

일정수직강성(CNS) 조건에서 응력경로의 변화

김용준, 김선기, 김주화 (대림산업)

1. 서 론

암반 구조물의 전단특성은 절리면의 구조적인 특징인 거칠기, 강도 이외에 주위 암반의 경계조건에 의해 영향을 받는다. 예를 들어 지하공동에서 전단하중을 받는 암반 블록은 주위암반에 의해 구속되어 있으며, 그 거동은 주위 암반의 강성에 의해 영향을 받는다. 그리고 암반내 근입된 말뚝의 지지력이나 앵커의 긴장력은 암반-파일, 암반-앵커체 경계면에서 수직응력 수준에 따라 달라지며, 수직응력은 암반의 거칠기와 암반의 강성에 따라 변한다. 이러한 주위 암반의 강성은 수직강성 스프링으로 묘사될 수 있으며, 사면과 같이 일정한 하중 조건을 받는 CNL(Constant normal load) 조건에서 강성(K)은 0이며, CNS조건(Constant normal stiffness)에서는 일정하거나 변화하는 것으로 여러 연구자들에 의해 정의된 바가 있다. 여기서 강성은 주위 암반이나 적용된 보강 시스템의 값이지 절리의 강성과는 다르다.

일반적으로 절리면의 전단강도는 수직응력 수준에 따라 달라지며, CNS 조건에서는 전단변위가 발생하는 동안 수직응력이 증가하며 전단강도는 이에 따라 증가한다. 따라서 주위 암반에 의해 구속을 받는 암반 구조물의 전단강도는 수직응력의 증가량과 그때의 전단강도를 산정되어야 암반 구조물의 안정성을 평가할 수 있다. 이에 본 연구에서는 경계조건에 따른 절리면의 응력경로 특성을 파악하고, CNS 조건에서 초기 수직응력의 따른 응력 증가량과 그때의 전단강도 특성을 살펴보았다.

2. 경계조건에 따른 절리면의 전단강도

2.1 수직응력 수준에 따른 절리면의 전단강도

절리면의 전단강도는 수직응력 수준에 따라 비선형 특성을 나타내며, Lam & Johnston(1989)는 절리면의 전단강도를 수직응력의 크기에 따라 3가지 영역으로 구분하여 그림 1과 같이 나타내었다. 수직응력 수준이 돌기(asperity) 강도 보다 낮은 구간 I에서는 절리면의 기본 마찰각(ϕ_0)과 지형학적인 요소(i)에 의한 팽창각(β)에 의해 전단강도가 발휘되며, 전이응력 구간인 구간 II에서는 초기 마찰력과 전단변위에 따라 감소된 면적에서 시료가 파괴될 때의 전단력의 합으로 나타난다. 그리고 구간 III은 수직응력이 돌기(asperity) 강도 보다 커서 초기 팽창 없이 돌기의 파괴에 의한 전단력으로 나타난다. 이와 같이 절리면의 전단강도는 수직응력 수준에 따른 돌기의 강도와 수직변위량에 따른 전단면적에 관련이 있는 것으로 나타난다.

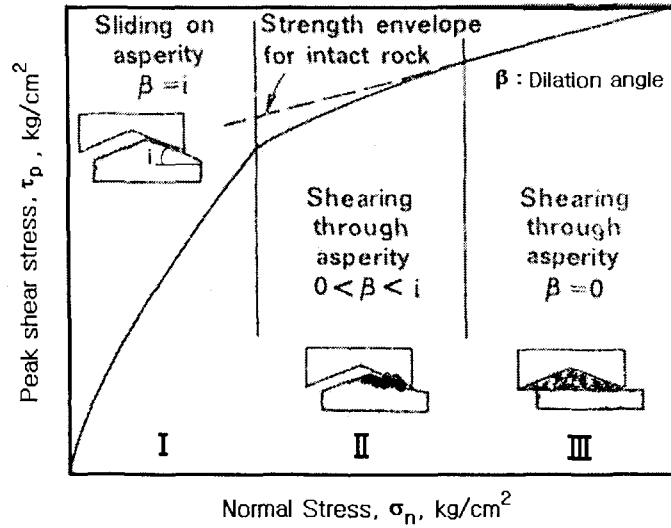


그림 1. 응력수준에 따른 절리면 전단강도(Lam & Johnston, 1989)

2.2 CNL 조건에서 전단강도

사면과 같이 활동하는 암반블록이 주변 암반이나 앵커에 의해 구속을 받지 않는 경우에 있어서 전단강도는 수직응력 수준에 따라 변한다. 수직응력 수준에 따른 파괴포락선의 비선형성은 Patton(1966), Ladanyi & Archambault (1970)와 Barton(1976)의 식에서 잘 나타나고 있다. 이들 모델의 특징은 수직응력 수준에 따른 돌기의 마찰과 전단에 의한 전단강도의 비선형성을 모사하기 위한 것으로서 이들의 파괴 포락선을 그림 2에 나타내었다.

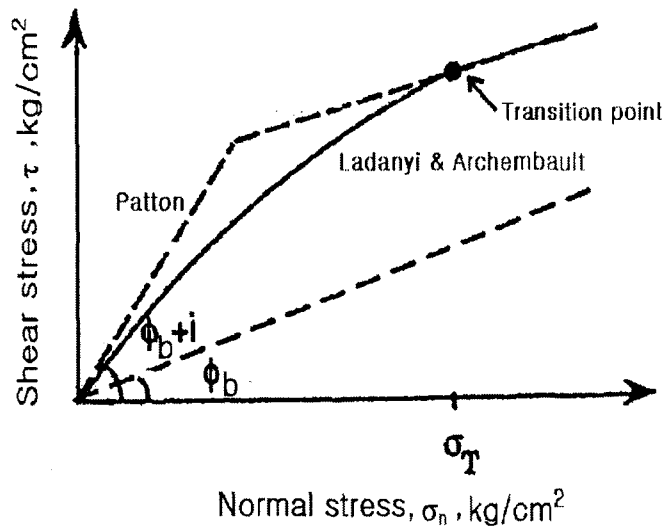


그림 2. CNL조건에서 전단강도

Patton(1966)은 수직응력 수준에 따른 절리면의 최대전단강도 특성을 이중선형성모델로써 식 (3)과 같이 나타내었다. 이 모델은 낮은 수직응력 수준에서 전단면의 마찰특성과 높은 수직응력에서 돌기의 전단파괴는 완전히 분리된다는 가정에 기초하였다.

$$\begin{aligned} \tau &= \sigma_n \tan(\phi_b + i) & \sigma_n < \sigma_T \\ \tau &= c + \sigma_n \tan\phi_r & \sigma_n > \sigma_T \end{aligned} \quad (1)$$

여기서 ϕ_b 는 기본 마찰각, i 는 돌기의 경사, ϕ_r 은 잔류 마찰각이다. 그리고, σ_T 는 두 식의 경계를 나타내는 전이응력이다.

Ladanyi & Archambault(1970)는 좀 더 일반적인 파괴 모델을 개발하기 위해서 이중 선형성과 같은 순수 통계적 접근보다는 Rowe 등(1964)이 모래에 대한 직접전단시험을 분석한 방법인 에너지효과에 근거를 둔 해석을 실시하였다. 그는 Rowe의 전단강도 이론에 돌기의 전단에 따른 요소를 고려하여 식 (4)로 나타내었다.

$$\tau = \frac{\sigma_n (1 - a_s)(\dot{v} + \tan\phi_b) + a_s s_r}{1 - (1 - a_s) \dot{v} \tan\phi_b} \quad (2)$$

여기서 s_r 은 돌기의 전단강도이며, a_s 와 \dot{v} 는 전체면적에 대한 전단된 돌기의 면적비와 전단시험중 파괴시의 팽창비를 나타낸다.

Barton(1971)은 암석시료에 대해 인장균열을 유도하여 얻어진 200여개 이상의 모델절리들에 대해서 낮은 수직응력에서 전단시험을 수행하고 아래와 같은 경험적 관계를 나타내었다. Barton(1973)은 최대 팽창각(d_n)은 최대전단강도에서 발휘된다는 것을 발견하고 $\tan^{-1}(\tau/\sigma_n)$ 와 d_n 의 관계로 묘사하고 여러 가지 가정을 통하여 실험 자료들을 최적화 하여 식 (7)과 같이 나타내었다. 여기서 JRC는 절리 거칠기 계수이고 JCS는 돌기의 일축압축강도이다.

$$\tau_f = \sigma_n \tan [JRC \log_{10} \left(\frac{JCS}{\sigma_n} \right) + \phi_b] \quad (3)$$

2.3 CNS 조건에서 전단강도

일정수직강성조건(CNS)에서 전단중 발생한 수직응력 증가량에 따른 전단강도 변화 특성을 전단강도 특성을 Fig. 3에 나타내었다. 그림 3(a)는 거칠기 계수(JRC)가 8인 인공절리에 대해서 실험한 결과로서 초기 응력수준이 다른 2가지 경우 CNS 시험시 나타나는 응력변화는 CNL의 파괴포락선을 따라가는 것으로 나타났다. 그림 3(b)는 Wibowo 등(1995)이 CNS 조건에서 초기 수직력(N) 2.95kips에서 실시한 수직강성(K)을 0, 14.77, 44.30, 147.70 kip/in로 변화시켜서 주기전단시험을 실시한 결과이다. 실험결과 하중경로는 CNL 조건에서 실시한 최대 및 잔류강도 포락선 사이에 놓였다.

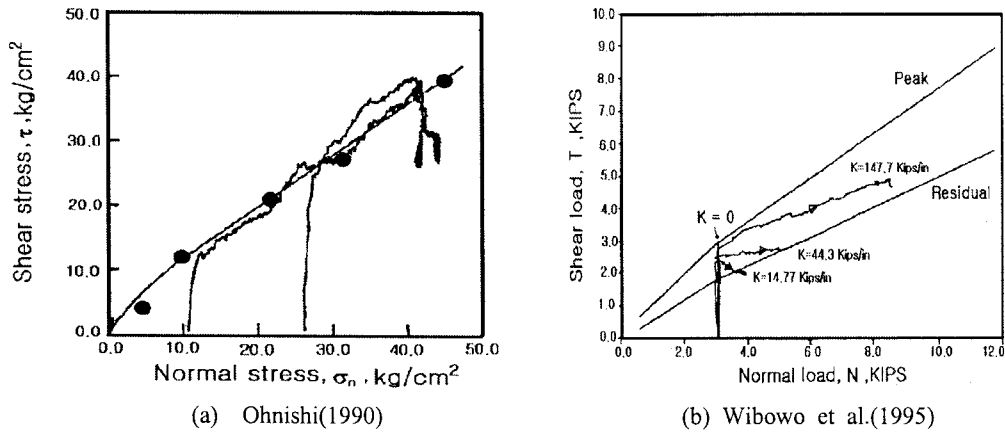


그림 3. CNS 조건에서 전단강도

Saeb & Amadei(1990)는 Bandis(1983)의 절리면의 수직압축모델, Ladanyi & Archambault(1970)의 전단강도 모델, Goodman(1976)의 잔류강도 모델을 이용하여 암반의 CNL조건에서 비선형 구성관계식을 식(4)와 같이 나타내었다.

$$\begin{pmatrix} d\sigma_n \\ d\tau \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} k_{nn} & k_{nt} \\ k_{tn} & k_{tt} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} du \\ dv \end{pmatrix} \quad (4)$$

여기서, k_{nn} 과 k_{nt} 는 각각 절리면의 수직강성과 전단강성이며, k_{tn} 와 k_{tt} 은 비접선 계수로써 전단변위에 따른 수직강성과 수직변위에 따른 전단강성이다. 그리고 절리면의 전단응력-전단변위는 일정최대변위모델로 묘사하였으며, 최대 전단강도에서 전단변위(u_p)와 잔류강도에서 전단변위(u_r)를 나타내는 전단변위에 따른 구성관계식을 나타내었다. 그리고 Saeb & Amadei (1990)는 CNL 조건에서 얻어진 수직응력 수준에 따른 전단응력-전단변위-수직변위 관계를 이용해 전단변위에 따른 CNS 전단거동 특성을 식 (6), (7), (8)과 같이 나타내었다.

$$d\sigma_n = \frac{K \cdot k_{nt}}{K - k_{nn}} \cdot du \quad (6)$$

$$dv = \frac{k_{nt}}{K - k_{nn}} \cdot du \quad (7)$$

$$d\tau = \left(\frac{k_{tn} \cdot k_{nt}}{K - k_{nn}} + k_{tt} \right) \cdot du \quad (8)$$

3. 시험장비 및 시료제작

3.1 시험장비

절리면의 경계조건 특성을 고려한 실험을 수행하기 위하여, 4가지 조건($K=0$, $K=\text{constant}$, $K \neq \text{constant}$, $K=\infty$)에서 강성 변화를 구현할 수 있는 시험장비를 개발하였다. 본 시험기는 압력을 발생시키는 유압펌프, 수직하중과 전단하중을 가하는 액츄에이터(actuator), 액츄에이터에서 발생한 하중들을 지지하는 하중 프레임, 시료에 발생하는 불필요한 마찰을 제거하기 위하여 특별히 제작된 전단상

자, 시험기에 장착된 여러 계측장비로부터 입·출력 신호를 제어하기 위한 콘트롤러(controller), 시험기를 제어하고 데이터를 받아 저장하는 컴퓨터로 구성된 암식 절리면 직접전단시험기이다. 그리고 전단 시험시 상부상자의 수평이동에 따른 수직하중의 편심을 억제하고 동일한 위치에서의 수직하중을 재 하하기 위하여 상부 전단상자와 하중계 사이에 0.0001 이하의 아주 작은 마찰계수를 가진 LM 가이드 베어링을 2개 장착하였으며, 수평방향으로는 주기전단시험을 수행하기 위하여 외부전단상자 축의 끝 부분이 2개의 롤러 베어링 사이에 끼워진 십자 모양의 판에 체결되어 있다. 또한 원활한 제어를 위해 시험장비의 입·출력을 제어하는 컨트롤러에는 2개의 하중앰프와 각 방향에 대하여 하중과 변위에 대한 제어를 위해서 4개의 서보 앰프를 장착하였다. 직접전단시험장비의 전경은 그림 4에 나타내었다.

본 직접전단 시험기의 제어방식은 컴퓨터에서 지시한 명령어를 실제 발생한 변위나 하중에 응답 (feedback)하여 그 차이를 최소화하는 PID(Proportional - Integral- Derivative) 알고리즘에 의한 제어 방식을 사용하였다. 직접전단시험 장비의 제어시스템은 그림 5에 나타내었다. 그리고 변위 측정과 제어에 사용된 계측장비는 액추에이터 내부에 장착된 내장형 변위계(50mm)이외에 직접전단시험기 바닥에 부착된 마그네틱 스탠드에 외장형 변위계(수직:5mm, 수평:10mm)를 설치하여 전단상자의 거동을 직접적으로 측정하여 시험의 정밀도를 높였다.

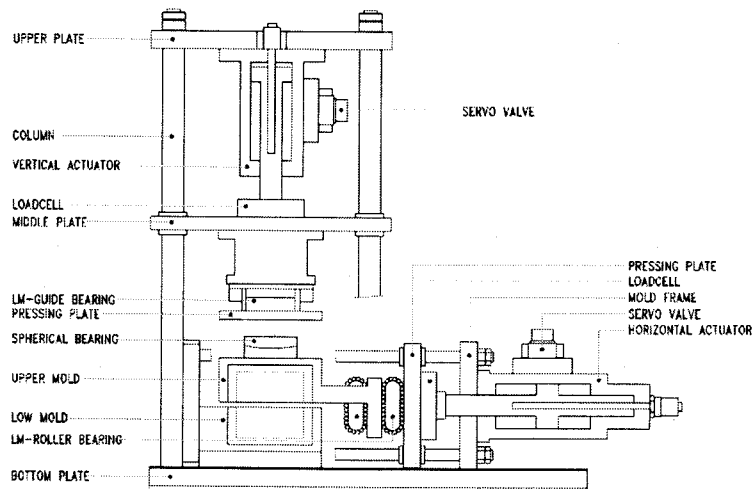


그림 4. 직접전단시험장비

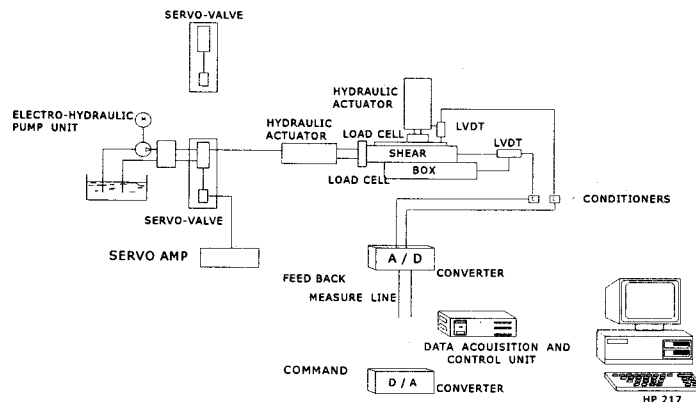


그림 5. 직접전단 시험장비 제어도

3.2 시료제작

본 연구에서 사용한 유사암석 시료는 (시멘트 : 석고) : 물 = 1 : 0.3 : 0.5(중량비)로 믹서기에서 잘 혼합하여 몰드(길이×폭×높이 = 495mm×170mm×150mm)에 붓고 몰드 내에서 1일간 양생한 후 몰드를 제거하고 자연상태에서 60일 이상 양생한 후 시험에 사용하였다. 그리고 절리면의 거칠기는 몰드 중앙의 홈을 따라 끼워진 강판($t=3\text{mm}$, $\text{amplitude}=10\text{mm}$, $i=30^\circ$)에 광유를 도포하여 몰드 제거 시 시료의 형상에 변하지 않도록 하였다. 유사암석 시료의 역학적 특성은 표 1에 나타내었다. 그리고 그림 6은 본 연구에서 사용한 인공 절리면의 단면과 형상을 그림 6에 나타내었다.

표 1. 유사 암석시료의 역학적 특성

혼합 재료	일축압축강도 $\sigma_c(\text{kg/cm}^2)$	탄성파 속도		$I_{s(50)}$ (kg/cm^2)	슈미트 반발치(R_o)	
		P파(km/s)	S파(km/s)		wet	dry
(시멘트 : 석고) : 물 (1 : 0.3) : 0.5	100.3	2.70	2.10	18.4	23.5	24.7

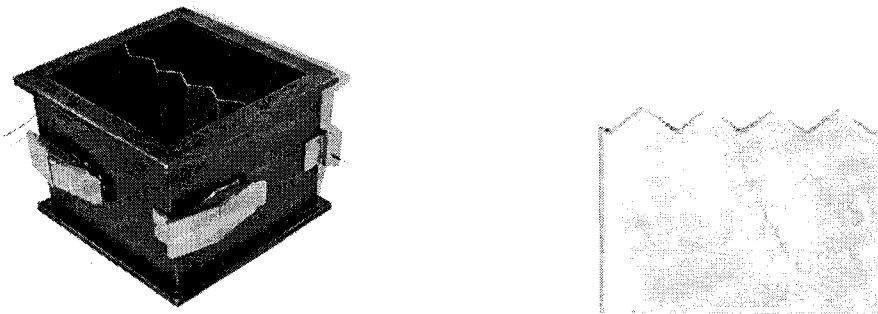


그림 6. 유사암석 시료(saw tooth)

4. 실험결과

4.1 CNL 조건

돌기 경사각이 30° 인 유사암석 시료에 대해서 일정수직응력조건(CNL)에서 전단시험결과를 그림 7에 나타내었다. 실험결과 수직응력이 증가할수록 수직변위가 감소하였으며, 수직응력 15kg/cm^2 이상에서는 수직 변위량이 미미하며, 4mm 전단변위 이후에서는 돌기 파괴에 의해 팽창이 멈추고 수직 변위가 감소하는 것으로 나타났다. 그리고 침투강도가 분명하고 12mm정도의 범위에서 잔류강도를 나타내고 있다. 돌기의 파괴가 일어나기 이전의 전이응력에서는 60.9° 를 나타내고 있으며, 잔류강도는 36.5° 를 나타낸다. 잔류강도는 기본마찰각 33.0° 보다 큰 것으로 나타났다.

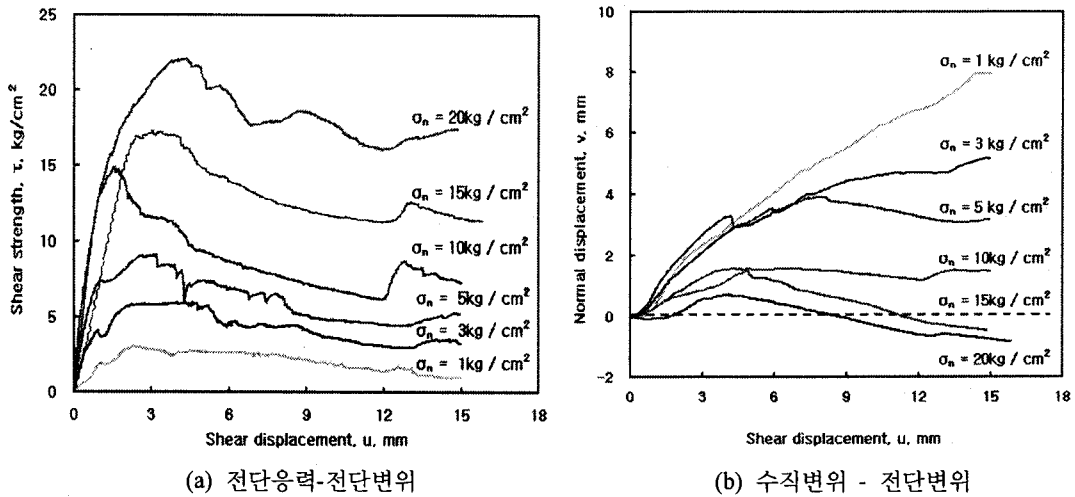


그림 7. CNS 조건에서 전단시험 결과

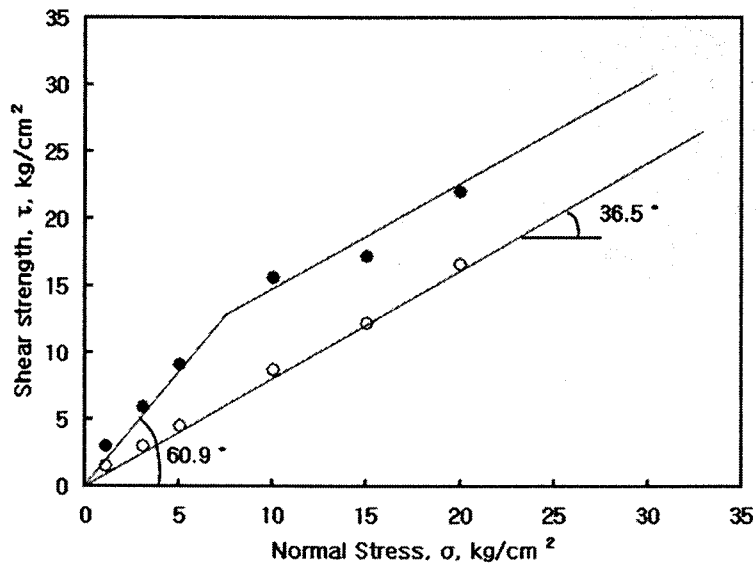


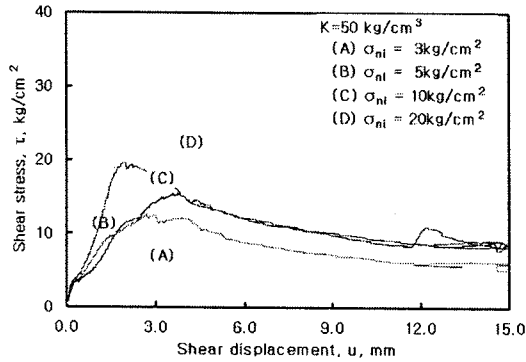
그림 8. CNL 조건에서 파괴포락선

4.2 CNS 조건

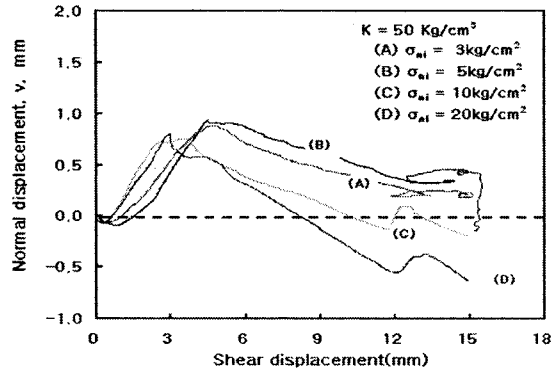
일정수직강성조건(CNS)에서의 전단강도 특성을 알아보기 위하여 강성(K)을 50kg/cm^3 으로 동일하게 유지하고 초기 수직응력(σ_{ni}) 수준을 3, 5, 10, 20kg/cm^2 에서 시험한 결과를 그림 9에 나타내었다. 전단강도는 초기 수직응력(σ_{ni})이 클수록 크게 나타났으며 일정 전단변위 이후에는 잔류강도 값에 도달하는 것으로 나타났다. 그리고 수직변위는 응력 수준에 상관 없이 비슷하게 나타났으나 전이응력(σ_T) 보다 큰 응력 수준에서는 돌기(asperity)의 파괴에 의해 일정 전단변위 이후 수직변위는 (-)값을 나타내었다. 이때 수직응력 변화는 강성의 크기에 따라 일정하게 변하는 것으로 나타났으며, 수직변

위가 감소할수록 수직응력이 감소하는 것으로 나타났다. 그리고 수직응력의 증분은 초기 수직응력 수준에 상관없이 일정하게 나타났는데, 이는 수직변위 증가량이 유사하기 때문인 것으로 판단된다.

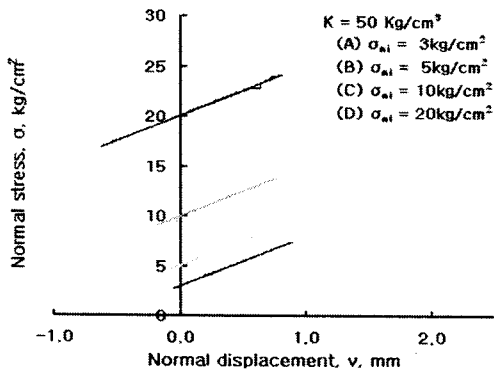
CNS 조건에서 응력경로를 CNL 시험에서 얻은 파괴포락선 위에 나타낸 결과 전이응력(σ_T) 보다 작은 경우 첨두강도는 전이응력 부근에서 나타났으며, 전이응력 보다 큰 10, 20 kg/cm²에서는 CNS 조건에서 유사한 첨두강도와 잔류강도를 나타내는 것으로 나타났다.



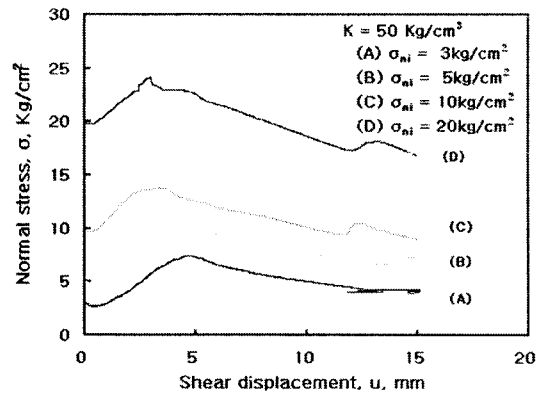
(a) 전단응력 - 전단변위



(b) 수직변위 - 전단변위



(c) 수직응력 - 수직변위



(d) 수직응력 - 전단변위

그림 9. CNS 조건에서 전단시험 결과

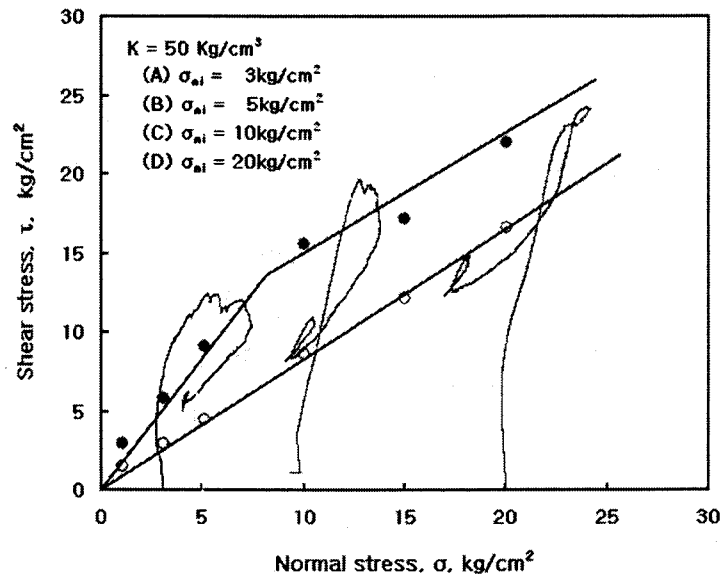


그림 10. CNS 조건에서 응력경로

5. 결 론

절리면에 작용하는 경계조건에 따른 절리면의 전단강도와 응력경로 특성을 파악하고, 아래와 같은 결론을 얻었다.

- 1) CNL 조건에서 전단시험결과 수직응력 수준에 따라 파괴포락선은 비선형을 나타내었으며, 수직 응력 수준이 전이응력(σ_T) 이전 구간은 기본마찰각과 돌기경사각에 따른 전단강도 특성을 나타내었으며, 잔류강도(ϕ_r)는 36.5° 를 나타내어 기본마찰각(ϕ_b) 31.0° 보다 크게 나타났다.
- 2) CNS 조건에서 강성(K)을 일정하게 유지하고 초기수직응력을 변화시켜서 시험한 결과 전이응력(σ_T) 이전에서 변화된 최대 수직응력은 전이응력과 유사하게 나타났다. 전이응력(σ_T) 이후 구간에서는 돌기 파괴에 의한 수직응력이 감소하였으며, 이때 전단강도도 동일하게 감소하는 것으로 나타났다.
- 3) CNS 조건에서 응력경로는 CNL 시험에서 얻은 파괴포락선 위에 나타난 결과 전이응력(σ_T) 보다 작은 경우 첨두강도는 전이응력 부근에서 나타났으며, 전이응력 보다 큰 10, 20 kg/cm^2 에서는 CNS 조건과 유사한 첨두강도와 잔류강도를 나타내는 것으로 나타났다.

■ 참고문헌 ■

1. 김용준, 이영휘, 김선기, 김주화, 2005, "일정수직강성조건(CNS)에서 절리면 전단거동에 관한 연구" 터널과 지하공간, 암반공학회지, 제 15권, 제5호, pp. 330-370
2. Bandis, S. C., Lumsden, A. C. and Barton, N. R., 1983, "Fundamentals of rock joints deformation", Int. J. Rock Mech. Mon. Sci. & Geomech. Abstr. Vol. 20, No. 6, pp. 249-268.
3. Barton, N., 1976, "The shear strength of rock and rock joints", Int. J. Rock Mech. Min. Sci. and Geomech. Abstr. Vol. 13, pp. 255-279.
4. Goodman R. E., 1980, "Introduction to Rock Mechanics", Wiley, pp. 135-169.

5. Lam and Johnston, 1989, "Shear Behavior of Regular Triangular Concrete Rock Joint – Evaluation", *Journal of Geotechnical Eng.*, Vol. 115 No. 5, ASCE, pp. 728–740.
6. Ladanyi, B. and Archambault, G., 1970, "Simulation of shear behaviour of a jointed rock mass", Theory and practice, *11th U. S. Symp. on Rock Mech, Berkeley, California*, Society of Mining Engineering of AIME, pp. 105–125.
7. Ohnishi, Y., 1990, "Shear behaviour of physical models of rock joints under constant normal stiffness conditions", *Proc. Int. Conf. on rock joints*, Leon, Norway, pp. 267–273.
8. Patton F. D., 1966, "Multiple modes of shear failure in rock", *Proc. 1st Congr. Int. Soc. Rock Mech.*, Lisbon, pp. 509–513.
9. Saeb and Amadei, 1990, "Modelling joint response under constant or variable normal stiffness boundary conditions", *Int. Rock Mech. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 27, No. 3, pp. 213–217.
10. Wibowo, J. T., Amadei, B. A., Sture, S. Robertson, A. B. and Price, R., 1995, "Shear response of a rock joint different boundary conditions", *Proc. of Conf. on Fractured and Jointed Rock Masses*, pp. 425–430.