The Journal of Engineering Geology, Vol.10, No.3, December, 2000, pp.225-236

시추공벽 파쇄 모의 시험 및 현장 응력과의 관계 연구

Experimental Simulations of Borehole Breakouts and Their Relationship to In Situ Stress Magnitudes

송 인 선 (Song Insun) 미국 위스콘신 주립대학교

요약 / ABSTRACT

웨스터리 화강암과 베리아 사암 시료에 지하 심부에 상당하는 현장 응력을 가한 후 시추를 함으로써 시추공벽 파쇄를 발생시켰으며, 이를 통하여 현장 응력의 크기를 추정할 수 있는지 연구하였다. 실험은 삼축압축 및 시추공벽 파쇄시험 등 두 단계로 나뉘어 수행되었다. 삼축압축 시험 결과로부터 모아-쿨롱, 나다이, 그리고 모기파괴 기준을 구하였다. 각 파괴 기준을 공벽 파쇄 경계 지점에서의 응력 상태와 비교한 결과, 모아-쿨롱 파괴 기준은 공벽에서의 파쇄 응력과는 전혀 일치하지 않았다. 반면, 베리아 사암에서는 나다이 기준, 그리고 웨스터리 화강암에서는 모기파괴 기준과 같은 다축(혹은 진 삼축) 파괴 기준이 공벽 주변에서 파쇄를 일으키는 응력 상태와 잘 일치하였다. 적당한 파괴 기준 및 시추공벽 파쇄 크기를 이용하여 두 개의 현장 수평 주응력 중 하나가 알려졌을 경우 다른 하나를 비교적 신뢰할 수 있는 정도로 추정할 수 있다는 것이 밝혀졌다.

주요어 : 시추공벽파쇄, 현장응력 측정, 암석파괴 기준, 모아-쿨롱파괴 기준, 나다이 파괴 기준, 모기파괴 기준.

We conducted laboratory simulations of deep vertical drilling into the earth's crust to induce borehole breakouts and investigated their potential use for estimating in situ stress magnitudes in Westerly granite and Berea sandstone. Our experiments consisted of two major stages, a series of triaxial tests and borehole-breakout formation tests under a wide range of far-field stresses. We derived the Mohr-Coulomb, Nadai and Mogi failure criteria from the triaxial test results. Each criterion was compared with the stress condition at breakout boundaries. We concluded that the well known Mohr-Coulomb criterion is not compatible with the stress condition at breakout failure. On the other hand, polyaxial (truly triaxial) failure criteria such as the Nadai criterion for Berea sandstone and the Mogi criterion for Westerly granite were much more suitable for predicting breakout failure zone. Such failure criteria appeared to enable the reliable estimation of the magnitude of one of two horizontal

principal stresses if the other one is known.

Key Words : borehole breakouts, in situ stress mesurement, rock failure criterion, Mohr-Coulomb criterion, Nadai criterion, Mogi criterion.

서 언

Bell과 Gough(1979)는 캐나다의 알버타주(州)에서 광역적으로 분포한 여러개의 연직 시추공의 단면이 일정한 방향으로 타원화 되어 있으며, 그 장축이 그 지역의 최소 수평 주응력(σ_h)의 방향과 일치함을 발견하였다. 이들은 이러한 현상을 시추공벽 파쇄(borehole breakouts)라 하고, 공벽에 응집된 응력이 암석의 강도를 초과하여 발생하는 것으로 해석하였다. 이러한 해석은 후에 실험적으로 증명되었다(Mastin, 1984; Haimson and Herrick, 1985). 이러한 보고가 있은 후, 깊은 심도의 시추공들이 전세계적으로 광범위하게 재검층 되었으며, 그 결과들은 지하 심부의 현장 응력 방향을 추정하는데 상당한 도움을 주었다 (Zoback, 1992). 이 현상은 시추공 뿐만 아니라 높은 응력이 작용하는 암반에 굴착된 원통형의 지하 공간, 즉 터널, 수직 및 수평 갱 등에서도 공통적으로 일어난다(Figure 1a). 그 생성기구는 암종 및 암질에 따라 서로 다른 것으로 알려져 있다(Haimson and Song, 1998a, 1998b)

지하 심부의 응력 상태는 맨틀의 대류 및 지각의 운동과 밀접한 관련이 있으며 지체구조적 운동학 및 동역학의 정확한 이해를 위하여 필수적으로 알아야 할 요소 중 하나로 알려져 있다(Zoback et al., 1989). 그러나 경제적 및 기술적 어려움으로 인하여 직접 측정보다는 응력 상태를 암시하는 지질 및 암석 역학적 현상을 이용하여 추정하는 것이 보다 일반적이다. 이러한 현상 중 하나로써 시추공벽 파쇄가 세계 도처에서 광범위하게 발견되며 질적으로도 신뢰성이 높아 가장 보편적으로 이용되고 있다. 하지만 지금까지는 응력의 방향만을 지시해 준다는 단점이 있다. Haimson 및 그의 공동 연구자들(Haimson and Herrick, 1986, 1989; Haimson and Song, 1993; Lee and Haimson, 1993; Herrick and Haimson, 1994)에 의하여 현장 응력의 크기와 시추공벽 파쇄의 규모와의 관계가 실험적으로 밝혀졌으나 방법론적 측면에서 일반화되지 못하였다. Zoback 및 그의 공동 연구자들(Zoback et al., 1985; Barton et al., 1988; Vernik and Zoback, 1992; Vernik et al., 1992)은 시추공벽 파쇄 크기로부터 현장 응력을 정량적으로 평가하는 방법을 이론적으로 제시하였으나 실험적으로 입증되지 않은 많은 가설들을 내포하고 있다.

이 논문에서는 시추공벽 파쇄의 모의 시험 및 암석 강도의 측정을 통하여 보다 실증적이고 일반적으로 적용할 수 있는 방법을 제시한다. 시험에 쓰인 암석은 웨스터리(Westerly) 화강암과 베리아(Berea) 사암이다. 두 가지 암종을 사용한 이유는 이 두가지 암종이 각각 지질학적으로는 결정질암과 쇄설성 퇴적암을 역학적으로는 경암과 연암을 대표할 수 있기 때문이다. 이 두 암석은 파괴기구(failure mechanism)와 역학적 성질이 확연히 다른 것으로 알려져 있다. 또한 이 두 암석은 물리적 및 역학적 성질이 비교적 소상하게 보고되어 있어서 (Krech et al., 1974) 시험 결과를 보다 잘 이해할 수 있는 장점이 있다. 본 연구에서는 시추 현장을 실내에서 실험적으로 재현하였으며, 적당한 응력을 시료에 가하였을 때 시추공벽 파쇄가 발생함을 보였다. 파쇄 경계면에서의 응력상태와 3축 압축 시험을 통해 측정된 암석 강도를 비교 분석함으로써 실제적으로 적용할 수 있는 암석 파괴 기준(rock failre criterion)을 구했다. 공벽 파쇄면에서의 응력상태를 그 암석의 실제 강도와 같다고 가정하고 (Zoback et al., 1995), 이 방정식을 이용하여 시추공에 수직으로 작용하는 현장 주응력 중 적어도 한 성분을 계산할 수 있음을 밝혔다.

이론적 배경 및 문제점

현장 응력의 연직 성분(σ_v)이 주응력 중 하나라고 가정하고 균질 등방성이며 선형 탄성을 갖는 지반에 연직으로 시추하였을 때, 공벽에서의 주응력 상태는 Kirsch 해로 표현되는 데 다음과 같다 (Moos and Zoback, 1990 참조).

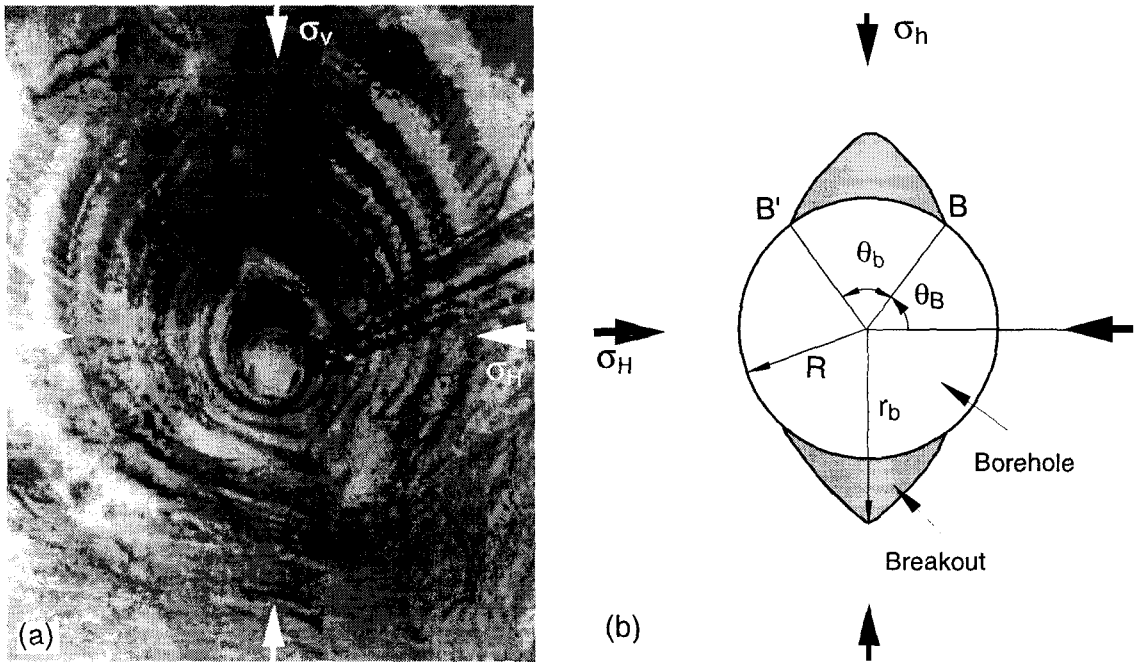

Fig. 1. (a) Horizontal tunnel (3m diameter) at 420m level in the Underground Research Laboratory (URL), showing two diametrically opposed breakouts approximately aligned with the direction of vertical stress, which is known to be the overall minimum principal stress (Lee and Haimson, 1993). (b) Schematic of a vertical borehole with breakouts subjected to far-field principal stresses. The two parameters γ_b, the breakout depth, and θ_b, the breakout width or angular span, are used to characterize the breakout dimension.

$$\sigma_{rr} = P_w$$
$$\sigma_{\theta\theta} = \sigma_H + \sigma_h - 2(\sigma_H - \sigma_h)\cos 2\theta - P_w \qquad (1)$$
$$\sigma_{zz} = \sigma_v - 2\nu(\sigma_H - \sigma_h)\cos 2\theta$$

여기서 σ_{rr}, $\sigma_{\theta\theta}$, σ_{zz}은 각각 공벽에 작용하는 방사 응력(radial stress), 접선 응력(tangential stress), 그리고 축 응력(axial stress)이며, P_w는 시추공내 수압, σ_H, σ_h, σ_v는 각각 최대 수평 주응력 (maxiamum horizontal principal stress), 최소 수평 주응력(minimum horizontal principal stress), 그리고 연직 현장 응력(vertical in situ stress), θ는 최대 수평 주응력 방향으로부터 반시계 방향으로 잰 각 좌표, 그리고 ν는 포아송비이다. 공벽 파쇄 부분에서의 주응력 성분의 상대적 크기는 $\sigma_{rr}<\sigma_{zz}<\sigma_{\theta\theta}$ 이다. 파쇄 경계면에서의 응력 성분이 그 암석의 강도와 같다고 가정하면 식 (1)에서 θ 대신에 파쇄 경계면의 각좌표 θ_B로 치환되고 (Figure 1b), σ_{rr}, σ_{zz}, $\sigma_{\theta\theta}$는 기존에 알고 있는 암석 강도를 나타내는 관계식으로 대치될 수 있다. 이 경우 미지수는 현장응력 (σ_H, σ_h, σ_v)만 남게 되는 데, 이 중 연직 성분은 상부 암반의 자중과 같게 되며 σ_h는 릭-오프 시험 (leak-off tests)으로 비교적 간단히 측정될 수 있어 결국 σ_H 만 미지수로 남게 된다.

이러한 원리를 이용하여 몇 개의 연구용 시추공 (Fenton Hill, Barton et al., 1988; Cajon Pass, Vernik and Zoback, 1992; KTB, Vernik et al., 1992)에서 현장 응력 측정이 시도되었다. 이들은 먼저 시추공 텔레뷰어(borehole televiwer)를 이용하여 파쇄 각너비(breakout angular span; θ_b)를 측정하였다(Barton, 1988). Barton 등(1988)은 모아-쿨롱 파괴 기준(Mohr-Coulomb failure criterion)을 이용하여 시추공벽에서의 파쇄 각너비로 부터 최대

수평 응력의 크기를 구하였다. 그러나 Vernik 과 Zoback(1992)은 모아-쿨롱 기준은 3축 압축 상태($\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$)에서만 잘 맞고 응력 성분이 모두 다른 상태($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$)에서는 적당하지 않다는 것을 인지하고 일반화된 다축 파괴 기준(true triaxial or polyaxial failure criterion)을 고려하였으며 이를 위하여 Wiebols와 Cook(1968)의 이론을 이용하였다.

Wiebols와 Cook(1968)은 유효 전단 변형률 에너지(effective shear strain energy) 개념을 이용하여 이론적인 암석 파괴 기준을 개발하였다. 이 이론의 기본 가정은 암석이 등방성의 균질(homogeneous)한 탄성체이며 임의의 방향으로 균질(uniform)하게 분포된 동전(coin)형 미세균열(microcracks)을 함유하고 있다는 것이다. 암석이 외압을 받으면, 이 미세균열에 작용하는 전단 응력(shear stress, τ)과 수직 응력(normal stress, σ)이 발생하고, 전단 응력 τ가 그 면의 마찰력보다 커지면 이들이 서로 미끄러져 미세균열이 진전되어 미세파괴(microcracking)가 일어나며, 이들이 모여 결국 암석의 거시적 파괴(macrocracking)가 발생한다. 이때 각 미세파괴로부터 발생되는 에너지를 유효 전단 변형률 에너지라 하고, 이는 파괴면에 작용하는 유효 전단 응력(effective shear stress; $\tau_{eff} = \tau - \mu_s \sigma$)으로부터 구해진다. 유효 전단 응력은 미세균열의 마찰 계수(μ_s)와 그 크랙에 작용하는 전단 및 수직 응력의 함수이며, 이 들 응력은 크랙의 방향과 외압의 각 주응력 성분들(σ_1, σ_2, σ_3)로부터 구해진다. 이러한 가정을 이용한 파괴 기준은 마찰 계수(μ_s) 및 각 주응력 성분으로 표현될 수 있어 응력 성분이 모두 다른 상태에서도 사용되어질 수 있다(Figure 2). 그러나 이 기준은 암종 및 암질에 상관없이 오직 미세파괴면의 마찰 계수와 일축 압축 강도와의 함수로 표현될 뿐 아니라 마찰 계수는 직접 측정이 불가능하고 무엇보다도 실험적으로 입증이 아직 안 되었다.

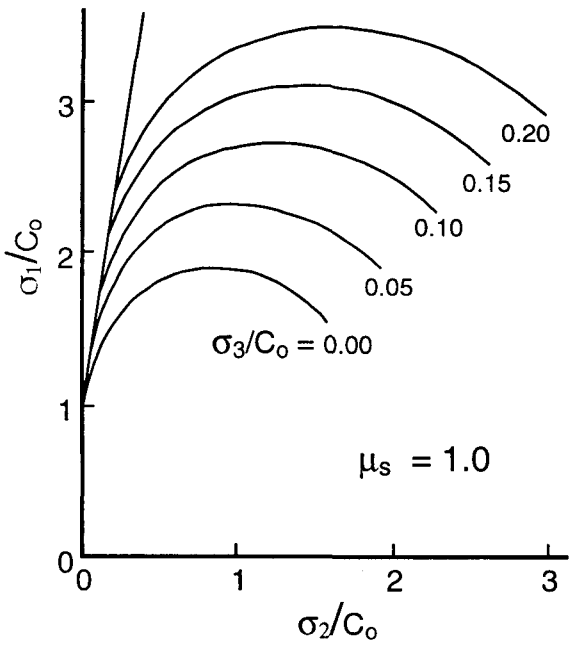

Fig. 2. An example of the Wiebols and Cook criterion (Wiebols and Cook, 1968) expressed as applied compressive stresses normalized by uniaxial strength(C_o).

기존의 암석 파괴 기준에 관한 고찰

가장 잘 알려진 암석 파괴 기준은 모아-쿨롱 기준(Mohr-Coulomb criterion)으로 파괴면에 작용하는 임계 전단 응력 (critical shear stress, τ_c)은 그 면의 점착력(cohesion, S)과 마찰력(frictional stress, $\mu\sigma$)의 합으로 표현되는 데, 마찰력은 파괴면에 작용하는 수직 응력 σ에 비례한다.

$$\tau_c = S + \mu\sigma \qquad (2)$$

여기서 μ는 내부 마찰 계수(coefficient of internal friction)를 나타낸다. 이 가설은 파괴면이 중간 주응력(σ_2)의 방향과 일치한다는 것을 의미하며, 따라서 σ_2의 크기가 암석의 파괴에 전혀 영향을 미치지 않는 다는 것을 내포한다. 이 가정은 결국 암석의 파괴 기준이 3축 압축 상태($\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$)에서 구해질 수 있다는 것을 나타내어 3축 압축 시험이 일반화된 주된 이유가 되었다. 그러나 많은 실험가들에 의해 이 이론은 사실이 아니며 σ_2효과를 무시할 수 없다는 것이 입증되었다(Murrell, 1965; Handin et al., 1967; Mogi, 1967, 1971).

응력의 모든 성분을 포함하는 보다 일반적인 암석의 파괴 기준은 Nadai(1950)에 의해 처음 제기되었다. 그의 이론에 따르면 암석의 항복점(failure by

yielding)에서의 팔면 전단 응력(octahedral shear stress, τ_{oct})은 팔면 수직 응력 (octahedral normal stress, σ_{oct})의 함수로 표현된다.

$$\tau_{oct} = f_1(\sigma_{oct}) \quad (3)$$

여기서 $\tau_{oct} = [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2}/3$ 이며 $\sigma_{oct} = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$ 이다. f_1 은 암종 및 암질에 따라 달라지는 함수이다. 이 이론은 콘크리트(Bresler and Pister, 1957), 석회암 및 돌로마이트와 같은 연암(Mogi, 1971)에 잘 적용되는 것으로 밝혀졌다.

Mogi(1971)는 여러 종류의 암석 시료를 가지고 다축 압축 시험(polyaxial compression test)을 행하여 경암의 파괴 강도는 σ_2 및 σ_3의 함수로 나타내어진다는 것을 밝혀냈다. 그는 Nadai 이론은 연암의 항복점(failure by yielding)과는 잘 일치하나 경암의 파괴점(failure by fracturing)과는 일치하지 않는다는 것을 보이고 Nadai 이론을 약간 변형시켜 새로운 암석 파괴 기준을 제기하였다.

$$\tau_{oct} = f_2[(\sigma_1 + \sigma_3)/2] \quad (4)$$

여기서 f_2는 단조로운 상승 곡선을 나타내는 함수이며 실험적으로 구해진다. 나다이와 모기식의 차이점은 독립 변수인데 각각 수직 응력의 전체 평균 $[(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)/3]$ 과 유효 평균 $[\sigma_1+\sigma_3)/2]$ 이라고 할 수 있다. Mogi(1971)가 설명한 물리적 해석은 다음과 같다. 암석의 파괴점과 항복점은 왜곡 변형률 에너지(distortional strain energy)가 어느 한계에 달했을 때 일어나는 데, 그 한계는 항복일 경우 수직 응력의 전체 평균의 함수로, 파괴일 경우에는 유효 평균의 함수로 나타난다. 그 이유는 항복은 어느 점(point)에서 정의되지만 파괴는 반드시 파괴면(faulting plane)의 형성을 전제로 하기 때문이다. 따라서, 항복이 일어 날 경우 임계 τ_{oct}는 어느 점에 작용하는 수직 응력의 평균$[(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)/3]$의 함수로 나타나지만 (식 3), 파괴가 일어 날 경우 파괴면에 작용하는 수직 응력의 평균, 즉 $(\sigma_1+\sigma_3)/2$의 함수로 나타난다(식 4). 왜냐하면 파괴면은 항상 σ_2의 방향과 일치하기 때문이다.

시험 장치 및 절차

시험은 암석시료의 파괴 기준을 알아보기 위한 3축 압축 시험 및 시추공벽 파쇄를 재현하기 위한 시추 시험 등, 두 단계로 나뉘어 졌다.

3축 압축 시험

웨스터리 화강암 및 베리아 사암에 대하여 일련의 3축 압축 시험을 시행하였다. 암석시료는 지름 2.5cm, 길이 6.4cm의 원통형이 사용되었다. 압력 용액(pressure fluid)이 시료 내에 침투하지 못하도록 고무 재킷을 암석시료에 입힌 다음 이 것을 3축 압축셀(triaxial pressure cell)에 넣고 봉압(confining pressure, $\sigma_2=\sigma_3$)과 축압(axial stress, σ_1)을 가하였다(Figure 3). 처음에는 봉압과 축압을 동시에 가하다가 봉압이 일정 수준에 도달했을 때, 봉압은 일정하게 유지하고 축압만 파괴가 일어날 때까지 증가시켰다. 봉압을 다르게 하며 반복하여 시험을 실시함으로써 각 봉압에 따른 암석의 강도를 측정하였다.

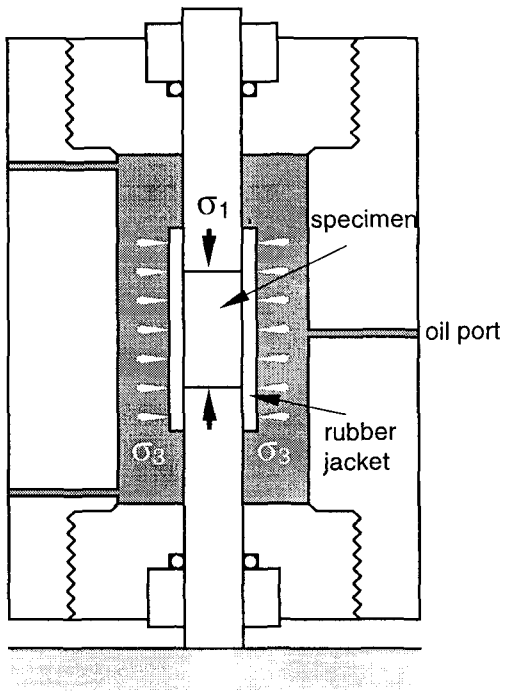

Fig. 3. Schematic of triaxial cell.

시추 시험

정육면체($11\times11\times11cm^3$)의 암석 시료의 각 면에 다축 압축 응력 (polyaxial stress, $\sigma_H \geq \sigma_v > \sigma_h$)을 가한 후 연직 방향으로 시추를 함로써 시추공벽 파쇄가 일어날 수 있는 현장 상황을 실험실 안에서 재현하였다. 서로 다른 수평 주응력(σ_H, σ_h)을 가할 수 있는 2축 가압 장치(Figure 4a)에 정육면체의 암석 시료를 넣고, 이 시료는 로딩 프레임(loading frame)에 설치된 유압 피스톤을 통하여 수직 응력(σ_v)이 가해질 수 있도록 하였다. 모의 현장 응력(σ_H, σ_h, σ_v)이 이 정육면체의 시료에 가해진 후, 상부 압판(upper platen)의 중앙에 수직으로 나있는 구멍을 통해 수직 방향으로 시추가 되었다(Figure 4b). 시추시 3성분의 외압이 서보 조종(servo-control)에 의해 일정하게 유지되었다. σ_h, σ_v, σ_H는 웨스터리 화강암에서 각각 10-50 MPa, 20-120 MPa, 그리고 100-240 MPa 가압되었으며, 베리아 사암에서는 각각 10-50 MPa, 20-60 MPa, 그리고 40-90 MPa 가압되었다. 연직으로 가하여진 응력은 사암에서 약 2.3km까지, 그리고 화강암에서는 약 4.6km까지의 현장 응력을 의미한다. 시추 냉각 용액으로 흐르는 물이 사용되었으며 수압은 없었다. 시험이 진행되는 동안 청음기로 미세단층이 일어날 때 생기는 음향 방출(acoustic emission)을 비롯한 외력의 각 성분, 그리고 시추 깊이가 모두 컴퓨터에 기록되었다. 상기 응력하에서 시추한 대부분의 암석 시료에서 시추공벽 파쇄가 최소 수평 응력 방향에서 발생했으며(Figure 5a와 5b), 이 경우 시추공에 에폭시를 넣어 굳힌 다음 암석 시료를 시추공과 직각 방향으로 5-6개로 얇게 슬라이스를 만들어 각 면(예, Figure 5b)에서 공벽 파쇄의 너비(θ_b)와 깊이(r_b)를 측정하였다(Figure 1b 참조).

공벽 파쇄에 적용될 수 있는 암석 파괴 기준

시추공벽 파쇄에 가장 잘 적용되는 파괴 기준(failure criterion)을 찾기위해 3축 압축 시험의 결과를 모아-쿨롱(Mohr-Coulomb), 나다이(Nadai, 1950), 모기(Mogi, 1971) 파괴 기준의 형태로 나타내었다. 모아-쿨롱 기준은 가장 널리 공통적으로 사용되는 방법으로 τ와 σ의 영역에서 파괴시 응력 상태를 모아원(Mohr circle)으로 표현한 다음 이들의 공통 접선을 구함으로써 얻어질 수 있다. 웨스터리 화강암과 베리아 사암의 모아-쿨롱 기준이 Figure 6a와 6b에 나타나 있으며, 다음과 같은 식으로 표현된다.

웨스터리 화강암: $\tau = 28.6 + 1.53\ \sigma$ (MPa) (5)

베리아 사암 : $\tau = 17.3 + 0.90\ \sigma$ (MPa) (6)

모아-쿨롱 기준이 시추공벽 파쇄를 분석하는 데 사용되어질 수 있는지를 알아보기 위하여 파쇄 경계면의 응력 상태와 비교하였다. 응력 상태를 구하기 가장 쉬운 경계 지점은 파괴면과 시추공면이 만나는 지점(Figure 1b에서 지점 B 또는 B′)이다. 우리는 이미 외력을 알고 있으므로 식 (1)을 이용하여 그 지점[$\theta = \theta_B = (180°-\theta_b)/2$]에서의 응력의 각 성분($\sigma_{rr}$, σ_{zz}, $\sigma_{\theta\theta}$)을 구하였다. 여기에서 σ_{rr}, σ_{zz}, $\sigma_{\theta\theta}$는 각각 σ_3, σ_2, σ_1이다. 이 성분들을 모아-쿨롱 기준과 비교하기 위하여 다시 모아원으로 나타냈다(Figure 7a와 7b). Figure에서 보여지는 바와 같이 두 암석 모두 시추공 파쇄시의 응력 상태가 모아-쿨롱 기준보다 훨씬 크다는 것을 알 수 있다. 그 이유는 모아-쿨롱 기준은 σ_1과 σ_3로만 표현되며 σ_2 효과는 없다는 가정하에 만들어 졌는데, 파괴면에서의 σ_2는 σ_3보다 훨씬 크며 σ_2효과가 존재한다는 것을 시사한다. 실제로 다축 파괴 기준에 따르면 σ_3가 일정하게 주어졌을 때, σ_1의 최고점(peak stress)은 σ_2의 함수로 나타난다(Figure 2 참고).

두 번째로 나다이 파괴 기준을 시도하였다. 나다이 관계식은 응력의 세 성분을 모두 포함하지만 3축 압축 시험으로도 구해질 수 있다(Mogi, 1971). 각각의 암석에 대하여 3축 압축 시험 결과를 식 (3)에 대입하여 회기 분석을 통해 두 암석에 대하여 나다이 파괴 기준을 정하였다. 웨스터리 화강암과 베리아 사암의 나다이 기준이 Figure 8a와 8b에 나타나 있으며, 다음과 같은 식으로 표현된다.

웨스터리 화강암 : $\tau_{oct} = 20.2 + 1.10\ \sigma_{oct}$ (MPa) (7)

베리아 사암 : $\tau_{oct} = 3.3 + \sigma_{oct}^{0.73}$ (MPa) (8)

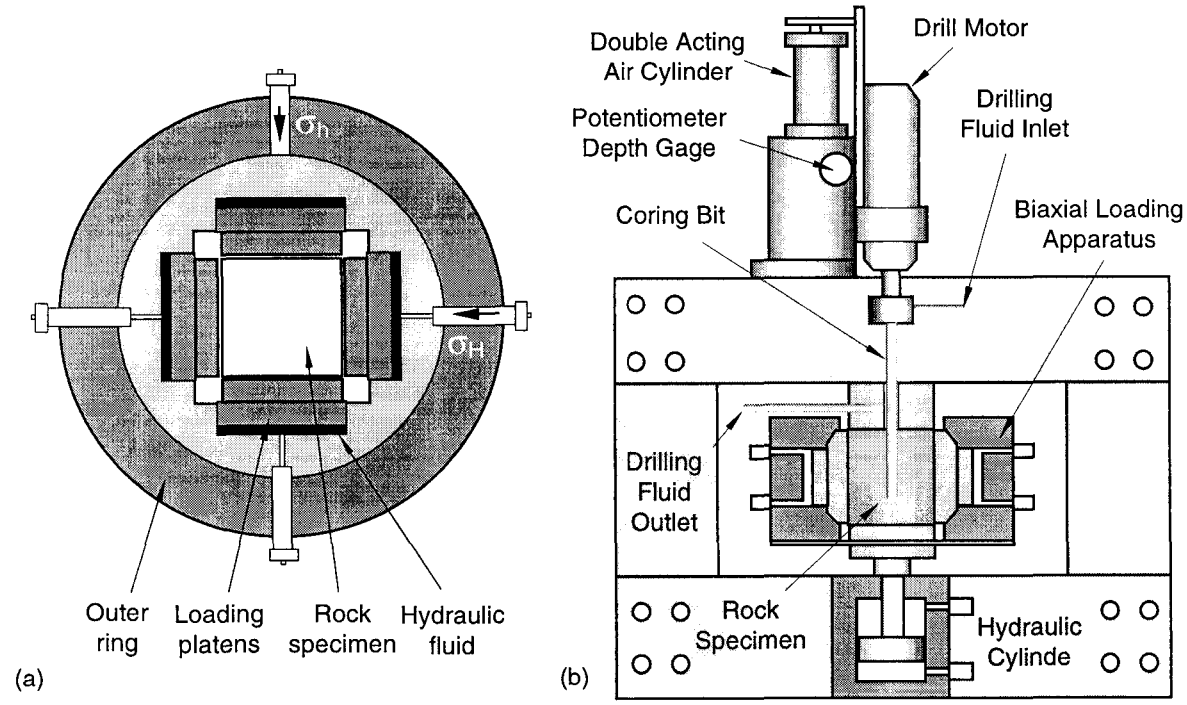

Fig. 4. (a) Schematic of the biaxial loading apparatus used for simulating *in situ* horizontal principal stresses on a cubic rock specimen. (b) Profile of the equipment used for drilling a vertical borehole through a specimen while it is subjected to three different applied principal stresses.

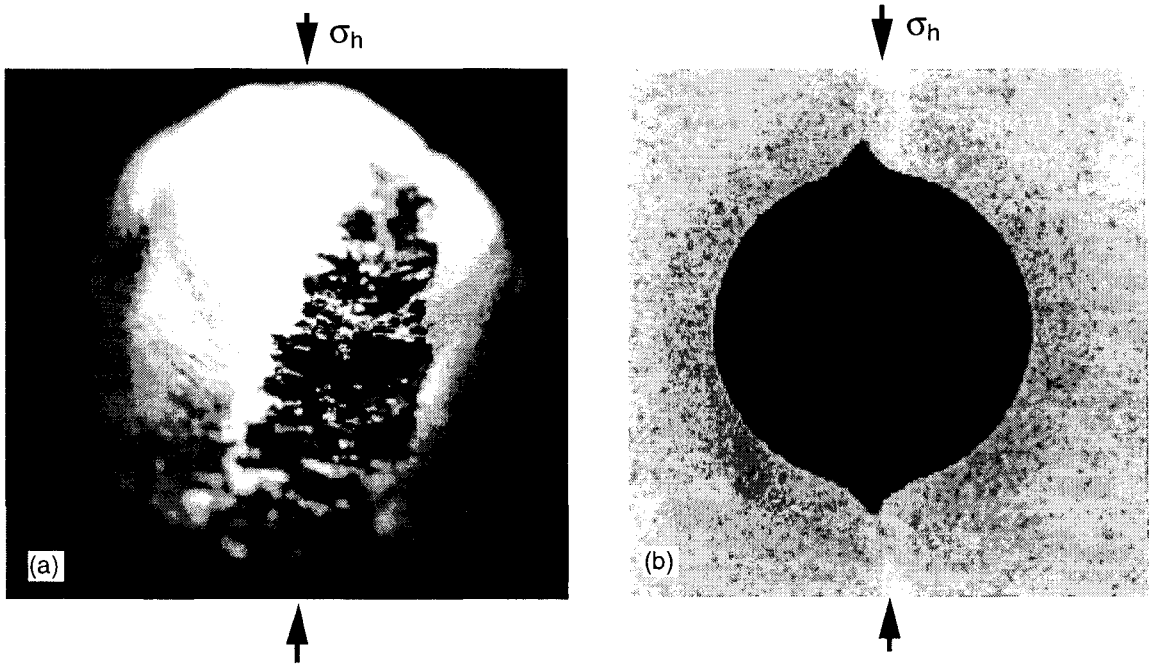

Fig. 5. Typical example of borehole breakouts aligned with the σ_h spring line in (a) Westerly granite and (b) Berea sandstone.

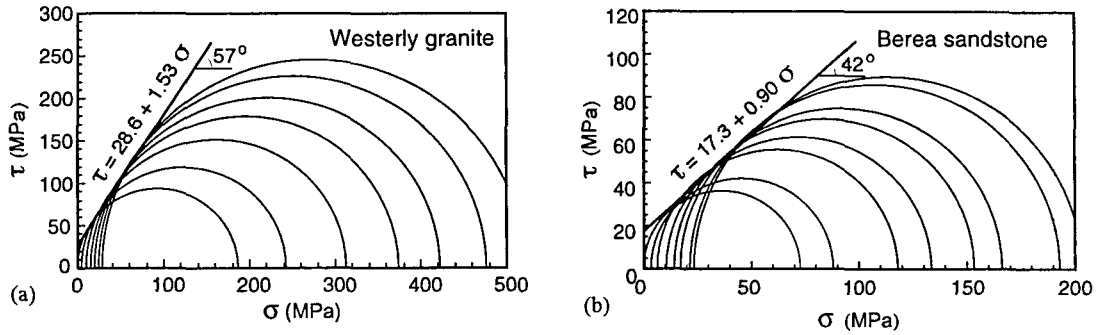

Fig. 6. Results of the triaxial compressive strength tests plotted in the form of Mohr circles, showing the best fitting Mohr-Coulomb criterion in (a) Westerly granite and (b) Berea sandstone.

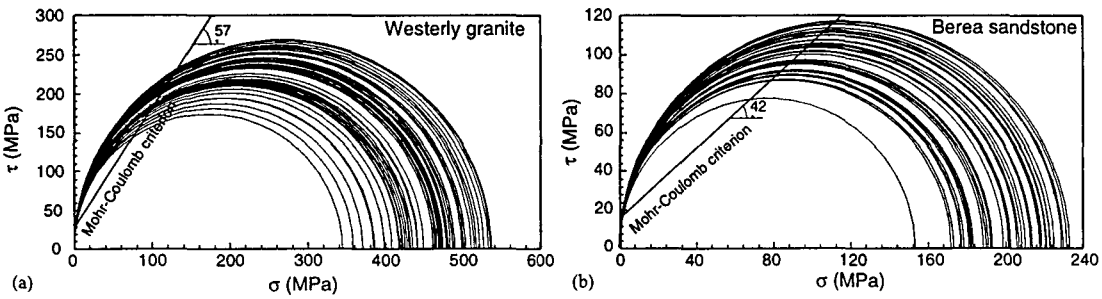

Fig. 7. Mohr-Coulomb failure criterion derived from the triaxial tests (Figure 7), and the critical stress condition at point B on the borehole wall plotted in the form of Mohr circles in (a) Westerly granite and (b) Berea sandstone.

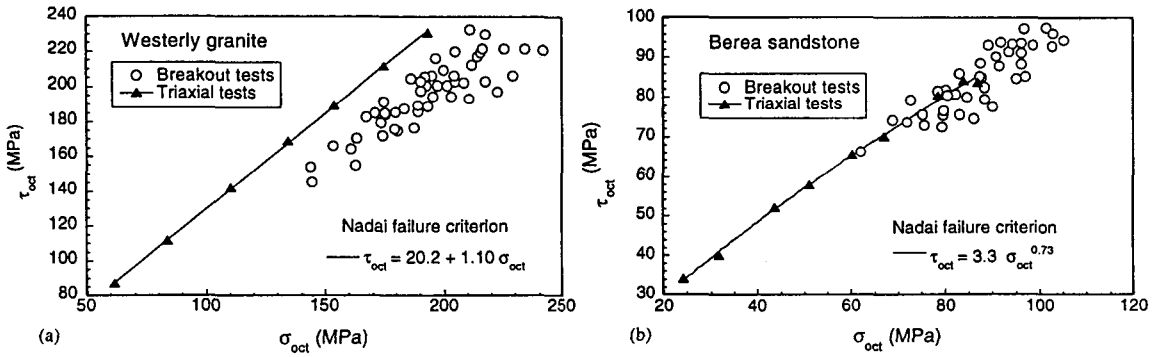

Fig. 8. The Nadai failure criterion derived from our triaxial tests, and the stress condition at point B in terms of the octahedral shear stress τ_{oct} versus the octahedral normal stress σ_{oct} in (a) Westerly granite and (b) Berea sandstone.

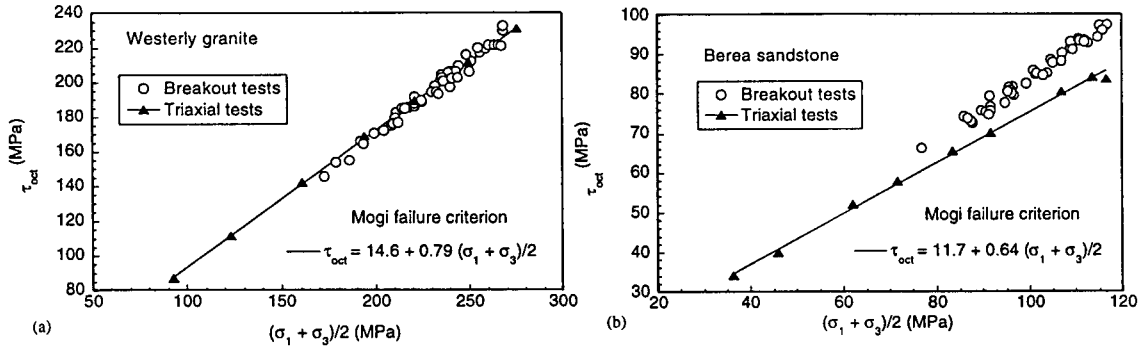

Fig. 9. The Mogi criterion derived from our triaxial tests, and the stress condition at point B in terms of the octahedral shear stress τ_{oct} versus the effective mean stress on planes striking in σ_2 direction in (a) Westerly granite and (b) Berea sandstone.

특기할 사항은 최적 함수가 웨스터리 화강암에서는 일차함수로 나타나는 데 비하여, 베리아 사암에서는 멱함수로 나타난다. 시추공벽 파쇄면에서의 응력 상태(σ_{rr}, σ_{zz}, $\sigma_{\theta\theta}$)를 τ_{oct}과 σ_{oct}로 표현하여 나다이 기준과 비교하였다. Figure 8에서 보이는 바와 같이 베리아 사암의 경우, 시추공벽에서의 응력 상태와 3축 압축 시험 결과가 잘 일치 하지만, 웨스터리 화강암에서는 서로 상이한 결과를 얻었다. 이상의 결과로 나다이 기준은 연암인 베리아 사암에서는 잘 적용되지만 경암인 웨스터리 화강암에서는 잘 맞지 않는 것으로 나타났다.

마지막으로 모기 파괴 기준을 적용하였다. 이 기준은 식 (4)와 같이 표현되며 Mogi(1971)에 의해 주로 경암에서 잘 맞는 것으로 알려져 있다. 나다이 식에서 처럼 3축 압축 시험 결과를 τ_{oct}와 (σ_1 + σ_3)/2로 표현하여 식 (4)에 대입하여 회귀분석으로 모기 파괴 기준을 구하였다. 웨스터리 화강암과 베리아 사암에 대한 결과가 각각 Figure 9a와 9b에 나타나 있으며, 다음과 같은 식으로 표현된다.

웨스터리 화강암 :

$$\tau_{oct} = 14.6 + 0.79\ (\sigma_1 + \sigma_3)/2 \text{ (MPa)} \quad (9)$$

베리아 사암 :

$$\tau_{oct} = 11.7 + 0.64\ (\sigma_1 + \sigma_3)/2 \text{ (MPa)} \quad (10)$$

모기 파괴 기준은 웨스터리 화강암과 베리아 사암 모두 일차함수가 최적함수로 나타났다. 시추공벽 파쇄 시험 결과를 τ_{oct} 대 (σ_1 + σ_3)/2 영역에 놓고 모기 기준과 서로 비교하였다. Figure 9a에서 보이는 바와 같이 웨스터리 화강암에서는 모기 파괴 기준이 공벽 파쇄면에서의 임계 응력 상태와 아주 잘 맞는 것으로 나타났다. 반면 이 기준은 베리아 사암에서는 잘 맞지 않는다(Figure 9b). 지금까지의 결과를 모두 종합하면 나다이 파괴 기준은 연암인 베리아 사암에 잘 적용되고 모기 기준은 경암인 웨스터리 화강암에서 잘 맞는 것으로 보인다.

현장 응력 계산 방법 및 시험 오차

본 연구의 최종 목표는 적당한 암석 파괴 기준을 이용하여 시추공벽 파쇄 크기로부터 현장 응력을 추정하는 방법을 찾는 것이다. 그러나 식 (1)에서 구할 수 있는 정보는 공벽 파쇄의 너비로부터 각좌표($\theta = \theta_B$)뿐이므로 현장 응력 3성분 중 미지수도 오직 하나여야 한다. 앞 절에서 설명되었듯이 연직 현장 응력 (σ_v)은 암반의 하중과 같고 최소 수평 주응력(σ_h)은 릭-오프 시험을 통해 비교적 쉽게 구해질 수 있어, 이 논문에서는 σ_v과 σ_h는 이미 알고 있는 수로 가정하고 최대 수평 응력(σ_H)을 구하는 방법을 제시한다. 식 (7)과 (8)은 σ_H에 대하여 다음과 같이 표현될 수 있다.

베리아 사암 :

$$F_1(\sigma_H) = 3.3 + \sigma_{oct}^{0.73} - \tau_{oct} \text{ (MPa)} \quad (10)$$

웨스터리 화강암 :

$$F_2(\sigma_H) = 14.6 + 0.79\ (\sigma_{\theta\theta} + \sigma_{rr})/2$$

$$- \tau_{oct} \text{ (MPa)} \quad (11)$$

여기에서 τ_{oct}과 σ_{oct}는 $[(\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{rr})^2 + (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2]^{1/2}/3$과 $\sigma_{oct} = (\sigma_{\theta\theta} + \sigma_{zz} + \sigma_{rr})/3$이며 $\sigma_{\theta\theta}$, σ_{zz}, σ_{rr}는 식 (1)을 이용하여 이미 알고 있는 응력 성분 σ_v과 σ_h 및 측정된 θ_B로 표현된다. σ_H는 미지수로써 함수 F_1 및 F_2의 독립 변수이다. F_1 및 F_2와 $dF_1/d\sigma_H$ 및 $dF_2/d\sigma_H$이 상기 방정식의 근에서 연속한다고 가정하고 Newton-Raphson 방법 (Burden and Faires, 1989)으로 비선형 방정식 $F_1(\sigma_H) = 0$과 $F_2(\sigma_H) = 0$의 해를 구함으로써 σ_H를 얻었다.

이번에는 계산된 σ_H와 실험시 실제 가한 σ_H를 비교하여 얼마의 오차가 발생하였는지를 알아보았다. Figure 10a와 10b는 계산된 값과 실제 가한 응력 사이의 차이를 막대그래프로 보여준다. 각 그래프에서 보여주는 것처럼 오차가 커질수록 실험의 횟수가 줄어드는 것을 볼 수 있으며 오차의 평균은 웨스터리 화강암에서 50회의 실험으로부터 약 14%, 베리아 사암에서 40회의 실험으로부터 약 11%로 나타났다. 이 결과는 적당한 암석 파괴 기준을 이용하면 시추공벽 파쇄의 규모를 가지고 현장 응력 성분 중 하나를 비교적 정확하게 추정할 수 있음을 시사한다. 적당한 파괴 기준은 실험을 통하여 얻어진 다축 암석 강도이어야 하며 본 연구에 의하면 연암에서는 나다이 기준, 경암에서는 모기 파괴 기준이 적용될 수 있다고 판단된다. Mogi(1971)의 이론에 따르면, 이는 경암의 시추공벽 파괴는 암석의 파괴점에서 일어나며, 연암에서는 항복점에서 일어나는 것으로 보인다. 이번 실험을 통하여 모아-쿨롱 파괴 기준은 σ_2가 σ_3와 같을 경우에서만 적용되는 것으로 밝혀졌다.

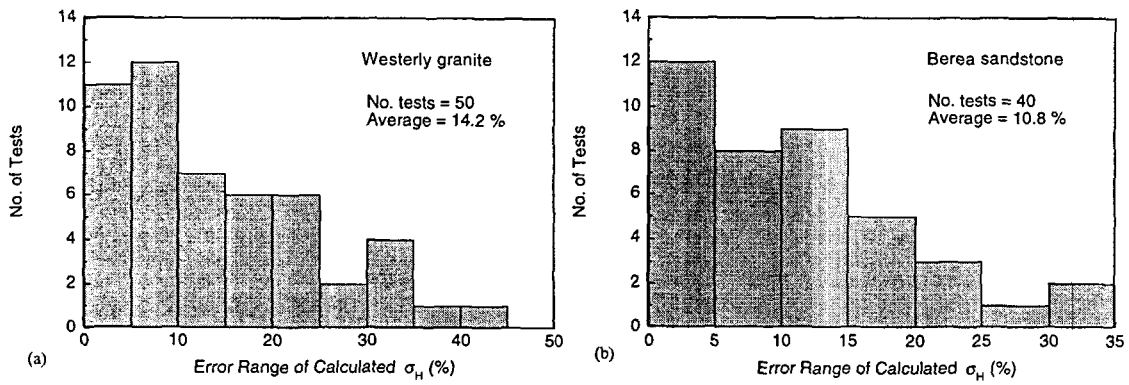

Fig. 10. Average errors in each of our tests between the applied and the estimated σ_H. in (a) Westerly granite and (b) Berea sandstone.

결 론

본 연구의 결론은 다음과 같다.

(1) 모아-쿨롱 파괴 기준은 3축 압축 상태에서만 적용되며 시추공벽 파쇄 분석에는 적당하지 않다.

(2) 시추공벽 파쇄에 적용될 수 있는 파괴 기준으로써 연암인 베리아 사암에는 나다이 파괴 기준이, 그리고 경암인 웨스터리 화강암에는 모기 기준이 적당하다.

(3) 적당한 암석 파괴 기준을 이용하면 시추공벽 파쇄의 규모를 가지고 현장 응력 성분 중 하나를 비교적 정확하게 추정할 수 있다.

(4) 이러한 파괴 기준은 시추공벽 파쇄의 파괴기구와 밀접한 관계가 있는 것으로 판단된다.

사 사

모든 실험은 미국 NSF(National Science Foundation)의 지원(Grant No. EAR-9405836)으로 위스콘신 주립대 암석역학 실험실에서 이루어 졌으며, 본 연구를 지도하여 주고 한국 학회지에 기고

를 허락하여 준 위스콘신 주립대의 Haimson 교수와 한글 번역에 도움을 준 부경대학교의 정상용 교수에게 심심한 감사를 드린다.

참 고 문 헌

Barton, C.A., 1988, *Development of in situ stress measurement techniques for deep drillholes*. Ph.D. Dissertation, Stanford University, Palo Alto.

Barton, C.A., Zoback, M.D., and K.L. Burns, 1988, In-situ stress orientation and magnitude at the Fenton geothermal site, New Mexico, determined from wellbore breakouts. *Geophys. Res. Let.* **15**, 467-470.

Bell, J.S. and D.I. Gough, 1979, Northeast-southwest compressive stress in Alberta: Evidence from oil wells. *Earth and Planet. Sci. Let.* **45**, 475-482.

Burden, R.L. and J.D. Faires, 1989, *Numerical Analysis*, 4th ed., PWS-KENT Publishing Company, Boston, pp 729.

Haimson, B.C. and C.G. Herrick, 1985, In situ stress evaluation borehole breakouts - Experimental studies. *Research and Engineering Applications in Rock Masses, Proc. 26th U.S. Symp. on Rock Mech.* Rapid City. 1207-1218. A.A. Balkema, Rotterdam.

Haimson, B.C. and C.G. Herrick, 1986, Borehole breakouts - A new tool for estimating in situ stress? *Rock Stress and Rock Stress Measurement, Proc. Int. Sump.* (O. Stephansson, Ed.), 271-281, Stockholm, Centek Pub., Lulea.

Haimson, B.C. and C.G. Herrick, 1989, Borehole breakouts and in situ stress. *Drilling Symposium 1989, 12th Ann. Energy-Sources Tech. Conf. and Exhibit* (J.C. Rowley, Ed.), 17-22. Houston, Am. Soc. Mech. Eng., New York.

Haimson, B.C. and I. Song, 1993, Laboratory study of borehole breakouts in Cordova Cream: A case of shear failure. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.* **30**, 1047-1056.

Haimson, B.C. and I. Song, 1998a, Mechanics of Rock Fracturing around Boreholes, *Mechanics of Jointed and Faulted Rock*, Rossmanith (Ed.), 325-330, A.A. Balkema, Rotterdam.

Haimson, B.C and I. Song, 1998b, Borehole Breakouts in Berea Sandstone: Two Porosity -Dependent Distinct Shapes and Mechanisms of Formation, *SPE/ISRM*, 229-238.

Handin, J. Heard, H.C. and J.N. Magouirk, 1967, Effect of the intermediate principal stress on the failure of limestone, dolomite, and glass at different temperature and strain rate. *J. Geophys. Res.* **72**, 611-640.

Herrick, C.G. and B.C. Haimson, 1994, Modeling of episodic failure leading to borehole breakouts in Alabama limestone. *Rock Mechanics: Models and Measurements* (P. Nelson and S. Laubach, Eds), Austin, Balkema, Rotterdam, 217-224.

Krech, W.W., Henderson, F.A. and K.E. Hjelmstad, 1974, *A Standard Rock Suite for Rapid Excavation Research*. Report of Investigations 7865, United States Dept. the Interior, Bureau of Mines, pp 29.

Lee, M.Y. and B.C. Haimson, 1993, Laboratory study of borehole breakouts in Lac du Bonnet granite: A case of extensile failure mechanism. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.* **30**, 1839-1845.

Mastin, L.G., 1984, *Development of Borehole Breakouts in Sandstone*. M.S. thesis, Stanford University, Palo Alto.

Mogi, K., 1967 Effect of the intermediate principal stress on rock. *J. Geophys. Res.* **72**, 5117-5131.

Mogi, K., 1971, Fracture and flow of rocks under high triaxial compression. *J. Geophys. Res.* **76**, 1255-1269.

Moos, D. and M.D. Zoback, 1990, Utilization of

observations of well bore breakouts to constrain the orientation and magnitude of crustal stresses: Application to continental, Deep Sea Drilling Project, and Ocean Drilling Program boreholes. *J. Geophys. Res.* **95**, 9305-9325.

Murrell, S.A.F., 1965, The effect of triaxial stress system on the strength of rocks at atmospheric temperature. *Geophys. J. R. astr. Soc.* **10**, 231-281.

Nadai, A., 1950, *Theory of Flow and Fracture of Solids*, Vol. 1, 2nd Ed., McGraw-Hill, New York, pp 572.

Vernik, L. and M.D. Zoback, 1992, Estimation of maximum horizontal principal stress magnitude from stress-induced well bore breakouts in the Cajon Pass scientific research borehole. *J. Geophys. Res.* **97**, 5109-5119.

Vernik, L., Zoback, M.D., and M. Brudy, 1992, Methodology and application of the wellbore breakout analysis in estimating the maximum horizontal stress magnitude in the KTB pilot hole. *Scientific Drilling* **3**, 161-169.

Wiebols, G.A. and N.G.W. Cook, 1968, An energy criterion for the strength of rock in polyaxial compression. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* **5**, 529-549.

Zoback, M.D., D. Moos, L. Mastin, and R.N. Anderson, 1985, Well-bore breakouts and in situ stress. *J. Geophys. Res.* **90**, 5523-5538.

Zoback, M.L., 1992, First- and second-order patterns of stress in the lithosphere: The world stress map project. *J. Geophys. Res.* **97**, 11703-11728.

Zoback, M.L. and 28 others, 1989, Global patterns of tectonic stress. *Nature* **341**, 291-298.

송인선
위스콘신 주립대학 지질공학 프로그램
1509 University Ave., Madison, WI 53706, USA
Tel: 608-265-3021
Fax: 608-262-8353
e-mail: insunsong@facstaff.wisc.edu