

모형 실험에 의한 터널 복공의 역학적 거동 및 균열 특성에 관한 연구

이대혁¹⁾ · 김영근²⁾ · 이희근³⁾

Mechanical Behavior and Cracking Characteristics of Tunnel Lining by Model Experiment

Dae-Hyuk Lee, Young-Geun Kim and Hi-Keun Lee

ABSTRACT Considering the mechanical cracking in the concrete lining of tunnels occurring in relatively short period of time after the construction, there is a need for the study on the mechanical behavior and the cracking characteristics of double lining support system (shotcrete and concrete lining). For the proposed study, downscaled lining models of Kyung-Bu High Speed Railway tunnels were tested. Most longitudinal cracks at about 93 percentage developed within 30 arch degree from the vault. Cracking load was about 30 percentage of the failure load and the deflection under the cracking load was 10 percentage of the deflection under the failure load. The overbreak around the vault contributed to the reduction of the capacity for cracking and failure by the percentage greater than the reduced effective depth. Of several rock block types considered in this research, the triangular block was the most critical, and the right triangular block under eccentric load was secondly critical for the stability of the tunnel lining system. The dimensionless support reaction curves were derived from the experimental results for single and double lining. The general equation to compute the designed flexural moment was modified.

1. 서 론

-shotcrete 및 콘크리트 라이닝을 사용하는 터널에서 콘크리트 라이닝의 역할은 지하수 침투의 방지, shotcrete의 하중지지를 보조적으로 분담하는 역할 등으로 제한되어 있다. 그러나 최근 건설 10년 이내의 노후화된 터널의 콘크리트 라이닝에서 발생하는 심각한 역학적 균열은 이러한 복층 라이닝 지보시스템에 대한 구조적 연구 및 균열발생에 대한 역학적 원인 규명의 필요성을 부각시키고 있다.

본 논문에서는 이러한 복층 라이닝 지보시스템의 역학적 거동을 조사하고 균열발생 특성을 연구할 목적으로 경부고속철도 복선단면의 크기를 축소한 축소 모형 시험을 수행하였고, 복층 라이닝 및 복층 라이닝과 지반을 동시에 해석할 수 있는 수치해석 알고리즘을 개발하였다. 특히 수치해석에서는 shotcrete와 콘크리트 라이닝 사이의 상호거동을 수치해석적으로 모사할 수 있는 라이닝 인터페이스 요소를 개발하여 검증·활용하

였다. 본 논문은 제 1 보로서 모형실험 결과를 위주로 기술한다.

터널 콘크리트 라이닝에 관한 모형실험은 전형적인 터널 라이닝을 일정한 크기로 축소하여 라이닝에 직접 하중을 가하거나 지반 재료를 모사하여 간접적으로 하중을 가하는 방식으로 연구가 이루어져 왔다.^{1,4-6)} 모형실험의 장점은 콘크리트 라이닝을 둘러싸고 있는 지반의 하중을 지반의 종류에 따라 적절히 가정하여 라이닝에 가함으로서 특정한 라이닝 거동을 파악할 수 있고, 라이닝에 균열이 발생하기 시작하는 균열하중(cracking load) 및 라이닝이 구조적으로 붕괴되는 파괴하중(failure load) 사이의 관계를 파악할 수 있다. 본 연구에서는 콘크리트 단일 라이닝으로 구성된 구조체 외에 shotcrete 및 콘크리트 라이닝으로 구성된 복합 지보 구조체의 역학적·구조적 거동 및 균열특성을 파악하는 모형 시험체

1) 정회원, 서울대학교 대학원 자원공학과 박사학위 취득
2) 정회원, (주) 대우 건설기술연구소 토목연구실 과장
3) 정회원, 서울대학교 공과대학 자원공학과 교수

를 제작하여 실험을 하였다. 또한 실험결과로부터 라이닝 형상, 상재하중 및 균열하중에 따른 지보반응곡선 (support reaction curve)을 구함으로써 실제 현장의 변위패턴을 예측하는데 도움을 줄 수 있도록 하였다. 이러한 결과들은 추후 발표 예정인 제 2 보의 수치해석에 적용, 평가되었다.

본 논문에서는 동력학적인(dynamic) 재하 패턴을 고려하지 않고 사하중의 정력학적(static)인 재하로 인한 라이닝계의 반응을 관찰하였으며 고속전철 차량의 풍압으로 인한 라이닝계의 공명 등을 고려하지 않았다. 하중 재하는 선형적인 하중증분에 의해 시차적으로 적용되므로 일정 재하 하중에서의 지반 및 라이닝의 크리프(creep)현상 등을 고려하지 않았고, 라이닝의 양생에 따른 강도증가 현상 또한 고려하지 않았음을 밝혀둔다.

2. 터널 콘크리트 라이닝 균열의 현장계측

실제 우리 나라 터널 라이닝 벽면을 관찰하면 여러 종류의 균열이 발생하고 있다는 사실을 알 수 있다. 이러한 경향은 현재 여러 터널에서 체계적으로 추진중인 터널 안전 진단 결과에서도 나타나고 있다. 이러한 균열은 콘크리트 타설 후 양생시의 시멘트 수화열로 인한 균열 및 콘크리트 경화시 건조수축으로 인한 균열들의 재료적 원인이외에 여러 가지 다른 원인에 의해 나타나고 있는 것으로 보고되고 있다. 특히 콘크리트 라이닝 타설이 시차적으로 터널의 축방향 간격을 따라 한 회씩 이루어지기 때문에 타설시기가 틀려지는 경계구간에서 터널을 가로지르는 방향으로 발생하는 균열도 보고되

고 있다. 그러나 시공상의 콘크리트 품질 불량 및 시공 오류 이외에도 역학적으로 발생하는 균열 또한 보고되고 있다. 따라서 슛크리트와 콘크리트 라이닝으로 이루어지는 복층라이닝 지보계에 지반압이 슛크리트를 통해 콘크리트로 전달될 가능성이 있는 것으로 판단된다.

본 논문에서는 시공 완료 5년 이내의 4개의 NATM 터널에 대하여 터널 콘크리트 라이닝 벽면에 발생하는 균열을 조사하여 몇 가지 분류에 따라 범주화하였다. 크게 터널의 축방향으로 발생하는 균열을 축방향 균열(longitudinal crack)이라 하고, 터널의 단면을 가로지르는 방향으로 발생하는 균열을 가로지르는 균열(cross sectional crack)이라 칭하였다. 특히 이러한 가로지르는 균열중 균열 발생부위에 따라 아치면에서 발생한 균열(arch cross sectional crack)과 터널 벽면에서 발생한 균열(side wall cross sectional crack)을 구분하였다. 또 위에서 언급한 바와 같이 터널의 축방향으로 라이닝 콘크리트 타설 시기가 틀려지는 부위의 균열을 시공조인트 균열(construction joint crack)이라 칭하고 Table 1에 정리하였다.

총 조사길이는 5.2 km이다. 총 균열 수는 236개 있으며 각각의 범주에 따른 점유율은 다음과 같다. 터널 측벽 면에서는 콘크리트 라이닝의 휨작용과 가장 관련이 깊은 축방향 균열이 발생하지 않았다.

- Longitudinal cracks : 42%
- Arch cross sectional cracks : 11%
- Construction joint cracks : 17%
- Side wall cross-sectional cracks : 30%

Table 1. Category of cracks occurring in the concrete trnnel lining

Category	Appearance	Possible reasons
Longitudinal cracks	- Occurring along with tunnel longitudinal axis on tunnel arch - Generally large width	- Carrying ground load to concrete lining
Arch cross sectional cracks	- Occurring with being crossed over a section on arch surface - Generally small width	- Shrinkage cracks and so on
Construction joint cracks (cross sectional)	- Occurring with being crossed over the contact plane between one span and another - Generally a number of branches	- Construction blunders
Side wall cross sectional cracks	- Occurring with being crossed over a section on side wall surface - Generally small width	- Shrinkage cracks - Carrying ground load to concrete lining

따라서 터널 아치부에 축방향 균열로 발생하는 균열의 수는 전체의 40% 이상으로서 많은 비중을 차지하고 있다. 이 범주에 해당하는 균열의 폭이 다른 균열들에 비해 훨씬 크고, 균열의 연장(extension)이 한 시공간격(span)에 이르는 것이 많아 구조적인 취약부를 형성하며, 이러한 축방향 균열들이 터널의 건전도를 저해하는 요소로 작용하는 것으로 판단된다.

터널 아치부에 발생하는 축방향균열이 터널 천단을 지나는 중심선으로부터 얼마만큼 떨어진 범위에서 많이 발생하는지를 조사하기 위하여 히스토그램(histogram)을 작성하였다. 그 결과를 Fig. 1에 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 축방향 균열은 천단으로부터 아치각이 40도인 부위까지 나타났다. 하지만 가장 많은 축방향균열은 아치각이 천단으로부터 5~10도인 범위 내에서 발생한다. 또한 천단으로부터 20도 범위 내에서 모든 축방향균열의 93%가 발생하고 있다. 따라서 터널의 건전도(soundness)를 가장 크게 저해하는 콘크리트 라이닝의 축방향 균열은 천단 부근에서 대부분 발생한다는 사실을 알 수 있다.

위의 사실을 근거로 하여, 본 연구에서는 터널 라이닝 모형 실험의 경우 대부분의 하중 재하를 천단으로부터

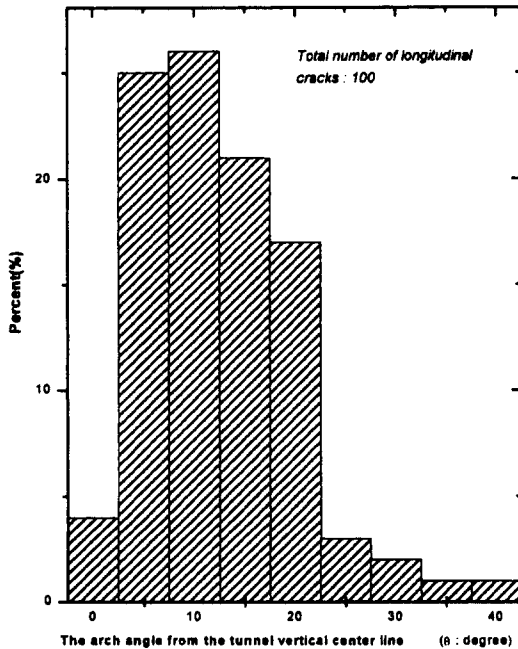


Fig. 1. Histogram for the arch angles of cracks away from the tunnel vertical center line (only longitudinal cracks)

터 40도 범위 내에서 가하도록 하였으며, 모든 거동의 주요 관점은 천단을 중심으로 연구하였다. 본 논문과 가장 관련 깊은 연구를 수행한 Paul et al.⁴⁾의 경우도 천단에서 좌우 각각 38도까지의 천단 균열에 관한 연구를 수행한 바 있다.

콘크리트 라이닝 천단 부위의 축방향균열 발생은 콘크리트 타설 시공법과 큰 상관관계가 있는 것으로 사료된다. 콘크리트 라이닝을 타설하기 위해서는 거푸집을 설치하고 천단에 콘크리트 재료를 펌핑한다. 이렇게 함으로써 콘크리트 재료의 자중에 의하여 축벽쪽으로 잘 유동할 수 있게 한다. 따라서 천단 부근은 맨 마지막으로 재료가 처리되며, 이 부근의 재료의 물이 아치 어깨 부위 및 공동 내부로 흐를 가능성이 커져 함수율 차이로 양생에 문제가 발생할 여지가 큰 것으로 사료된다.

3. 터널 라이닝 모형 실험

3.1 모형 실험을 위한 차원해석

터널 라이닝 모형실험과 관련하여 차원해석을 실시하여 실제 크기의 원형(prototype)과 축소모형의 상사율(similarity)을 결정하고자 하였다. 차원해석(dimensional analysis)으로부터 구한 변수 조합들은 실험결과 및 수치해석 결과를 다루는데 있어서 하나의 지침변수(index variable)로서 사용 가능하였다.

계에 영향을 미치는 모든 변수들을 나열하고 무차원화 함으로서 차원해석을 실시한 결과 지반과 단일 라이닝만으로 이루어진 계의 경우에 다음과 같은 15개의 무차원 π항을 구하였다. 구한 무차원항들을 그 속성에 따라 나누어 정리하면 다음과 같다.

- 지반의 물성을 정의하는 항

$$\pi_1 = \phi_m (\text{지반의 마찰각}), \pi_2 = v_m (\text{지반의 포아송비}), \pi_8 = E_m / q_u (\text{지반의 탄성계수/일축압축강도 비})$$

- 라이닝의 물성을 정의하는 항

$$\pi_3 = v_l (\text{라이닝의 포아송비}), \pi_{15} = E_l / \sigma_{ck} (\text{라이닝의 탄성계수/일축압축강도 비})$$

- 라이닝의 반응을 정의하는 항

$$\pi_4 = \epsilon_l (\text{라이닝의 변형률}), \pi_{10} = u_l / D (\text{라이닝의 변위/직경}),$$

$$\pi_{11} = w / D (\text{라이닝에 발생하는 균열의 폭/직경}),$$

$$\pi_{12} = s / D (\text{라이닝에 발생하는 균열의 평균간격/직경}),$$

- 기타

$$\pi_{13} = t/D(\text{라이닝의 평균 두께/직경})$$

$$\pi_5 = P_h/P_v(\text{축압계수 K, 재하형태의 정의}),$$

$$\pi_9 = T_u/T_0(\text{한계단면에서의 최대축력/모멘트가 없을 경우의 극한 축력})$$

$$\pi_6 = P_v/T_0, \pi_7 = P_h/T_0(\text{하중수준의 정의}),$$

$$\pi_{14} = E_m/E_l(\text{지반의 탄성계수/라이닝의 탄성계수비로서 상대강성을 정의한다})$$

따라서 모형 실험을 위한 축척(scale factor, S)은 다음과 같이 정의할 수 있었다.

$$S_{\pi_1} = S_{\pi_2} = S_{\pi_3} = S_{\pi_4} = 1$$

$$S_{\pi_5} = K \text{ scale}$$

$$S_{\pi_6} = S_{\pi_7} = S_{\pi_8} = S_{\pi_{11}} = \text{dimension scale}$$

$$S_{\pi_{12}} = S_{\pi_{13}} = S_{\pi_{14}} = 1$$

$$S_{\pi_{15}} = S_{\pi_{16}} = S_{\pi_{17}} = S_{\pi_{18}} \cdot (S_{\pi_{10}})^2$$

지반과 복층 라이닝의 차원해석의 경우에는 두 개의 빔 거동이론³⁾을 근간으로 한 두 라이닝의 합성작용을 정의하여 사용하였다. 또한 복층 라이닝의 거동에 있어서 각각의 라이닝의 두께변화가 중요한 영향요소이므로 두께에 가중치를 둔 평균값 개념을 사용하였다.

3.2 시험체 제작

본 실험에서는 총 24개의 라이닝 시험체를 제작하였는데, 14개의 6 cm 두께의 단일 라이닝, 6개의 9 cm 두께의 단일 라이닝, 4개의 복층라이닝을 제작하였다. 라이닝 모델 시험체를 제작하기 위하여 6 cm 및 9 cm 두께의 강재 거푸집을 제작하였다. 강재 거푸집의 내부반경은 축소 모형 축척 1/10을 고려하여 710 mm로 하였다. 단일 라이닝 시험체는 각각 일회용 배합 콘크리트를 사용하여 타설, 성형하였다. 사용한 콘크리트의 배합은 Table 2와 같다.

양생된 시험체의 일축압축강도는 콘크리트의 경우 평균 500 kg/cm²의 값을 보이고 슛크리트로 사용한 모르타르의 경우 평균 400 kg/cm²의 값을 보였다. 탄성계

수는 각각 평균 3.00×10⁵ kg/cm², 2.5×10⁵ kg/cm²였다. 휨인장강도는 각각 50 kg/cm², 40 kg/cm²를 보였다. 따라서 콘크리트와 모르타르 모두 압축강도 대 휨인장강도의 취성비가 10을 보였다.

콘크리트의 타설시 시공상의 잘못으로 인하여 천단이 거푸집 두께만큼 채워지지 않을 경우 배면에 공동이 생성될 수 있다. 이는 라이닝의 국부적인 두께 부족 현상을 일으킨다. 이 경우 지반의 하중은 직접 천단에 재하되지 않고 간접적으로 주위에 재하될 것이다. 따라서 본 실험에서는 라이닝 두께 부족의 경우를 상정하여 6가지 시험체에 대하여 원두께에 비해 평균 30% 정도의 두께 감소가 발생하게 제작하였다. 이러한 시험체들은 Table 3의 shortage항목에 해당하는 시험체들이다.

3.3 실험의 종류 및 방법

수행한 실험의 종류 및 변수에 대하여 Table 3에 나타내었다. 표에서 보는 바와 같이 실험의 변수는 하중 형상, 축압조건, 단일 라이닝 두께의 변화, 복층 라이닝, 지반을 나타내는 매체의 타설 여부, 라이닝의 강선망 보강, 라이닝 천단의 두께 부족, 복층 라이닝의 배면 공동, 라이닝과 지반 매체의 마찰효과와 10가지 변수로서 이들 변수의 조합을 통하여 24개의 시험체가 시험되었다. 라이닝의 축소모형은 일련의 규칙적인 이름이 부여 되는데 표에서 보는바와 같이 6 cm 두께의 단일 라이

Table 3. Summary of tunnel lining tests

Loading condition	Condition (Scale ratio)	Single lining I		Single lining II		Double lining	
		Standard	Shortage	Standard	Shortage	Standard	Shortage
Uniform normal load	K=0	SI-1					
	K=0.2	SI-2	SI-21	SI-2	SI-21	SI-22 SI-23	DL-2 DL-21
Uniform eccentric load	K=0	SI-3					
	K=0.35	SI-4	SI-41	SI-4			DL-4
Point concentrated load	K=0	SI-5					
	K=0.5	SI-6	SI-61	SI-6			DL-6
Various loading ratio		SS1					
		SS2					
		SS3					
Ground model casting	Sliding	SC-1					
	Serration	SC-2					

Table 2. Test specimen concrete and mortar mixes

	Coarse aggregates(kg)	Fine sand(kg)	Cement(kg)	Water(kg)	AE(g)	Water : cement ratio
Concrete*	48.85	38	20.45	8.8	40.9	0.43
Mortar**	-	38	13	7	-	0.53

* 1 batch : 0.05 m³ (116 kg), ** 1 batch : 0.027 m³ (58 kg)

닝에 대해서는 SI를 앞 명칭으로 부여하였으며, 9 cm 두께의 단일 라이닝에 대해서는 SII, 슛크리트 및 콘크리트 라이닝의 조합인 9 cm 복층 라이닝에 대해서는 DL을 부여하였다. 재하하중이 등분포가 아니라 다양한 하중형상을 보이는 경우의 시험체에 대해서는 SS를 앞 명칭으로 부여하였다. 마지막으로 터널 라이닝 주위에 지반을 모사하는 저강도 콘크리트를 타설한 2가지 시험에 대해서는 각각 SG-1 및 SG-2을 부여하였다. 시험체의 이름과 시험의 경우에 대한 이름은 동일하다.

시험체에 대한 실험에 앞서 원형과의 상사율은 다음과 같이 결정되었다. 차원해석 결과로부터 크기축척을 10으로 하여 시험체의 반지름, 두께 등의 선형차원이 결정되었다. 라이닝의 물성은 차원해석 결과로부터 모델법칙에 따라 원재료의 물성과 동일하게 하였다. 재하하중은 균열이 발생하고 파괴에 이르기까지 일정한 하중 증분에 따라 재하되었다. 결과적인 하중 특성은 모델법칙에 따라 축척의 자승에 비례하는 축척 즉 100으로 조정하여 해석하였다.

Fig. 2에서 보는 바와 같이 본 실험은 반력 프레임, 터널 라이닝 모형 시험체, 유압실린더, 유압기, 하중 조절기, 변형률 및 변위 측정장치, 미소파괴음 측정장치 등을 사용하여 수행되었다. 반력프레임은 철근 콘크리트로 제작되었고, 유압실린더는 라이닝 상부에 60도의 범위에 5개, 양 측벽부에 각각 1개씩 설치되었다. 유압은 유압동력부(hydraulic power unit)에서 가해지며 전체 실린더의 움직임을 조절하는 조절부(control unit)가 있으며 각 실린더의 하중 및 각부의 하중 등을 지시하는 지시계(indicator)가 부착되어 있다. 라이닝 변형 거동은 라이닝 내·외부면에 부착된 변형률게이지 및 내부면에 라이닝에 대한 법선방향으로 설치된 LVDT(Linear Variable Differential Transducer)로

부터 자료획득 장치인 스캐너(scanner)에 연결되어 자동 계측되었다. 또한 라이닝의 균열 발생 시점 및 균열 위치가 불명확하리라 예측되는 시험체에 대해서는 미소파괴음 측정장치(A.E. measuring unit)로부터 미소파괴음을 계측하여 결정하였다.

3.4 지반모형타설 및 하중조건

시험체 SG-1, SG-2에 대하여 재하영역을 제외하고 라이닝을 둘러싸는 지반 모형을 타설하였다. 이것은 재하에 대하여 공동 외부로 밀려나는 라이닝 부위의 거동이 지반에 의해 제약되는 경우를 모사하기 위함이다. 먼저 라이닝 모형 시험체를 시험대에 장착하고 각부를 구속시킨 상태에서 목재 거푸집을 가설한 후 저강도 콘크리트를 타설하였다. 라이닝과 지반의 접촉면 마찰을 조사하기 위하여 시험체 SG-1의 경우에는 매끄러운 벽면을 유지하였고, SG-2의 경우에는 툽니모양의 마찰이 발생하게 하였다.

본 실험에서는 3가지 재하형태(loading type)를 기본 형태로 하였는데, 등분포 수직하중, 등분포 편심하중, 일정집중하중이다. 등분포 수직하중은 Table 3에서 맨 윗그림에 해당하는 경우로서 얇은 심도에 터널이 시공될 때나 깊은 심도의 암반터널이라 하더라도 터널 상부에 심하게 풍화되고, 절리화된 암반이 존재한다는 가정에서 출발한 것이다. 등분포 편심하중은 Table 3의 위에서 2번째 경우로서 터널 천단 중심선을 기준으로 한쪽으로 치우쳐 연약대가 존재하는 지질현상을 가정한 것이다. Table 3의 4번째 줄에 있는 3개의 그림은 암반터널의 경우 주 절리군들(major joint sets)에 의해 형성되는 암반블럭(rock block)이나 암반쐐기(rock wedge)의 경우를 가정한 것이다.

3.5 단면력 계산법

실험결과를 정리하기 위하여 필수적으로 사용되어야 할 몇 가지 용어를 제시함으로써 혼돈을 피하고자 한다. 규격화된 용어들이 아니기 때문에 관련문헌들을 참조하였다. 특히 단면력 계산법에 있어서 필자들은 본 연구의 실험데이터를 이용하는 계산법을 제안하였다.¹⁾

- 균열하중 : 라이닝 지보체에 균열이 발생하기 시작할 때의 상재하중
- 파괴하중 : 균열하중 이후에 구조적으로 붕괴될 때의 상재하중
- 정규화 균열하중 및 정규화 파괴하중 : 시험체의 강

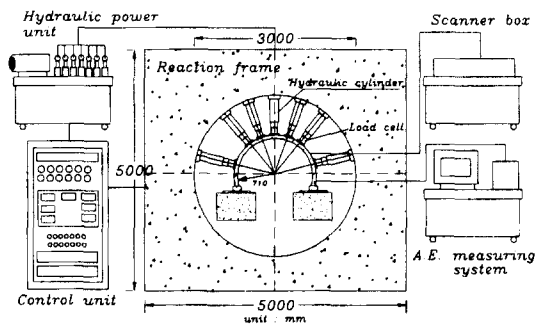


Fig. 2. Plan view of test setup

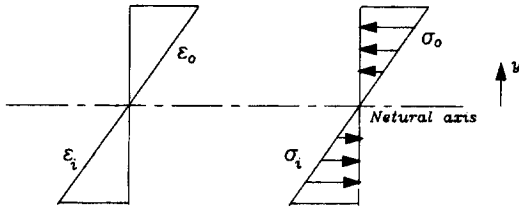


Fig. 3. Strain and stress distribution in plane concrete beam

- 도특성이 물성에 좌우되기 때문에 비교차원에서 일축압축강도를 보정했을때의 균열하중 및 파괴하중
- 한계단면 : 균열이 발생한 단면으로서 천단으로부터의 아치 각으로 표시한다.
- 최대처짐 : 균열하중에서의 라이닝의 변형량으로 정의한다.

본 실험에서는 콘크리트면에 부착된 변형률 자료로부터 축력 및 휨모멘트를 역산하였다. 이는 무근콘크리트에서 중립축(neutral axis)이 도심에 위치한다는 이로부터 계산되었다.

Fig. 3에서 보는 바와 같이 변형률 및 응력이 선형으로 분포한다고 가정하면, 작용력(working force)은 도심 즉 중립축에 작용할 것이다. 따라서 다음과 같이 축력(thrust) 및 휨모멘트(flexural moment)를 구할 수 있다.

변형률 함수는 Fig. 3과 같이 선형함수로서 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$\epsilon(y) = \frac{\epsilon_0 - \epsilon_i}{h} \left(y + \frac{h}{2}\right) + \epsilon_i \quad (1)$$

여기서 ϵ_0 는 바깥쪽 면의 변형률이고, ϵ_i 는 내부면의 변형률이다. h 는 부재 단면의 두께다. 변형률의 부호는 압축 변형률이면 부(-), 인장 변형률이면 정(+)으로 정의한다.

축력 N 은 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned}
 N &= \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \alpha(y) \cdot b \cdot dy = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} E \cdot \epsilon(y) \cdot b \cdot dy \\
 &= E \cdot b \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \left[\frac{\epsilon_0 - \epsilon_i}{h} y + \frac{\epsilon_0 + \epsilon_i}{2} \right] dy \\
 N &= E \cdot b \cdot h \cdot \frac{\epsilon_0 + \epsilon_i}{2} \quad (2)
 \end{aligned}$$

같은 방식으로 휨모멘트는 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned}
 M &= \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \alpha(y) \cdot b \cdot y \cdot dy \text{로부터} \\
 M &= E \cdot I \cdot \frac{\epsilon_0 - \epsilon_i}{h} \quad (3)
 \end{aligned}$$

여기서, I 는 관성모멘트(moment of inertia)로서 다음과 같다.

$$I = \frac{bh^3}{12} \quad (4)$$

여기서, b 는 부재 단면의 폭이고, E 는 부재의 탄성계수이다.

4. 실험 결과 및 고찰

4.1 축압 · 구속 및 재하 형상 효과

현지 지반에 존재하는 현지 지압의 특성은 곧 라이닝의 거동에 영향을 미친다. 그 중에서도 현지 지압의 수직응력과 수평응력의 비, 축압계수는 중요한 요소이다. 본 절에서는 축압이 존재하지 않는 경우와 축압이 존재하는 경우에 대하여 시험결과를 비교하였다.

시험결과중 축압이 없는 경우인 SI-1과 축압이 있는 경우인 SI-2의 하중에 따른 처짐곡선을 Fig. 4 및 5에 나타내었다. 축압이 있는 경우 축압이 없는 경우에 비해 모든 재하 형태에서 1.5~2배 균열하중이 증가 즉 균열에 대한 내하력이 증가하였으며, 파괴에 대한 내하력은 등분포 재하 형태에서 축압계수가 0.2로 작용에도

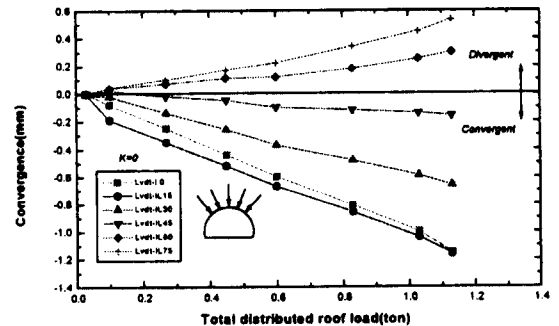


Fig. 4. Relationship between convergence and applied load of model SI-1 (condition : uniform normal loading without side pressure. !L00 symbol of the legend indicates internal left arch angle from the vault (zero degree))

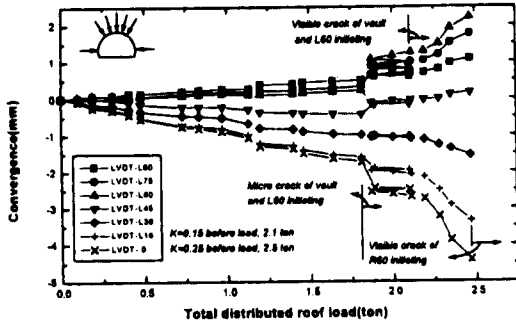


Fig. 5. Relationship between convergence and applied load of model SI-2 (condition : uniform normal loading with side pressure. L00 symbol of the legend indicates left arch angle from the vault (zero degree))

불구하고 6배나 증가하였다. 균열발생 위치는 모든 시험체에서 1차 균열의 경우 재하영역의 가운데였고, 2차 균열의 경우 L40~L60(혹은 R40~R60)으로 아치 어깨 부분이었다. 최대 처짐량은 평균 1.2 mm에서 크게 벗어나지 않았다. 따라서 축압으로 인하여 천단 처짐이 어느 정도 억제되는 하지만 큰 차이가 없는 것으로 파악되었다.

축력 성분은 단면력중 가장 축압에 민감하였다. 즉, 축압이 존재하지 않는 경우에는 대부분의 단면에서 인장력이 발생하지만, 축압이 존재하는 경우에는 축압계수의 크기 및 하중형태에 상관없이 대부분 압축력으로 전환되었다. 아치 구조물은 휨모멘트보다 더 큰 규모로 아치 축력이 작용하기 때문에, 아치 축력이 압축력으로 전환되면 인장균열의 발생 억제 효과를 가져온다. 따라서 실험결과와 축압으로 인한 축력성분의 압축력 전환은 균열발생 억제에 양호한 효과를 가져왔다. 단면력 중 휨모멘트는 축압으로 인하여 모두 내하력의 증가량 만

큼 오히려 작아졌다. 또한 공동 내부로 작용하는 정의 휨모멘트 구간의 규모가 축압으로 인하여 축소되었다.

동일 조건하에서 상부에 재하되는 하중형상이 변화함에 따른 라이닝의 거동을 비교하였다. 상부 L30~R30의 범위에서 각각 등분포(uniform normal), 삼각형, 역삼각형, 편심직각 삼각형 하중 형상으로 재하하였다. Table 4에는 이러한 시험체들의 강도특성을 나열하였다.

터널 라이닝 상부에 삼각형 모양의 썩기가 있다고 가정하는 경우의 재하 형태는 삼각형 형상으로서 천단에 가장 큰 하중이 작용한다. Table 4에서 보는 것처럼, 이는 균열에 대한 내하력을 가장 저하시키며 천단 주위에 휨모멘트가 가장 크게 작용한다. 오히려 편심 직각 삼각형 재하형상의 내하력보다 더 떨어지는 효과를 가져왔다. 이 경우 축력이 모두 인장력으로 작용하여 아치구조체의 안정성을 저해하였다. 휨모멘트는 국부적 재하 형상 효과 때문에 천단에서 30도 부근까지 모두 내부로 처짐이 발생하는 정(+)의 모멘트가 작용한다. 또 재하형상이 변하더라도, 균열이 발생하는(휨모멘트가 가장 큰) 영역은 상재 하중이 가장 큰 지점이 아니라 모두 천단에서 20도 내외의 영역으로서 천단에 인접하였다. 이는 2절의 현장 자료로부터도 입증해 주고 있는 사실이다.

4.2 재하형태 효과 및 복층 라이닝 효과

같은 종류의 라이닝에 대해, 같은 축압 조건 하에서 재하형태를 달리하면서 라이닝의 거동을 조사한 경우에 대하여 비교해석을 실시하였다. 이 비교해석은 같은 조건의 복층 라이닝에 대해서도 조사되었다.

터널 상단에 천단을 기준으로 좌우측 35도씩 등분포 수직 재하가 되는 경우가 상단에 균등하게 편심재하되는 경우 및 천단에 집중재하가 되는 재하형태에 비해

Table 4. Strength characteristics of the linings with th variation of loading shape

Test	Loading shape	K	Cracking load(ton)	Failure load(ton)	Normalized cracking load(ton)	Normalized failure load(ton)	Critical section
SI-2	Uniform normal loading	0.15	1.81	6.5	1.81	6.5	Vault (L60, R60)
SS1	Triangular loading	0.12	1.45	1.81	1.48	1.85	Vault (L62, R55)
SS2	Reverse triangular loading	0.15	1.73	4.73	1.69	4.63	L15 (R57, R55)
SS3	Right triangular loading	0.15	1.47	2.6	1.50	2.66	L15 (L62, R45)

균열에 대한 내하력이 평균 2배 더 컸다. 편심재하 및 집중재하만을 비교한 경우 편심재하가 20% 이상 균열에 대한 내하력이 더 크나, 복층 라이닝에서만은 집중재하의 경우가 2배 가량 더 컸다. 현실적인 지질학적 조건과의 상관관계를 고려하면 터널 상부에 지반 아치력(ground arch force)에 의한 Terzaghi 하중과 같이 토사 및 풍화암지반의 등분포 상재하중에 대해서 가장 내하력이 좋아서, 단층과 같은 경사진 지질학적 불연속면이 터널 상단의 일부를 재하하는 경우에 비해 2배 이상 내하력이 크다고 말할 수 있다. 또한 극단적으로 터널의 축방향을 따라 천단에 불연속면이 수직으로 존재하는 경우에 내하력은 3배 이상 떨어져 극히 취약한 강도특성을 보임을 알 수 있다. 그러나 복층 라이닝의 경우 이러한 극단적으로 불리한 지질학적 조건에서도 같은 두께의 콘크리트 라이닝에 비해 내하력이 50% 이상 커진다는 것을 알 수 있어, 복층 라이닝의 정력학적 재

하조건하에서의 안정적 효능을 검증하였다.

복층라이닝에서는 슛크리트를 통한 2차적인 지보역할로 콘크리트 라이닝의 거동이 안정화되어 처짐거동이 대부분의 단면에서 안정적으로 발생한다. Fig. 6과 7은 복층 라이닝 DL-2의 콘크리트 라이닝 및 슛크리트의 처짐곡선을 나타낸다. 콘크리트 라이닝은 균열이 발생하기 전까지 모두 공동 내부로 처지는 안정적 거동을 보인다. 한편 슛크리트는 균열하중까지 큰 변화를 보이지 않다가 균열하중 이후 지반쪽으로 밀리는 현상을 보인다. 또한 콘크리트 라이닝 천단의 균열발생은 재하형태에 상관없이 슛크리트 보다 먼저 발생하였다. 그리고 천단이 한지 지점의 기능을 하면서 회전이 발생하기 시작하여 라이닝 어깨 부위에서는 콘크리트 라이닝이 슛크리트 쪽으로 밀리는 현상을 나타내었다. 따라서 복층 라이닝이라 하더라도 편심재하를 제외한 나머지 하중 형태에서는 콘크리트 천단 균열은 필연적인 것으로 사료된다.

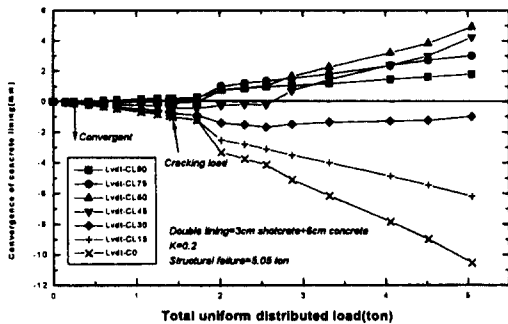


Fig. 6. Relationship between convergence and applied load of the concrete lining in DL-2 (CL00 symbol of the legend indicates left arch angle from the concrete vault)

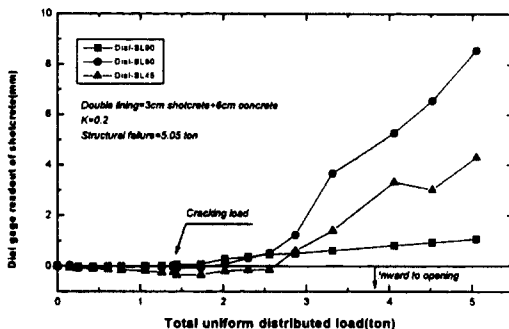


Fig. 7. Relationship between convergence and applied load of the shotcrete in DL-2 (SL00 symbol of the legend indicates left arch angle from the shotcrete vault)

4.3 배면공동 존재 및 단면 두께 증감 효과

배면공동이 콘크리트 라이닝 천단 배면에 존재함으로써, 콘크리트 라이닝의 국부적 두께 감소가 발생하는 경우에 대하여 그렇지 않은 경우와 비교하였다. 배면공동이 라이닝 천단 배면에 존재함으로써, 국부적으로 단면감소가 발생하는 경우에 단면감소량이 30% 이었다. 이때 대부분의 시험체에서 균열에 대한 내하력은 단면감소량보다 더 큰 평균 40% 정도 감소하였고, 파괴하중에 대한 내하력은 단면감소량과 비슷한 30% 정도 감소하였다. 그러나 콘크리트 배면공동은 지반의 지하수 침투와 같은 부가하중을 불러일으켜서 지하수와 같은 다른 요인이 얼마나 내하력을 더 떨어뜨리는가도 중요한 관건이 된다. 최대처짐량은 공동이 없는 경우 1.2 mm로, 공동이 있는 경우 평균 1.3 mm 와 큰 차이를 보이지 않는다.

다음으로 단일 라이닝의 경우 라이닝 전체의 두께 변화에 따른 라이닝 거동의 차이를 비교하였다. 그 강도 특성의 비교결과를 Table 5에 나타내었다.

라이닝 두께의 증가가 Table 5에서와 같이 50% 이루어졌을 때, 정규화 균열하중을 기준으로 할 경우 평균 40% 내외로 내하력이 증가하여 라이닝 두께의 증가량에 조금 못 미치지만 공학적 관점에서 볼 때 거의 동일함을 알 수 있다. 그러나 파괴하중의 경우 모두 2배 이상 내하력이 커져 두께 증가분의 4배만큼 파괴에 대

Table 5. Strength characteristics of the linings with the variation of thickness

Test	Loading type	K	Cracking load(ton)	Failure load (ton)	Normalized cracking load	Normalized failure load	Critical section
SI-2 (6 cm)	Uniform normal loading	0.2	1.81	6.50	1.81	6.5	Vault (L60, R60)
SI-21 (9 cm)	Uniform normal loading	0.2	2.71	5.48	2.41*	4.87*	Vault (L50, R50)
SI-21 (6 cm)	Uniform normal loading	0.2	2.18	6.09	2.18	6.09	Vault (L60, R60)
SII-21 (9 cm)	Uniform normal loading	0.2	3.15	13.72	2.95**	12.86**	Vault (L60, R60)
SI-4 (6 cm)	Uniform normal loading	0.35	1.18	1.18	1.18	1.18	L10 (R40)
SII-4 (9 cm)	Uniform normal loading	0.35	2.04	2.59	1.70***	2.16***	L45, R45 (L58, R73)
SII-2 (6 cm)	Point loading	0.5	0.83	0.83	0.83	0.83	Vault (L38, R38)
SII-21 (9 cm)	Point loading	0.5	1.90	1.90	1.94****	1.94****	Vault (L40, R40)

*, **, ***, **** normalized base on SI-2, SI-21, SI-4, SI-6 respectively

한 내하력이 상승하였다.

$$f_c (= \text{cracking load}) \propto \Delta t (\text{thickness})$$

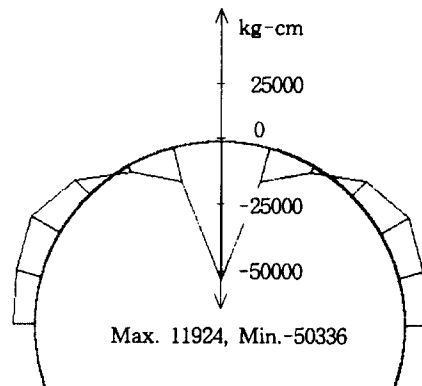
$$f_t (= \text{failure load}) \propto 4 \times (\Delta t)$$

실험결과 라이닝 두께의 증가는 편심재하 및 집중재하와 같은 불리한 재하구조에서 훨씬 내하력의 증가를 가져왔다. 따라서 라이닝 설계단계 이전에 현장 지반의 불연속면과 같은 지질학적 조사를 면밀히 할 수 있고 편심재하 및 집중재하를 받는다고 판단할 수 있다면, 두께 50% 증가시 내하력이 2배 이상 커지는 것을 고려하여 설계할 수 있을 것이다. 균열하중에서의 최대처짐량은 대부분의 시험체에서 두께의 증가에도 불구하고 거의 동일하였다.

4.4 라이닝 보강 및 지반 설치 효과

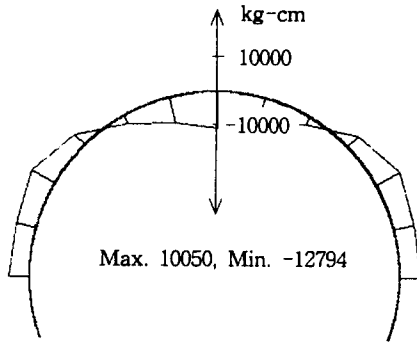
중립축에 단근배근을 하여 라이닝 거동을 조사하였다. 표준 인장강도를 갖는 철근을 시험에 사용하지 못함으로써 실제의 보강효과를 기대할 수 없을 지라도 배근으로 인한 라이닝의 강도, 변형 특성이 얼마나 변하는지를 간접적으로 알 수 있었다. 그 결과 균열하중은 철근보다는 콘크리트의 인장강도와 관련있기 때문에, 균열하중은 큰 차이가 없고, 파괴하중은 철근의 인장력으로 인하여 큰 차이가 발생하였다. 또한 균열하중에서의 최대 처짐량도 큰 차이를 보이지는 않았다. 재하 영역에서

의 1차 휨균열 발생 위치는 동일하였다. 그러나 보강이 없는 시험체에서는 어깨 부분의 휨모멘트 2차 균열발생으로 파괴되었으나, 보강을 한 경우 어깨 부분에서의 전단 파괴로 시험체가 파괴되었다. 이러한 파괴양상의 차이가 3배라는 파괴하중의 차이를 불러일으킨 것으로 사료된다. Fig. 8과 9에는 보강을 하지 않는 시험체 SII-2와 보강을 한 시험체 SII-23의 휨모멘트를 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 균열하중에서, SII-23가 SII-2에 비해, 휨모멘트가 75% 가량 작고, 전체적인 휨모멘트



Applied load(cracking load) : 2.71 ton

Fig. 8. Flexural moment distribution of model SII-2 (Without reinforcement)



Applied load(cracking load) : 3.12 ton

Fig. 9. Flexural moment distribution of model SII-23 (With reinforcement)

분포가 안정된 구조를 나타냄을 알 수 있다.

천단 재하영역을 제외한 나머지 구간에 대해서 지반을 설치한 효과는 다음과 같다. 비재하영역의 밀림현상을 억제하여 휨 균열의 개수가 방해됨으로서 강도 및 변형특성의 차이를 보였다. 본 연구에서는 두 개의 시험체에 대하여 지반 모델을 타설하였는데, 한 시험체에 대해서는 지반과 라이닝 사이에 완전 미끄러짐이 되도록 매끈하게 하여 터널 굴착기에 의한 굴착 벽면을 재현하였다. 다른 한 시험체에 대해서는 엇물림(interlocking)효과를 재현하기 위하여 툽니모양으로 처리하여 마찰이 발생하게 하였다.

Table 6에 지반모델을 타설한 SG-1, SG-2와 함께 같은 재하형태로 시험한 SI-1 및 SI-2의 결과를 나타내었다.

균열에 대한 내하력은 SG-1이 SI 시리즈에 비해 평균 4배 크고, SG-2가 SI 시리즈에 비해 평균 10배 크다. 다시 말하면, 지반이 라이닝 밀림을 구속하는 재하

형태에서는 매끄러운 접촉면을 갖는 경우 평균 4배 이상 내하력이 커지고, 엇물림이 있어 마찰이 존재하는 경우 평균 10배 이상 내하력이 커진다. 균열하중에서의 최대 처짐량은 SI-2에 비해 SG-1이 16%, SG-2가 50% 이상 줄어든다. 한계단면은 1차 균열의 경우 천단으로서 지반을 설치하지 않는 경우와 동일하지만, 2차 균열 단면은 재하부의 가장자리와 지반을 설치한 부위의 경계부로서 압축전단균열을 나타내었다. 라이닝과 지반의 마찰효과만을 보기 위하여 SG-1과 SG-2만을 비교하면 다음과 같다. 마찰효과가 작용하는 SG-2가 매끄러운 면을 갖는 SG-1에 비해 균열에 대한 내하력이 3배 이상 크지만, 파괴에 대한 내하력에 있어서는 큰 차이를 보이지 않는다. 따라서 지반과 라이닝 사이의 마찰효과는 내하력을 크게 증진시킨다는 것을 알 수 있었다.

4.5 균열 특성

시험한 라이닝 시험체의 균열 발생 위치 및 균열의 종류 등을 조사하였다. 또한 균열 발생시의 균열하중이 파괴하중의 몇 %인지, 그리고 그때의 처짐량이 파괴시의 처짐량의 몇 %인지를 나타내었다.

직접 라이닝에 재하를 실시하였으므로 거의 모든 발생 균열은 휨에 의한 휨균열로서 대부분 터널 축방향의 축방향균열이었다. 터널 라이닝 상단에 등분포 재하가 이루어진 경우 1차 균열은 천단에서, 2차 균열은 천단으로부터 60도 떨어진 부위에서 발생하였다. 이때 균열 하중은 파괴하중의 28% 수준으로 일정하였다. 특히 복층 라이닝의 경우 균열하중에서의 최대 처짐량은 파괴하중에서의 최대 처짐량의 10% 수준으로 일정하였다. 따라서 등분포 재하형태로 라이닝계에 재하되는 구조에서는 균열이 발생하여도 구조적으로 붕괴되는데에는 정역학적으로 많은 하중이 부가적으로 작용하여야 하

Table 6. Strength characteristics of the linings surrounded by the casting of the ground concrete models

Test	Loading type	K	Cracking load(ton)	Failure load (ton)	Normalized cracking load	Normalized failure load	Critical section
SI-1	Uniform normal loading	0	1.13	1.13	-	-	Vault (L62, R70)
SI-2	Uniform normal loading	0.2	1.81	6.50	1.81	6.50	Vault (L60, R60)
SG-1	Uniform normal loading	-	5.16	29.62	6.88*	39.49*	Vault (L42, R45)
SG-2	Uniform normal loading	-	15.05	32.30	18.52*	39.75*	Vault (L40, R40)

* : normalized base on SI-2

며, 복층 라이닝의 경우 균열하중에서의 처짐량은 파괴 시에 비해 아주 작은 값을 알 수 있었다. 터널 라이닝 천단에 일점 집중재하가 이루어지는 극단적인 재하구조에서는 1차 균열은 천단에서, 2차 균열은 천단으로부터 40도 떨어진 부위에서 발생한다. 균열하중은 파괴하중의 90% 이상이며, 마찬가지로 균열하중에서의 처짐량은 파괴하중에서의 처짐량의 90% 이상이다. 따라서 라이닝에 불리한 이러한 재하구조에서는 균열이 발생하자마자 곧이어 파괴하중에 도달할 가능성이 크고, 균열이 발생하면 즉각적으로 조치를 취해야 함을 알 수 있었다. 복층 라이닝의 경우 편심재하 구조에 가장 큰 내하력 증진효과 및 균열 억제 효과를 가져옴을 알 수 있었다. 발생하는 모든 휨균열은 재하영역의 경우 라이닝을 완전 관통하나 재하영역이 아닌 단면에서는 중립축에 다달으면 중립축에 연하여 발전한다. 그러나 철근 배근이 이루어진 경우 발생한 인장 휨균열은 철근에 다달으면 균열의 발전이 억제된다. 이러한 현상은 철망을 보강한 시험체인 SII-23의 균열도에서 나타나는데 Fig. 10과 같다. 중립축에 위치한 철망에 균열이 다달으면 발전이 멈추거나 중립축에 연하여 발전하는 모습

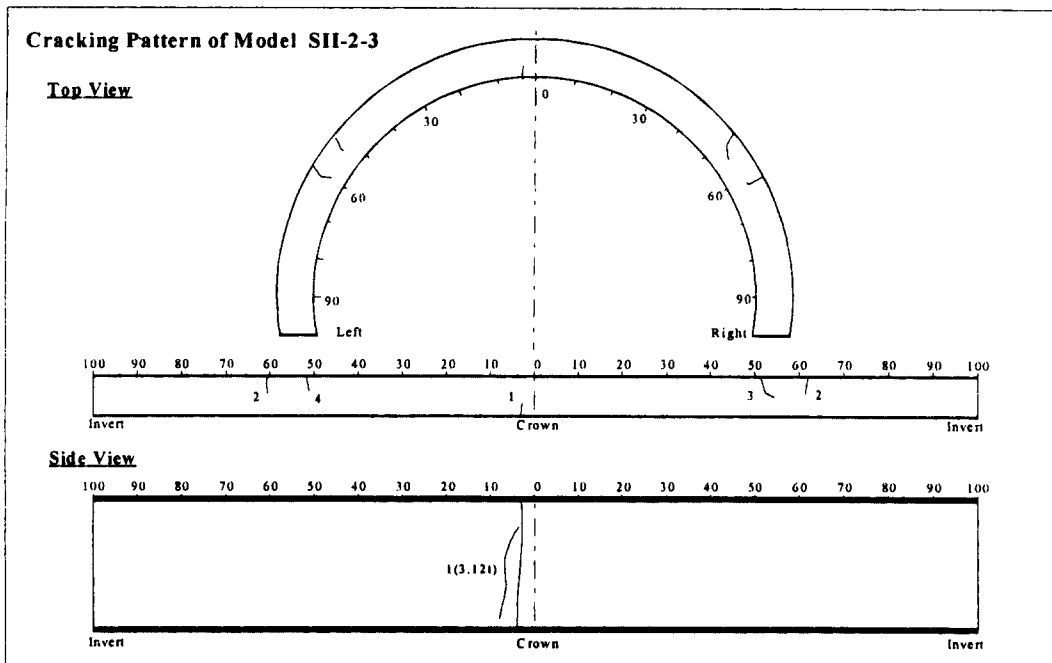
을 볼 수 있다. 배면공동이 존재하지 않는 복층 라이닝의 경우, 재하가 슛크리트에 이루어지지만 1차 균열의 발생은 콘크리트 라이닝에서 이루어진다. 그러나 배면공동이 존재하는 경우 두 라이닝에서 동시에 균열이 발생하는 모습을 볼 수 있었다. 또한 복층 라이닝의 경우, 비재하영역의 최대 휨모멘트가 작용하는 영역에서 슛크리트와 콘크리트 라이닝이 벌어지는 현상이 발생하는데 이러한 현상이 복층 라이닝계의 안정성을 저해하는 주요 원인으로 판단된다. Fig. 11의 복층 라이닝의 균열도에서 그러한 현상을 관찰할 수 있다.

4.6 지보곡선 및 휨모멘트

라이닝과 같은 지보 부재에 가해진 상재하중과 그에 따른 라이닝의 변위는 서로 상관 관계를 갖는다. 터널 내에 설치된 지보의 강성은 강성계수, k 로 특징지워지는데, 지보에 의해 제공된 반경방향의 지지압 P_i 와의 관계는 다음과 같다.²⁾

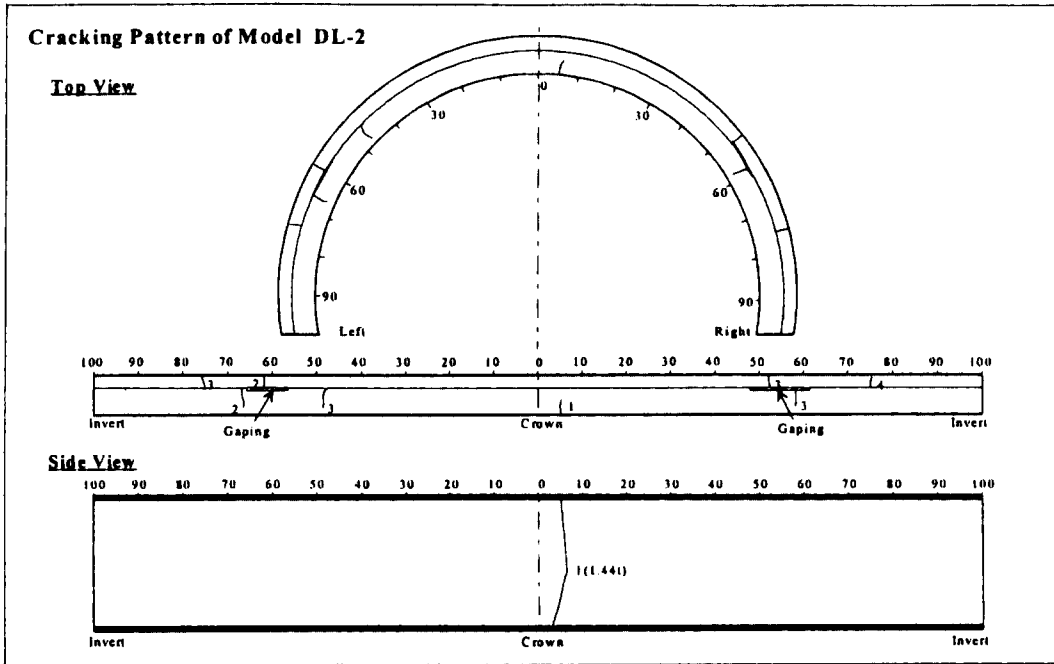
$$P_i = k \frac{u_{ic}}{r_i} \tag{5}$$

실험한 결과인 처짐곡선을 통하여 한계단면에서의 지



*Figures in deploying map and side view map represent the order of cracking

Fig. 10. Crack map of model SII-23



*Figures in deploying map and side view map represent the order of cracking
 Fig. 11. Crack map of model DL-2

보곡선 및 지보강성을 구하였는데 지보곡선은 차원해석에 의한 변수를 이용하여 무차원항으로 표현하였다.

먼저 라이닝에 가해지는 하중을 f_a , 균열하중을 f_{cr} , 라이닝 반지름을 r_i , 내부 처짐량 즉 수렴 변위를 u_i 라 할 경우에 대하여 $\frac{f_a}{f_{cr}} \sim \frac{u_i}{r_i}$ 곡선의 관계를 유도하였다. 즉 이 곡선은 가해진 재하하중을 균열하중으로 나눈 무차원 하중값과 처짐량을 라이닝 반지름으로 나눈 무차원 처짐량값의 관계를 나타낸다. 무차원 지보곡선 관계 $f_a/f_{cr} \sim u_i/r_i$ 에서 f_a/f_{cr} 의 단위는 (kg/kg)이며, u_i/r_i 의 단위는 (cm/cm)로서 하중 항은 어떠한 단위이든지 관계가 없지만, 변위항은 사용한 반지름값 및 변위단위에 지보강성이 좌우되기 때문에 유의하였다. 시험체의 한계단면에서의 처짐량을 이용하여 무차원 지보강성을 구한 결과 상관관계가 99%인 값을 구하였다. 따라서 평균 지보곡선은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$f_a/f_{cr} = 620 \frac{u_i}{r_i} + 0.033 \quad (6)$$

라이닝 시험체의 탄성계수/일축압축강도의 비의 평균은 $E_1/\sigma_{ck} = 687.22$ 이고 편차는 ± 108 이었다. 따라서 무차원 평균 지보곡선은 탄성계수/일축압축강도비와의

상관관계로부터 다음과 같이 쓸 수 있었다.

$$\frac{f_a}{f_{cr}} = (0.78 \sim 1.07) \frac{E_1}{\sigma_{ck}} \frac{u_i}{r_i} + 0.033 \quad (7)$$

지보강성의 평균값은 0.9이다. 따라서 1차 균열하중 f_{cr} 및 터널에 가해지는 f_a 만 예측할 수 있다면 처짐량 즉 변위를 구할 수 있다. 또한 터널의 변위 u_i 를 알고, 가해지는 하중 f_a 만 예측할 수 있다면, 1차 균열이 발생하는 하중을 예측할 수 있다.

보강하지 않은 평면 콘크리트(plane concrete)의 설계법은 일반적으로 다음 식과 같다. 식은 평면 보에 대한 휨모멘트와 휨인장강도의 관계로부터 설계 휨모멘트를 구한 것이다.

$$M_d = \frac{\sigma_{ru}}{S_f} b \frac{h^2}{6} \quad (8)$$

여기서 M_d 는 설계 휨모멘트강도(kg-cm), σ_{ru} 평면 콘크리트의 휨인장강도(modulus of rupture, kg/cm²), S_f 는 안전율(safety factor), b 는 재하 면의 폭(cm)이고, h 는 전체 콘크리트 층의 두께(cm)이다. 따라서 본 연구에서 시험한 시험체의 평균 휨과괴강도가 50(kg/cm²)

이므로 식(8)을 이용하면 최대 휨모멘트는 6,000 kg-cm이다. 그러므로 실제 아치 라이닝 시험체에서 측정한 변형률값을 이용하여 계산한 단면력인 측측 최대 휨모멘트값과 위의 값을 비교함으로써 식(8)에 대한 수정을 가하고자 하였다.

측압이 없는 시험에 해당하는 시험체 실험 결과를 비교하면 모두 최대 설계 휨모멘트의 65~92% 수준에서 균열이 발생함으로써 최대 설계 휨모멘트의 값이 너무 크게 설정됨을 알 수 있다. 따라서 최대휨모멘트 관계식은 측압이 무시할 수 있을 만큼 작거나 토사지반에서 정지토압이 작용하는 경우 안전계수를 고려하지 않으면 다음과 같은 관계를 가져야 정확한 휨모멘트 설계가 됨을 알 수 있었다.

$$M_d = \frac{\sigma_n}{C \cdot S_f} \cdot b \cdot \frac{h^2}{6} \quad (9)$$

$$C(\text{correction coefficient}) = 1.1 \sim 1.5$$

측압이 0.5 이하인 경우, 측압이 존재하는 6개의 시험체에 대하여 고려한 경우 모두 균열이 발생한 한계단면에서 설계휨모멘트의 16% 이상, 최고 3.8배에서 균열이 발생하였다. 그러므로 지하수압과 같은 부가적인 하중에 대하여 안전계수를 보정한다면, 큰 지장이 없는 것으로 파악할 수 있다. 엔지니어링 측면에서 실제의 설계 최대휨모멘트를 다음과 같이 증가시켜도 큰 무리가 없을 것으로 사료된다.

$$M_d = C \cdot \frac{f_u}{S_f} \cdot b \cdot \frac{h^2}{6} \quad (10)$$

$$C(\text{correction coefficient}) = 1.2 \sim 1.8$$

5. 결 론

본 연구에서 얻어진 주요 결론은 다음과 같다.

1) 시공 완료 5년 이내의 4개의 터널에 대하여 터널 콘크리트 라이닝에 발생하는 균열을 조사하였다. 역학적 중요한 축방향 균열은 전체 균열중 42%를 차지했으며, 히스토그램 분석 결과 축방향균열중 93%가 터널 천단의 중심선으로부터 20° 이내의 범위에서 발생하는 것으로 파악되었다.

2) 실험결과 측압효과로서 측압이 있는 경우 측압이 없는 경우에 비해 균열에 대한 내하력이 1.5~2배 증가하였다. 균열하중에서의 최대 처짐량은 측압효과가 가장 좋은 등분포 수직재하를 제외하고 모두 1.2 mm 근

처에서 발생하였다. 따라서 측척이 10이므로 실제 원형에서는 균열발생 한계처짐량이 천단의 경우 12 mm라는 것을 알 수 있다.

3) 실험결과 재하형태 효과로서 터널 상단에 등분포 수직 재하되는 경우가 등분포 편심재하되는 경우 및 천단에 집중재하되는 경우에 비해 균열에 대한 내하력이 평균 2배 컸다. 편심재하형태 및 집중재하만을 비교할 때, 단일라이닝에서는 편심재하형태가 균열에 대한 내하력이 20% 이상 큰 반면에 복층 라이닝에서는 오히려 집중재하가 균열에 대한 내하력이 2배 가량 컸다.

4) 복층 라이닝에서는 콘크리트 라이닝의 거동이 안정화되면서 처짐거동이 대부분의 구간에서 발생한다. 콘크리트 라이닝 천단의 균열발생은 천단 주위에 등분포 재하가 이루어지던지, 일점 집중재하가 이루어지던지 슛크리트보다 먼저 균열이 발생하였다.

5) 실험결과 균열특성으로서 대부분의 균열은 터널 축방향 균열이었다. 등분포 재하형태에서 1차 균열은 천단 부근에서 2차 균열은 천단으로부터 60도 떨어진 부위에서 발생하였으며, 균열하중은 파괴하중의 30% 수준이었다. 특히 복층 라이닝의 경우 균열하중의 처짐량은 파괴하중 처짐량의 10% 수준으로 나타났다.

6) 실험결과와 처짐량을 분석함으로써 새로운 무차원 지보반응곡선을 유도하였다. 또한 휨모멘트를 분석한 결과 설계휨모멘트에 관한 일반식에 대하여 보정을 하였다.[참조 식(7),(9),(10)]

사 사

본 연구는 (주) 대우 기술연구소의 지원아래 1997년 10월부터 1998년 10월까지 이루어졌으며 연구과정에서 실험을 도와준 연구소 관계자 여러분께 깊은 감사를 드리는 바이다.

참 고 문 헌

1. 이대혁, 1998, 모형실험 및 수치해석에 의한 터널 복공의 역학적 거동 및 균열특성에 관한 연구, 서울대학교 공과대학 공학박사학위 논문, p.292
2. Hoek, E., and Brown, E. T., 1980, Underground excavation in rock, The institution of Mining and Metallurgy, London, England.
3. Obert, L. and Duvall W. I., 1967, Rock mechanics and the design of structures in rock, John Wiley & Sons, Inc., p. 650.

4. Paul, S.L., Hendron, A. J., Cording, E. J., Sgouros, G.E. and Saha, P. K., 1983, Design recommendation for concrete linings - Vol. 1 Results of model tests and analytical parameter studies, UMTA-MA-06-0100-83-1, U. S. Department of Transportation, Washington, D. C. (November).
5. Piede, Liu, 1986, Model test study on double lining of tunnels, Tunnelling and Underground Space Technology, Vol. 1 No. 1, pp. 53-58.
6. 近久 博志, 荒井 幸夫, 筒井 雄行, 櫻井 春輔, 1990, トンネル掘削時の挙動に関する模型実験装置と評価法, 土木學會第47回年次學術發表會, pp 678-679.