

## 비등방 압축의 선행재하를 받은 다짐풍화화강토의 항복거동

### Yielding Behavior of Compacted Decomposed Granitic Soil under Anisotropic Compression Previous Loading

정 상 국\*                      강 권 수\*\*                      양 재 혁\*\*\*  
Jeong, Sang-Guk              Kang, Kwon-Soo              Yang, Jae-Hyounk

#### Abstract

Stress-strain behaviour of soil varies based on stress path and stress history. There has been few study on the characteristics of yielding curve which has anisotropic compression stress history in decomposed granite soil. During this study, various stress path tests in previous anisotropic compression stress history are performed on compacted decomposed granite soil sampled at Iksan, Chonbuk. Yielding points are determined from various stress-strain curves ( $\eta-\varepsilon$ ,  $\eta-v$ , and  $\eta-k$ ,  $\eta-W$  curves). Stress-strain curve is certified which shows yielding point very clearly. The shape and characteristics of anisotropic compression yielding curves are examined. The main results are summarized as follows : 1)  $p'$  constant and compressive direction in stress paths, which has experienced previous anisotropic compression stress history, shows relatively clear yielding points. 2) Yielding curves defined from  $\eta-k$  and  $\eta-W$  curve show almost perfect ellipse. 3) Directions of plastic strain incremental vector ( $dv^p/d\varepsilon^p$ ) are not perpendicular to yielding curve.

**keywords** : Stress Path, Yielding Curve, Anisotropic Compression Stress History, Yielding Point, Stress-Strain Curve, Plastic Strain Incremental Vector

\* 정희원, 송원대학 철도시설토목과 교수, 공학박사

\*\* 정희원, 시남대학교 토목공학과 교수, 공학박사

\*\*\* 정희원, 전남대학교 공업기술연구소 전임연구원, 공학박사

● 본 논문에 대한 토의를 2001년 9월 30일까지 학회로 보내 주시면 2002년 1월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

## 1. 서론

지반을 구성하는 대부분이 풍화화강토임에도 불구하고 그 동안의 연구는 점성토에 비중을 두고 발전한 것이 사실이다. 이는 점성토와는 달리 풍화화강토가 시공성이 좋고 공사완료 후에도 별문제가 없는 흙으로 인식되어 왔기 때문이다. 그러나, 토목공사의 대형화와 더불어 대규모의 질·성토가 불가피해짐에 따라 풍화화강토로 이루어진 사면 및 기초구조물의 불안정 등 여러 문제점들이 발생하고 있다. 최근 이와 같은 문제점을 극복하기 위해 풍화화강토에 대한 연구가 활발히 이루어지고 있다. 이러한 연구의 대부분은 풍화화강토의 응력-변형을 거동이 풍화도, 함수상태, 및 구속압력의 차이에 의해 더욱 변화한다는 것을 지적하고 있다. 박(Park, 1973, 1974)은 풍화화강토의 1차 및 2차 광물의 추적과 다짐과 투수 특성에 대해 고찰한 바 있다. 또한 박(Park, 1996, 1997) 등은 전단상도 및 변형특성, 그리고 풍화에 대한 파쇄특성, 교란 및 불교란 풍화화강토의 전단특성에 대해 심도있게 연구하였다.

흙의 응력-변형을 거동은 응력경로와 과거의 응력이력에 의존한다. 그러나 지금까지의 풍화화강토에 대한 연구는 등방응력이력을 받은 시료에 국한되었다. 이는 실제 현장에서 풍화화강토를 성토 재료로 사용하여 다짐을 실시할 경우 응력이력은 비등방적이라는 사실을 간과한 것이며, 실제 응력-변형을 거동에 미치는 과거의 비등방 응력이력의 영향이 고려되지 않았다. 따라서 기초지반의 진실된 응력-변형을 거동을 알고자 할 경우, 현장의 상태와 동일하게 비등방 응력이력에 따른 시험결과를 이용하여야 한다고 생각된다. 또한 응력-변형을 곡선에서 결정된 항복점을 가지고 항복곡선의 형상을 평가하는 지금까지의 연구(Nova & Wood, 1978; Tatsuoka & Ishihara, 1974)는 주로 전도와 사질토에 국한되어 왔으며, 비등방 압축의 선행재하를 받은 풍화화강토의 항복거동에 대한 연구는 거의 이루어지지 않았다. 따라서 현상의 응력상태와 유사한 비등방 압축의 선행재하의 이력에 영향을 받은 항복거동의 특성을 파악하는 것이 반드시 필요하다. 본 연구에서는 전북 익산에서 채취한 다짐풍화화강토의 항복

거동을 검토하였다.

다짐풍화화강토의 항복거동을 연구하기 위해서는 항복면의 존재와 직교조건을 기본개념으로 한 고전적인 일-경화 소성론을 이용하는 것이다. 항복면의 가정은 항복의 발생조건과 관련된 함수가 단지 어떤 값을 초과하였을 때 소성항복이 발생한다는 것이다. 직교의 가정은 응력공간에서 소성포텐셜면의 존재가 요구되며, 소성변형률증분벡터가 소성포텐셜면에 반드시 연속적이며, 이러한 법은 원점에 대하여 볼록하다는 것이다.

금속소성이론에서 주목해야 할 것은 관련유동법칙 즉, 응력공간에서 소성포텐셜면은 항복면과 일치한다는 가정이다. 이는 일반적으로 받아들여졌으며 금속의 실제 거동을 반영하는데 적당하다고 생각되어졌다. 비점착성 흙의 소성변형에 대한 이론을 발전시키는데 있어서 Schofield와 Wroth(1968)도 이러한 가정을 도입하였다. 그러나 Poorooshasb 등(1967)에 의한 실험적인 연구에서는 비관련유동법칙 즉, 응력공간에서 항복면이 소성포텐셜면과 완전히 다르다는 것을 보였다. 따라서 본 연구에서는 비등방 압축의 선행재하를 받은 다짐풍화화강토의 항복면에 소성변형률증분벡터가 연속하는지의 여부를 시험결과를 통해 알아보았다.

## 2. 응력경로시험

### 2.1 시료의 준비

본 연구에서는 전북 익산에서 채취한 시료를 No.4 체(4.75mm)에 통과시켜 균일하게 혼합한 후 응력경로시험에 사용하였다. Table 1에서와 같이 투수계수는  $7.3 \times 10^{-5}$  cm/sec이며, 표준다짐시험(A다짐)의 결과를 가지고 공시체의 건조단위중량  $\gamma_d = 1.54$  g/cm<sup>3</sup>와 함수비  $w = 18.0\%$ 를 결정하였다. 본 연구에 사용된 시료는 균등계수와 곡률계수에서 알 수 있듯이 양호한 입도분포를 보이고 있다.

### 2.2 응력경로시험

본 연구에서는 비등방 압축의 선행재하를 받은 다짐

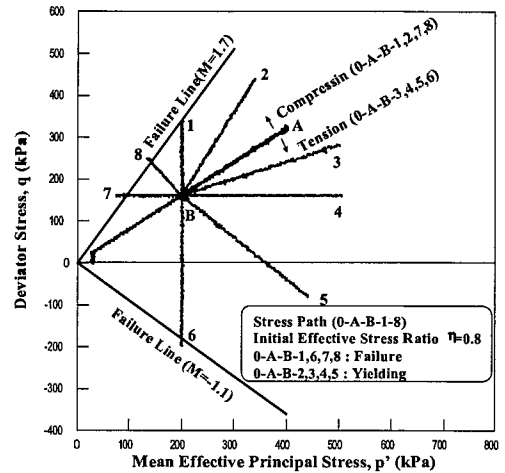
Table 1 Physical properties of compacted decomposed granite soil sampled at Iksan, Chonbuk

Location	Gs	k (cm/sec)	Cu	Cg	#200 percent finer(%)	Procter Test		Sample	
						$\gamma_{dmax}$ (g/cm <sup>3</sup> )	OMC(%)	$\gamma_d$ (g/cm <sup>3</sup> )	$\omega$ (%)
Iksan, Chonbuk	2.63	$7.3 \times 10^{-7}$	13.47	1.66	10.30	1.80	14.00	1.54	18.00

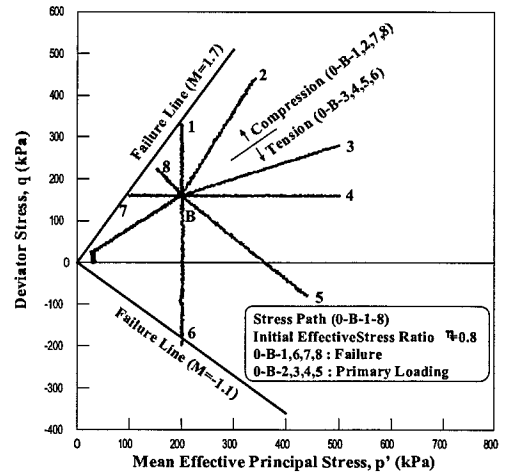
풍화회강토의 항복거동을 규명하기 위해 각종 비례적 응력경로에 대해 항복점을 결정하였다. 이를 바탕으로 항복곡선의 형상을 평가하고, 선행재하가 있는 경우와 없는 경우(치너재하)의 응력-변형률관계를 비교, 검토하기 위하여 Fig. 1과 같은 응력경로시험을 실시하였다. 모든 시험은 완전한 배수조건과 응력제어방법으로 수행되었다. 각각의 단계에서 작용된 응력증분은 2kPa/min이고 변형률속도는 0.01%/min보다 작게 하였다. 또한 각각의 재하단계 동안 연직 및 체적변형이 측정되었으며, 압축응력과 압축변형률을 (+)로 하였다.

Fig. 1에서 보인 바와 같이, 모든 공시체는 응력비  $\eta = 0.8$  을 일정히 유지하면서 먼저 점 "A"까지 비등방압밀된 후 점 "B"까지 하중이 제거되었다. 그 후 공통적인 원점 "B"로부터 8가지 응력경로시험(O-A-B-1~8)이 수행되었다. 각각의 응력경로를 따라서 응력은 미소량(2kPa/min)에 의해 증가 또는 감소되었다.

따라서 점 "A"에 대응하는 항복점이 각각의 응력경로에 대해 결정되었다. 400kPa이 점 "A"에서의  $p'$  값으로 200kPa이 점 "B"에서의  $p'$  값으로 선택되었다. 따라서 각각의 응력경로시험에서의 과압밀비 OCR=2이다. Fig. 1(b)에서 보인 바와 같이, 치너재하에 대한 동일한 형태의 각종 응력경로시험(O-B-1~8)이 실시되었다. 이는 과압밀된 응력경로(O-A-B-1~8)에 대해 응력-변형률거동을 비교하기 위해서이다. 다만 그림에서 보인 바와 같이, 응력경로가 0에서 시작하지 않고 30kPa에서  $\eta = 0.8$  인 점까지  $p'$  일정으로 올라간 것은 공시체의 포화도를 파악하기 위한 B값 측정 때문이다. 이때부터  $\eta = 0.8$  의 비례적 응력재하가 시작된다.



(a) Overconsolidation stress path tests



(b) Normally consolidation stress path tests

Fig. 1 Overconsolidation stress path tests for determination of yield points corresponding to point "A" and normally consolidation stress path tests for comparison

### 3. 응력-변형률곡선

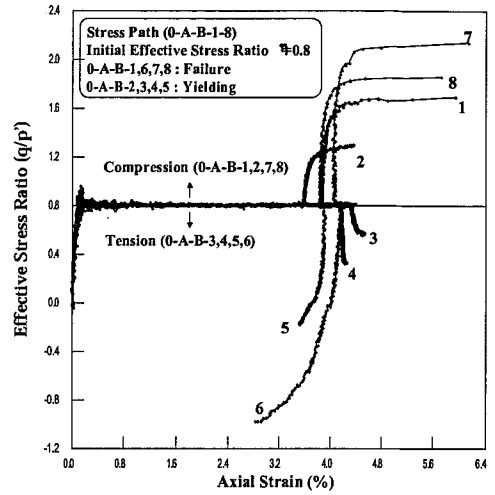
#### 3.1 공시체의 균일성 여부

전북 익산의 다짐중화화강토의 항복거동을 파악하기 위해서는 응력-변형률곡선에서 적당한 항복점의 결정이 필요하다. 그러나 선행재하가 있는 경우(O-A-B-1~8)와 없는 경우(O-B-1~8)로 응력이 가해진 후 비례적 재하경로가 시작되는 점 "B"에서의 축방향변형률  $\epsilon_a$ 와 체적변형률  $v$ 의 초기값이 각각의 응력경로에 대해 어느 정도 차이가 있는가에 따라 시험공시체의 균일성 여부를 파악할 수 있다.

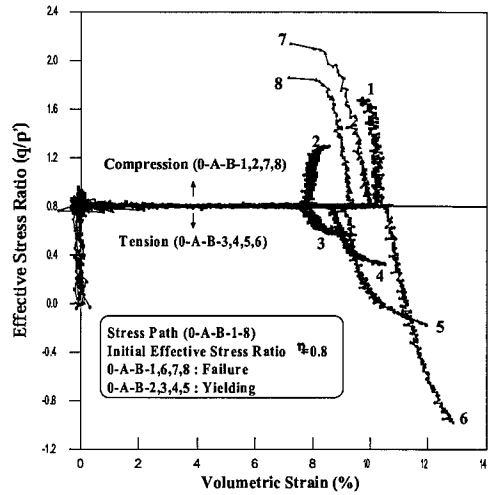
Fig. 2(a)와 (b)는 비등방 압축의 선행재하가 있는 O-A-B-1~8의 비례적 재하시험에 대한 응력비  $\eta (= q/p')$ 에 따른 축방향변형률  $\epsilon_a$ 와 전단변형률  $v$ 의 관계를 나타낸 것이다. 응력비는  $\eta=0.0$ 으로부터 B값을 측정하는 동안  $\eta=0.8$ 까지 이동한다. 그 후 점 "A"까지 선행재하를 가하고 점 "B"까지 하중을 제거한 상태가 각각의 응력-변형률곡선의 초기변형률이 된다(Fig. 1(a) 참조). 그림에서 보인 바와 같이, O-A-B-1~8의 응력비에 따른 축방향변형률이 시작되는 초기값은 3.5~4.5%로서 1% 정도의 차이를 보이고 있다. 또한 체적변형률은 8~11%로서 3% 정도의 차이이다.

Fig. 3(a)와 (b)는 선행재하가 없는 O-B-1~8의 비례적 재하시험에 대한 것이다. 선행재하가 있는 경우와 같이  $\eta=0.8$ 까지 이동한 후 "B"까지 일정한  $\eta=0.8$ 으로 압축을 가한 상태가 각각의 응력-변형률곡선의 초기변형률이 된다(Fig. 1(b) 참조). 그림에서 보인 바와 같이, O-B-1~8의 축방향변형률이 시작되는 초기값은 1.8~3.1%로서 1.3% 정도, 체적변형률은 4~5%로서 1% 정도의 차이를 보이고 있다.

이와 같이 각각의 응력경로의 초기변형률이 동일하지 않은 것은 다짐중화화강토가 이상적인 재료가 아니기 때문이다. 또한 다짐시 발생하는 인위적인 오차, 각각의 공시체 마다 미소한 투수계수의 변화에서 오는 압밀배수량의 차이 때문에 발생된다. 다만 이러한 초



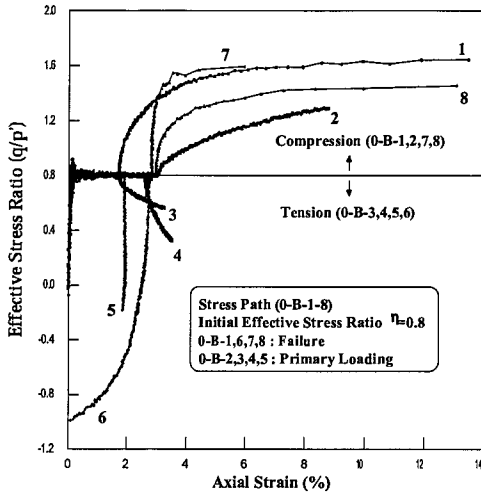
(a)  $\eta (= q/p') - \epsilon_a$



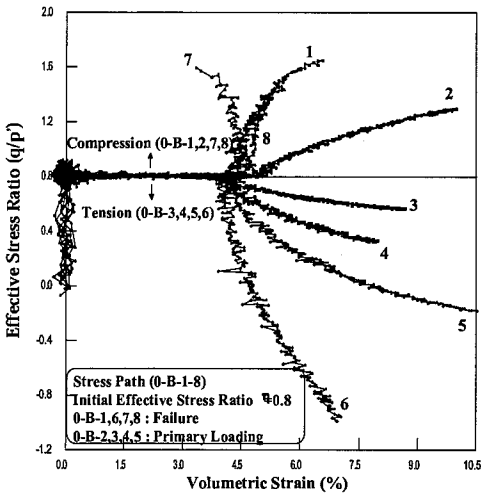
(b)  $\eta (= q/p') - v$

Fig. 2 Relationships of effective stress ratio vs. axial strain and effective stress ratio vs. volumetric strain (O-A-B-1~8)

기변형률의 차이는 그리 크지 않고 또한 불가피한 현상으로 생각된다. 따라서 이들 공시체의 다소의 불균일성이 항복점을 결정하는 데 큰 영향을 주지 않을 것이라 생각된다.



(a)  $\eta (= q/p') - \epsilon_a$



(b)  $\eta (= q/p') - v$

Fig. 3 Relationships of effective stress ratio vs. axial strain and effective stress ratio vs. volumetric strain (O-B-1~8)

### 3.2 항복점을 결정하기 위한 응력-변형률 곡선

다짐중화강토의 항복거동을 평가하기 위해서는 응

력-변형률곡선에서 명확한 항복점을 결정하여야 한다. 그러나 대부분의 다짐 중화강토의 응력-변형률곡선은 명확한 항복점을 나타내지 않는 경우가 많다. 또한 응력경로를 취하는 것에 따라 임의의 변형성분이 생기지 않는 경우도 있으므로 항복점을 결정하는데는 상당한 어려움을 겪게 된다. 항복응력을 유효에너지의 관점에서 결정한다는 Tanimoto 등(1985)의 연구가 있지만 현재로서는 명확한 항복점의 결정방법이 확립되지 않았다.

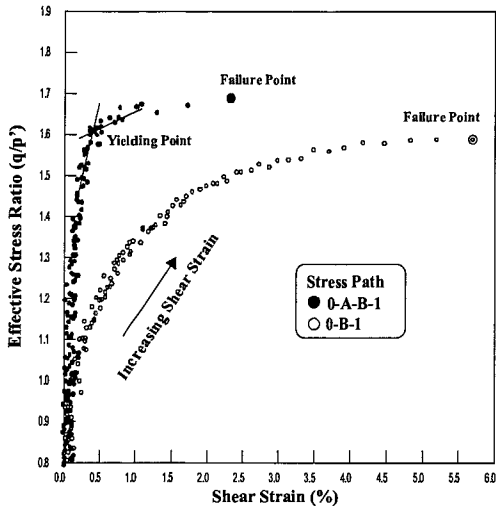
따라서 본 연구에서는 비등방 압축의 선형재하점 "A"를 가하는 각각의 응력경로에 대한 응력-변형률관계에서 명확한 항복점을 결정하기 위해 다음과 같은 4가지 응력-변형률곡선을 사용하였다. 즉,  $\eta - \epsilon$ ,  $\eta - v$  그리고  $\eta - k$  및  $\eta - W$  곡선이다. 여기서,  $\eta = q/p'$  는 응력비로서  $p' = (\sigma_a + 2\sigma_r)/3$  은 중간주응력,  $q$  는 축차응력이다.  $\sigma_a$  는 축방향유효응력이고  $\sigma_r$  는 반경방향유효응력이다. 또한 전단변형률  $\epsilon = 2(\epsilon_a - \epsilon_r)/3$  로서,  $\epsilon_a$  는 축방향변형률,  $\epsilon_r$  는 반경방향변형률이다. 체적변형률  $v = \epsilon_a + 2\epsilon_r$  이다.  $k$  는 Moroto (1976)가 제안한 균준화에너지로서 식 (1)과 같다.  $W$  는 전단과정에서 소산된 전체 에너지로서 식 (2)로 표현된다.

$$k = \int \frac{dW}{p} = \int dv + \tau_r \cdot d\epsilon \quad (1)$$

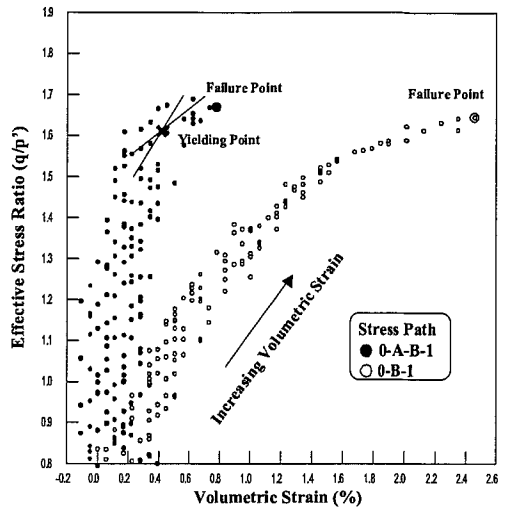
$$W = \int dW = \int p \cdot dv + q \cdot d\epsilon \quad (2)$$

즉, 이들 응력-변형률곡선에서의 최대곡률점을 항복점으로 결정하였다. 이는 특정의 응력경로에 대해서는 어느 한가지 응력-변형률곡선만으로는 항복점이 쉽게 결정되지 않기 때문이다.

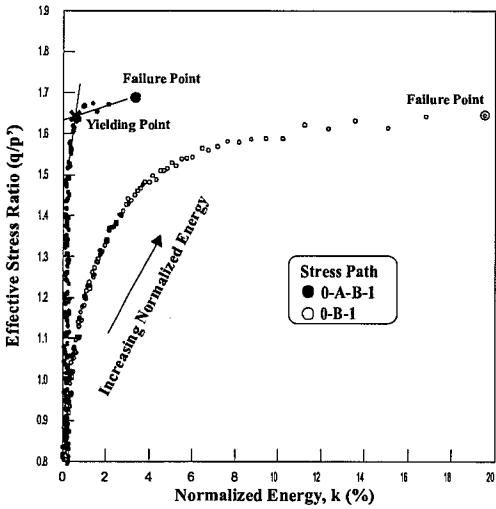
Fig. 4는 본 연구에서 실시한 응력경로 중 대표적인 시험결과인 O-A-B-1과 O-B-1에 대한  $\eta - \epsilon$ ,  $\eta - v$ ,  $\eta - k$ ,  $\eta - W$  곡선을 보인 것이다. 즉, 원점으로부터 점 "A"까지 비등방 압축 ( $\eta = 0.8$ )으로 선형재하를 가한 후 점 "B"까지 하중을 제거한 후 선



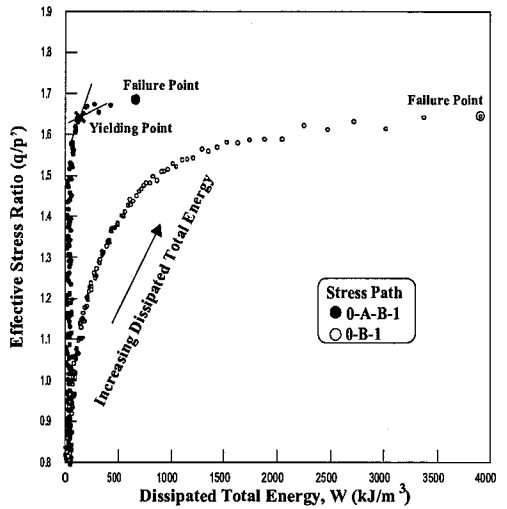
(a)  $\eta - \epsilon$  relationships



(b)  $\eta - v$  relationships



(c)  $\eta - k$  relationships



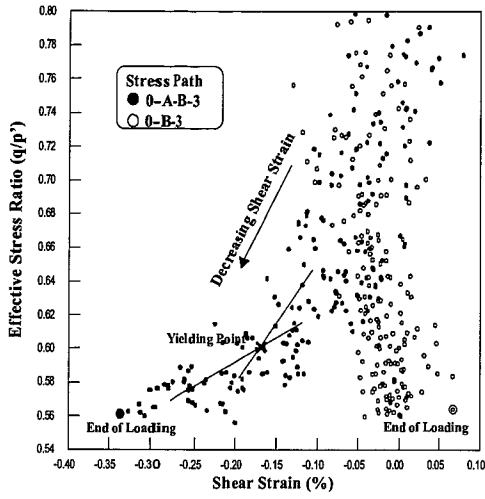
(d)  $\eta - W$  relationships

Fig. 4 Stress-strain curves for effective stress ratio vs. shear and volumetric strain, normalized and dissipated total energy (O-A-B-1 and O-B-1)

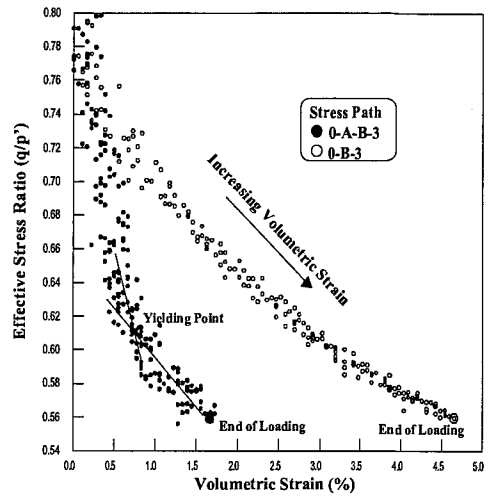
행재하의 압축방향으로  $p'$  일정의 삼축시험을 실시한 경우(O-A-B-1)와 선형응력을 가하지 않고 점 "B"까지 비등방적인 하중을 가한 후  $p'$  일정의 응력경로시험을 실시한 경우(O-B-1)에 대한 각각의 응력-변형률곡선과 이에 따른 항복점을 나타내었다. 여기서 각

각의 응력-변형률곡선의 변형률의 시작은 선형재하의 존재 여부와 상관없이 점 "B"에서의 변형률을 0으로 하여 나타내었다.

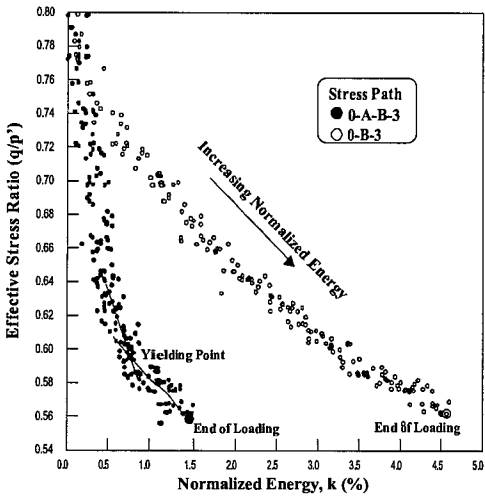
그림에서 보인 바와 같이, 이와 같은  $p'$  일정의 응력경로에서는 각각의 응력-변형률곡선에서 비교적 명



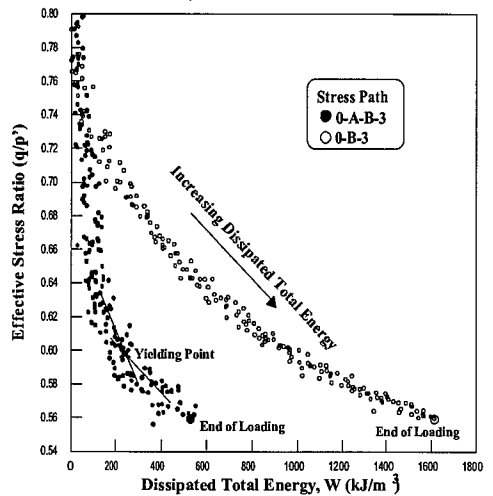
(a)  $\eta - \epsilon$  relationships



(b)  $\eta - v$  relationships



(c)  $\eta - k$  relationships



(d)  $\eta - W$  relationships

Fig. 5 Stress-strain curves for effective stress ratio vs. shear and volumetric strain, normalized and dissipated total energy (O-A-B-3 and O-B-3)

확하게 항복점을 결정할 수 있다. 선형재하가 있는 경우(O-A-B-1)의 응력-변형률곡선의 초기접선기울기는 선형재하가 없는 경우(O-B-1)에 비해 상당히 크다. 파괴시 응력비는  $\eta = 1.70$  정도로서 선형재하가 없는 경우( $\eta = 1.65$ )에 비해 다소 큰 경향이 있다. 또한 O-B-1이 O-A-B-1에 비해 더 큰 최종변형률에서

파괴된다는 것을 보여주고 있다. 이는 점 "A" ( $p' = 400\text{kPa}$ )까지 선형재하를 가한 후 과압밀비  $\text{OCR} = 2$ 로 점 "B" ( $p' = 200\text{kPa}$ )까지 하중을 제거한 결과라고 생각된다. 따라서 O-A-B-1은 O-B-1과 비교해 볼 때, 전형적인 과압밀도의 거동을 보이고 있다. 이와 같은 양상은 그 밖의 다른 응력경로에서도

Table 2 results and obtained yield stress ratios from stress path tests

Stress Path	Final Strains				Yielding Stress Ratio			
	$\epsilon$ (%)	$v$ (%)	$k$ (%)	$W$ (kJ/m <sup>3</sup> )	$\epsilon$ (%)	$v$ (%)	$k$ (%)	$W$ (kJ/m <sup>3</sup> )
O-A-B-1	2.3 (5.7)	0.8(2.5)	3.3(19.5)	660(3900)	1.61	1.61	1.64	1.64
O-A-B-2	0.6 (4.2)	1.0(5.1)	1.6 (9.6)	470(2680)	1.24	1.25	1.26	1.26
O-A-B-3	-0.3(-0.2)	1.7(4.7)	1.5 (4.6)	550(1610)	0.60	0.61	0.60	0.60
O-A-B-4	-0.5(-0.4)	2.0(4.0)	1.7 (3.8)	660(1300)	0.42	0.41	0.40	0.40
O-A-B-5	-1.3(-2.3)	3.2(6.7)	3.0 (6.4)	1300(2160)	0.03	-0.01	0.00	0.00
O-A-B-6	-2.2(-3.7)	2.4(3.2)	3.4 (5.1)	680(1300)	-0.56	-0.56	-0.60	-0.60
O-A-B-7	1.4 (2.1)	-2.0(-1.2)	0.6 (1.8)	20 (190)	1.90	1.95	1.92	1.94
O-A-B-8	1.2 (6.8)	-1.3(-1.0)	0.7 (9.8)	100(1550)	1.79	1.70	1.79	1.80

유사하게 나타났다.

Fig. 5는 선형재하의 인장방향으로 삼축시험을 실시한 O-A-B-3 및 선형재하가 없는 O-B-3에 대한 시험결과를 보인 것이다. 주목할 만한 점은 Fig. 4의 선형재하의 압축방향인 O-A-B-1의 응력경로가 Fig. 5의 인장방향(O-A-B-3)의 경우에 비해 응력-변형률 곡선에서 항복점이 훨씬 명확하게 나타난다는 점이다. 이는 다른 응력경로에 대해서도 유사한 경향으로 나타났다.

또한 Fig. 4와 5의 응력경로에서 보인 응력-변형률 곡선 중  $\eta-\epsilon$ ,  $\eta-v$  곡선은 시험데이터의 분산이  $\eta-k$ ,  $\eta-W$  곡선보다 크므로 전반적으로 항복점을 결정하는데 어려움이 따른다는 것을 알 수 있다. 따라서 압밀과 전단의 효과가 혼합되어 항복이 발생한다고 생각한다면, 체적변형과 전단변형 양쪽 항을 모두 포함하는 규준화에너지  $k$ (식 (1) 참조)와 소산된 전체에너지  $W$ (식 (2) 참조)로 항복점을 결정하는 것이 보다 타당하다는 것을 Fig. 4와 5에서 알 수 있다. 한편 Table 2는 O-A-B-1~8의 응력경로에 대한 최종변형률 및 항복시의 응력비를 요약한 것이다.

여기서, 최종변형률의 ( )는 처녀재하의 경우이다.

#### 4. 항복곡선의 특징

응력공간  $p'-q$ 에서 항복곡선의 형상을 규명하기 위해서는 재하, 제하 그리고 재재하의 과정 때문에

복잡한 응력이력과 응력수준을 받은 흙의 항복특성을 명확히 파악하여야 한다. Fig. 6은 지금까지 조립토에 대해 연구된 항복곡선의 형상에 대한 실험적 결과를 기초로 하여 항복곡선을 4가지 형태로 나눈 것이다.

첫째, Fig. 6(a)의 형태 I의 항복곡선은 일정한 응력비에서 직선 또는 약간 곡선으로 나타난다. 이러한 형태의 항복곡선은 Barden 등(1969), Poorooshasb (1971) 그리고 Tatsuoka & Ishihara(1974)에 의해 설명되며, 종종 전단항복곡선으로 언급된다. 이러한 항복곡선에 대한 이들의 연구는 특히 꽤 낮은 응력 수준에서의 전단 동안에 거친 입자의 조립토(파쇄된 입자가 아님)의 충분한 정확한 항복특성을 제공하였다고 인정된다. 그러나 압밀과정에 대한 것은 충분히 설명하지 못하였다(Barden 등, 1969; Nova & Wood, 1978).

둘째, Fig. 6(b)의 형태 II의 항복곡선은 정수압 축에 연직한 편평한 선으로 대략 주어진다. 이러한 형태의 항복곡선은 종종 체적항복곡선으로 불리우며, 압밀에 기인한 항복시동을 평가하기 위해 Vermeer (1978)에 의해 이용되었다. 이러한 형태는 독립적으로 발생하는 전단과 압밀에 기인한 두 가지 종류의 항복에 기초하여 도입되었다.

한편, Fig. 6(c)와 (d)의 형태 III과 IV의 항복곡선은 압밀과 전단 사이의 연결을 강조하기 위해 도입되었다. 형태 III은 Tatsuoka & Molenkamp(1983)에 의해 도입되었으며, 전단과 압밀에 기인하는 겹쳐 놓은 소성체적변형률과 소성전단변형률에 의해 형성된다.



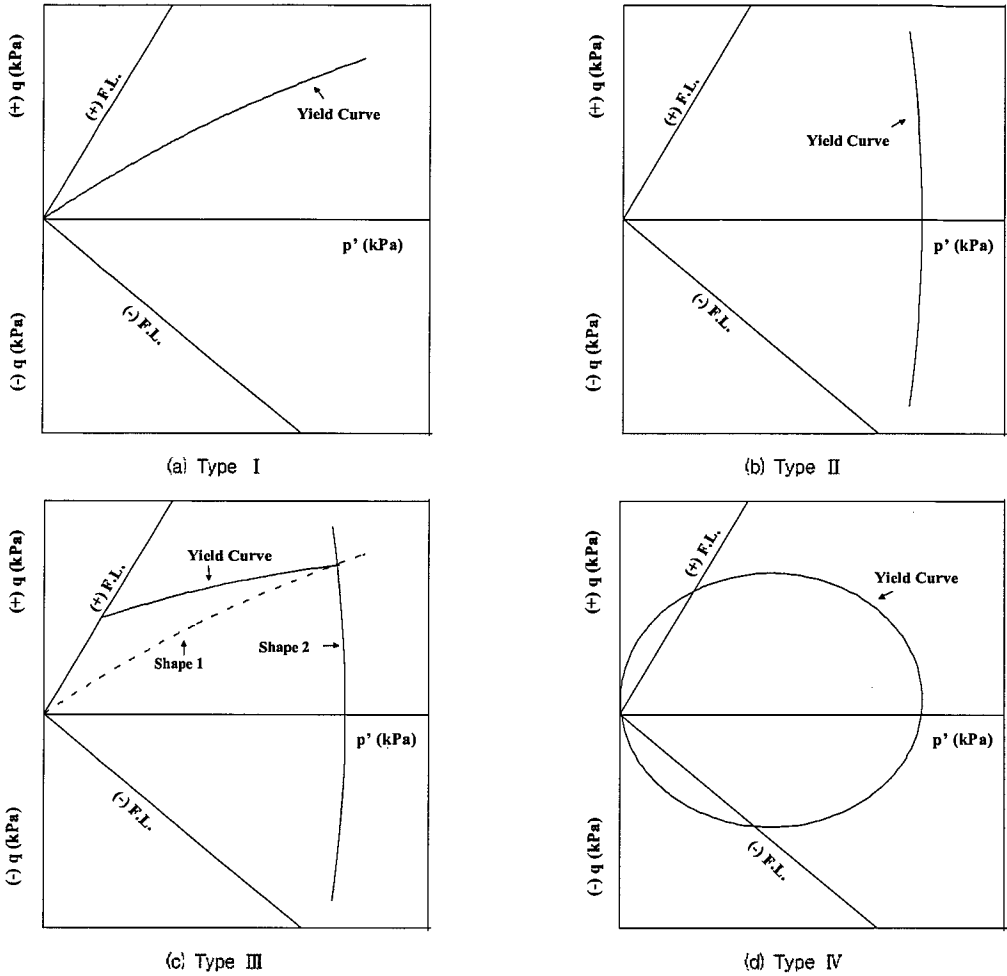


Fig. 6 Schematic diagram for typical yield curves

일반적으로 이러한 형태의 항복곡선은 조립토의 비등방 항복특성을 평가할 수 있지만, 단지 형태 I 과 II의 항복곡선의 결합에 의해서만 실제적으로 유용할 뿐이다.

마지막으로, 형태 IV는 종종 Cap형태라고 불리우며, 낮은 응력수준에서 등방선행압밀된 조립토의 항복 거동을 예측하는데 주로 사용된다(Murata, Hyodo & Yasufuku, 1987). 더욱이, Miura, Murata & Yasufuku (1984), Murata, Hyodo 그리고 Yasufuku(1987)가 연구한 바와 같이, 항복곡선의

형상 특성이 적절히 설명되어졌을 때, 이러한 형태는 전단과 압밀에 기인하여 발생된 입자파쇄의 높은 응력 수준에서 조립토의 거동에 대해서도 유효하다는 것이 확인되었다.

위의 설명은 조립토에 대한 실험적 연구로부터 얻어진 항복곡선의 형태에 대한 종합적인 견해이다. 그러나, 과거의 연구에서 실험적 고찰의 대부분은 등방 압밀된 시료에 한정되었다. 현장에서 다짐 풍화화강토의 응력상태는 일반적으로 비등방이고 변형거동에 중요한 영향을 미치는 경향이 있다는 사실을 고려하면, 비등

방 실행재하를 받은 다짐풍화화강토에 대한 항복특성은 다짐 풍화화강토의 비등방거동을 평가하는데 이용하기 위해 자세히 조사되어야 한다.

따라서 본 연구에서는 다짐풍화화강토의 비등방 항복거동을 파악하기 위해 비등방 압축의 재하경로를 가지는 각종 응력경로의 응력-변형률곡선( $\eta-\epsilon$ ,  $\eta-v$ ,  $\eta-k$ ,  $\eta-W$ 곡선)에서 결정된 각각의 항복점을  $p'-q$ 의 응력공간에 도시하여 항복곡선의 형상을 평가하였다.

Fig. 7은 각각의 응력-변형률곡선에서 얻어진 항복점을  $p'-q$ 공간에 나타내어 항복곡선을 형성화한 것이다. 그림에서 보인 바와 같이,  $v$ ,  $\epsilon$ ,  $k$ ,  $W$ 로 판단한 항복점, 즉 항복응력은 비교적 잘 일치한다는 것을 알 수 있다. 또한 항복곡선의 모양은 대략 타원형이지만, 비례적 재하경로의 방향에 비스듬히 나아가고 있다. 이는 다짐풍화화강토의 항복곡선의 형상이 비등방 압축의 비례적 재하경로의 응력이력에 상당히 의존한다는 것을 알 수 있다.

Fig. 8은 Miura, Murata & Yasufuku(1984)가 제시한 소성변형률 증분벡터( $dv^p/de^p$ )를 결정하는 방법이다. Fig. 8(a)와 (b)에서 보인 바와 같이,  $q-\epsilon$ 과  $p'-v$ 곡선의 항복점에서 소성전단변형률 증분  $de^p$ 와 소성체적변형률증분  $dv^p$ 는 미소의 응

력증분  $dq$ 와  $dp'$ 에 대응하며, Fig. 8(c)와 같이,  $p'-q$ 관계에서 소성변형률 증분벡터( $dv^p/de^p$ )를 결정할 수 있다. 여기서,  $de^e$ 와  $dv^e$ 는 각각 탄성전단변형률증분과 탄성체적변형률증분이다. 따라서 이와 같이 실험으로 결정된  $dv^p/de^p$ 를 Fig. 7의 항복곡선의 항복점 근처에 화살표로 나타내었다.

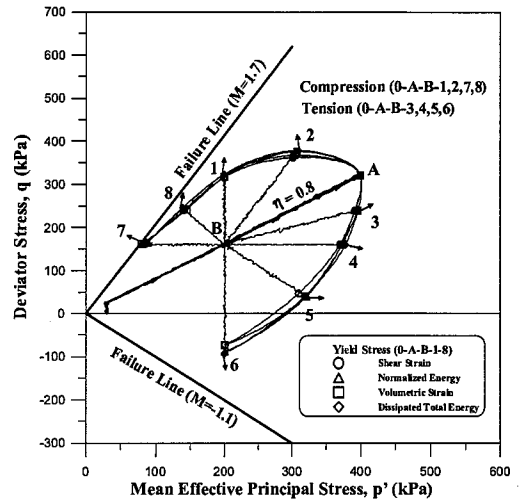


Fig. 7 Experimental yield curves obtained from stress-path tests (O-A-B-1~8)

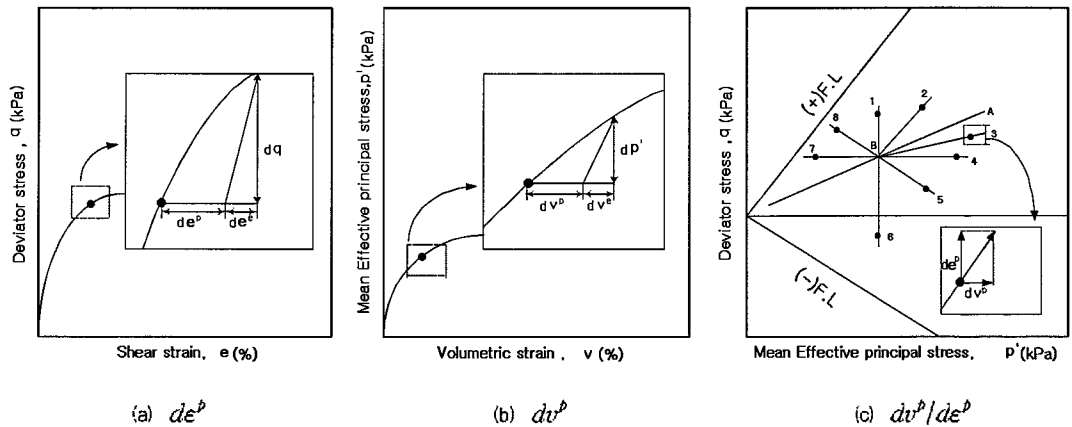


Fig. 8 Determination of plastic strain increments and plastic strain increment vector ( $dv^p/de^p$ );

Fig. 7의 각각의 응력경로에서 항복점 근처에 화살표로 표시한 소성변형을 증분벡터( $dv^p/d\varepsilon^p$ )의 방향은 항복곡선에 연직하지 않는다. 따라서 다짐풍화화강토의 응력-변형률거동은 Poorooshasb 등(1966, 1967)의 모래에 대한 시험결과에서와 같이 항복면과 소성포텐셜면이 일치하지 않는 비관련 유동법칙을 따른다고 판단된다.

## 5. 결론

전북 익산의 다짐풍화화강토에 대해 비등방 압축의 선행재하를 가진 여러 가지 응력경로시험을 실시하여  $\eta-\varepsilon$ ,  $\eta-v$ ,  $\eta-k$ ,  $\eta-W$ 곡선에서 결정된 항복점을 가지고 항복곡선의 형상 및 항복거동의 특성을 비교분석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1)  $\eta-\varepsilon$ ,  $\eta-v$ ,  $\eta-k$ ,  $\eta-W$ 곡선을 이용하여 결정된 항복점은  $p'$  일정의 응력경로에서 다른 응력경로에 비해 비교적 명확하게 항복점을 결정할 수 있었으며, 선행재하의 압축방향이 인정방향보다 명확한 항복점을 나타내었다. 또한  $\eta-\varepsilon$ ,  $\eta-v$  곡선보다도 체적변형과 전단변형을 모두 포함하는  $\eta-k$ ,  $\eta-W$ 곡선이 보다 명확한 항복점을 보였다.
- 2) 선행재하가 있는 경우 응력-변형률곡선의 초기 접선기울기는 선행재하가 없는 경우에 비해 상당히 크고, 파괴시 응력비도 다소 큰 경향을 보였다. 특히 처너재하의 경우 응력경로에서 더욱 큰 최종변형률에서 파괴되어 과압밀의 영향이 상당히 크게 나타났다.
- 3) 항복점을  $p'-q$  공간에 도시하여 항복곡선을 형상화한 결과,  $\eta-\varepsilon$ ,  $\eta-v$ ,  $\eta-k$ ,  $\eta-W$ 곡선으로 정의된 항복곡선은 모든 응력경로에 대해 직질히 결정되어 거의 완전한 타원형을 보였다. 그리고 소성변형률 증분벡터( $dv^p/d\varepsilon^p$ )의 방향은 항복곡선에 연직하지 않았으므로 다짐풍화화강토의 응력-변형률거동은 비

관련유동법칙을 따른 것으로 나타났다.

- 4) 항복곡선의 모양은 대략 타원형을 나타내지만, 비례적 재하경로의 방향에 비스듬히 나아가므로 다짐 풍화화강토의 항복곡선의 형상은 비등방 압축의 비례적 재하경로의 응력이력에 상당히 의존한 것으로 나타났다.
- 5) 본 논문에서는 다짐풍화화강토의 비등방 항복곡선의 항복거동에 대해 알아보았으며, 앞으로 불교단화강토에 대한 항복거동과 풍화화강토의 응력-변형률거동을 정도 높게 예측할 수 있는 구성모형을 개발하는데 연구가 필요할 것으로 판단된다.

## 참고 문헌

1. 박병기, 1973, "화강암질 풍화토의 특성 연구(광주지역 화강암질 풍화토의 물리적 성질을 중심으로)", 대한토목학회지, 21(4), pp. 37~50.
2. 박병기, 1974, "화강암질 풍화토의 특성 연구(광주지역의 부수 및 다짐특성을 중심으로)", 대한토목학회지, 22(2), pp. 83~96.
3. 박병기, 강병선, 이강일, 이광찬, 임은상, 1997, "화강토의 전단강도 및 변형특성", 한국지반공학회지, Vol.13, No.4, pp.117~195.
4. 박병기, 이진수, 이광찬, 문용, 1997, "화강토의 풍화와 파쇄특성에 관한 연구", 대한토목학회지, Vol.5, No.2, pp.126~138.
5. Barden, L., Ismail, H. and Tong, P., 1969, "Plane strain deformation of granular material at low and high pressure", Geotechnique, Vol.19, No.4, pp.441~452.
6. Miura, N., Murata, H. and Yasufuku, N., 1984, "Stress-strain characteristics of sand in a particle-crushing region", Soils and Foundations, Vol.24, No.1, pp.77~89.
7. Murata, H., Hyodo, M. and Yasufuku, N., 1987, "Yield character of dense sand under low and high pressure" Proc. of JSCE, No.3, pp.183~192.
8. Nova, R. and Wood, D. M., 1978, "An experimental programme to define the yield function for sand", Soils and Foundations, Vol.18, No.4, pp.77~86.

- 
9. Poorooshasb, H. B., Holubec, I. and Sherbourne, A. N., 1967, "Yielding and flow of sand in triaxial compression, part II and III", Canadian Geotechnical Journal, Vol.4, No.4, pp.376~398.
  10. Poorooshasb, H. B., 1971, "Deformation of sand in triaxial compression". 4th ARCSMFE, Vol.1, pp.63~66.
  11. Schofield, A. N. and Wroth, C. P., 1968, "Critical state soil mechanics" McGraw-Hill Book Company, New York.
  12. Tanimoto, K. and Tanaka, Y., 1985, "A method of determining yielding locus of sandy soil". Proc. of 11th ICSMFE, Vol.2, pp.1069~1072.
  13. Tatsuoka, F. and Ishihara, K., 1974, "Yielding of sand in triaxial compression", Soils and Foundations, Vol.14, No.2, pp.63~67.
  14. Tatsuoka, F. and Molenkamp, F., 1983, "Discussion on yield loci for sands", Mechanics of Granular Materials : New Models and Constitutive Relations, Ed. Jenkins, J. T. and Satake, M., Elsevier Science Publishers, pp.75~87.

(접수일자 : 2001년 6월 11일)