

과지압으로 인한 암반의 점진적 취성파괴 과정의 수치해석적 연구

최영태¹⁾, 이대혁²⁾, 이희석³⁾, 김진아⁴⁾, 이두화⁵⁾, 유광호⁶⁾, 박연준^{6)*}

A Numerical Study on the Progressive Brittle Failure of Rock Mass Due to Overstress

Young-Tae Choi, Dae-Hyuck Lee, Hee-Suk Lee, Jin-A Kim, Du-Hwa Lee,
Kwang-Ho You and Yeon-Jun Park

Abstract In rock mass subject to high in-situ stresses, the failure process of rock is dominated by the stress-induced fractures growing parallel to the excavation boundary. When the ratio of in situ stresses compared to rock strength is greater than a certain value, progressive brittle failure which is characterized by popping and spalling of rock debris occurs due to stress concentration. Traditional constitutive model like Mohr-Coulomb usually assume that the normal stress dependent frictional strength component and the cohesion strength component are constant, therefore modelling progressive brittle failure will be very difficult. In this study, a series of numerical analyses were conducted for surrounding rock mass near crude oil storage cavern using CW-FS model which was known to be efficient for modelling brittle failure and the results were compared with those of linear Mohr-Coulomb model. Further analyses were performed by varying plastic shear strain limits on cohesion and internal friction angle to find the proper values which yield the matching result with the observed failure in the oil storage caverns. The obtained results showed that CW-FS model could be a proper method to characterize essential behavior of progressive brittle failure in competent rock mass .

KeyWords Overstressed rock, Brittle failure, CW-FS model, Plastic shear strain limits

초 록 큰 초기응력을 받는 암반에서의 파괴 과정은 굴착경계에 평행하게 발생하는 응력 유도 균열에 의해 지배된다. 특히 지압의 절대크기가 암반 강도의 일정 비율 이상이 되면 응력 집중에 의한 암반의 취성 파괴를 유발하고, 이러한 현상은 터널 굴착 시 발생하는 파괴음과, 굴착면에 평행한 형태로 암편이 탈락하는 취성파괴 현상을 동반한다. Mohr-Coulomb과 같은 기존의 구성 모델은 일반적으로 마찰각과 점착력을 일정한 값으로 가정하므로, 점진적인 암반의 취성파괴 현상을 모사하기 어렵다. 본 논문에서는 일반적인 수치해석 코드에서 취성파괴를 잘 모의할 수 있는 것으로 알려진 CW-FS 모델을 사용하여 유류 저장공동 주변 암반에 대한 수치해석을 실시하고, 그 결과를 선형 Mohr-Coulomb 모델의 결과와 비교하였다. 또한 마찰각과 점착력 성분의 전단 소성변형률 한계를 변화시키면서 해석을 실시하여, 유류 저장공동에서 관찰된 취성파괴와 비슷한 양상을 보이는 해석 결과를 찾아보았다. 결과적으로 CW-FS 모델은 견고한 암반에서의 취성파괴를 모의하는데 있어 적절한 해석방법이라는 것을 알 수 있었다.

핵심어 과지압 암반, 취성파괴, CW-FS 모델, 소성변형률 한계

1) SK건설 상무이사 (토목사업본부장)
2) SK건설 GSUC팀 부장 (해외토목영업본부)
3) SK건설 GSUC팀 과장 (해외토목영업본부)
4) 삼보기술단 지반부 사원
5) 삼보기술단 사장
6) 수원대학교 토목공학과 부교수
* 교신저자 : yjpark@suwon.ac.kr
접수일 : 2006년 5월 4일
심사 완료일 : 2006년 6월 20일

1. 서 론

일반적으로 굴착심도가 얇은 낮은 초기응력 하에서의 암반의 파괴과정은 자중과 결합되어 암반 내 불연속면에 의한 미끄러짐과 파괴가 지배적이다. 그러나 초기응력이 증가함에 따라 파괴 과정은 굴착 유기 응력(induced stress)에 의해 굴착경계에 평행하게 발생하는 균열에 의해 지배된다. 특히 지압의 절대크기나 그 수평/수직 비

올이 매우 큰 과지압을 받는 경우 굴착부 응력 상태가 암반 강도의 일정 비율 이상이 되면 과도한 응력 집중에 의해 암반의 취성 파괴를 유발할 가능성이 있다. 이러한 현상은 터널 굴착 시 발생하는 파괴음과, 굴착면에 평행한 형태로 암편이 탈락하는 취성파괴 현상을 수반한다. 이러한 파괴는 과지압으로 인한 점진적인 미세 균열의 성장과 누적으로 인한 결과이며, 판상으로의 떨어지거나 조각상으로 떨어져 나가게 되는 암편탈락(spalling)을 유발한다.

이러한 취성파괴 현상은 강도가 매우 큰 암반에서도 빈번히 발생하지만, 일반적인 수치해석에서 널리 사용되는 Mohr-Coulomb과 같은 구성방정식을 사용할 경우 파괴 현상을 정확하게 모델링하기 어렵다(Hajiabdolmajid et al., 2000).

본 연구에서는 과지압하의 유류 저장공동 주변 암반을 대상으로 하여 점진적인 암반의 파괴 과정을 일반적인 터널 수치해석법을 이용하여 모사하고자 한다. 먼저 일축 및 삼축압축시험 조건을 모델링하여 Mohr-Coulomb과 CW-FS(Cohesion Weakening-Friction Strengthening)모델에서 해석결과의 차이를 비교하고, 실제 저장공동 암반을 모사하기 위한 지하암반구조물 주변 암반에서 취성파괴영역을 예측하는데 적합한 모델을 찾고자 하였다. 또한 CW-FS 모델 적용 시 사용되는 중요한 파라미터인 소성변형률에 따른 점착력과 마찰각의 변화가 해석결과에 미치는 영향을 파악해보고자 하였다.

2. 취성파괴에 대한 고찰

2.1 취성파괴의 정의 및 특징

암석과 같은 취성재료는 일축압축 혹은 구속압이 작은 삼축압축을 받으면 응력의 증가에 따라 균열이 생기며 최대 하중 점에 도달하는 순간 파괴되어 재료로서의 능력을 상실하게 된다. 응력-변형률 곡선의 선형성에 큰 변화가 없거나 변형이 크지 않은 상태에서 파괴되는 경우를 취성파괴라 하며, 이 경우에는 파괴 시까지 영구변형이 일어나지 않는 것이 특징이다(양형식과 장명환, 2002).

이러한 취성파괴는 굴착 후 막장 부근에서 천단이나 측벽부의 암석이 시간이 지남에 따라 판상으로 떨어져 나가거나(slabbing), 조각상으로 떨어져 나가는 현상(spalling) 등으로 나타난다.

대심도 지하공동의 파괴는 초기 응력의 크기와 암반의 특성과 관계가 깊다. 이러한 암반 취성파괴의 발생 정도를 이론적으로 평가하기 위하여 Martin의 연구 성

과를 활용하였다(Martin et al., 1999, Hoek et al., 1995). Martin은 암반의 취성파괴 사례를 암질조건(RMR)과 응력조건에 따라 9가지 경우로 분류하였으며, Fig. 1은 암질 및 응력조건에 따른 취성파괴 양상의 변화를 나타내고 있다. 취성파괴 양상의 변화를 보면 낮은 초기응력 상에서의 파괴과정은 암반 내 불연속면의 분포에 영향을 많이 받지만 초기응력이 증가함에 따라 파괴과정은 유기응력(induced stress)에 의한 파괴의 형태로 바뀌게 된다. 이러한 파괴과정을 일반적으로 취성파괴라 한다(Martin, 1999). Fig. 1을 보면 중간정도의 심도에서는 이러한 파괴영역이 터널 주변에 국부적으로 발생하였으나 깊은 심도에서는 굴착면의 경계부분 전체에 걸쳐 파괴영역이 발달하고 있음을 볼 수 있다.

2.2 CW-FS 모델의 특징

Diederichs(1999)는 수치해석 프로그램 PFC를 사용하여 Lac du Bonnet 화강암의 삼축압축시험과정을 수치해석으로 수행한 결과로부터 축방향 응력과 소성변형률 곡선을 Fig. 2에서 보여주고 있다. 이 응력-변형률 곡선은 최대강도의 약 0.7~0.8 정도 지점에서 곡선의 기울기가 변화하는 것을 볼 수 있고, 최대강도를 지나자마자 빠르게 변형률 연화현상이 발생하는 것을 볼 수

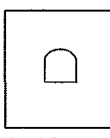
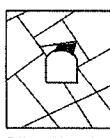
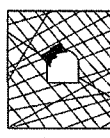


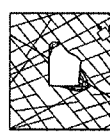


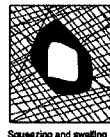
	Massive (RMR > 75)	Moderately Fractured (50 < RMR < 75)	Highly Fractured (RMR < 50)
Low In-Situ Stress ($\sigma_1 / \sigma_c < 0.15$)	 Linear elastic response.	 Falling or sliding of blocks and wedges.	 Unravelling of blocks from the excavation surface.
Intermediate In-Situ Stress ($0.15 < \sigma_1 / \sigma_c < 0.4$)	 Brittle failure adjacent to excavation boundary.	 Localized brittle failure of intact rock and movement of blocks.	 Localized brittle failure of intact rock and unravelling along discontinuities.
High In-Situ Stress ($\sigma_1 / \sigma_c > 0.4$)	 Brittle failure around the excavation.	 Brittle failure of intact rock around the excavation and movement of blocks.	 Squeezing and swelling rocks. Elastic-plastic continuum.

Fig. 1. Tunnel instability and brittle failure as a function of rock mass rating and ratio of the maximum far-field stress σ_1 to the unconfined compressive strength σ_c (Martin et al., 1999)

있다. 또한, 상단에는 Lockner et al.(1992)의 실내시험 결과와 매우 비슷한 전단 및 인장 균열의 성장을 볼 수 있는 스냅사진을 보여주고 있다. 이 시험에서 사용된 시편은 20.0MPa의 구속압이 주어진 상태이며, 이 때 인장 균열의 총량은 대략 50배 정도의 비율로 전단 균열보다 월등히 많고 미세한 크기의 파괴 영역이 형성된 후(대략 축방향 변형률이 0.55%인 경우)에 매우 작은 새로운 균열이 성장하는 것을 알았다. 이로부터 Diederichs는 암석 입자의 크기와 속성이 압축하중 하에서 인장응력이 발생하고, 전단균열보다 인장균열이 훨씬 더 많이 생성된 원인을 보여주었다. 이러한 인장균열들의 축적과 결합으로 인하여 균열의 밀도가 극한치에 이르자마자 거시적인 전단파괴가 발생하게 된다.

Martin and Chandler(1994)는 무결암에서 거시적인 파괴면의 발달은 최종적으로 전단 파괴에 이르는 인장 균열의 점진적인 증가로 나타나고, 이로써 점착력 손실과 마찰각 발현을 혼합한 모델로 모의되어짐을 보여주었다. 이 모델의 점착력 손실과 마찰각의 발현은 Fig. 3에 잘 나타나 있으며, 이를 CW-FS 모델로 정의하였다(Hajiabdolmajid et al., 2000). 여기서, 소성 변형률은 마찰각과 점착력 성분의 소성 변형률 한계(ϵ_c^p , ϵ_c^p)를 정하기 위해 사용된다. 예를 들어 마찰각은 소성변형률이 발생하기 전에는 0이지만 전단 소성변형률이 증가할

수록 일정한 기울기로 증가하게 되고 ϵ_c^p 에 도달하게 되면 최대마찰각으로 발현된다. 또한 점착력은 전단 소성변형률이 발생하기 전에는 최대값을 보이지만, 소성 변형률이 증가할수록 일정 기울기로 감소하게 되고 ϵ_c^p 에 도달하게 되면 잔류강도값으로 손실된다.

3. 일축 및 삼축압축시험모사

3.1 해석 조건 및 방법

본 연구에서는 유한차분방식에 근거한 지반 해석용 프로그램인 FLAC-2D를 사용하여 해석을 실시하였다. 해석 대상 암석은 과지압 현상이 발생한 유류비축기지 암반을 대상으로 하였다. 해석요소망은 가로 50mm, 세로 150mm로 하여 압축시험시의 거동을 2차원 평면상에 모델링하였다.

본 연구에서는 실내 일축 및 삼축 압축시험을 2차원 평면상에 모델링하여 실제 시험과 유사한 조건을 부여하고, Mohr-Coulomb 모델과 CW-FS 모델에서의 해석 결과의 차이를 비교하고자 하였다.

해석에 사용된 물성치는 대상 암반의 Q값으로부터 구한 평균 III의 암반등급으로부터 구한 현지 암반의 물성치를 이용하여 Table 1과 같은 값을 사용하였으며, 경계조건은 해석 모델의 바닥면 격자망의 y방향 변위만

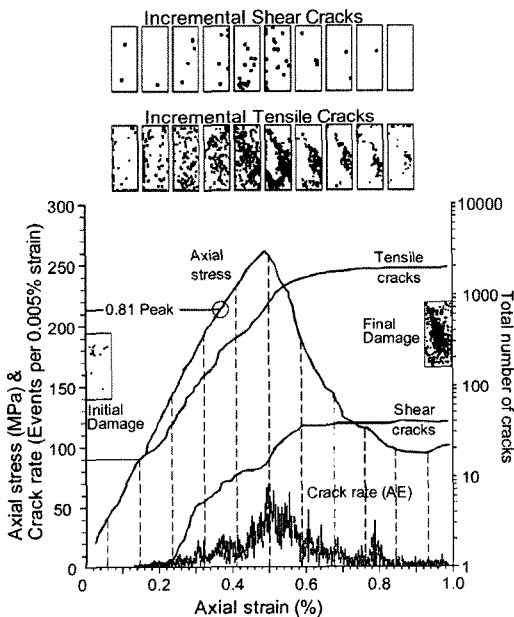


Fig. 2. Axial stress-axial strain curve from a bonded disc model(after Diederichs 1999)

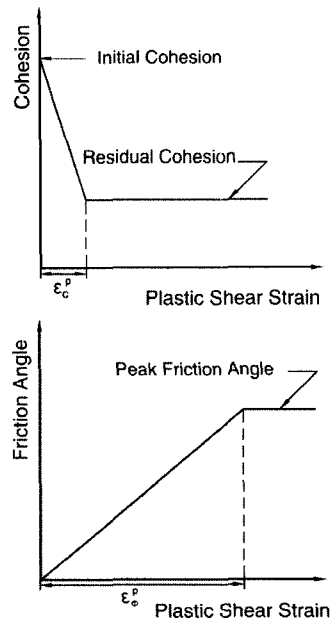


Fig. 3. CW-FS model(Hajiabdolmajid et al., 2000)

을 구속하였다. 즉 취성 파괴에 이르는 현지 암반의 특성을 구현하기 위해 일반적인 실험실 물성치에 비해 작은 암반의 인장강도 값을 사용하였다.

이 상태에서 일축압축시험 모델링의 경우는 상부 전면에 고르게 하중을 증가시키면서 해석을 실시하였고, 삼축압축시험의 경우는 좌우측 경계부분에 일정한 구속압(5.0MPa)을 가한 후 점진적으로 축방향 하중을 주면서 해석을 실시하였다. CW-FS 모델로 해석한 경우, 점착력 성분의 소성 변형률 한계(ϵ_c^p)는 0.003, 마찰각 성분의 소성 변형률 한계(ϵ_ϕ^p)는 0.005로 하였다.

본 해석에서 암석시료의 파괴는 강도가 약한 미세균열로부터 시작된다고 생각하여, 요소망의 가운데 부분에 강도를 95%로 저하시킨 요소를 생성하였다. 따라서 이 요소로부터 시작되는 암석시료의 파괴형태가 Mohr-Coulomb 모델과 CW-FS 모델에서 어떠한 차이를 보이는지 알아보고자 하였다.

3.2 해석 결과의 고찰

1) 일축압축시험의 모델링

Fig. 4는 Mohr-Coulomb 파괴기준을 적용한 일축압축시험 모델링에서 소성변형률 증가에 따른 소성영역도를 보여준다. 그리고 Fig. 5는 CW-FS 모델을 사용한 일축압축시험 모델링에서 소성변형률의 증가에 따른 소성영역도를 보여준다. 이 그림들에서 * 표시는 전단 파괴점, O는 인장파괴점, 그리고 x는 굴착으로 인한 응력재배치 중 소성상태였으나 최종적으로 탄성 상태에 있는 점을 의미한다.

Fig. 4를 살펴보면 초기에는 인장과 전단 파괴가 비슷하게 발생하면서 파괴영역이 확장되지만, 변형률이 증가할수록 인장파괴는 감소하고 전단파괴가 주를 이루는 것을 볼 수 있다. 또한 주로 파괴의 진행방향이 모델에 수직하게 일어나며, 최초 파괴 발생 후 거의 모든 요소가 동시에 파괴점에 도달하는 것을 볼 수 있다. 이는

Table 1. Physical properties used in the analysis

Bulk modulus (GPa)	Poisson's ratio	Young's modulus (GPa)	Shear modulus (GPa)	Cohesion (MPa)	Friction angle (degree)	Density (kg/m ³)	Tensile strength (MPa)
18.0	0.25	12.0	7.2	18.0	45	2700	1.3

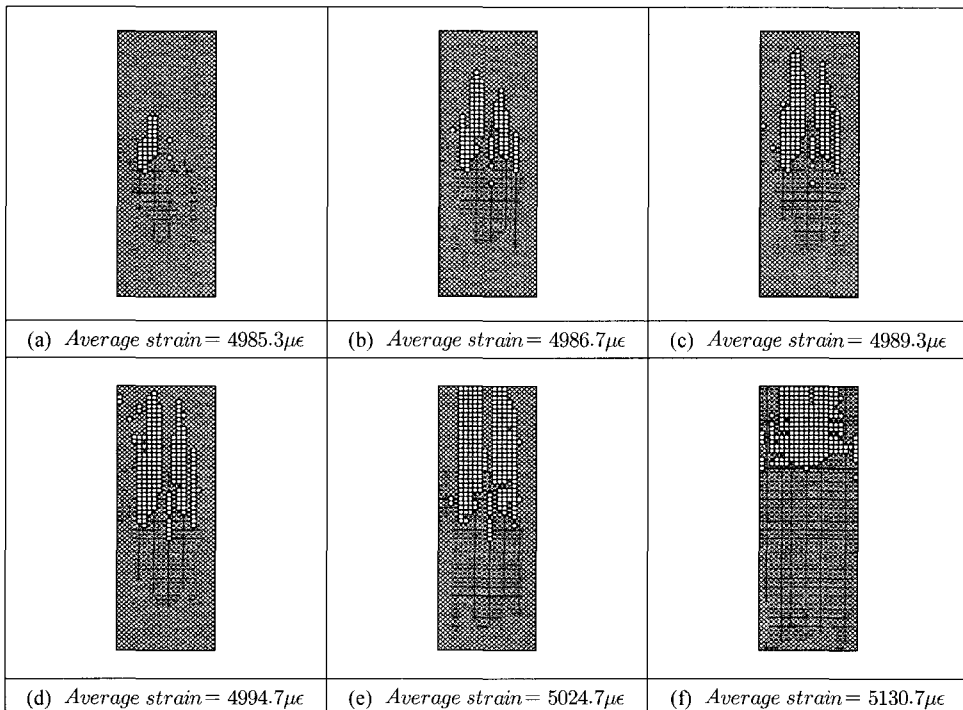


Fig. 4. Evolution of plastic zones during an uniaxial compression test when Mohr-coulomb model was employed

Mohr-Coulomb 모델에서 모든 요소는 강도가 동일하고 불변하기 때문에 항복강도를 넘자마자 모든 요소가 동시에 파괴점에 도달하기 때문이다. 하지만 보통 파괴는 암반 내 비교적 약한 부분이나 과도하게 응력이 집중되는 곳에서부터 시작되며, 서서히 주변으로 길게 띠 모양으로 파괴면이 형성되어, 이 파괴면을 따라 파괴가 발생하는 것이 일반적이다.

Fig. 5의 CW-FS 모델을 사용한 해석결과를 보면, 모델의 중앙에 있는 강도가 약한 요소에서 먼저 항복하여 그 지점을 중심으로 파괴영역이 띠 모양으로 확장되고, 최종적으로 파괴면이 형성되는 것을 볼 수 있다. 이는 CW-FS 모델에서 점착력과 마찰각은 고정되어 있는 값이 아니라 전단 소성변형률에 따라 일정한 기울기로 증감하는 특징을 갖고 있기 때문이다. 다시 말하면, 암석에 응력이 가해지면 암질이 약한 곳이나, 응력이 집중되는 곳에서 먼저 전단 소성변형률이 증가하게 되고, 이러한 전단 소성변형률의 증가가 주변 요소로 확산되면서 이러한 요소들부터 강도저하를 일으키기 때문에 파괴면을 따라 파괴되는 것을 볼 수 있다.

Fig. 6과 Fig. 7은 Mohr-Coulomb과 CW-FS 모델을 적용하여 일축압축시험 해석을 수행한 결과에서 응력-

변형률 곡선을 도시한 것이다. Fig. 6에서 Mohr-Coulomb의 결과를 보면, 하중이 가해진 후 응력-변형률 곡선이 계속 증가하다가 파괴점에 도달하면 더 이상 증가하지 않고 최대강도 근처에 수렴하여 기울기의 변동없이 일정한 값을 갖는 것을 볼 수 있다. 그러나 Fig. 7에서 알 수 있듯이 CW-FS 모델로 해석한 결과를 보면, 응력-변형률 곡선이 증가하는 것은 같지만, 최대강도에 도달하면 변형률 연화현상을 보이면서 응력이 감소하여 잔류강도인 26.1MPa로 수렴되는 것을 볼 수 있다.

Mohr-Coulomb 파괴기준에서 Table 1의 물성치를 적용하여 계산된 일축압축강도는 86.5MPa이었다. Fig. 6에서 Mohr-Coulomb 파괴기준을 적용하여 수치해석을 실시한 경우에는 최대강도가 86.8MPa로 계산 결과와 비슷하지만, Fig. 7과 같이 CW-FS 모델을 적용한 경우에는 최대강도가 37.0MPa정도로 계산된 값의 절반에도 미치지 못하였다. 이는 CW-FS 모델의 파괴포락선은 전단 소성변형률이 발생하지 않은 경우, Fig. 8의 (a)와 같이 점착강도의 값(18.0MPa)이 y절편이고 기울기가 0인 수평한 직선이 되므로 최대응력이 36.0MPa에 도달하면 파괴된다. 그러나 전단 소성변형률이 증가하여 0.005를 초과하게 되면 파괴포락선은 Fig. 8의 (b)

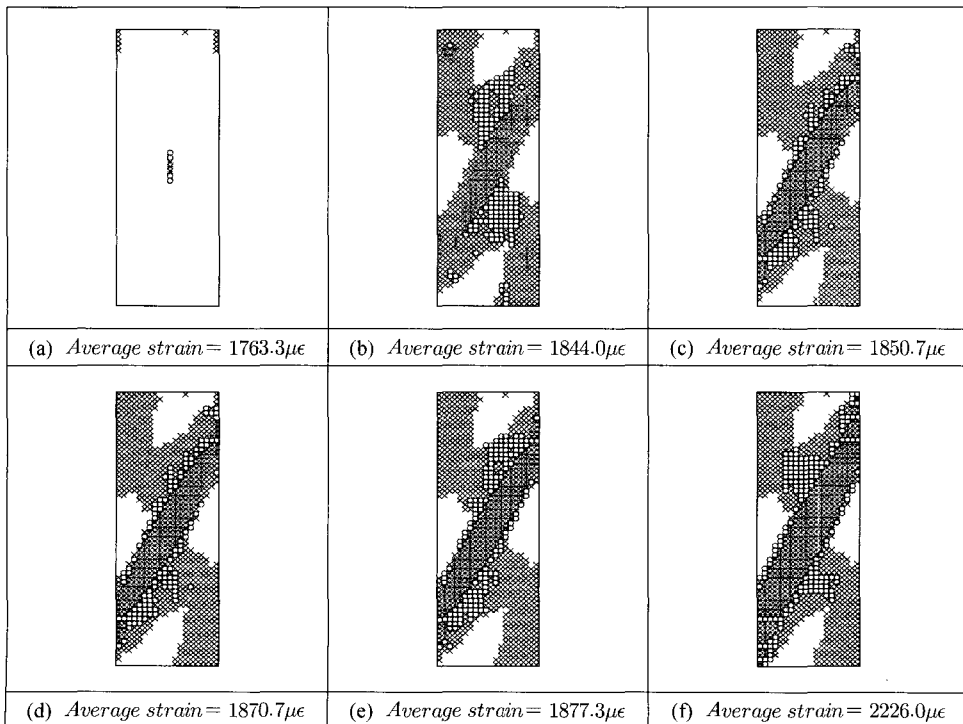


Fig. 5. Evolution of plastic zones during an uniaxial compression test when CW-FS model was employed

와 같이 y 절편이 5.4MPa이고, 기울기가 45° 인 직선으로 변하게 되며, 이때의 최대강도는 26.1MPa이므로 Fig. 7의 곡선과 같이 약 26.1MPa로 수렴하는 결과와 일치한다.

Fig. 9는 Mohr-Coulomb 모델과 CW-FS 모델의 일

축압축시험 해석결과에서 소성변형률과 변위속도를 도시한 것이다. Mohr-Coulomb 해석결과를 보면, 최대 전단 소성변형률이 모델의 상부에서 나타나는 것을 볼 수 있고, 변위속도는 모델의 상부에서는 하부로 이동하는 것으로 보이지만, 모델 하부면이 y 방향으로 구속되어

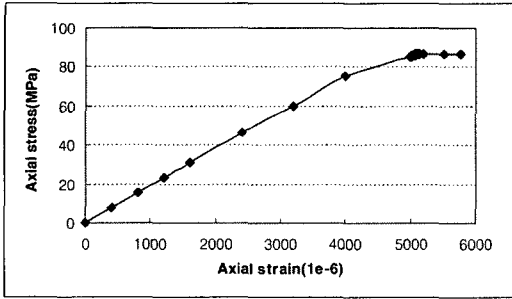


Fig. 6. Stress-strain curve for an uniaxial compression test when Mohr-coulomb model was employed

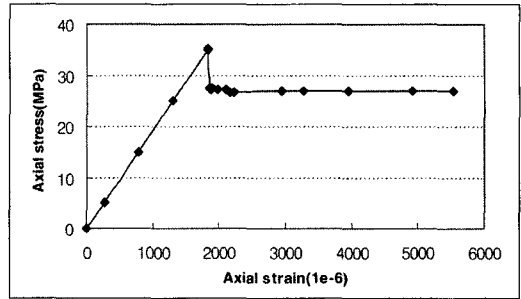
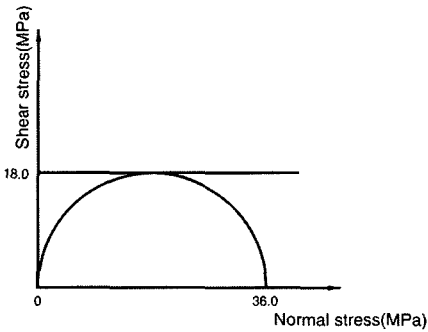
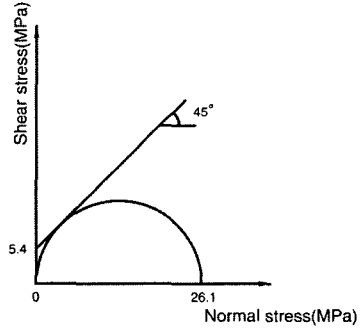


Fig. 7. Stress-strain curve for an uniaxial compression test when CW-FS model was employed



(a) Failure envelope when plastic shear strain is zero



(b) Failure envelope when plastic shear strain is greater than 0.005

Fig. 8. Evolution of Mohr's circle of stress and failure envelope in CW-FS model with the plastic shear strain level during the uniaxial compression test

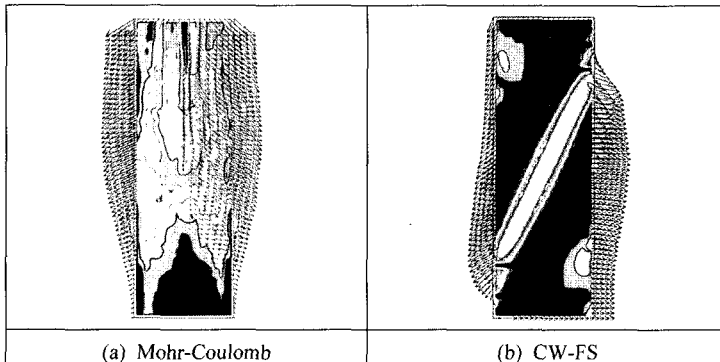


Fig. 9. Plastic strain and displacement rate in the uniaxial compression test

있어서 하부로 갈수록 좌우로 이동하는 경향이 강해진다. 반면 CW-FS 모델의 소성변형률과 변위속도를 보면, 소성변형률이 파괴면 주변에서 집중적으로 증가한 것으로 볼 수 있고, 파괴면으로 나누어진 상부와 하부의 압편이 서로 반대방향으로 이동하는 것을 잘 보여주고 있다. 즉, CW-FS 모델은 균열의 확장·전파에 의해 거시적인 파괴면이 형성되고, 파괴면을 따라 시험편이 분리되어 block 이동하는 과정을 재현할 수 있음을 알 수 있다.

2) 삼축압축시험의 모델링

Fig. 10은 Mohr-Coulomb 파괴기준을 적용하여 삼축 압축시험 해석결과에서 소성변형률 증가에 따른 소성영역도를 보여주고, Fig. 11은 CW-FS 모델을 사용하여 삼축압축시험 해석결과에서 소성변형률 증가에 따른 소성영역도를 보여주고 있다. Mohr-Coulomb 모델을 사용한 경우에는 파괴가 진행될수록 소성영역이 95% 강도점에서 시작되어 모델 전체로 확장되는 양상을 보인다. 이 경우에서도 일축압축시험과 같이 Mohr-Coulomb 모델은 파괴가 일어나자마자 모든 요소에 순

간적으로 파괴점에 도달하는 것을 볼 수 있다.

CW-FS 모델을 사용한 경우에는 일축압축시험 때에는 다르게 전단파괴가 대부분인 것을 볼 수 있다. 하지만 파괴가 진행될수록 중앙의 95% 강도점에서부터 파괴면이 생성되어 그 면을 따라 서서히 파괴영역이 확대되는 모습은 일축압축시험 모델링 때와 일치한다고 볼 수 있다. 이는 CW-FS 모델의 특성상 전단 소성변형률이 발생하면 점착강도가 감소하고 마찰각이 발현되기 때문에 응력집중이 생기는 지점은 전단 소성변형률의 증가로 인하여 점착력과 마찰각이 변하게 된다. 그러므로 95% 강도점에서부터 소성변형률이 증가하면서 주변으로 확산되어 Fig. 11에서와 같이 파괴면에 따른 파괴양상이 생기는 것으로 판단된다.

Fig. 12와 Fig. 13은 Mohr-Coulomb과 CW-FS 모델을 적용하여 삼축압축시험 해석을 수행한 결과에서 편차응력-변형률 곡선을 그린 것이다. Mohr-Coulomb 모델을 적용한 해석결과에서는 앞서 설명된 일축압축시험의 결과와 같이 최대강도까지 상승한 후에 수렴하는 것을 볼 수 있다. 하지만 Fig. 13에서 CW-FS 모델의 경우에 편차응력-변형률 곡선의 변화를 보면, 구속압이

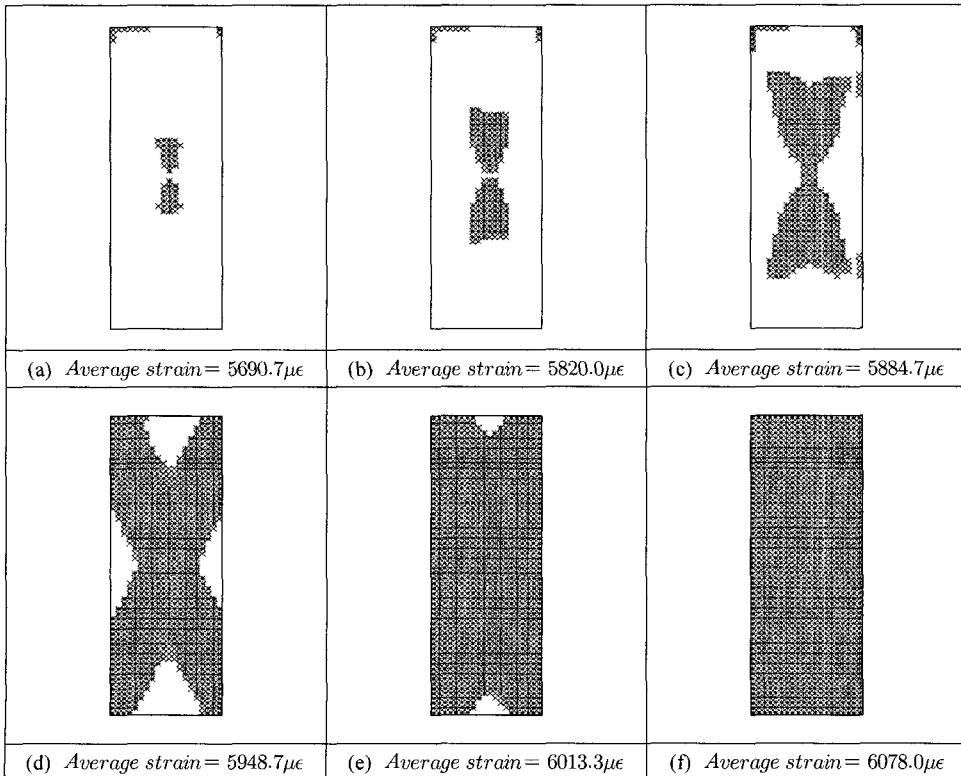


Fig. 10. Evolution of plastic zones during a triaxial compression test when Mohr-coulomb model was employed

5.0MPa일 때 파괴는 해석결과와 같이 41.0MPa에서 일어난다는 것을 알 수 있다. 그리고 최대강도를 초과한 후에는 응력이 감소하는 변형을 연화현상을 보이다가 다시 증가하기 시작하고, 최대 강도점을 초과하여 약 55.0MPa정도에 수렴하는 것을 볼 수 있다. 이는 CW-FS 모델에서 전단 소성변형률이 0인 경우에는 Fig. 14의 (a)와 같이 파괴포락선이 수평한 직선이므로 구속압

이 5.0MPa일 때 최대응력이 41MPa을 초과하면 파괴되는 것을 알 수 있다. 그러나 전단 소성변형률이 증가함에 따라 파괴포락선도 변화하게 되고, 소성변형률이 0.005를 초과하게 되면 Fig. 14의 (b)와 같이 파괴포락선은 y절편이 5.4MPa이고 기울기가 45°인 직선으로 변하게 되어 이 때 최소응력이 5.0MPa이면 최대응력은 55.0MPa로 증가하므로 Fig. 13과 같이 55.0MPa로 수

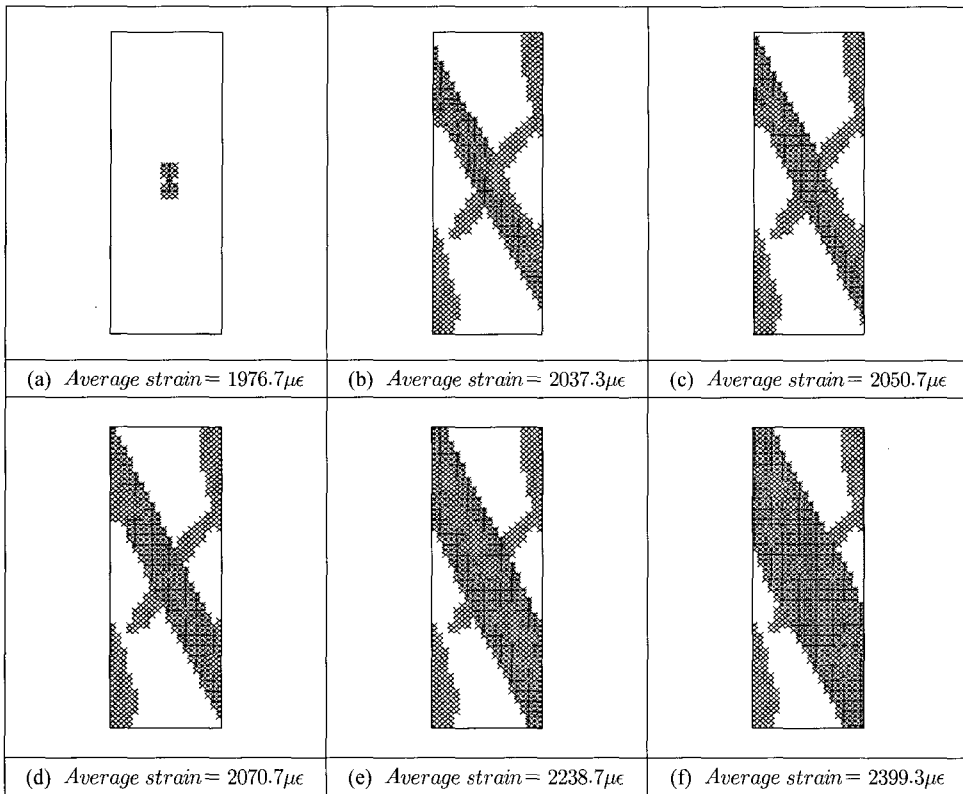


Fig. 11. Evolution of plastic zones during a triaxial compression test when CW-FS model was employed

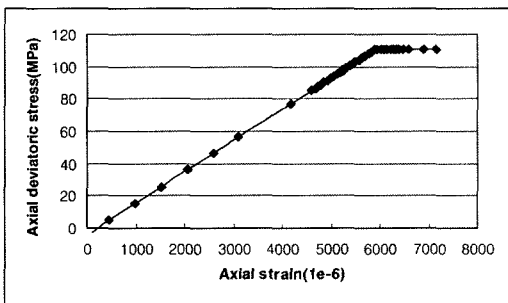


Fig. 12. Stress-strain curve for a triaxial compression test when Mohr-coulomb model was employed

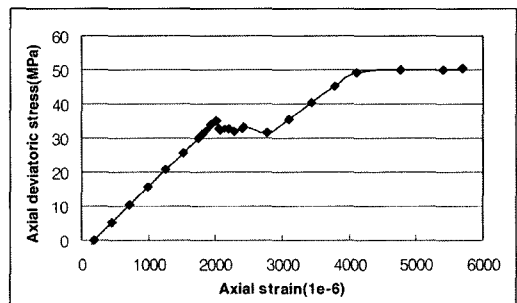
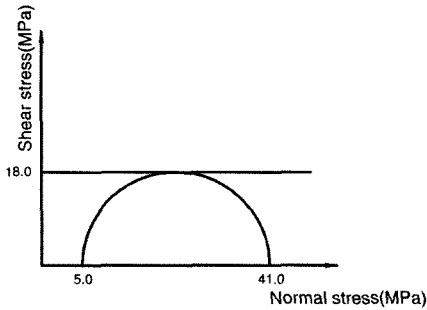
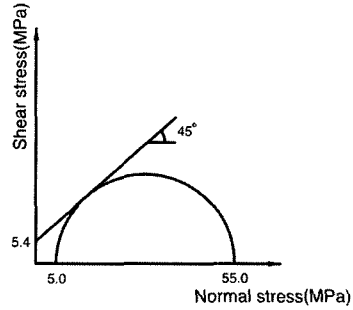


Fig. 13. Stress-strain curve for an uniaxial compression test when CW-FS model was employed



(a) Failure envelope when plastic shear strain is zero



(b) Failure envelope when plastic shear strain is greater than 0.005

Fig. 14. Evolution of Mohr's circle of stress and failure envelope in CW-FS model with the plastic shear strain level during a triaxial compression test

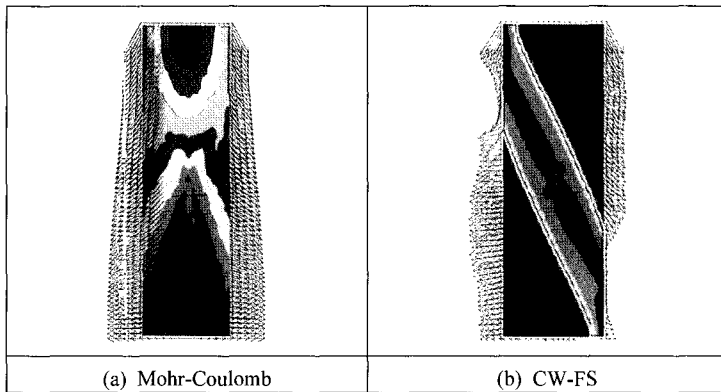


Fig. 15. Plastic strain and displacement rate in a triaxial compression test

럼되는 결과와 일치하는 것을 알 수 있다.

Fig. 15는 Mohr-Coulomb 모델과 CW-FS 모델의 삼축압축시험 해석결과에서 소성변형률과 변위속도를 도시한 것이다. Mohr-Coulomb 해석결과를 보면, 최대 소성변형률이 모델의 상부에서 나타나는 것을 볼 수 있고, 변위속도는 상부에서 하부로 이동하는 것을 볼 수 있지만, 모델 하부면이 y방향으로 구속되어 있어서 하부로 갈수록 좌우로 이동하는 경향이 강해진다. 반면 CW-FS 모델의 소성변형률과 변위속도를 보면, 소성변형률이 파괴면 주변에서 집중적으로 증가한 것을 볼 수 있고, 파괴면으로 나누어진 상부와 하부의 암편이 서로 반대방향으로 이동하는 것을 잘 보여주고 있다.

이와 같이 낮은 파괴강도로 인한 점착력의 재평가 및 구속압의 변화에 따른 파괴강도의 불규칙성에 대한 적용성 검토는 향후 지속적인 연구가 필요한 사항이지만, CW-FS 모델을 적용한 일축 및 삼축압축시험 모델링이 실제 실험에서와 비슷한 양상의 파괴모드를 나타내고 있다고 판단된다.

4. 지하유류비축기지에 대한 적용 사례

4.1 해석조건 및 방법

본 해석에 사용된 암반 등급별 물성치는 Table 2에 나타나 있다. 유류비축 공동 현장에서 측정된 Q 값을 이용하여 등급에 따라 GSI 값과 Hoek-Brown 기준을 이용하여 구한 물성치이다. 본수치해석 시 I~V등급 중 II, III, IV등급 암반의 물성치를 적용하여 해석을 실시하였다. 현지 암반의 강도 지하 현상이 고려되어 암반 인장강도가 상당히 작은 반면에 암석 재료의 압축강도가 매우 큰 취성도가 매우 큰 암반의 대표적인 양상을 보여준다.

비축기지 현장의 MCT(Main Construction Tunnel)에서 측정된 초기지압의 크기가 Table 3에 나와있다. 특히, 본 현장에서 측정된 결과 중에서 응력 절대값의 크기가 가장 크고, 최대최소값이 큰 차이를 보인 MCT에서 측정된 초기지압 조건을 사용하여 해석을 실시하였다.

이 모델은 깊은 심도의 높은 응력상태에서 지하공동을 모의하기 위하여 경계조건은 가로방향의 면(모델의 바닥부분과 지표부분)에서 연직방향(y 방향)의 변위를 구속하고, 세로방향의 면(모델의 좌·우 측벽 부분)에서 수평방향(x 방향)의 변위를 구속하였다.

본 해석의 주 목적은 Mohr-Coulomb 모델과 CW-FS 모델로 해석을 실시하였을 때의 결과를 비교하여, 취성 파괴를 잘 재현하는 CW-FS 모델의 적합성 여부를 판단하는데 있다. 또한 이러한 결과를 바탕으로 CW-FS 모델에서 점착력 손실 시 소성변형률과 마찰각 발현 시 소성변형률의 변화에 따른 결과를 비교·분석하여 민감도 분석을 수행하였다. 따라서 점착력의 70%가 손실되는 지점의 소성변형률을 0.001, 0.002, 0.003, 0.005, 0.007, 0.010으로 변화시킴에 따라 마찰각이 최대로 발현되는 지점의 소성변형률을 0.001, 0.002, 0.003, 0.005, 0.007, 0.010으로 변화시켜서 해석을 실시하였다. 마찰각이 최대로 발현되는 지점의 소성변형률을 ‘마찰각 성

분의 소성변형률 한계(ϵ_p^0)’, 점착력의 70%가 손실되는 지점의 소성변형률을 ‘점착력 성분의 소성 변형률 한계 (ϵ_c^p)’로 정의하였다. Table 4는 소성변형률의 변화 조건에 따른 해석 case를 보여주고 있는데, case 별로 II등급에서 IV등급까지 각각 해석을 실시하였다.

4.2 해석결과의 고찰

4.2.1 CW-FS 모델의 해석

암반에서의 취성파괴는 과도한 초기지압 상태에서 유기응력에 의해 굴착경계에 평행하게 발생하는 균열에 의해 지배된다. 취성파괴 발생과정에 대해 Martin and Chandler(1994)는 점착력과 마찰각은 고정된 값이 아니라 전단 소성변형률이 증가함에 따라 변화한다고 하였다. 다시 말하면 점착력은 전단 소성변형률이 발생하면서 손실되기 시작하여 최대값의 30%까지 감소하고, 마찰각은 최초 0°에서 부터 증가하기 시작하여 파괴 시

Table 2. Physical properties used in the analysis

Rock mass classification	Bulk modulus (GPa)	Poisson's ratio	Young's modulus (GPa)	Shear modulus (GPa)	Cohesion (MPa)	Friction angle (degree)	Density (kgf/m ³)	Tensile strength (MPa)
I	94.0	0.2	52.2	39.2	33	54	2700	2
II	28.0	0.23	17.3	11.4	20	48	2700	1.5
III	18.0	0.25	12.0	7.2	18	45	2700	1.3
IV	13.5	0.25	9.0	5.4	16.8	40	2700	1.0
V	34.0	0.3	2.8	1.3	13	37	2700	0

Table 3. In-situ stresses measured at MCT in the construction site of Yeo-su crude oil storage cavern

GL(m)	σ_v (MPa)	σ_h (MPa)	σ_H (MPa)	K_h (MPa)	K_H (MPa)	σ_H (dir)	Remarks
-150	5.53	4.5	16.8	0.8	3.1	N58E	Overcoring method

Table 4. Case analyses with different conditions of plastic shear strain limits

Plastic shear strain limit of		Cohesion(ϵ_c^p)					
		0.001	0.002	0.003	0.005	0.007	0.010
Internal friction angle(ϵ_ϕ^p)	0.001	case 1	case 2	case 3	case 4	case 5	case 6
	0.002	case 7	case 8	case 9	case 10	case 11	case 12
	0.003	case 13	case 14	case 15	case 16	case 17	case 18
	0.005	case 19	case 20	case 21	case 22	case 23	case 24
	0.007	case 25	case 26	case 27	case 28	case 29	case 30
	0.010	case 31	case 32	case 33	case 34	case 35	case 36

에 최대로 발현된다고 하였다.

Fig. 16은 case 21($\epsilon_p^p=0.005$, $\epsilon_c^p=0.003$)에서 전단 소성변형률에 따른 점착력과 마찰각의 변화를 보여준다. 여기에서 마찰각은 전단 소성변형률이 0인 지점에서 최소값인 0°를 보이고, 전단 소성변형률이 증가할수록 일정한 기울기로 마찰각도 같이 발현된다. 그리고 전단 소성변형률이 0.005에 다다르면 마찰각은 최대값인 45°까지 발현되고 그 이후에는 전단 소성변형률이 증가해도 마찰각은 일정한 값을 유지하는 것을 볼 수 있다.

또한 점착력의 변화를 보면, 전단 소성변형률이 0인 지점에서 최대값인 18.0MPa를 나타내지만, 전단 소성변형률이 증가할수록 점차 일정한 기울기로 감소한다. 그리고 전단 소성변형률이 0.003에 다다르면 잔류점착력인 5.4MPa까지 감소하고, 그 이후에는 전단 소성변형률이 증가해도 잔류강도가 유지되는 것을 볼 수 있다.

Fig. 17은 case 21($\epsilon_p^p=0.005$, $\epsilon_c^p=0.003$)에서 전단 소성변형률에 따른 파괴포락선의 변화를 보여준다. 이 그림에서 보면, 전단 소성변형률이 0일 때 파괴포락선은 점착력(y 절편)이 18.0MPa이고, 마찰각(직선이 기울기)이 0°이므로 직선 (1)과 같이 18.0MPa의 일정한 값을 가지는 직선으로 나타난다. 그러나 소성 변형률이 증가함에 따라서 점착력은 감소하고 마찰각은 발현되므로 직선 (1)과 같이 일정한 값을 가지던 직선이 y 절편인 점착력의 크기가 감소하고 기울기가 증가하게 되면서 직선 (2), (3), (4)와 같이 변화하는 것을 볼 수 있다. 그리고 전단 소성변형률이 0.003을 초과하면서 잔류점착력과 같아져서 더 이상 감소하지 않고, 마찰각만 증가하게 되어 직선 (5)와 (6)과 같이 y 절편은 일정하고 기울기만 증가하는 것을 볼 수 있다.

위의 Fig. 16은 CW-FS 모델에서의 전단 소성변형률

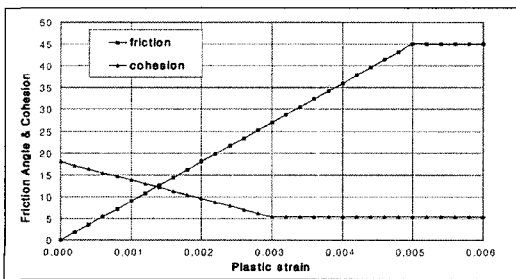


Fig. 16. Variation in cohesion and friction angle relating to plastic shear strain in case 21($\epsilon_p^p=0.005$, $\epsilon_c^p=0.003$)

에 따른 점착력과 마찰각 성분 크기의 증감을 보여주고, Fig. 17은 이러한 점착력과 마찰각의 증감으로 인한 파괴포락선의 변화를 잘 보여주고 있다. 또한 Table 3의 나머지 case들도 소성 변형률의 값만 다르게 변화 양상은 위에 설명한 case 21($\epsilon_p^p=0.005$, $\epsilon_c^p=0.003$)과 같음을 알 수 있다.

4.2.2 Mohr-Coulomb 모델과 CW-FS 모델의 해석결과 비교

점착력 손실과 마찰각 발현은 기존의 Mohr-Coulomb 모델로는 구현하기가 불가능하지만, 앞에서 서술한 CW-FS 모델은 취성파괴 영역의 넓이와 깊이를 실제와 유사하게 예측하는 것으로 나타났다. 그러므로 수치해석을 통하여 똑같은 상황에서 Mohr-Coulomb 모델과 CW-FS 모델로 각각 적용하여 차이점을 비교하고자 하였다.

Fig. 18은 Mohr-Coulomb 모델로 해석하였을 경우의 결과이고, Fig. 19는 CW-FS 모델로 해석하였을 경우의 결과이다. 두 그림을 비교해 보면 공동의 천단부에서 확연하게 차이가 나는 것을 알 수 있다. Mohr-Coulomb 모델에서는 나타나지 않지만, CW-FS 모델은 천단부에서 전단파괴가 나타나는 것을 볼 수 있다.

Fig. 19에서 좌측공동의 천단부에 항복점이 나타나지만 과거에 항복이 일어났던 지점으로 나타나는 것을 알 수 있다. 이는 시공순서에 따라 좌측공동이 선 굴착되어 나타난 결과로 볼 수 있다. 그러나 우측공동을 보면 천단부에서 전단항복점이 썩기형태로 나타나는 것을 볼 수 있다. 이것은 천단부의 취성파괴 형태가 모의된 것으로 Mohr-Coulomb 모델과 CW-FS 모델의 극명한 차이를 잘 보여주는 것이다.

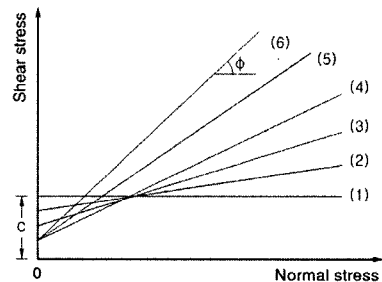


Fig. 17. Change of failure envelope with the variation of plastic shear strain in case 21($\epsilon_p^p=0.005$, $\epsilon_c^p=0.003$)

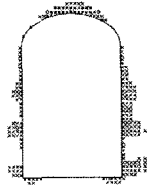
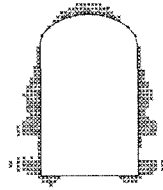
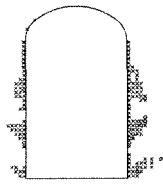
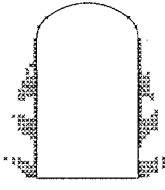


Fig. 18. Plastic zone plot when using Mohr-Coulomb model

Fig. 19. Plastic zone plot when using CW-FS model in case 21

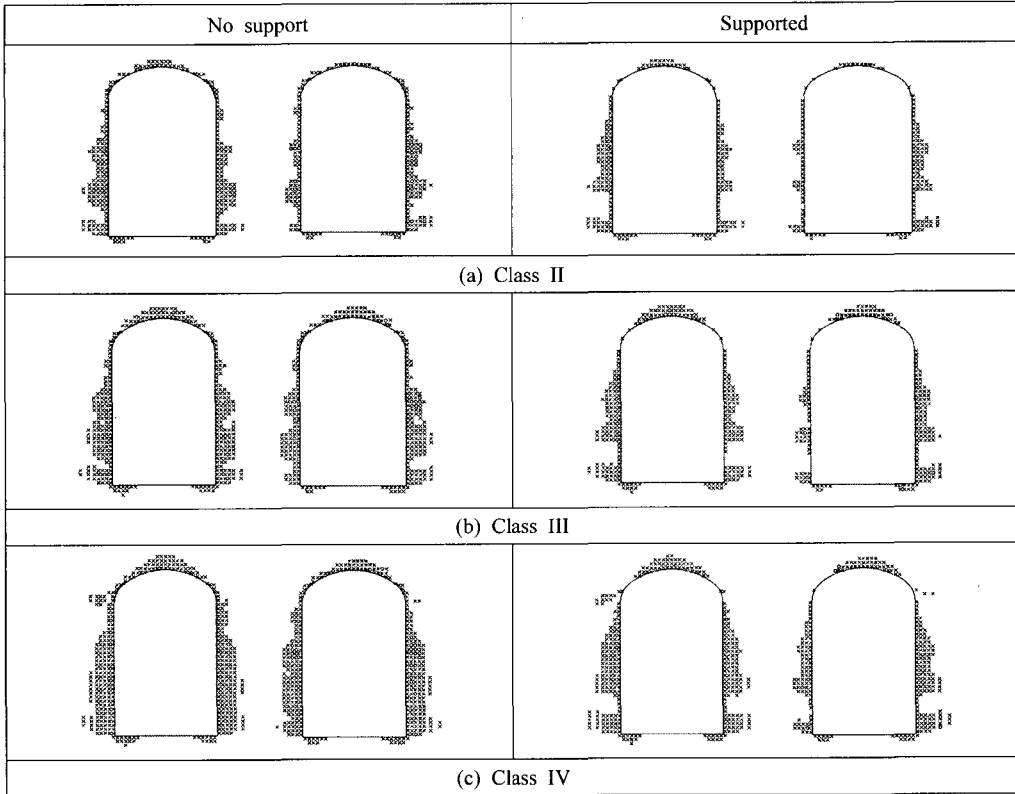


Fig. 20. Plastic zone plots with different rock conditions in case 21($\epsilon_p^p=0.005$, $\epsilon_c^p=0.003$)

4.2.3 암반등급의 변화에 따른 CW-FS 모델을 이용한 해석결과

암반 등급별 차이점을 명확히 알아보기 위하여 지보를 설치한 경우와 그렇지 않은 경우로 나누어 해석을 실시하였다. 해석 시 II, III 및 IV등급 암반의 물성치를 적용하였고, 초기지압은 MCT에서 측정된 응력을 사용하였다.

Fig. 20은 암반등급별로 지보를 설치한 경우와 그렇지 않은 경우로 나누어 case 21($\epsilon_p^p=0.005$, $\epsilon_c^p=0.003$)을 해석한 결과를 보여준다.

무지보 상태에서의 해석 결과를 보면 암반등급이 불

량해질수록 취성파괴 영역이 확대되는 것을 볼 수 있고, 특히, III, IV등급보다 II, III등급에서 취성파괴 영역의 증가가 더욱 큰 폭으로 발생하였다. 또한 암반등급이 불량해질수록 천정부의 인장파괴 영역이 증가하는 것을 볼 수 있었다.

지보를 설치한 경우를 보면, 지보 설치에 따른 보강효과로 무지보와 비교하여 파괴영역이 감소한 것을 볼 수 있다. 그 중에서도 IV등급 암반에서는 지보 설치 후 파괴영역의 감소가 두드러지게 나타나는데, 이는 III등급보다 IV등급 암반의 지보패턴에서 지보 설치량이 큰 폭으로 증가했기 때문이다.

지보의 보강효과로 인하여 취성파괴 깊이는 무지보 상태보다 약 0.5m 정도 작아지고 측벽부의 인장파괴도 줄어든 것을 볼 수 있다. 하지만 III, IV등급은 무지보 시의 해석결과와 비교할 경우 지보 후에도 취성파괴 영역의 감소가 미미하다. 따라서 지금의 지보패턴을 적용할 경우, 취성파괴 현상을 억제하기에는 미약하다는 것을 알 수 있다.

4.2.4 ϵ_{ϕ}^p 와 ϵ_c^p 를 결정하기 위한 소성 변형률

보통의 선형 Mohr-Coulomb 모델은 마찰각과 점착력은 일정한 값을 가지며 암반에 하중이 가해질 때 즉시 발휘되고 또한 동시에 작용한다. 하지만 취성파괴 과정에서는 마찰각과 점착력의 강화(strengthening)와 연화(softening)가 동시에 일어나지 않고, 또한 즉시 일어나지도 않는다. 이러한 마찰각과 점착력의 강화와 연화를 FLAC에서는 전단 소성변형률의 변화에 따라 증감되는 것으로 표현한다. 따라서 이 전단 소성변형률은 마찰강도와 점착강도 성분의 소성 변형률 한계를 정하기 위한 중요한 요소이다(Hajiabdolmajid et al., 2000).

예를 들어 Table 3에 나타낸 바와 같이 마찰각이 최대로 발현되는 지점의 전단 소성변형률(ϵ_{ϕ}^p)과 점착력이 70% 손실되는 지점의 전단 소성변형률(ϵ_c^p)이 변화함에 따른 case를 분류한 것을 볼 수 있다. III등급에서 case 21($\epsilon_{\phi}^p=0.005$, $\epsilon_c^p=0.003$)을 보면, 점착력은 전단 소성변형률이 0.003이 되면 18.0MPa에서 잔류강도 값인 5.4MPa로 줄어들게 되고, 마찰각은 전단 소성변형률이 0.005가 되면 최초 0°에서 45°로 강화된다는 것을 알 수 있다. 따라서 Table 3에서의 나머지 case도 마찰각과 점착력 성분의 전단 소성변형률(ϵ_{ϕ}^p , ϵ_c^p)이 0.001 ~ 0.01로 변화함에 따른 마찰각과 점착력의 증감을 쉽게 알아 볼 수 있다.

(1) 마찰각 성분의 전단 소성변형률 한계(ϵ_{ϕ}^p)만 변화시켰을 경우

Fig. 21은 점착력 성분의 전단 소성변형률 한계(ϵ_c^p)를 0.005로 고정시키고 마찰각 성분의 전단 소성변형률 한계(ϵ_{ϕ}^p)를 0.001 ~ 0.01까지 증가시키며 해석을 실시

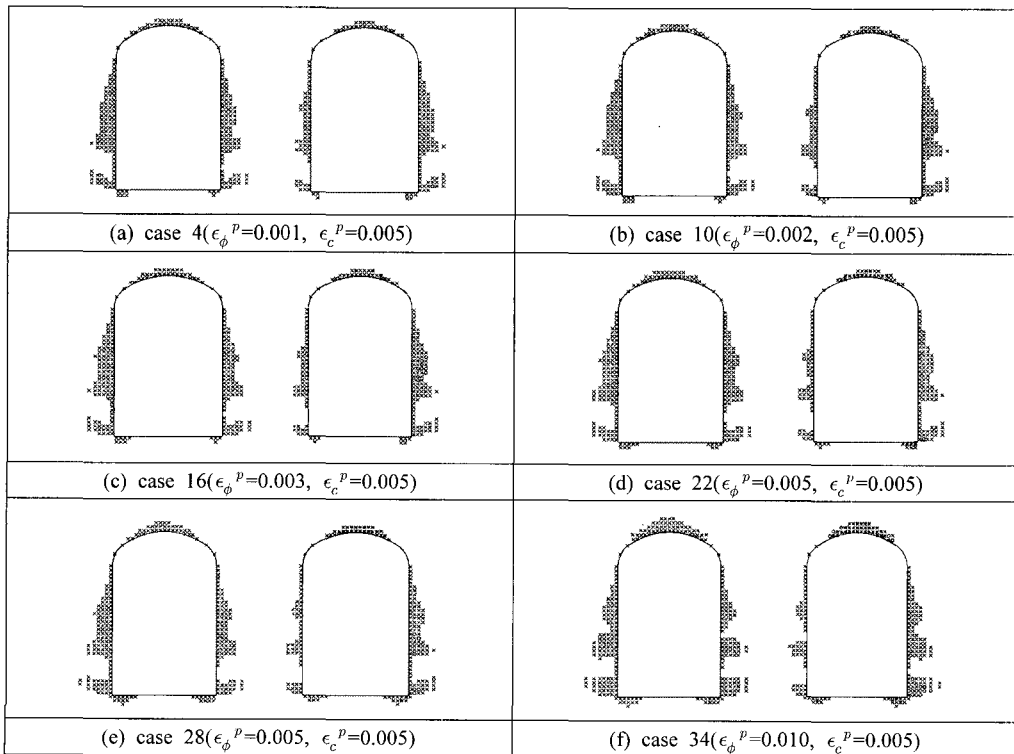


Fig. 21. Plastic zone plots with varying plastic shear strain limit of friction angle($\epsilon_{\phi}^p=0.001 \sim 0.010$, $\epsilon_c^p=0.005$) in rock class III

한 결과이며, 해석 결과 중 가장 보편적인 결과를 보인 III등급 암반에서의 결과를 도시하여, 소성영역의 차이를 비교하고자 하였다.

Fig. 21에서 보면, 천단부의 취성파괴는 마찰각 성분의 전단 소성변형률 한계(ϵ_{ϕ}^p)가 증가함에 따라 취성파

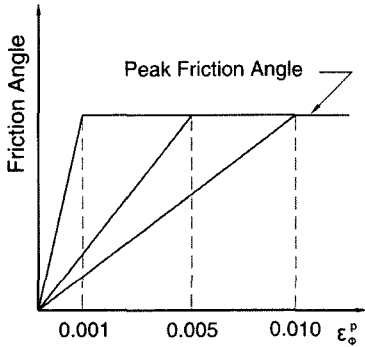


Fig. 22. Variation of plastic shear strain limit of friction angle(ϵ_{ϕ}^p)

괴 영역의 깊이와 넓이가 확대되는 것을 볼 수 있다. 이는 Fig. 22에서 보는 바와 같이 마찰각 성분의 전단 소성변형률 한계(ϵ_{ϕ}^p)가 증가함에 따라 마찰각이 증가하는 기울기가 감소하여 최대 마찰각까지 도달이 늦어지기 때문이다.

(2) 점착력 성분의 전단 소성변형률 한계(ϵ_c^p)만 변화시켰을 경우

Fig. 23은 마찰각 성분의 전단 소성변형률 한계(ϵ_{ϕ}^p)는 0.003로 고정시키고 점착력 성분의 전단 소성변형률 한계(ϵ_c^p)를 0.001, 0.002, 0.003, 0.005, 0.007, 0.010으로 증가시키면서 해석을 실시한 결과를 도시한 것이다.

소성영역도를 보면, 점착력 성분의 전단 소성변형률 한계(ϵ_c^p)가 증가함에 따라 취성파괴 영역의 넓이와 깊이는 점점 작아지는 것을 알 수 있다. 이는 Fig. 24에서 보는 바와 같이 점착력 성분의 전단 소성변형률 한계(ϵ_c^p)가 증가함에 따라 점착력이 손실되는 기울기가 감소하여 잔류 점착력으로서의 손실이 늦어지기 때문이다.

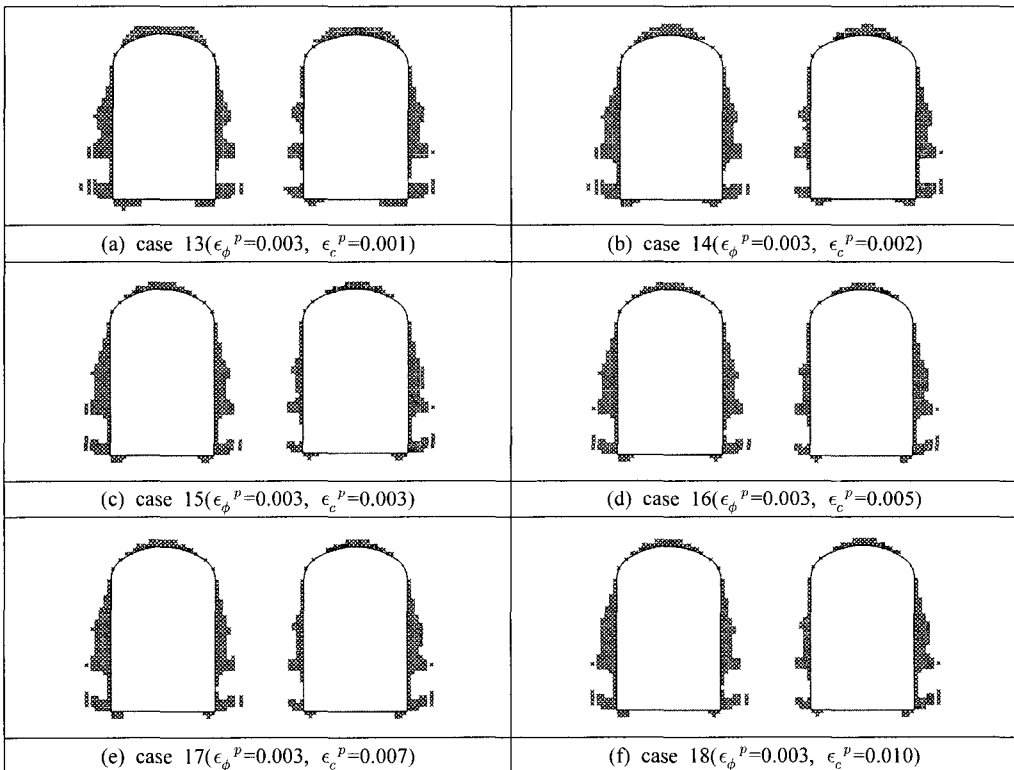


Fig. 23. Plastic zone plots with varying plastic shear strain limit of cohesion($\epsilon_{\phi}^p=0.003, \epsilon_c^p=0.001 \sim 0.010$) in rock class III

(3) ϵ_{ϕ}^p 과 ϵ_c^p 의 변화에 따른 전단 소성변형률의 변화 양상

앞선 (1)과 (2)에서의 해석을 바탕으로 마찰각과 점착력 성분의 소성 변형률 한계($\epsilon_{\phi}^p, \epsilon_c^p$)의 변화에 따른 전

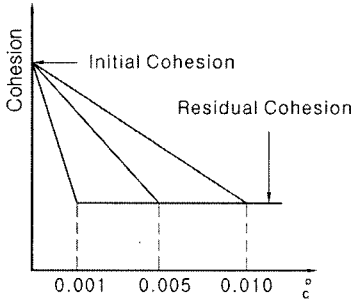


Fig. 24. Variation of plastic shear strain limit of cohesion(ϵ_c^p)

단 소성변형률의 변화 양상을 나타내면 Fig. 25 및 Fig. 26과 같다.

Fig. 25를 보면, (1)의 소성영역도에서 천단부의 전단 및 인장 항복점이 생성된 영역과 거의 유사하게 전단 소성변형률이 발생하는 것을 알 수 있다. 그리고 마찰각 성분의 전단 소성변형률 한계(ϵ_{ϕ}^p)가 증가함에 따라 천단부의 항복점의 깊이와 넓이가 점차 확대되는 Fig. 26의 소성영역도와 거의 비슷한 양상으로 전단 소성변형률의 영역도 확대되고 최대 소성 변형률 또한 증가하는 것을 볼 수 있다.

Fig. 26에서는 점착력 성분의 전단 소성변형률 한계(ϵ_c^p)의 변화에 따른 소성 변형률의 변화를 보여주고 있다. 이 Fig에서도 (2)에서 소성 영역도 천단부에서의 항복점이 생성된 영역과 유사하게 전단 소성변형률이 발생하는 것을 알 수 있다. 그리고 점착력 성분의 전단 소

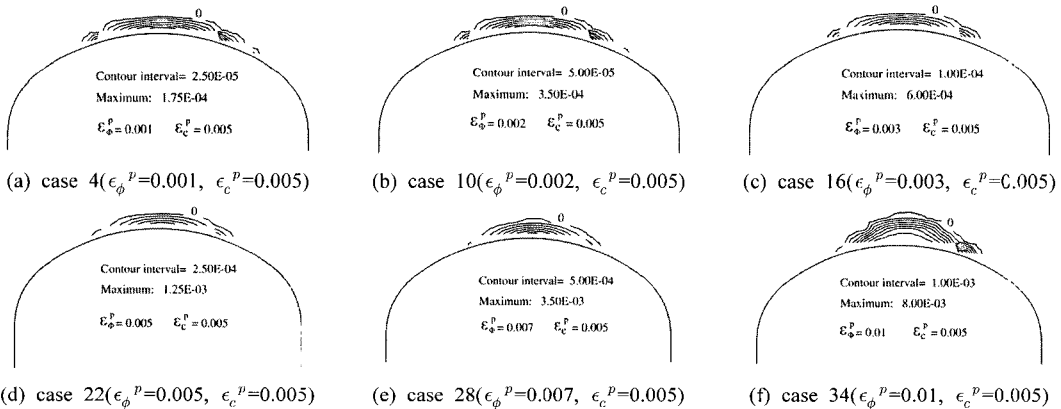


Fig. 25. Plastic strain plots with increasing plastic shear strain limit of friction angle(ϵ_{ϕ}^p)

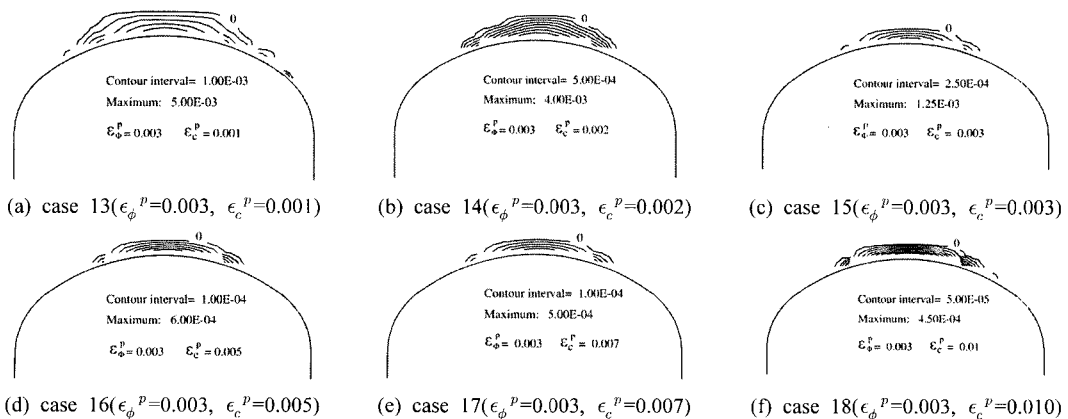


Fig. 26. Plastic strain plots with increasing plastic shear strain limit of cohesion(ϵ_c^p)

성변형을 한계(ϵ_c^p)가 증가함에 따라 천단부의 항복점의 깊이와 넓이가 점차 축소되는 Fig. 23의 소성영역도와 거의 비슷한 양상으로 전단 소성변형률의 영역도 축소되고 최대 전단 소성변형을 또한 감소하는 것을 볼 수 있다.

5. 결 론

본 연구는 지하구조물의 안정성을 수치해석으로 표현하고자 할 때 기존의 해석 모델로는 표현하기가 어려운 취성파괴를 모델링하기 위한 새로운 기법인 CW-FS 모델을 적용하여 기존의 보편적인 해석 모델인 Mohr-Coulomb과 비교해 보고자 하였다. 또한 CW-FS 모델에서 취성파괴의 특징인 마찰각 강화와 점착력 연화를 표현하기 위한 마찰각과 점착력 성분의 소성 변형을 한계(ϵ_ϕ^p , ϵ_c^p)를 변화시켜 가면서 그에 따른 취성파괴 양상의 차이점을 확인하고자 하였다.

본 연구에서 얻어진 주요 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) Mohr-Coulomb 모델과 CW-FS 모델을 적용하여 일축압축시험을 모델링한 결과, CW-FS 모델을 적용한 경우에는 파괴면이 형성되고 그 파괴면을 통하여 분리된 암편이 서로 반대방향으로 이동하는 형태로 파괴가 일어나는 것을 볼 수 있었다. 또한 최대강도를 넘어서자마자 응력이 빠르게 감소하는 변형을 연화현상이 보이는 것을 알 수 있었다. 이는 CW-FS 모델의 특성상 강도가 약한 지점이나 응력이 집중되는 부분 등의 전단 소성변형률이 증가하는 지점에서만 점착력 손실 및 마찰각 발현현상을 나타내기 때문이다.
- 2) Mohr-Coulomb 모델과 CW-FS 모델을 적용하여 삼축압축시험을 모델링한 결과, CW-FS 모델을 적용한 경우에는 파괴면이 형성되면서 파괴가 일어나고, 최대강도를 넘어서자마자 응력이 감소하는 변형을 연화 현상을 보이는 것은 일축압축시험과 유사하지만, 그 후 응력이 증가하여 최대강도를 초과한 값에서 수렴되는 차이점을 볼 수 있었다. 이는 CW-FS 모델에서 전단 소성변형률의 증가에 따른 파괴포락선의 변화가 구속압에 대하여 적용성에 한계가 있음을 보여준다.
- 3) 일반적인 Mohr-Coulomb 모델과 취성파괴 모의를 위한 CW-FS 모델을 이용한 해석 결과, 지하공동에서 천단부의 취성파괴를 예측하지 못한 Mohr-Coulomb 모델과는 다르게 천단부에 썩기형태의

파괴영역을 예측한 CW-FS 모델이 취성파괴를 예측하는데 유용하다고 판단된다.

- 4) 지하공동에 대해 암반등급별로 CW-FS 모델을 이용하여 해석한 결과, 암질 등급이 불량해질수록 인장파괴 성분이 증가하고 또한 취성파괴 영역의 넓이와 깊이가 증가하는 것을 볼 수 있다. 특히, 암반등급이 II등급에서 III등급으로 저하될 때 취성파괴 영역의 증가가 매우 큼을 알 수 있었다.
- 5) 무지보 굴착에 비하여 지보재를 설치한 경우 약 0.5m 정도 취성파괴영역 깊이가 줄어들었다. 하지만 III등급과 IV등급 암반에서는 취성파괴의 깊이가 1~3m에 달하므로 취성파괴의 발생을 완전히 억제하기에는 미흡한 것으로 판단된다. 또한 실제 현장의 상황과 같이 IV등급 암반에서 보다 III등급 암반에서 취성파괴가 더 크게 발달된 것은 III, IV등급 암반에 대한 보강량의 차이 때문인 것으로 판단된다.
- 6) 마찰각 성분의 소성 변형을 한계(ϵ_ϕ^p)가 증가할수록 최대 마찰각으로 발현되는 기울기가 완만해져서 천단부의 취성파괴의 영역이 확대되고, 점착력 성분의 소성 변형을 한계(ϵ_c^p)가 증가할수록 잔류 점착력으로 손실되는 기울기가 완만해지므로 취성파괴가 발생하는 영역이 축소되는 것으로 판단된다.
- 7) 전단 소성변형률이 발생하는 영역은 취성파괴가 일어나는 영역과 거의 일치하였다. 그리고 최대 전단 소성변형률은 마찰각 성분의 소성 변형을 한계(ϵ_ϕ^p)가 증가할수록, 점착력 성분의 소성변형을 한계(ϵ_c^p)가 감소할수록 증가하였다. 또한 전단 소성변형률이 발생한 천단부의 썩기형태 안쪽은 취성파괴가 일어난 것으로 판단되지만 전단 소성변형률이 0이 되는 썩기 형태의 바깥쪽은 손상을 받지 않은 것으로 판단된다.

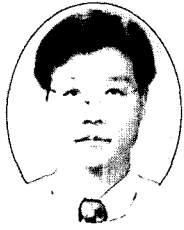
CW-FS 모델은 파괴강도저하에 따른 점착력의 재평가, 구속압에 따른 파괴강도의 불규칙성에 대한 적용성 및 마찰각 성분의 소성 변형을 한계(ϵ_ϕ^p)와 점착력 성분의 소성 변형을 한계(ϵ_c^p)에서의 적합성 여부는 향후 지속적인 연구가 필요한 사항이지만, CW-FS 모델을 적용한 일축 및 삼축압축시험 모델링이 실제 실험에서와 비슷한 양상의 파괴모드를 나타내고, 지하공동을 수치해석한 결과 또한 실제 현장에서의 취성파괴를 비슷하게 모의함으로써 이러한 CW-FS 모델은 암반의 취성파괴에 대한 해석에 적합하다고 판단된다.

사 사

본 연구는 (주)SK건설의 “과지압 암반내 지하공동 굴착에 따른 취성모델연구”와 건설교통부가 출현하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁 시행하는 2005년도 건설기술핵심연구개발사업(과제번호: 05-건설핵심 D10, 과제명: 해저시설물 차폐기술연구)에 의하여 연구비가 지원된 것으로 이에 깊은 감사를 드립니다.

참고문헌

1. 양형식, 장명환, 2002, 암석파괴이론, 전남대학교 출판부, 277p.
2. Hajiabdolmajid, V., C.D Martin, and P.K. Kaiser, 2000, Modelling brittle failure of rock, Pacific Rocks 2000, Girard, Liebman, Breeds & Doe (eds), Balkema, Rotterdam, 991-998.
3. Martin, C.D, P.K. Kaiser, and D.R. McCreath, 1999, Hoek-Brown parameters for predicting the depth of brittle failure around tunnels. Canadian Geotechnical Journal, 36(1), 136-151.
4. Hoek, E. P.K. Kaiser, and W.F. Bawden, 1995. Support of Underground Excavations in Hard Rock. A.A. Balkema, Rotterdam, 215p.
5. Martin, C.D., 1999, Presentation slide of Brittle rock failure and tunnelling in high stressed rock, Tunnel construction brittle rock, Edmonton, Canada.
6. Lockner, D.A., J.D. Byerlee, V. Kuksenko, A. Ponomarev, and A. Sidorin, 1992, Observations of Quasi-Static Fault Growth from Acoustic Emissions, In B, Evans & T.-f. Wong (Edx.), Fault Mechanics and Transport Properties of Rocks, 3-31.
7. Martin, C.D. and N.A. Chandler, 1994, The progressive fracture of Lac du Bonnet granite, International Journal Rock Mechanics Mining Science & Geomechanics Abstracts, 31(6) 643-659.
8. Diederichs, M.S., 1999, Instability of Hard Rockmasses : The Role of Tensile Damage and Relaxation, Ph. D. thesis, Dept. of Civil Engineering, University of Waterloo, Waterloo, Canada, 566p.



최영태

1979년 연세대학교 공과대학 토목공학과
공학사
1999년 연세대학교 대학원 토목공학과
공학석사
2006년 수원대학교 대학원 토목공학과
공학박사

Tel: 02-3700-7477
E-mail: ytchoi@skec.co.kr
현재 SK건설 토목기술본부 상무



이대혁

1991년 서울대학교 공과대학 자원공학과
공학사
1993년 서울대학교 대학원 자원공학과
공학석사
1998년 서울대학교 대학원 자원공학과
공학박사

Tel: 02-3700-8644
E-mail: dhlee-d@skec.co.kr
현재 SK건설 GSUC팀 부장



이희석

1993년 서울대학교 공과대학 자원공학과
공학사
1995년 서울대학교 대학원 자원공학과
공학석사
1999년 서울대학교 대학원 자원공학과
공학박사

Tel: 02-3700-7229
E-mail: hslee@skec.co.kr
현재 SK건설 GSUC팀 과장



김진아

2004년 수원대학교 공과대학 토목공학과
공학사
2006년 수원대학교 대학원 토목공학과
공학석사

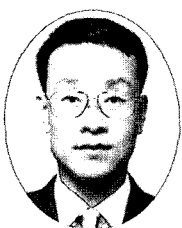
Tel: 02-3433-3355
E-mail: jakim78@naver.com
현재 (주)삼보기술단 지반부 사원



이두화

1976년 한양대학교 공과대학 토목공학과,
공학사
1994년 한양대학교 산업대학원 토목공학과,
공학석사
2005년 한양대학교 일반대학원 토목공학과,
공학박사

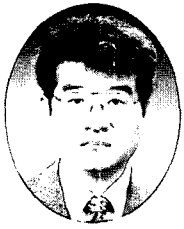
Tel: 02-3433-3027
E-mail: sbedhl@hotmail.com
현재 (주)삼보기술단 대표이사



유광호

1984년 연세대학교 공과대학 토목공학과
공학사
1986년 연세대학교 대학원 토목공학과
공학석사
1992년 미국 Minnesota 대학교 대학원
토목공학과 공학박사

Tel: 031-220-2566
E-mail: khyou@suwon.ac.kr
현재 수원대학교 토목공학과 교수



박연준

1981년 서울대학교 공과대학 자원공학과
공학사
1983년 서울대학교 대학원 자원공학과
공학석사
1992년 미국 Minnesota 대학교 대학원
토목공학과 공학박사

Tel: 031-220-2580
E-mail: yjpark@suwon.ac.kr
현재 수원대학교 토목공학과 교수