

1. 서론

터널발파 굴착으로 인하여 굴착면 주위 암반에 손상이 발생하는 것은 일반적인 현상이다. 발파에서 암반손상(rock damage), 파쇄(rock fragmentation)는 응력파(stress wave)에 의한 충격하중(impulsive loading)과 가스압력으로 인하여 발생한다. 실제 발파에서 응력파 충격하중과 가스압력은 서로 조합하여 발생하지만 응력파 영향과 가스압력 영향을 각각 독립적으로 모델링하여 대부분 연구가 시행되어 왔다. 따라서 이 연구에서도 응력파에 의한 발파손상만을 연구하였다. Yang 등(1996)은 발파하중의 암반손상에 대한 구성모델을 제안하였으며 발파손상 구성모델에서 암반 취성파괴는 신장 변형률(extensional strain)에 의해 지배받는다고 가정하였다. 손상모델을 검증하기 위하여 많은 현장시험을 시행하였으며 모델 예측결과가 시험결과와 잘 일치함을 확인하였다. 또한 손상모델을 이용하여 암반손상 정도에 따른 암반강성 변화를 예측하였다. Liu와 Katsabanis(1997)는 발파하중에 의한 암반손상 정도를 예측하는 구성모델과 암 파쇄도 분포(rock fragment size distribution)를 예측하는 모델을 제안하였다. 제안된 모델은 연속체 손상역학(continuum damage mechanics)과 통계적 파괴역학(statistical fracture mechanics)에 기초하였다. 암반손상은 균열밀도함수(crack density function)를 시간에 대하여 적분하여 얻는 파괴확률로서 정의하였다. 제안된 모델은 현장시험결과와 비교하여 보정함으로서 모델 분석결과와 시험결과가 잘 일치할 수 있도록 하였다. 이 연구는 Yang, Liu 등이 제안한 발파손상 모델에 기초하여 발파하중에 따른 암반손상 정도를 분석하였다.

응력파에 의한 발파손상 과정은 연속체 손상역학에 의해 나타낼 수 있으며 암반같은 취성재료(brittle material)의 파괴는 기존(pre-existing)의 균열(cracks), 결손(defects), 흠집(defects)등 불연속면(discontinuities)에서 시작된다. 암반에 발파 동적하중이 작용하면 균열, 결손, 흠집등이 생성되고 성장하여 암반강성이 감소되거나 암반파괴가 발생한다. 따라서 터널발파에서 굴착면 주위에 암반손상이 발생되고 암반강성 감소, 파괴기준 변화가 발생한다. Ma 등(1998)은 Druker-Prager 파괴기준과 등방 연속체 손상모델을 이용하여 발파하중 작용시 암반거동을 모델링하는 방안을 제안하였다. 또한 제안된 모델을 사용하여 발파하중에 의한 암반손상영역, 소성영역, 암반거동 등을 예측하였다. Hoek 등(2002)은 많은 경험에 근거하여 응

력이완이나 발파에 의해 손상된 암반의 Hoek-Brown 파괴기준을 제안하였다. 하지만 Hoek-Brown 파괴기준 상수 m_b, s, a 를 단순히 많은 경험에 기초하여 제안하였기 때문에 변형계수 E , 지질강도지수 GSI, m_b, s, a 등 공학적 특성치들 사이의 상호관계를 고려하지 못하였다. 즉 손상된 암반의 E, m_b, s, a 를 손상상수 D_{Hoek} 와 손상되지 않은 원 암반 GSI 의 함수관계로 정의하였다. 하지만 손상된 암반의 공학적 특성치는 손상된 암반의 공학적 특성치들 사이의 관계로 정의하는 것이 바람직하다. 따라서 이 연구는 $E_d, GSI_d, m_{bd}, s_d, a_d$ 등 손상된 암반의 공학적 특성치들 사이의 상호관계를 이용하여 손상된 암반의 Hoek-Brown 파괴기준을 제안하였다.

발파손상으로 암반강성이 감소하고 파괴기준이 변화하면 터널안정성이 영향을 받게된다. 즉 암반손상 결과를 적용하여 터널안정성을 해석하면 터널 변위량, 소성영역 범위, 이완하중 크기 등이 증가하게 된다. 이 연구는 암반손상 영향을 평가하기 위하여 암반손상을 고려한 해석과 고려하지 않은 해석을 시행하여 비교분석하였다. 또한 암반손상이 단기적 혹은 장기적 안정성에 미치는 영향을 분석함으로써 발파설계 결과를 터널설계에 반영하는 방안을 제안하였다.

2. 발파하중에 의한 암반손상 이론

2.1 발파로 인한 암반 파괴와 손상

발파로 인한 암반의 손상영역은 공학적 특성상 파괴영역, 손상영역, 교란영역으로 구분할 수 있다. 파괴영역은 암반 블록이 암반에서 완전히 분리된 영역이고, 손상영역은 암반의 미소파괴로 인하여 변형계수 감소, 투수계수 증가 등 암반특성이 완전히 변화하는 영역이다. 교란영역은 응력재분배 등 응력상태가 변화하는 영역으로 암반특성 변화가 크지 않아서 암반특성이 원상태를 유지하는 영역이다.

Whittaker 등(1992)은 화약 폭핑에 의한 발파공 주위의 암반손상 영역을 그림 1과 같이 분쇄환(crushed annulus), 파석대(fracture zone), 균열대(fragment formation zone)로 구분하였다. 화약은 기폭 직후 극히 짧은 시간 동안에 수만 기압이상의 높은 압력에 의한 충격파와 고온·고압의 가스를 발생시킨다. 충격파는 암반에 반경방향의 매우 큰 압축응력을 발생시켜서 파괴 및 소성변형을 나타내는 분쇄환(crushed annulus)을 형성한다. 분

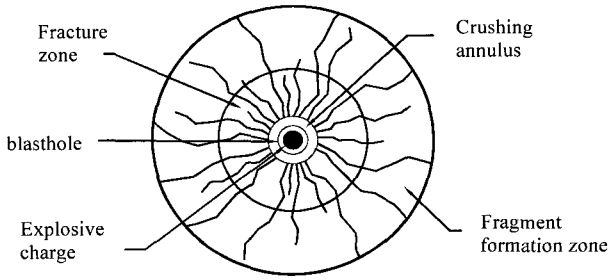


그림 1. 발파공 주위의 암반의 손상영역

쇄한 외곽영역에서 충격파는 응력파(탄성파 혹은 소성파)로 변화하여 암반내에 전파된다. 응력파는 전파되면서 암반내에 압축응력과 인장응력을 발생시킨다. 일반적으로 암반의 인장항복강도는 압축항복강도보다 상당히 작아서 발생한 인장응력은 인장항복강도를 초과함으로써 반경방향 인장균열이 크게 성장하거나 발생하게 된다. 또한 충격파 이후에 발생하는 가스압력이 균열속에 침투하여 균열을 성장시킴으로 발파공 주위의 암반은 여러개 블록으로 파괴되는 파석대(fracture zone)를 형성한다. 화약 가스압력은 폭굉기간보다 오랜 기간동안 높게 유지되고 균열속에 침투하여 균열전파 및 성장을 촉진시켜 발파효과를 증진시킨다. 이런 균열들은 서로 중첩되거나 다른 발파공의 균열과 만나고 자유면을 만나게 되어 다양한 크기의 블록으로 파쇄된다.

2.2 확률론적 손상변수를 이용한 암반손상의 정량화

Liu와 Katsabanis(1997)가 제시한 체적변형률, 균열밀도함수를 이용한 연속체 손상모델을 사용하여 발파로 인한 암반손상 정도를 정량화하고 손상영역의 범위를 구한다. 연속체 역학과 통계적 파괴역학에 근거하여 Liu 등은 등방 균질의 연속체 암반에 대하여 연속체 손상모델을 제시하였다. 연속체 손상모델은 균열밀도함수를 시간에 대하여 적분함으로써 얻어지는 파괴확률로 손상을 정의한다. 연속체 역학개념에서 어떤 응력을 받는 등방성 재료는 체적변형이 유발되며 체적변형률 θ 는 체적변형계수 K 와 하중 P 의 함수로서 식 (1)과 같이 정의된다.

$$\theta = \frac{P}{3K} \quad (1)$$

체적변형률 θ 는 미세균열이 성장하여 손상에 기여하는 여부를 결정하는 변수이다. 손상기여 여부는 식 (2)

와 같이 정의되는 한계 체적변형률 θ_c 를 기준하여 판단된다. 즉 체적변형률이 한계 체적변형률을 초과하지 않으면 작용된 인장응력에 대해 안정한 상태를 유지하고, 초과하는 경우에는 미세균열이 성장하여 체적변형률의 크기에 따라 손상된다.

$$\theta_c = \frac{1-2\nu}{E} S_c \quad (2)$$

여기서 ν , S_c , E 는 각각 포아송 비, 정적 항복강도, 탄성계수이다. 발파하중 같은 동적하중은 항복강도를 초과해도 충분한 시간동안 하중이 작용하지 않으면 암반이 파괴되지 않는다. 동적 암반손상은 작용응력과 시간의 함수이고 균열밀도함수 C_d 는 체적변형률과 응력 작용 시간 t 에 대해 식 (3)과 같이 쓸 수 있다. 균열밀도함수 C_d 는 체적당 균열 개수이다.

$$C_d = a(\theta - \theta_c)^\beta t \quad (3)$$

여기서 a 와 β 는 재료 상수이다. 체적변형률은 시간에 따라 변하므로 식 (3)을 미분형태로 표시하면 식 (4)와 같고 이를 다시 시간에 대해 적분하면 식 (5)와 같다.

$$dC_d = a\beta(\theta - \theta_c)^{\beta-1} t d\theta + a(\theta - \theta_c)^\beta dt \quad (4)$$

$$C_d = \int a\beta(\theta - \theta_c)^{\beta-1} t d\theta + \int a(\theta - \theta_c)^\beta dt \quad (5)$$

여기서 $\dot{\theta}$ 는 시간에 대한 체적변형률 변화율(volumetric strain rate)로서 식 (6)과 같다.

$$\dot{\theta} = \frac{d\theta}{dt} \quad (6)$$

암반의 균열밀도가 암반강성에 미치는 영향을 정량화하기 위하여 통계적 파괴역학 개념에서 식 (7)과 같은 파괴확률(the probability of fracture) p_f 를 사용한다.

$$p_f = 1 - e^{-C_d V_0} \quad (7)$$

여기서 V_0 는 단위체적이다. 파괴확률은 0(zero)과 1 사이 값이며 균열밀도가 0이면 파괴확률도 0이고 균열밀도가 매우 크면 파괴확률은 1이 된다. 즉 파괴확률은 미세균열로 인한 손상정도를 나타낸다. 따라서 파괴확률은 식 (8)과 같이 손상변수 D 와 동일한 개념으로 사용할 수 있다. 발파하중으로 인해 발생하는 미세균열이 암반강성에 미치는 영향은 식 (9)와 같이 쓸 수 있다.

$$D = p_f = 1 - e^{-C_d V_0} \quad (8)$$

$$E_d = E(1 - D) \quad , \quad G_d = G(1 - D) \quad (9)$$

여기서, E_d , G_d 는 각각 손상된 암반의 탄성변형계수와 전단변형계수이다. 암반이 파괴되기 시작하는 시점의 손상변수를 D_{min} 이라 정의한다. Shockey 등(1974)에 의하면 단위체적에 암반파괴를 일으키는 한 개의 균열이 있을 때 D_{min} 은 0.632이고 Grady와 Kipp(1980)는 시험결과와 수치해석결과를 비교하여 D_{min} 을 0.2로 제안하였다. Yang 등(1993)은 0.22를 제안하였고 Throne 등(1990)은 0.693을 제안하였다. 따라서 손상변수 D_{min} 는 모든 암반에 일률적으로 적용하기는 곤란하고 현장조건, 암반변형 특성을 고려하여 적용하여야 한다.

3. 발파하중과 동적 암반거동 특성

3.1 발파하중

발파 수치해석시 입력하는 발파하중은 화약폭발로 인한 폭굉압력이 발파공벽에 작용하여 암반내에 전파되는 압력을 사용한다. 밀장전조건에서 발파공벽에 작용하는 발파하중 크기는 화약과 암반 경계면의 입자속도에 대한 적합조건, 질량보존법칙, 운동량보존법칙을 적용하여 식 (10), (11)과 같이 구할 수 있고 두식을 연립하여 풀면 구할 수 있다(Kim, 2001). 충격파 전파속도 c_s 는 충격하중을 받는 암반에 대한 Hugoniot 관계식으로부터 식 (12)와 같이 산정한다(Marsh, 1980).

$$u_x = \frac{D}{\gamma + 1} \left[1 + \frac{2\gamma}{\gamma - 1} \left(1 - \left(\frac{p_x}{p_m} \right)^{\frac{\gamma - 1}{2\gamma}} \right) \right] \quad (10)$$

$$p_x = \rho_{ro} \cdot u_x \cdot c_s \quad (11)$$

$$c_s = c + K u_x \quad (12)$$

여기서, u_x , c_s , p_x , p_m , ρ_{ro} 는 각각 발파공벽 내 충격파 입자속도, 충격파 전파속도, 발파공벽의 발파압력, 발파공내 평균 발파압력, 암반 초기밀도이고, c , K 는 각각 충격파 속도와 입자속도에 대한 암반 비례상수이며 실험으로 결정되는 암반 특성치이다.

디커플링(decoupling) 장전조건은 화약과 암반 사이에 빈 공간이 있고 화약 폭발시 빈 공간만큼 폭굉압력 작용체적이 증가하여 폭굉압력이 감소한다. 발파공벽의 발파하중은 일반적으로 가스팽창압력 p_g 와 같으며 크기는 Abel-Noveli가 제안한 상태방정식으로부터 식 (13)과

같이 구할 수 있다(윤지선, 1993).

$$p_x \cong p_g = \frac{f \cdot L}{V - aL} = \frac{f}{(D_I)^2 \cdot (1/\rho_0) - a} \quad (13)$$

$$a = \frac{1.5}{1.26 + 1.33\rho_0} \quad (14)$$

여기서, f , L , a , V , D_I 는 각각 화약의 비에너지, 장약량, 코볼륨(covolume), 발파공 부피, 디커플링 지수이다.

3.2 발파하중 작용시 암반거동 특성

발파하중과 같은 동적하중 작용 시 재료강도는 정적강도와 다르다. 즉 동적하중이 재료의 정적 항복강도를 초과해도 항복이나 파괴에 도달하지 않는 경우가 있다. 또한 항복강도를 초과해도 동적하중의 작용시간이 충분하지 못하면 항복이나 파괴에 도달하지 못한다.

Zhao(2000)는 Bukit Timah 화강암에 대하여 많은 동적시험을 시행하여 분석한 결과 식 (15)와 같은 Hoek-Brown 파괴기준을 제안하였으며 하중재하율이 증가함에 따라 동적 파괴강도가 증가하였다.

$$\sigma_{1d} = \sigma_3 + \sigma_{cd} (m \sigma_3 / \sigma_{cd} + 1.0)^{0.5} \quad (15)$$

여기서, σ_{1d} , σ_3 , m 는 동적 최대 주응력, 최소 주응력, Hoek-Brown 파괴기준 상수이다. σ_{cd} 는 동적 일축압축강도이며 식 (16)과 같다. 하중재하율이 증가할수록 동적 일축압축강도는 증가경향을 나타낸다.

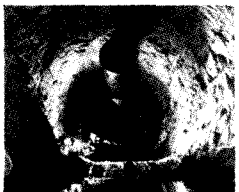

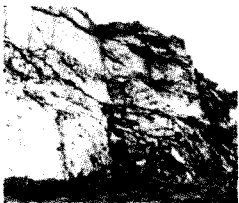
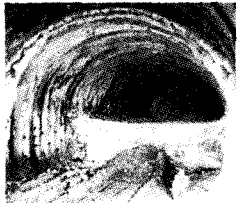


$$\sigma_{cd} = A \log(\dot{\sigma}_{cd} / \dot{\sigma}_c) + \sigma_c \quad (16)$$

여기서, $\dot{\sigma}_{cd}$, σ_c , A 는 각각 동적 하중재하율(MPa/s), 의사정적 하중의 일축압축강도(MPa), 재료상수이고 $\dot{\sigma}_c$ 는 의사정적 하중재하율(quasi-static loading rate)로서 개략 5×10^{-2} MPa/s 정도이다.

4. 손상 암반의 Hoek-Brown 파괴기준

Hoek(2002)은 터널굴착시 발파나 응력해방에 의하여 굴착면 주위 암반이 손상을 받게 되며 손상정도를 손상상수 D_{Hoek} 로 나타내었다. 손상상수 D_{Hoek} 는 0(zero)부터 1까지 변화하며 굴착되지 않은, 즉 손상이 없는 원 암반은 0(zero)이고 손상이 매우 심한 암반은 1이다. 또한 많은 현장경험과 조사를 수행하여 손상상수 D_{Hoek} 를 표 1

표 1. 굴착방법 및 현장조건에 따른 손상상수 D_{Hoek} (제한값)

현장암반 사진	암반조건과 손상상수 D_{Hoek}		현장암반 사진	암반조건과 손상상수 D_{Hoek}	
	<ul style="list-style-type: none"> 제어발파로 양호한 암반 TBM굴착으로 거의 손상되지 않은 암반 			<ul style="list-style-type: none"> 경암반을 대발파하여 손상이 매우 심한 암반(주변 손상범위 2 - 3m) 	
		$D_{Hoek}=0$			$D_{Hoek}=0.8$
	<ul style="list-style-type: none"> 사면굴착에서 소규모 제어발파와 응력해방으로 중간정도 손상된 암반 			<ul style="list-style-type: none"> 연약한 암반에서 가인버트 미설치로 굴착바닥면의 허빙 혹은 손상이 있는 암반 	
	양호한 발파	$D_{Hoek}=0.7$			$D_{Hoek}=0.5$
	불량한 발파	$D_{Hoek}=1.0$			
	<ul style="list-style-type: none"> 대규모 노천광산 사면에서 대발파와 응력해방으로 매우 손상이 심한 암반 			<ul style="list-style-type: none"> 연약한 암반의 노천광산에서 리퍼, 불도저 등 기계굴착으로 손상이 다소 적은 암반 	
		$D_{Hoek}=1.0$			$D_{Hoek}=0.7$

과 같이 정량화하였다. 암반이 손상을 받게 되면 내부적으로 입자의 손실, 연결고리 결손 등이 발생하고 외부적으로 블록 파괴나 깨짐 등이 발생한다. 이런 결과로 인하여 암반의 내부마찰각 감소, 점착력 감소, 변형계수 감소, 파괴기준 변화 등 암반특성이 변화한다. 손상상수 D_{Hoek} 은 식 (8)과 같이 손상역학에서 사용되는 손상변수 D 와 다른 개념이다.

터널 안정성 해석에 사용되는 굴착되기전 암반, 즉 손상이 없는 암반의 Hoek-Brown 파괴기준식은 식 (17)과 같다.

$$\sigma_{1f} = \sigma_3 + \sigma_c \left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_c} + s \right)^a \quad (17)$$

여기서, σ_c 는 암석의 일축압축강도이고 m_b, s, a 는 암반 종류와 불연속면 발달정도에 따른 상수들이다. 이들 상수는 지질강도지수(Geological Strength Index)를 이용하여 나타내면 표 2와 같다.

표 2. Hoek-Brown 파괴기준의 상수 m_b, s, a

m_b	s		a	
	$GSI > 25$	$GSI \leq 25$	$GSI > 25$	$GSI \leq 25$
$m_b = m_i \exp\left(\frac{GSI-100}{28}\right)$	$s = \exp\left(\frac{GSI-100}{9}\right)$	0	0.5	$a = 0.65 - \frac{GSI}{200}$

4.1 손상역학의 손상변수 D 개념을 이용한 손상암반 Hoek-Brown 파괴기준

Serafim과 Pereira(1983)는 댐기초 암반의 역해석을 수행하여 현장 변형계수(in-situ deformation modulus)와 Bieniawski RMR 분류법의 관계식을 제안했다. 지질강도지수 GSI 와 RMR 의 관계는 식 (18)과 같고 암반 변형계수 E_m 과 지질강도지수 GSI 의 관계를 나타내면 식 (19)와 같다(단, $\sigma_c < 100MPa, GSI > 25$ 인 경우). 식 (19)를 이용하여 지질강도지수 GSI 를 구하면 식 (20)과 같다.

$$GSI = RMR_{89} - 5 \quad (8)$$

$$E_m = \sqrt{\frac{\sigma_c}{100}} \cdot 10^{\left(\frac{GSI-10}{40}\right)} = \sqrt{\frac{\sigma_c}{100}} \cdot 10^{\left(\frac{RMR_{89}-15}{40}\right)} \quad (19)$$

$$GSI = 40 \log\left(E_m \sqrt{\frac{100}{\sigma_c}}\right) + 10 \quad (20)$$

여기서 E_m, σ_c 는 각각 암반 변형계수[GPa], 암석의 일축 압축강도[MPa]이다.

터널굴착으로 손상된 암반의 지질강도지수 GSI_d 는 굴착되지 않은 암반, 즉 손상이 없는 암반의 지질강도지수 GSI 와 다르다. 식 (20)에서 σ_c 는 신선한 암석의 일축 압축강도이며 지질강도지수는 변형계수의 함수가 된다. 손상역학에서 손상된 암반의 변형계수는 식 (9)와 같이 나타낼 수 있고 식 (9)를 식 (20)에 대입하여 손상된 암반의 지질강도지수 GSI_d 를 식 (21)과 같이 구할 수 있다. 따라서 GSI_d 를 표 2에 대입하여 손상된 암반의 Hoek-Brown 파괴기준 상수 m_{bd} , s_d , a_d 를 구하면 손상암반의 수정 Hoek-Brown 파괴기준을 얻을 수 있다. 이 연구는 손상역학의 손상변수를 이용한 손상된 암반의 수정 Hoek-Brown 파괴기준을 적용하였다.

$$GSI_d = 40 \log \left(E(1-D) \sqrt{\frac{100}{\sigma_c}} \right) + 10 \quad (21)$$

4.2 Hoek이 제안한 손상상수 D_{Hoek} 개념을 이용한 손상 암반 Hoek-Brown 파괴기준

Hoek 등(2002)은 많은 현장 경험과 조사 결과로부터 손상암반의 Hoek-Brown 파괴기준의 상수 m_{bd} , s_d , a_d 를 각각 식 (22), (23), (24)와 같이 제안하였다. 또한 손상암반의 변형계수 E_d 를 식 (25)와 같이 제안하였다. Hoek 제안식의 GSI 는 손상되지 않은 암반, 즉 원 암반상태의 값이다. 만약 $GSI=GSI_d$ 로 가정하면 식 (21)와 (25)로부터 $D_{Hoek}=2D$ 을 얻는다. 암반이 손상을 입게되면 원상태의 GSI 가 GSI_d 로 변화하므로 손상된 암반의 파괴기준은 다음 제안식보다는 식 (21)에 제시한 GSI_d 를 적용하여 산출하는 것이 바람직하다고 사료된다.

$$m_{bd} = m_i \exp \left(\frac{GSI - 100}{28 - 14D_{Hoek}} \right) \quad (22)$$

$$s_d = \exp \left(\frac{GSI - 100}{9 - 3D_{Hoek}} \right) \quad (23)$$

$$a_d = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} (e^{-GSI/15} - e^{-20/3}) \quad (24)$$

$$E_d = \left(1 - \frac{D_{Hoek}}{2} \right) \sqrt{\frac{\sigma_c}{100}} \cdot 10^{\left(\frac{GSI - 10}{40} \right)} \quad (25)$$

5. 발파에 의한 암반손상 해석

5.1 암반발파 해석모델링

터널굴착의 발파는 봉상화약의 기폭 시 발생하는 충격파에너지와 폭굉가스압이 암반블록을 분리하는 과정으

로서 3차원 암반거동이다. 하지만 화약직경이 발파공 길이나 자유면으로부터 거리에 비하여 매우 작고 화약의 폭굉속도가 매우 빨라서 화약전체 길이에서 동시에 폭굉이 된다고 전제할 수 있으므로 평면 변형률 조건인 2차원 해석이 가능하다(Whittaker 등, 1992). 또한 3차원 해석은 요소 수의 증가로 많은 계산시간이 필요하므로 유사한 결과를 얻을 수 있는 평면변형률 조건의 2차원 동적해석을 시행하였다.

실제 터널발파는 심발공, 확대공, 외곽공, 바닥공의 순서로 지연시간을 가지고 발파되므로 전단면을 해석할 경우 많은 계산시간이 필요하다. 이 연구 목적인 외곽공 주위의 암반손상을 연구하기 위해서 많은 계산시간이 소요되는 전단면 해석을 하는 것은 효율적이지 못하다. 따라서 암반손상 및 여굴에 가장 크게 영향을 미치는 외곽공(contour hole) 4개소와 인접한 확대공(stopping hole) 3개소에 해당하는 영역을 해석대상으로 하였다.(그림 2 참조)

발파해석과 같은 시간의존성 동적해석에서 최적 해석결과를 얻기 위해선 시간적·공간적 이산화율을 조정하여 오차를 최소화해야 한다. Valliappan 등(1994)은 시간간격과 요소크기가 수치해석 오차와 밀접한 관계가 있음을 밝혀내고 해석결과와 오차를 최소화하기 위하여 입력하중의 주파수 스펙트럼 특성, 파장, 주기에 따른 요소종류별 요소크기와 시간간격을 결정하는 기준을 표 3과 같이 제안하였다.

도로터널의 일반적인 발파패턴도(경암반조건)를 예제해석 대상으로 하여 해석모델의 외곽공 간격은 0.7m, 주변공 간격은 0.9m, 외곽공과 주변공의 간격은 0.8m로 하고 전체 유한요소망의 크기는 가로 길이 4.7m, 세로 길이 4.1m로 하였다. 유한요소 크기와 시간간격은 표 3의 원리를 적용하여 요소크기 h 는 9.5cm 이하를 만족하

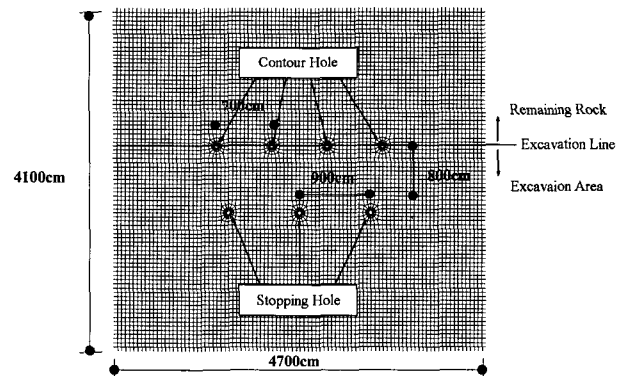


그림 2. 외곽공과 확대공 유한요소 모델링

표 3. 요소의 크기 및 시간간격 결정 기준

요소종류	요소크기(h)	시간간격(Δt)	비 고
Linear elements	$\frac{\bar{\lambda}}{h} \geq a_0(5\frac{\mu}{\bar{f}} + 11)$ $a_0 = \begin{cases} 1 & \nu \leq 0.3 \\ 0.7 + \nu & \nu > 0.3 \end{cases}$	$\frac{\bar{T}}{\Delta t} = 1.45 \frac{\bar{\lambda}}{h}$	$\bar{\lambda}$: 평균 파장 \bar{f} : 평균 주파수 μ : 주파수 표준편차 \bar{T} : 동적 하중 주기 ν : 포아송 비
Quadratic elements	$\frac{\bar{\lambda}}{h} \geq a_0 \frac{\lambda_0}{h}$ $\frac{\lambda_0}{h} = 4.2 \frac{\mu}{\bar{f}} + 4$ $a_0 = \begin{cases} 1 & \nu \leq 0.3 \\ 0.7 + \nu & \nu > 0.3 \end{cases}$	$\frac{\bar{T}}{\Delta t} = 5.8 \frac{\bar{\lambda}}{h} + 4.34 \left(\frac{\bar{\lambda}}{h} - \frac{\lambda_0}{h} \right) + 0.915 \left(\frac{\bar{\lambda}}{h} - \frac{\lambda_0}{h} \right)^2$	

도록 5cm를 넘지 않도록 하고 시간간격 Δt 는 17.1 μ sec로 모델링하였다. 모든 경계면은 응력과 반사에 의한 충격을 방지하기 위하여 무한경계조건을 적용하였다. 따라서 실제 발파에서 자유면의 반사파에 의한 인장파괴 영향은 이 연구에서 고려하지 않았다. 확대공과 외곽공의 직경은 45mm로 모델링하였다. 초기 응력조건은 토 피고 300m의 터널조건으로 하였다.

5.2 해석조건

수치해석에 사용한 ABAQUS/Explicit(version 6.2)는 시간의존성 동적해석 전용프로그램이다. 또한 사용자 부프로그램(user subroutine)을 사용하여 사용자가 직접

구성방정식을 입력하거나 수치모델을 입력할 수 있으므로 Hoek-Brown 동적파괴기준과 Liu등의 연속체 손상 모델을 적용하기에 적합하다.

외곽공 장전조건은 정밀폭약인 직경 17mm 규릿(Gurit)을 디커플링장전 하고 확대공 장전조건은 직경 32mm 에멀전(Emulsion)을 밀장전 하였다. 해석대상 암반특성치는 경암반을 기준하여 표 4와 같이 가정하였으며(Kweon, 2001) 화약제조사가 제공한 자료를 근거하여 화약특성치를 표 5와 같이 가정하였다. 표 5를 이용하여 발파하중을 산출하면 표 6과 같다. 발파압력 P_f 은 분쇄환 두께를 발파공 반경 2배로 가정하였을 때 분쇄환 외곽에 작용하는 최대압력이고 도달시간 t_R 은 발파압력 P_f 이 최대값에 도달하는 시간이다. 발파압력 P_g 는 디

표 4. 해석대상 암반 특성치

밀 도 ($\rho_o, g/cm^3$)	탄성변형 계수 (E_{elas}, GPa)	소성변형 계수 (E_{plas}, GPa)	포아송비 (ν)
2.6	25	6.3	0.23
암반 항복응력 (σ_y, MPa)	균열 생성률 (a)	한계 체적변형률 (θ_c)	축압계수 (K_0)
100	7×10^{10}	0.000216	1.0

표 5. 사용 화약 특성치

화 약	밀도($\rho_o, g/cm^3$)	폭굉속도($D_v, m/sec$)	직경(d, mm)
Emulsion explosive	1.2	5000	32
Gurit	1.0	4000	17

표 6. 발파하중 크기와 도달시간

밀장전조건				디커플링장전조건		
$p_D(GPa)$	$p_x(GPa)$	$p_r(GPa)$	$t_R(\mu sec)$	$p_g(MPa)$	$p_r(MPa)$	$t_R(\mu sec)$
8.29	6.25	1.58	11.5	151.6	51.8	93.3

커플링장전 조건의 최대 가스압력이다. 확대공과 외곽공의 뇌관 지연시차는 20msec로 하였다.

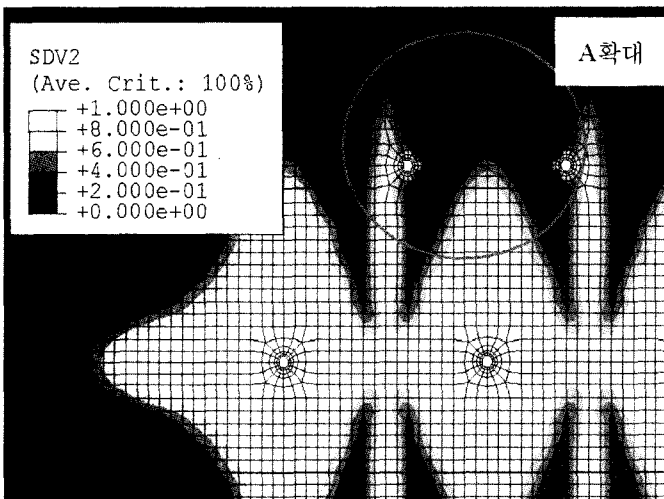
ABAQUS/Explicit에서 제공하는 사용자 부프로그램 VUMAT을 사용하여 동적 Hoek-Brown 파괴기준을 코딩하였다. 발파하중의 압반내 전파로 발생하는 암반손상 평가는 Liu와 Katsabanis(1997)의 연속체 손상모델인 식 (8)을 코딩하여 손상변수 D 를 산출하였다.

5.3 수치해석 결과의 암반손상 영역

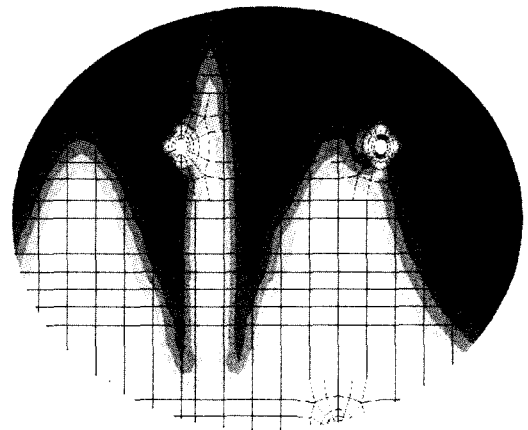
확대공 3공과 외곽공 4공을 기폭하여 수치해석한 결과의 암반손상 정도는 그림 3과 같다. 설계굴착면 주위 암반의 손상정도 및 여굴을 확인하기 위하여 외곽공 주변을 확대해 보면 그림 4와 같고 암반파괴를 나타내는 $D_{min}=0.632$ 등치선은 설계 굴착선과 거의 동일하게 위치하였다. D_{min} 등치선이 실제 굴착면을 모두 연결하지 못한 것은 D_{min} 등치선 결과가 발파하중의 압축과 영향

만을 고려했기 때문이다. 실제 발파에서 발생하는 자유면의 반사파 영향, 발파가스 압력을 고려하면 충분히 굴착선을 확보할 수 있다고 판단된다. 발파 가스압력은 충격파에 의한 균열발생 후 암반에 작용하여 균열을 성장시키고 암반블록을 비산시키는 역할을 한다.

해석결과 암반손상 영역을 두개 영역으로 구분하였으며 영역별 손상변수 값은 등치선 면적에 대해 가중평균법을 적용하여 각각 $D=0.5$, $D=0.2$ 를 산출 하였다. $D=0.5$, $D=0.2$ 인 손상영역은 그림 5와 같다. $D=0.5$ 인 damage zone 2는 굴착면에서 25cm 깊이(폭 25cm)까지 이고 $D=0.2$ 인 damage zone 1은 굴착면에서 50cm 깊이(폭 25cm)까지이다. 그림 4와 같이 $D_{min}=0.632$ 등치선이 국부적으로 설계굴착선보다 15cm 정도 깊게 나타난 것은 확대공 응력과 중첩이 외곽공 응력파보다 더 큰 손상을 주어 국부적인 여굴을 발생시키는 것으로 분석된다.



(a) 손상영역 등치선



(b) A 확대부

그림 3. 발파해석 결과의 손상영역 등치선

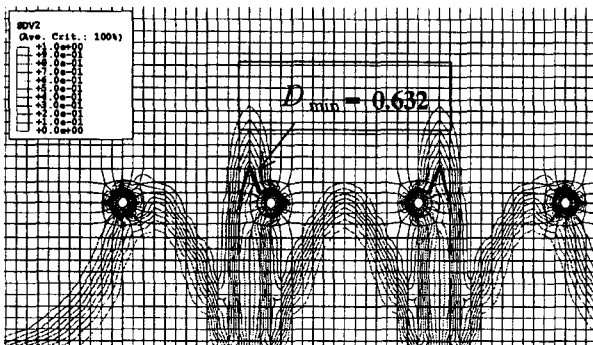


그림 4. $D_{min} = 0.632$ 등치선과 여굴

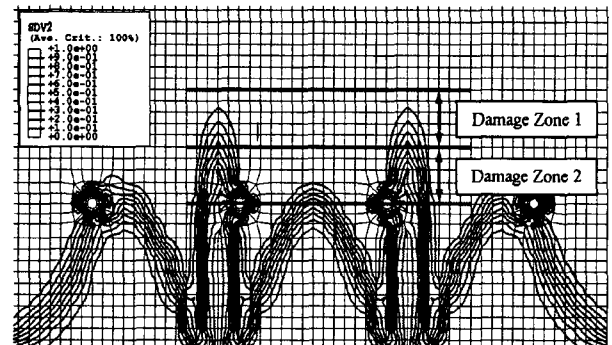


그림 5. 굴착면 주위 손상영역 구분

표 7. 암반의 해석입력 특성치

구 분	무손상 암반 (D=0)	손상 암반	
		D = 0.5	D = 0.2
단위중량 (KPa)	26	26	26
점착력 (KPa)	3000	2550	2800
마찰각 (degree)	40	36.6	38.3
K_0	1	1	1
포아송 비(ν)	0.23	0.23	0.23
신선암 일축압축강도 σ_c (MPa)	100	100	100
변형계수 (GPa)	25	12.5	20
GSI_d	65	54	62
Hoek-Brown 상수 - m_{bd}	5.92	3.87	5.15
Hoek-Brown 상수 - s_d	0.0205	0.006	0.0147

6. 암반손상을 고려한 터널 안정성 해석

6.1 터널 굴착 모델링

6.1.1 손상된 암반의 해석입력 특성치

터널굴착으로 인하여 암반은 응력해방에 의한 손상과 발파하중에 의한 손상을 입게된다. 이 연구는 응력해방에 의한 손상은 무시하고 발파하중에 의한 손상만을 고려한다. 터널 굴착면 주위에서 발파하중에 의해 발생한 암반손상 영역을 damage zone 1(D=0.2), 2(D=0.5)로 구분하였다. 암반손상이 변화시키는 암반 특성치를 점착력, 내부 마찰각, 변형계수, 지질강도지수, 항복기준으로 가정하였으며 표 7과 같다. 단위중량, 포아송비, 축압계수, 암석 일축압축강도의 변화는 무시하였다. 표 7에서 ‘무손상 암반’ 암반손상을 고려하지 않은 경우이고 ‘손상암반’은 암반손상을 고려한 경우이다. 암반손상 계수 D=0.5, 0.2를 식 (9), (21)에 대입하여 손상된 암반의 변형계수와 지질강도지수를 구하고 손상된 암반의 Hoek-Brown 파괴기준의 상수 m_{bd} , s_d 를 구하면 표

7과 같다. D=0.5, 0.2에 대응하는 손상된 암반의 수정 Hoek-Brown 파괴기준은 각각 식 (26), (27)과 같다. 손상암반 특성치는 굴착후, 즉 연성숏크리트 타설 전단계에서 각 손상영역 별로 입력되었다.

$$\sigma_{1f} = \sigma_3 + \sigma_c \left(5.15 \frac{\sigma_3}{\sigma_c} + 0.0147 \right)^{0.5}, \quad \text{if } D=0.2 \quad (26)$$

$$\sigma_{1f} = \sigma_3 + \sigma_c \left(3.87 \frac{\sigma_3}{\sigma_c} + 0.006 \right)^{0.5}, \quad \text{if } D=0.5 \quad (27)$$

6.1.2 해석모델링과 시공과정

해석대상 터널은 그림 6과 같이 직경 14m인 원형단면이고 심부에 위치한 경암반 지반이다(표 7 참조). 유한요소망은 경계조건이 터널굴착에 영향을 미치지 않도록 터널중심에서 터널직경의 3배이상 거리를 확보하는 가로 70m, 세로 70m의 영역을 작성하였으며 상부 암반자중은 해당 토피자중을 상재하중으로 재하하였다. 숏크리트 모델링은 프레임요소를 사용하고 두께는 5.0cm이다. 굴착은 전단면을 한번에 굴착하며 굴착-연성숏크리트-강성숏크리트 순서로 시공과정을 모델링하였다. 하중분배율은

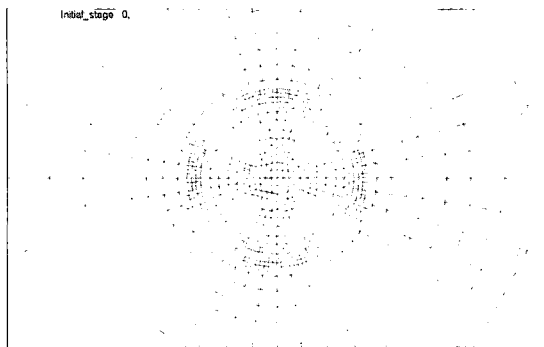


그림 6. 해석에 사용된 유한요소망

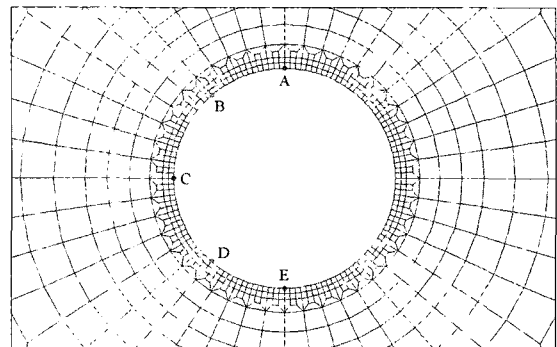


그림 7. 계측점 A, B, C, D, E의 위치

표 8. 시공과정에 따른 슛크리트 특성치

변형계수 (GPa)		포아송비	단위중량 (KN/m ³)	두께 (mm)
연성	강성			
7.5	15.0	0.2	23.5	5.0

70%-20%-10%를 적용하였다. 시공과정에 따른 슛크리트 특성치는 표 8과 같다. 각 손상영역(D=0.5영역, D=0.2영역)에 굴착후 손상암반 특성치를 별도로 적용할 수 있도록 유한요소망을 작성하였다.

6.2 터널 안정성 수치해석 결과

6.2.1 해석결과의 비교 분석

발파에 의한 암반손상이 터널 안정성에 미치는 영향을 평가하기 위하여 암반손상을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 대하여 안정성 해석을 시행하고 비교하였다. 해석결과는 그림 7과 같이 천단부, 어깨부, 측벽부, 바닥부에서 발생한 변위, 주응력, 소성응력 범위를 비교하여 발파 암반손상이 터널 안정성에 미치는 영향을 분석하였다.

변위 발생은 암반손상을 고려한 경우가 고려하지 않은 경우보다 평균 27%정도 크게 발생하였으며 각 측정별 변위 해석결과는 표 9와 같다(그림 8 참조). 변위증가 원인은 암반손상에 따른 암반강성의 감소와 소성영역 확대에 판단된다.

최대 주응력 발생은 암반손상을 고려하지 않는 경우 시공단계에 따라 점차 증가하는 경향을 나타내지만 암반손상을 고려한 경우 연성 슛크리트 타설 단계까지 증가하다가 강성 슛크리트 타설 단계에서 급격히 감소하는 경향을 나타냈다. 이는 응력크기가 점차 증가되어 파괴기준의 응력상태, 즉 항복응력 상태에 도달하면서 암반이 지지능력을 급격히 상실한 것으로 분석된다. 최대 주응력은 암반손상을 고려한 경우가 고려하지 않는 경우보다 평균 51%정도 감소 하였으며 각 측정별 최대 주응력 해석결과는 표 10과 같다(그림 9 참조).

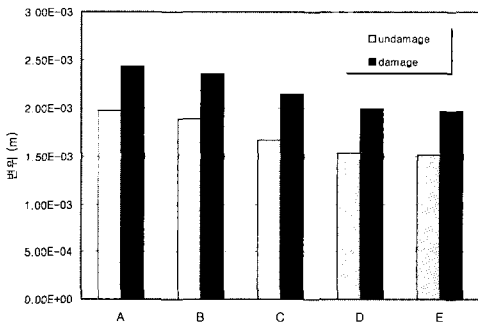


그림 8. 측정별 변위의 비교

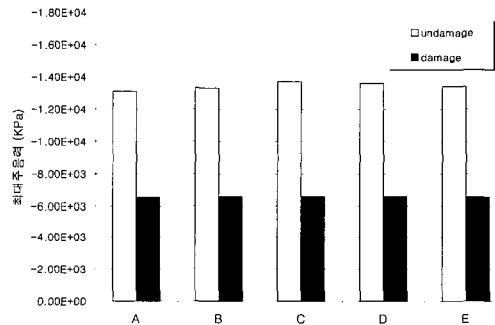


그림 9. 측정별 최대주응력의 비교

표 9. 암반손상을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우의 변위해석 결과

측 점	A	B	C	D	E
무손상암반 변위(mm)	1.98	1.89	1.67	1.54	1.52
손상암반 변위(mm)	2.44	2.36	2.15	1.99	1.97
변위 차(mm)	0.46	0.47	0.48	0.45	0.45
변위 증가율(%)	23	25	29	29	30

표 10. 암반손상을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우의 최대 주응력 해석결과

측 점	A	B	C	D	E	
최 대 주응력 (KPa)	무손상암반	1.31x10 ⁴	1.33x10 ⁴	1.37x10 ⁴	1.36x10 ⁴	1.34x10 ⁴
	손상암반	6.55x10 ³	6.57x10 ³	6.58x10 ³	6.60x10 ³	6.56x10 ³
응력 차(KPa)	-6.55x10 ³	-6.73x10 ³	-7.12x10 ³	-7.00x10 ³	-6.84x10 ³	
응력 증가율(%)	-50	-51	-52	-51	-51	

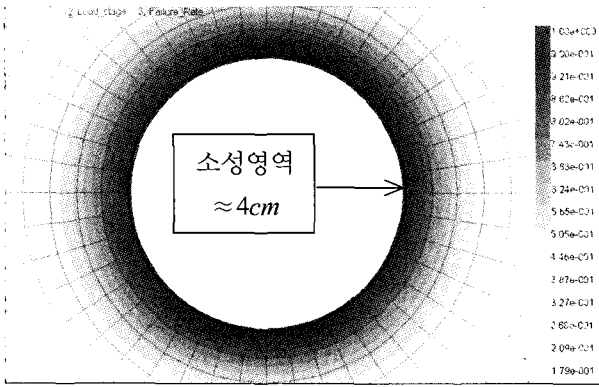


그림 10. 손상을 고려않은 경우의 소성영역

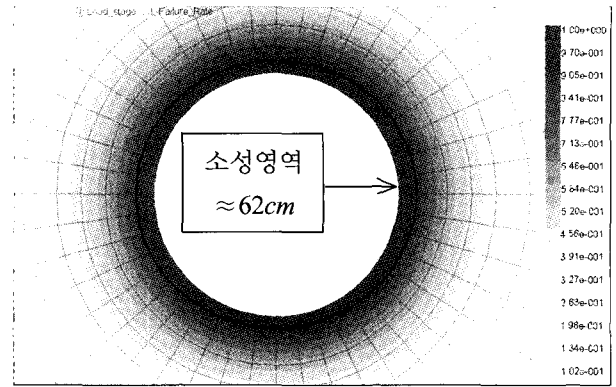


그림 11. 손상을 고려한 경우의 소성영역

소성영역 범위의 발생은 암반손상을 고려하지 않는 경우 그림 10과 같이 약 4cm 정도의 얇은 깊이로 굴착면을 따라 원환형태로 발생하고 암반손상을 고려한 경우 그림 11과 같이 약 62cm 정도의 비교적 깊은 깊이로 원환형태의 소성영역이 발생하였다. 두 해석결과의 소성영역 발생형태는 유사하지만 암반손상을 고려한 경우 소성영역 범위가 15배 정도 확대되었다. 암반손상을 고려한 경우 소성영역 범위는 62cm로서 암반손상 영역의 폭 50cm와 유사하였다. 따라서 소성영역 발생은 암반손상 영역과 밀접한 관계가 있다고 분석되었다. 소성영역 증가는 터널의 암반 이완하중 증가에 직접적인 영향을 미치고 이완하중은 터널라이닝의 안정성에 크게 영향을 미친다. 따라서 암반손상을 고려하지 않은 안정성 해석결과는 소성영역 범위를 과소평가할 수 있으며 소성영역 확대는 터널의 단기적 혹은 장기적 안정성 확보에 위협요소가 될 수 있다고 판단된다.

7. 결론

터널발파 굴착에서 발파하중으로 인하여 발생하는 암반손상은 변형계수 감소, 소성영역 확대, 이완하중을 증가시킴으로서 단기적 혹은 장기적 터널 안정성에 영향을 미치게 된다. 이런 암반손상이 터널 안정성에 미치는 영향을 분석함으로써 발파설계 영향을 터널 안정성 설계에 고려하는 방안을 연구하였다.

발파하중으로 인하여 발생하는 암반손상을 분석하기 위하여 도로터널의 일반적인 발파패턴도에 대하여 동적발파 수치해석을 시행하였다. 암반손상 정도는 연속체 손상역학의 손상변수를 이용하여 구분하였다. 해석결과 암반손상 영역을 $D=0.5, 0.2$ 인 영역으로 구분하였다. 또한 암반파괴를 나타내는 $D_{min}=0.632$ 등치선은 설

계 굴착선과 거의 동일하게 위치하였으며 확대공 발파 하중의 중첩으로 국부적인 여굴이 발생되었다.

손상된 암반강성은 연속체 손상역학의 구성방정식에 의하여 감소되고 암반강성과 지질강도지수의 관계를 이용하여 손상된 암반의 지질강도지수 GSI_d 를 도출하였다. 또한 GSI_d 를 적용하여 손상된 암반의 Hoek-Brown 파괴기준의 상수 m_{bd}, s_d, a_d 를 산출함으로써 손상암반의 수정 Hoek-Brown 파괴기준을 구하는 방안을 제안하였다.

암반손상이 터널 안정성에 미치는 영향을 분석하기 위하여 손상된 암반영역, 강성, 파괴기준을 적용하여 안정성해석을 시행하였다. 해석결과의 변위 발생은 암반손상을 고려한 경우가 고려하지 않은 경우보다 평균 30%정도 크게 발생하였다. 최대 주응력 발생은 암반손상을 고려하지 않는 경우 시공단계에 따라 점차 증가하는 경향을 나타내지만 암반손상을 고려한 경우 연성 슛크리트 타설단계까지 증가하다가 강성 슛크리트 타설 단계에서 급격히 감소하는 경향을 나타냈다. 이는 응력 크기가 점차 증가되어 항복응력상태에 도달하면서 암반이 지지능력을 급격히 상실한 것으로 분석된다. 소성영역 범위는 암반손상을 고려하지 않는 경우 매우 작게 나타나는데 비하여 고려한 경우 약 60cm정도까지 확대되어 그 중요성을 나타내었다. 소성영역 범위는 암반손상영역의 폭과 유사하였다.

소성영역 확대는 터널 이완하중 증가에 직접적인 영향을 미치고 이완하중은 터널라이닝의 안정성에 크게 영향을 미친다. 따라서 암반손상을 고려하지 않은 안정성 해석결과는 소성영역 범위를 과소평가할 수 있으며 소성영역 확대는 터널의 단기적 혹은 장기적 안정성 확보에 위협요소가 될 수 있다. 즉 터널 안정성설계에서 발파설계 영향을 고려하는 것이 안전한 터널설계를 위하여 바람직하다고 판단된다.

이 연구는 연속체 손상역학(continuum damage mechanic)에 근거한 이론 전개로서 미세균열(micro crack)이 존재하는 경우에 적용될 수 있는 한계를 갖고 있다. 따라서 큰 균열(macro crack)이 암반손상에 미치는 영향 연구가 향후에 지속되어야 한다.

감사의 글

이 연구는 한국과학재단의 목적기초연구사업(과제번호:R01-2001-00475)의 연구비 지원에 의해 수행된 연구이며, 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. 윤지선(1993), 최신 발파기술, 구미서관, 서울, pp.77-78.
2. Bawden W. F. Katsabanis P.,and Yang R.(1993), "Blast Damage Study by Measurement and Numerical Modeling of Blast Damage and Vibration in the Area adjacent to Blast Hole", Innovative Mine Design for the 21st Century Proceeding of the International Congress on Mine Design, Kingston, Ontario, Canada.
3. Grady, D. E. and Kipp, M. E. (1980), "Continuum Modelling of Explosive Fracture in Oil Shale", *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.* 17, pp.147-157.
4. Hibbitt, Karlsson and Sorensen (2001), "ABAQUS/Explicit (version 6.2) User's Manual".
5. Hoek, E., Carranza-Torres, C., and Corkum, B.(2002), "Hoek-Brown Failure Criterion-2002 Edition".
6. Kim, S. G. (2001), "Quantitative Assessment of Blast Waves and Numerical Approach for Tunnel Blasting Optimization", Ph.D. Thesis, Korea University.
7. Kweon, J. W.(2001), "Experimental Approaches on Estimation of Damage Zone due to Blast Loading", MS. Thesis, Korea University.
8. Liu, L. and Katsabanis, P. D. (1997), "Development of a Continuum Damage Model for Blasting Analysis", *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* Vol.34, No.2, pp.217-231.
9. Ma, G. W., Hao, H.,and Zhou, Y. X.(1998), "Modeling of Wave Propagation Induced by Underground Explosion", *Computer and Geotechnics*, Vol.22, pp.283-303.
10. Marsh, S. R. (1980), "Last Shock Hugoniot Data", Berkely, USA: Univ. of California Press.
11. Serafim, J. L. and Pereira, J. P. (1983), "Consideration of the Geomechanical Classification of Bieniawski", *Proc. Int. Symp. on Engineering Geology and Underground Construction*, Lisbon I(II), 33-44.
12. Shockey, D. A., Curran, D. R., Seaman, L., Rosenberg, J. T. and Petersen, C. F. (1974), "Fragmentation of Rock under Dynamic Loads", *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.* 11, pp.303-317.
13. Throne B. J., Hommert P. J.,and Brown B.(1990), "Experimental and Computational Investigation of the Fundamental Mechanics of Cratering", 3rd International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting, Brisbane, Australia.
14. Valliappan, S. and Wang, Y. C. (1994), "Advances in Computational Mechanics Applied to Wave Propagation Problem", *Computer Methods and Advances in Geomechanics*, pp.347-360.
15. Whittaker, B. N., Singh, R. N. and Sun, G. (1992), "Rock Fracture Mechanics", New York, USA: Elsevier Scientific Company.
16. Yang, R., Bawden, W. F.,and Katsabanis, P. D.,(1996), "A New Constitutive Model for Blast Damage", *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.* Vol.33, pp.245-254.
17. Zhao, J. (2000), "Applicability of Mohr-Coulomb and Hoek-Brown Strength Criteria to the Dynamic Strength of Brittle Rock", *International J. Rock Mechanics and Mining Sciences*, 37, pp.1115-1121.

(접수일자 2003. 2. 22, 심사완료일 2003. 8. 6)