

비배수 재하과정에서 발생한 전체간극수압은 동일한 평균응력증분에 대해서는 K*값이 증가함에 따라 감소하였다. 그러나 발생한 축차간극수압은 축차응력증분의 크기에 의해서 결정되는 것으로 나타났으며, 이와 같이 발생한 축차간극수압은 시료의 연직방향과 횡방향 유효응력상태를 변화시켜(표 2) 탄성변형을 유발한다. 그리고 이 과정에서 측정된 연직탄성변형률의 크기 역시 축차응력증분과 밀접한 관계를 가지는 것으로 나타났다. 따라서 일반적인 응력경로하에서의 연직탄성변형률(또는 전체 발생간극수압)은 응력경로에 상관없이 축차응력증분과 연직탄성변형률(또는 축차발생간극수압)의 상관관계만 얻으면 정확하게 결정할 수 있다.

압밀과정에서 측정된 연직압밀변형률과 체적압밀변형률은 반대수 용지상에 표시된 연직 유효응력과 발생간극수압에 대하여 대략적으로는 선형적인 상관관계를 가지는 것으로 나타났다. 하지만 응력경로를 고려하지 않은 상태에서 얻어진 이러한 경향선은 경우에 따라(특히 K*가 작은 경우) 실제 실험결과와는 상당한 오차를 보였다. 따라서 일반적인 응력경로에 대해 응력경로법을 적용하고자 하는 경우 일차원 압밀시험과는 달리 특정한 응력경로에 대해 얻어진 반대수 선형 경향선으로부터 연직

압밀변형률을 추정하는 데에는 다소 무리가 있을 것으로 판단된다. 반면 동일 연직응력증분하에서 발생하는 연직압밀변형률의 크기는 모든 경우에 K*값에 대해 선형적인 상관관계를 가지는 것으로 나타났으며, 이러한 선형적인 거동에 근거한다면 두 가지의 특정한 응력경로들에서 얻어진 연직응력증분과 연직압밀변형률의 관계만으로 일반적인 응력경로하에서의 연직압밀변형률을 정확하게 추정할 수 있다. 다만 연직응력증분이 최대축차응력증분 보다 큰 경우에는 비배수 재하과정에서 적용가능한 K*값이 한계조건에 해당하는 값 이상으로 한정되므로, 이러한 경우에는 비배수 재하의 한계조건 보다 큰 K*값을 갖는 두 가지 응력경로시험의 결과로부터 일반적인 응력경로에서의 연직압밀변형률을 추정할 수 있다.

이와 함께 압밀과정에서는 K*값의 증가에 따른 $\epsilon_{hc}/\epsilon_{vc}$ 값의 증가현상이 나타났다. 이러한 현상은 기본적으로 각 방향의 압밀변형률이 각 방향의 응력변화량에 가장 크게 영향을 받기 때문이지만, 한편으로는 횡방향 응력이력에 따른 횡방향 압축성의 변화라는 관점에서 설명이 가능하다. 즉 K*값이 1에서 0으로 감소함에 따라 비배수 재하과정 동안 흙요소의 횡방향 응력상태는 압축성이 큰 정규압밀상태에서 압축성이 낮은 과압밀상태로 이동하게 되고, 따라서 이어지는 압밀과정에서 나타나는 값이 역시 K*값이 감소함에 따라 감소하는 것이다. 한편 $\epsilon_{hc}/\epsilon_{vc}$ 값은 횡방향의 응력이력 뿐 아니라 비배수 재하과정에서 발생하는 탄성변형률의 크기에 상당한 영향을 받는 것으로 나타났으며, 특히 K*값이 상대적으로 작은 경우에 탄성변형률의 증가에 따른 $\epsilon_{hc}/\epsilon_{vc}$ 값의 증가현상이 더욱 뚜렷하게 나타났다.

실시된 응력경로시험의 결과들을 일차원 압밀시험의 결과들과 비교하였을 때 일차원 압밀시험은 모든 응력경로에 대하여 연직압밀변형률을 100% 이상 과대평가하였으며, 특히 비배수 재하과정에서 측정된 실제 발생간극수압을 바탕으로 일차원 압밀시험의 결과를 보정한

Skempton-Bjerrum의 보정압밀변형률 역시 모든 응력경로에 대해 연직압밀변형률을 100% 이상 과대평가하는 것으로 나타났다. 이러한 현상은 기존 압밀시험 방법에 포함된 일차원적인 가정조건에 기인하는 것으로 판단된다. 즉 일반적으로 일차원 조건에서는 발생하는 간극수압이 응력경로시험($K^*=1$ 제외)에 비해 더 크므로 체적압밀변형률 역시 더 크게 나타나고, 일차원 압밀조건에서와는 달리 일반적인 응력경로에서는 횡방향의 압축압밀변형이 발생하기 때문에 동일한 체적압밀변형률이 발생하는 경우에도 일차원 압밀시험의 연직압밀변형률이 더 크게 나타나는 것이다. 그러나 발생간극수압의 영향을 Skempton-Bjerrum의 보정을 통하여 배제한 경우에도 일차원 압밀시험과 응력경로시험의 결과의 차이가 매우 크며, 동일한 발생간극수압에서 발생한 체적압밀변형률 역시 일차원 압밀시험에서 훨씬 더 크게 나타난다(그림 11). 이러한 사실을 고려한다면 일차원 압밀시험과 응력경로시험의 차이를 발생간극수압의 크기와 횡방향 압밀변형의 효과만으로 단정하기에는 무리가 있을 것으로 생각되며, 비배수 압축에 의해 발생하는 압축성의 변화와 시료 고유의 이방성이 이러한 차이를 발생시키는 주요한 요인으로 추정된다. 따라서 이에 관해서는 추가적인 연구가 필요할 것으로 판단된다.

감사의 글

이 논문은 1997년 학술진흥재단의 공모과제(1997-001-E00709)에 의하여 연구되었으며, 지원에 대하여 감사의 뜻을 표합니다.

기호

- γ : 전체단위중량
- $\Delta\sigma_{ave}$: 평균응력증분
- $\Delta\sigma_c$: 축차응력증분
- $\Delta\sigma_h$: 수평응력증분

- $\Delta\sigma_v$: 등방응력증분
- $\Delta\sigma_v$: 연직응력증분
- $\Delta q_{u\max}$: 최대축차응력증분
- Δu_a : 축차발생간극수압
- Δu_t : 등방응력증분에 의한 발생간극수압
- Δu_{ideal} : 등방탄성거동을 하는 이상적인 흙 요소의 전체발생간극수압
- Δu_{total} : 전체발생간극수압
- ϵ_{hc} : 수평압밀변형률
- $\epsilon_{hc}/\epsilon_{vc}$: 연직압밀변형률에 대한 수평압밀변형률의 비
- ϵ_{vc} : 연직압밀변형률
- $\epsilon_{vc(test)}$: 실험에서 측정된 연직압밀변형률
- $\epsilon_{vc(trend)}$: 경향선에서 평가된 연직압밀변형률
- ϵ_{ve} : 연직탄성변형률
- ϵ_{vol} : 체적압밀변형률
- σ_h : 수평응력
- σ_v : 연직응력
- σ'_v : 연직유효응력
- A, B : 간극수압계수
- C_c : 압축지수
- C_r : 재압축지수
- G_s : 비중
- K_o : 정지토압계수
- K^* : 수평/연직 응력증분비($\Delta\sigma_h/\Delta\sigma_v$)
- LL : 액성한계
- p'_c : 선행압밀하중
- PI : 소성지수
- PL : 소성한계
- t_{100} : 압밀완료시간
- u_b : 배압
- w : 함수비

참고 문헌

1. 권오엽(1988), "정규압밀점성토의 응력경로에 따른 응력-변형 거동." 서울대. 박사학위논문.
2. Lambe, T.W.(1964), "Methods of Estimating Settlement," Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, Vol.90, No. SM5.

- pp.43-67.
3. Lambe, T.W., and Marr, W.A.(1967), "Stress-Path Method : Second Edition," Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol.93, No. GT6, pp.309-331.
 4. Lambe, T.W.(1979), "The Stress-Path Method," Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, Vol.105, No. SM6, pp.727-738.
 5. Skempton, A.W., and Bjerrum, L.(1957), "A Contribution to the Settlement Analysis of Foundation on Clay," Geotechnique, Vol. 7., No. 4, pp.166-178.
 6. Terzaghi, K.(1923), "Die Berechnung der Durchlässigkeit des Tones aus dem Verlauf der hydrodynamisch Spannungserscheinungen," Akademie der Wissenschaften, Wien, Sitzungsberichete, Mathemastisch Naturwissenschaftliche Klasse, Part II -a, Vol. 132(3-4), pp. 125-138.
- (접수일자 1998. 11. 26)