

-shot크리트 및 콘크리트 라이닝의 역학적 거동에 관한 실험 및 수치해석적 연구

김재순¹⁾ · 김영근²⁾ · 이희근³⁾

A Study on the Structural Behaviour of Shotcrete and Concrete Lining by Experimental and Numerical Analyses

Jae-Soon Kim, Young-Keun Kim and Hi-Keun Lee

ABSTRACT Tunnel lining is the final support of a tunnel and reflects the results of the interaction between ground and support system. Recently it is very difficult to support and manage the tunnel because the cracks on tunnel lining cause many problems in supporting and managing tunnels. Therefore the analysis of the cracks is quite strongly required. In this study, mechanical behaviour of a tunnel lining was examined by model tests and by numerical analyses. Especially the model test was examined for double linings including shotcrete and concrete lining. The model tests were carried out under various conditions taking different loading shapes, horizontal stresses, thicknesses of linings and double lining, vault opening behind the concrete lining and rock-like medium surrounding the lining. Due to horizontal stress, compressive stress prevailed on the lining. Thus the bearing capacity of the lining increased. The existence of a vault opening behind the concrete lining reduced the bearing capacity by the similar amount of reduction of concrete lining thickness. Rock-like medium cast around the side wall of the lining restrained the deflection of the lining, and the bearing capacity for cracking and failure increased very much. In numerical analyses a algorithm which can analysis the double lining by introduction of interface element was developed. And the results of the numerical analyses were compared with the results of the model tests.

Key words : shotcrete, concrete lining, double lining, horizontal stresses, interface

초 록 터널 라이닝은 터널의 최종 지보수단이며, 지반응력과 터널 지보재 사이의 상호작용의 결과가 총체적으로 드러나는 면이다. 최근 콘크리트 라이닝에 발생하는 많은 균열로 인해 터널의 유지, 관리 측면에서 큰 어려움이 따르고 있어 이에 대한 해석이 요구되고 있다. 본 연구에서는 실험과 수치해석을 통해 터널 라이닝의 역학적 거동 특성을 규명하였다. 특히 -shot크리트와 콘크리트 라이닝을 모두 포함하는 복층 라이닝에 대해 실험과 수치해석을 실시하여 두 라이닝 사이의 상호작용을 규명하였다. 실험은 터널 라이닝 모형 시험체에 대해 하중, 축압, 라이닝 두께, 복층 라이닝, 복층 라이닝의 배면공동, 지반 모델 타설 등의 다양한 조건에 대해 실시하였다. 축압의 영향으로 라이닝 전반에 걸쳐 압축력이 분포하여 내하력을 증가시켰다. 라이닝의 두께가 50% 증가함에 따라 균열하중은 2배 정도 증가하였다. 복층 라이닝의 배면공동으로 인해 라이닝의 내하력은 콘크리트 라이닝 두께감소량과 같은 수준으로 감소하였다. 라이닝의 측벽부에 지반 모델을 타설한 경우 라이닝 어깨부분의 밀림을 억제하여 균열하중 및 파괴하중이 크게 증가하였다. 수치해석에서는 인터페이스 요소를 도입하여 복층 라이닝을 해석할 수 있는 수치해석 프로그램을 개발하여 실험 결과와 비교 해석을 실시하였다.

핵심어 : -shot크리트, 콘크리트 라이닝, 복층 라이닝, 축압, 인터페이스

1) 정회원, 대림산업(주) 건설사업부
2) 정회원, (주)대우 건설기술연구소 토목연구실 과장 (공학박사)
3) 정회원, 서울대학교 지구환경시스템공학부
원고 접수일 : 1998년 3월 18일
원고 심사 완료일 : 1998년 12월 3일

1. 서 론

터널 라이닝(lining)은 지반에 굴착, 건설되는 터널의 가장 최종적인 지보수단이고, 터널이 사회간접자본시설로서 영구적인 기능을 유지할 수 있게 하는 보강수단이기도 하다. 터널 라이닝은 사용자 및 유지 관리자가 가시적 관찰이 가능한 면으로서 터널에 작용하는 지반 응력 및 지반과 라이닝, 슛크리트, 록볼트 등의 지보요소간의 상호작용이 총체적으로 드러나는 면이 바로 라이닝 면이기도 하다.

최근 많은 안전진단 결과 터널의 콘크리트 라이닝 면에서 많은 균열이 발생되고 있다고 보고되고 있다. 이러한 균열은 터널 라이닝의 미관을 해칠 뿐만 아니라 터널의 안전성까지 위협하는 원인 중의 하나이다. 따라서 균열의 발생원인을 규명하고 이를 해석하는 해석기술의 개발이 요구되는 실정이다.

터널 라이닝에 대한 연구는 크게 수치해석적 연구와 모형실험에 의한 연구로 나눌 수 있다. 수치해석적 연구는 현장계측자료를 이용하거나 현장조건을 가정하여 터널 라이닝의 거동을 규명하고 나아가 설계지침을 제공한다. 모형실험은 주로 라이닝에 직접 하중을 가하는 방식⁹⁻¹²⁾과 지반을 모사하는 매체를 통하여 하중을 가하는 방식⁶⁾으로 수행되었다.

대부분의 수치해석 연구는 지반과 라이닝의 물성치의 차이에서 비롯되는 상대 강성비(relative stiffness ratio)를 정의하고, 이에 기초하여 라이닝의 역학적 거동을 관찰하였다.⁶⁻⁸⁾ 지반을 포함하는 라이닝 해석 프로그램에서 지반은 연속체 모델 혹은 스프링 모델로 모사하였고, 라이닝은 주로 프레임 요소로 모사하였다. 그리고 지반과 라이닝 사이에 존재하는 인터페이스 요소를 도입하여 지반과 라이닝 사이의 마찰을 고려하여 해석하였다.

모형실험을 통한 연구는 미국과 일본에서 많이 수행되었다. 모형실험을 통해 터널 라이닝의 역학적 거동을 규명하였고, 최근에는 발생하는 균열을 해석하여 손상된 터널 라이닝의 건전도를 평가하는 기법을 개발하려는 시도도 있었다.⁹⁻¹²⁾

그러나 많은 수치해석 연구에서 슛크리트와 콘크리트를 함께 해석에 반영하지 않고, 이 중 하나만을 고려하는 단일 라이닝 해석이 대부분이었다. 이는 콘크리트 라이닝을 지보재로 취급하지 않았던 NATM 개념에 있어서 당연한 것이다. 그러나 실제 많은 터널 라이닝에

발생하는 균열로 인해 터널의 보수가 요구되는 만큼 보다 현실적인 해석이 이루어져야 할 것이다.

본 연구에서는 콘크리트 라이닝의 역학적 거동을 위해 모형실험 및 수치해석을 실시하였다. 모형실험은 경부고속철도 표준단면을 모델로 하여 현실에 맞는 다양한 하중 형상을 모사하여 단일 라이닝 및 복층 라이닝에 대하여 실험하였다. 이를 통해 라이닝의 거동과 균열발생 특성을 관찰하였고, 균열하중(cracking load) 및 파괴하중(failure load)을 구하였다.

수치해석에서는 프레임 요소(frame element)를 사용하여 단일 라이닝 및 복층 라이닝 해석 프로그램을 개발하였다. 특히 두 라이닝 사이의 인터페이스 요소(interface element)를 개발하여 더욱 현실성 있는 프로그램을 개발하였다. 또 개발한 프로그램을 실험 결과에 적용하여 그 결과를 상호 비교 검토를 통해 프로그램의 타당성을 입증하였다.

2. 터널 라이닝 모형 실험

2.1 실험 개요

본 터널 라이닝 축소 모형실험의 목적은 단일 라이닝 및 복층 라이닝의 모형에 대해 다양한 하중형상과 다양한 축압조건하에서 라이닝의 균열 및 파괴하중, 변형거동에 대하여 연구함으로써 설계를 위한 지침 및 노후화된 기존 터널의 건전도를 평가하는 기법을 제시함에 있다. 또한 모형 실험 결과와 본 연구에서 개발한 라이닝 해석 프로그램에 의한 해석결과를 비교 검토하여 프로그램의 타당성을 검증하였다.

수행한 실험의 종류는 총 14가지로 Table 1에 나타내었다. Table 1에서 보는 바와 같이 하중형상, 축압조건, 단일 라이닝 두께의 변화, 복층 라이닝, 지반을 나타내는 매체의 타설 여부, 라이닝 천단의 두께 부족, 복층 라이닝의 배면 공동 유무 등의 7가지 변수에 대해 실험을 실시하였다.

실험에서 앞 명칭이 DL인 시험체는 3 cm 슛크리트 및 9 cm 콘크리트 라이닝의 조합인 복층 라이닝이다. 터널 라이닝 주위에 지반을 모사하는 저강도 콘크리트(low strength concrete)를 타설한 시험에 대해서는 SG를 앞 명칭으로 부여하였다. 그 외 SI와 SS는 6 cm, SII는 9 cm 단일 라이닝이다.

전체적인 시험장치의 평면 모식도를 Fig. 1에 나타내었다. Fig. 1에서 보는 바와 같이 본 실험은 반력 프레

Table 1. Summary of tunnel lining tests

Loading condition			Single lining		Double lining	
Loading type	Condition	Loading shape	Standard	Shortage	Standard	Shortage
Uniform normal load	$K=0$		SI*-1			
	$K=0.2$		SI-2	SI-21	DL-2	DL-21
Uniform eccentric load	$K=0$		SI-3			
	$K=0.35$		SI-4			
Point concentrated load	$K=0$		SI-5			
	$K=0.5$		SI-6 SII**6			
Various loading ratio			SS1			
			SS2			
			SS3			
Ground model casting			SG-1			

*SI lining thickness : 6 cm; **SII lining thickness : 9 cm

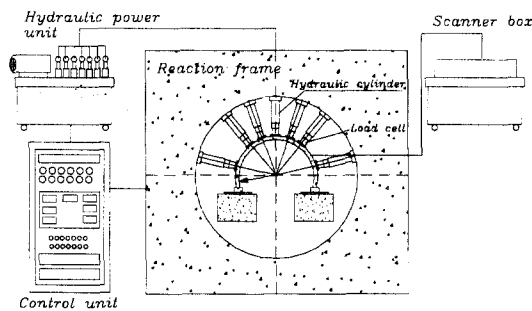


Fig. 1. Plan view of test setup

임, 터널 라이닝 모형 시험체, 유압실린더, 유압기, 하중 조절기, 변형률 및 변위 계측 장치 등을 사용하여 수행되었다.

2.2 실험장치 및 실험방법

2.2.1 시험체 및 실험장치

본 터널 라이닝 축소모형은 경부고속철도 복선 표준 단면 V를 1/10 크기로 축소하였다. 실험장치는 Fig. 1과 같이 하중을 가하는 유압 실린더와 시험체를 거치하고 유압실린더를 고정하는 반력프레임, 각부구속장치, 그리

고 load cell, LVDT, strain gage, dial gage, scanner box 등의 계측 장비로 구성되어 있다.

유압 실린더는 Fig. 1에서 보는 바와 같이 상부하중을 가하기 위해 상부 60도 영역에 15도 간격으로 5개를 설치하였고, 측압을 가하기 위하여 스프링 라인에서 15도 상부에 좌우 2개의 유압 실린더를 설치하였다. 각각의 실린더에는 load cell을 부착하여 가해지고 있는 하중을 계측하였다. 시험체 각부의 구속은 충분한 크기의 반력대를 설치하여 시험체를 거치한 후 초속경 시멘트를 사용하여 급결구속하였다. 시험체와 load cell 사이에 마찰을 방지하고 등분포하중의 효과를 구현하기 위해 강성이 매우 큰 고무판을 부착하였다. 또, 반력 프레임 저면과 라이닝 시험 사이의 마찰을 최소화하기 위해 스티로폼을 사이에 끼워 실험하였다.

본 실험에서는 11개의 6 cm 두께의 단일 라이닝, 1개의 9 cm 두께의 단일 라이닝, 2개의 복층 라이닝을 제작하였다. 라이닝 모델 시험체를 제작하기 위하여 6 cm 및 9 cm 두께의 강재 거푸집을 제작하였다. 강재 거푸집의 내부반경은 경부고속철도 터널 단면을 모델로 하여 축척 1/10의 710 mm로 하였다. 복층 라이닝은 6 cm 라이

Table 2. Concrete and mortar mixes for test specimens

	Coarse aggregate (kg)	Fine sand (kg)	Cement (kg)	Water (kg)	etc.*** (g)	Water-cement ratio
Concrete*	48.85	38	20.45	8.8	40.9	43%
Mortar**	-	38	13	7	-	53%

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

Table 3. Physical properties of lining models

Model No.	Specific gravity	Unconfined compressive strength (kg/cm ²)	Elastic modulus (×10 ⁶ kg/cm ²)	Flexural tensile strength (kg/cm ²)	
SI-5, SII-6	2.36	530	2.87		
SI-6	2.36	540	3.62	49	
SI-2	2.35	480	3.17		
SI-1	2.34	480	2.57	51	
SS-1	2.36	470	3.62	47	
SS-2	2.33	490	3.35	52	
SS-3	2.33	470	3.20		
SI-3	2.37	470	3.22		
SI-4	2.37	400	3.54	48	
SI-21	2.33	450	2.55		
SG-1	2.35	390	2.97		
DL-2	Shotcrete	2.18	410	2.50	36
	Concrete	2.37	500	3.66	
DL-21	Shotcrete	2.13	370	2.53	37
	Concrete	2.35	440	2.56	46

닝을 제작한 후, 1일 동안 양생한 뒤 9 cm 강재 거푸집에 옮겨 나머지 3 cm 공간에 대해 슛크리트를 모사는 모르타르를 타설하여 제작하였다. 모르타르를 타설하기 전에 실제 현장의 방수포를 모사하기 위해 걸면에 테이프를 부착하였다. 따라서 두 라이닝이 직접 접촉함으로서 발생하는 마찰을 억제해 주고 실제 현장의 효과를 최대한 반영하였다. 사용한 콘크리트 및 모르타르의 배합은 Table 2와 같다. 각 시험체의 물리적 성질은 Table 3과 같다. 터널 시공 현장에서 시공 오차나 지하수 등으로 야기될 수 있는 콘크리트 라이닝의 배면공동을 모사하기 위해 본 실험에서는 2가지 시험체(SI-21, DL-21)에 대하여 천단 두께가 원 두께에 비해 부족하게 제작하여 천단 두께부족과 배면 공동의 영향을 알아보았다. Fig. 2는 라이닝을 제작하는 모습이다.

시험체 SG-1에 대하여 재하 영역을 제외한 나머지 부분에 지반 모형을 타설하여, 실제 지반에 의한 반력

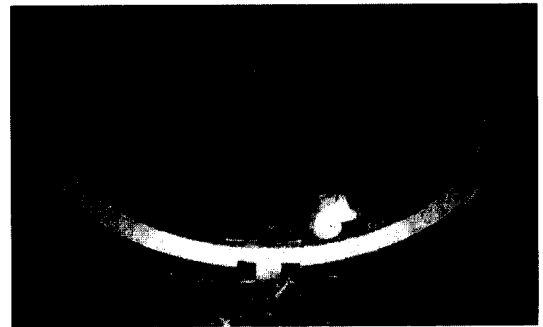


Fig. 2. 9 cm steel form for making a double lining

으로 라이닝이 공동 외부로 밀려나가는 거동을 제약하였다. 지반 모형은 양생 기간이 2일인 저장도 콘크리트를 사용하였다.

2.2.2 실험방법

라이닝 시험체를 반력대에 거치한 후 각부를 구속한다. 계측장비를 부착한 후 각각의 실험 종류에 맞게 하



Fig. 3. Test setup in place before experimenting

중을 가한다. 이때 적절한 단계의 하중단계를 두어 각 하중단계별로 계측을 실시하였다. LVDT는 15도 간격으로 총 15개를 배치하여 라이닝 면에 수직한 방향으로의 처짐(deflection)을 측정하였다. 또한 strain gage를 15도 간격으로 30개 부착하여 라이닝 내·외면의 변형율을 측정하였다. 하중은 각 유압 실린더의 램(ram) 부분에 설치된 load cell을 이용하여 측정하였다. 또한 하중이 재하되지 않은 위치의 경우 바깥쪽 면에는 총 10개의 dial gage를 설치하여 계측하였다. 실험도중에 균열이 발생할 때마다 균열도(crack map)에 균열의 생성위치 및 진과 양상을 기록하였다. Dial gage를 제외한 모든 계측자료는 scanner box를 통해 자동으로 기록되었다. Fig. 3은 실험장소에서 모든 장비를 갖춘 모습이다.

2.3 실험 결과 및 검토

2.3.1 측압에 의한 구속효과

측압에 의한 구속효과는 SI-1과 SI-2, SI-3과 SI-4, SI-5와 SI-6의 시험체의 결과를 비교하여 알 수 있다. 각 시험체의 압축강도가 상이하므로 균열하중과 파괴하중을 기준 시험체에 대해 정규화하여 비교해야 한다. 정규화된 하중을 Table 4에 나타내었다.

천단부에서 등분포로 재하되는 SI-1과 SI-2의 결과

를 비교해 보면 균열하중은 측압이 있는 경우(SI-2), 약 2배 정도 증가하고 이에 따른 처짐량도 2배 정도 증가하는 것으로 나타났다. 측압이 없는 경우 균열발생 후 곧 파괴가 일어나나, 측압이 존재하면 균열발생 후에도 구조적 붕괴를 지연시켜 파괴하중이 상당히 증가함을 볼 수 있다. 이러한 측압의 효과는 Fig. 4과 Fig. 5의 축력 분포도를 보면 더욱 명확하다. 측압이 없는 경우에는 라이닝의 천장부에 주로 인장력이 작용하지만, 측압이 존재하는 경우 한계단면인 천단을 제외한 나머지 구간에서 압축력이 작용함을 볼 수 있다. 측압의 구속효과로 파괴하중은 약 6배 증가하였다.

천단에서 좌측 30°(L30)까지의 범위에서 편심 등분포로 재하되는 SI-3과 SI-4의 경우도 측압에 의해 균열하중이 약 2.5배 정도 증가하였다. 또한 파괴하중도 약 2.5배 증가에 그쳤다. 측압이 존재하여도 균열하중에서 파괴도 함께 일어났다. 그리고 최대 처짐량은 오히려 약간 감소하였다. 이러한 결과는 측압의 구속효과가 대칭 등분포인 경우보다 편심 등분포인 경우 더 작게 발휘되

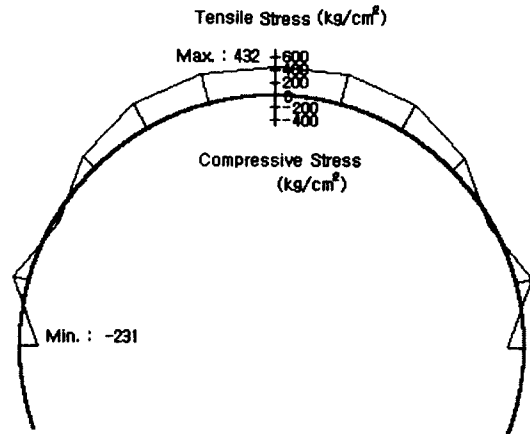


Fig. 4. Thrust distribution of model SI-1

Table 4. Normalized cracking load and failure load of SI-1~SI-6

Model No.	Load type	K	Normalized cracking load (ton)	Normalized failure load (ton)	Max. Deflection (mm)	Critical section
SI-1	Uniform normal	0	1.13	1.13	1.15	Vault
SI-2	Uniform normal	0.2	2.10	6.5	2.49	Vault
SI-3	Uniform eccentric	0	0.59	0.59	1.55(L15)	L25
SI-4	Uniform eccentric	0.35	1.36*	1.36*	1.41(L30)	L10
SI-5	Point	0	0.54	0.54	1.19	Vault
SI-6	Point	0.5	0.81**	0.81**	1.14	Vault

* Normalized based upon SI-3, ** Normalized based upon SI-5

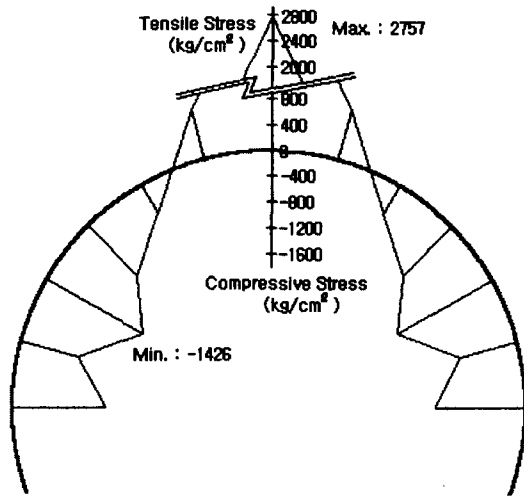


Fig. 5. Thrust distribution of model SI-2

어 나타났다고 볼 수 있다. 균열의 위치는 축압으로 인해 천단 쪽으로 약 15도 정도 천이되어 발생하였다.

천단에 집중하중이 가해지는 SI-5와 SI-6은 전체 시험에서 가장 작은 균열하중과 파괴하중을 보인다. 이는 아치 구조물이 집중하중에 취약하다는 사실을 반영한다. 따라서 축압의 구속효과도 가장 작다. 균열하중은 50%의 증가에 그치고 있고, 축압이 존재하여도 균열하중에서 파괴가 일어났다.

2.3.2 하중형상에 따른 비교

하중형상의 효과는 시험체 SI-2, SS-1, SS-2, SS-3의 결과를 비교하였다. 이들 시험체에 대한 정규화 하중은 Table 5에 나타내었다.

Table 5. Normalized cracking load and failure load of SS-1~SS-3

Model No.	Load type	K	Normalized cracking load (ton)	Normalized failure load (ton)	Max. Deflection (mm)	Critical section
SI-2	Uniform normal	0.15	2.10	6.5	2.49	Vault
SS-1	Triangular	0.12	1.48*	1.85*	2.44	Vault
SS-2	Reverse triangular	0.15	1.69	4.63*	1.79	Vault
SS-3	Right triangular	0.15	1.50*	2.66*	1.22	L15

* Normalized based upon SI-2

Table 6. Normalized cracking load and failure load of SI-6, SII-6

Model No.	Load type	K	Normalized cracking load (ton)	Normalized failure load (ton)	Max. Deflection (mm)	Critical section
SI-6 (6 cm)	Point	0.5	0.83	0.83	1.14	Vault
SII-6 (9 cm)	Point	0.5	1.94*	1.94*	0.80	Vault

* Normalized based upon SI-6

아치구조에서 취약부인 천단에 하중이 크게 재하되는 삼각형 모양의 하중형태인 SS-1은 균열하중 및 파괴하중이 가장 작다. 또한 균열하중과 파괴하중의 차이가 작아 균열 발생 후 곧 붕괴되었다. 등분포 하중인 SI-2와 역삼각형 하중인 SS-2가 다른 시험체에 비해 균열하중 및 파괴하중이 크다. 편심 직삼각형 하중인 SS-3은 균열하중이 비대칭 하중형상의 요인으로 SS-1과 거의 같은 수준으로 작다. 그러나 파괴 하중은 SS-1에 비해 44% 정도 더 크다.

터널 라이닝에서 라이닝의 내하력을 가장 크게 발휘할 수 있는 바람직한 하중형상은 라이닝의 넓은 영역에 대칭으로 등분포 재하되는 형상이다. 천단부에 삼각형 썰기가 있는 경우 하중형상은 SS-1과 같은 삼각형 하중이다. 천단부의 삼각형 하중형상은 천단에 집중하중의 효과를 나타내어 라이닝의 내하력을 가장 저하시킨다. 또 비대칭으로 재하되는 편심 직삼각형의 하중형상(SS-3)도 라이닝의 내하력을 크게 저하시켰다.

2.3.3 라이닝의 두께변화

라이닝의 두께를 6 cm에서 9 cm로 50% 증가시켰을 때의 균열하중 및 파괴하중, 최대 처짐량을 비교하였다. 아치구조에서 가장 불리한 하중형태인 일점 집중하중에 대해 비교하였다. SI-6과 SII-6에 대한 결과를 Table 6에 나타내었다.

Table 6에 나타난 것처럼 라이닝의 두께가 50% 증가함에 따라 균열하중 및 파괴하중은 2.34배로 크게 증가하였다. SI-6과 SII-6의 처짐량을 균열하중의 77% 까지만 고려한다면 최대처짐량은 각각 0.48 mm, 0.56 mm이다. 이처럼 균열하중의 77% 까지 고려하는 이유는

SI-6의 처짐이 균열하중의 77% 이후 급격히 증가하는 소성거동을 나타냈기 때문이다. 이를 비교하면 최대처짐량은 17% 증가에 그쳤다.

라이닝 두께의 증가에 의해 내하력은 두께 증가분보다 훨씬 큰 폭으로 증가함을 확인 할 수 있다.

2.3.4 단일 라이닝의 천단 두께부족 및 복층 라이닝의 배면공동

SI-21 시험체는 천단부근의 두께가 2 cm 정도 작게 하여 두께부족의 효과를 나타내었고, DL-21 시험체도 콘크리트 라이닝의 천단부 두께가 2 cm 적어 슛크리트 라이닝과의 사이에 공동이 존재한다. 이들 시험체의 거동을 SI-2, DL-2와 비교함으로써 천단부의 두께부족 및 배면공동의 영향을 알 수 있다. Table 7에 이들 시험체의 실험 결과를 나타내었다.

SI-2와 SI-21을 비교해 보면 균열하중은 천단의 두께가 부족한 SI-21이 11% 정도 더 크고 파괴하중은 SI-2와 거의 같다. 이처럼 천단의 두께가 부족함에도 불구하고 더 큰 균열하중과 동일한 파괴하중의 결과를 보이는 이유는 천단의 두께가 부족하여 천단부가 하중을 받지 않기 때문이다. 이 때문에 최대 처짐위치인 천단부에서의 최대처짐량도 20% 감소하였다. 그러나 단면의 감소로 지하수가 유입되어 불량하게 양생이 이루어질 수 있고, 장기적으로는 콘크리트가 풍화에 대한 저항성이 작아져 내하력의 감소가 야기될 수 있다.

3 cm의 슛크리트 라이닝과 6 cm 콘크리트 라이닝으로 구성된 복층 라이닝인 DL-2와 DL-21 시험체에 대해 복층 라이닝의 배면공동의 영향을 비교하였다. DL-21의 콘크리트 라이닝은 천단부의 두께가 3.7 cm로 단면 감

소량은 38%이다. 이 부분에 슛크리트 라이닝과 콘크리트 라이닝 사이의 배면공동이 존재한다. 슛크리트 라이닝이 콘크리트 라이닝을 둘러싸고 있어 이 경우는 SI-21과 달리 천단에서도 하중이 가해진다. 균열하중은 DL-21이 DL-2보다 33% 작으며 파괴하중도 약 20% 작다. 따라서 단면 감소량과 비슷한 수준으로 라이닝의 내하력이 감소함을 알 수 있다.

2.3.5 지반 타설의 효과

실제 터널 라이닝 주변의 지반을 모사하는 저장도 콘크리트를 타설한 SG-1의 거동을 하중조건이 유사한 SI-2와 비교하여 지반의 영향을 관찰하였다. SI-2의 경우 측압은 스프링 라인에서 15° 상부에서 양쪽 2개의 램으로 측압을 가하였지만, SG-1은 천단부의 80°를 제외한 나머지 부분에 저장도 콘크리트를 타설함으로써 실제 지반의 반력효과 및 라이닝이 바깥쪽으로 밀림을 억제하는 구속효과를 구현하였다. Table 8에 SI-2와 SG-1의 실험결과를 나타내었다.

Table 8에서 나타난 바와 같이 균열하중은 7.7배 증가하고 파괴하중도 6배 이상 증가하였다. 스프링 라인 상부 50° 까지 콘크리트가 타설되므로 라이닝 어깨부분이 바깥쪽으로 밀림을 억제하여 매우 큰 균열하중하에서도 천단의 처짐은 1.16 mm에 불과하다. 이러한 지반의 구속효과는 균열특성에서도 볼 수 있다. 다른 시험체의 경우 천단의 1차 균열과 좌우측 60° 부근의 2차 균열은 휨파괴에 의한 균열로 나타났다. 지반이 모사된 SG-1은 2차 균열의 위치가 40도로 전이되었고, 천단의 1차 균열은 휨인장균열이지만 40° 부근의 2차 균열은 압축전단균열로 파악되었다.

Table 7. Normalized cracking load and failure load of SI-21, DL-21

Model No.	Load type	K	Normalized cracking load (ton)	Normalized failure load (ton)	Max. Deflection (mm)	Critical section
SI-2	Uniform normal	0.2	2.10	6.5	2.49	Vault
SI-21	Uniform normal	0.2	2.33*	6.50*	1.99	Vault
DL-2	Uniform normal	0.2	1.44	5.05	1.06	Vault
DL-21	Uniform normal	0.2	0.97**	4.06**	1.06	Vault

* Normalized based upon SI-2, ** Normalized based upon DL-2

Table 8. Normalized cracking load and failure load of SI-2, SG-1

Model No.	Load type	K	Normalized cracking load (ton)	Normalized failure load (ton)	Max. Deflection (mm)	Critical section
SI-2	Uniform normal	0.2	2.10	6.5	2.49	Vault
SG-1	Uniform normal	-	16.17*	39.75*	1.16	L40 & R40

* Normalized based upon SI-2

3. 터널 라이닝 탄성 유한요소 해석 프로그램 구성

3.1 라이닝의 요소화

터널의 라이닝은 구조적으로 아치 구조물에 해당한다. 이를 수치해석적으로 고려할 경우에는 빔(beam) 요소에 근간을 둔 프레임(frame) 요소에 해당한다. 프레임 요소는 빔 요소에 빔의 길이방향의 변위가 고려되는 형태이다. 휨 부재로서의 빔 요소에서 고려하지 않는 축력(axial force)이 아치 구조물에서는 중요한 지지력 성분이 되기 때문에 이를 고려하는 프레임 요소로 나타낸다. 프레임 요소는 Fig. 6에 나타난 바와 같다.

$$q' = [q'_1, q'_2, q'_3, q'_4, q'_5, q'_6]^T$$

회전각의 관계상 $q'_3 = q_3, q'_6 = q_6$ 이다. 국부시스템과 전체시스템의 변환은 다음과 같은 변환행렬을 사용하여 구한다.

$$q' = Lq \tag{1}$$

여기서

$$L = \begin{bmatrix} l & m & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -m & l & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & l & m & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -m & l & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{2}$$

$$l = \cos \theta, m = \sin \theta$$

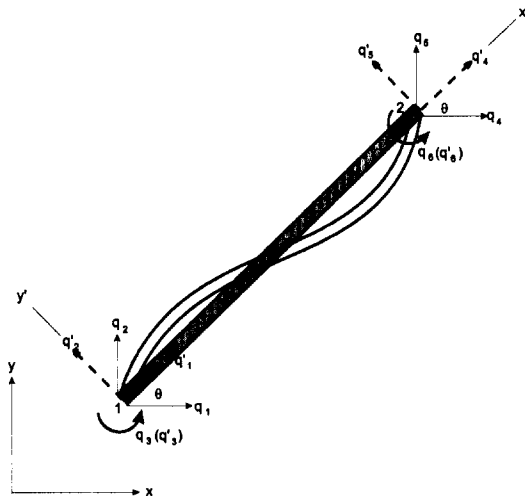


Fig. 6. A frame element

q'_2, q'_3, q'_5 및 q'_6 는 빔요소의 자유도와 같고 q'_1, q'_4 는 트러스 요소에 대한 변위와 유사하다는 것을 알 수 있다. 이 두 개의 강성을 적당한 위치에 적용하면 다음과 같이 프레임 요소의 요소강성을 얻을 수 있다.

$$k'^e = \begin{bmatrix} \frac{EA}{l_c} & 0 & 0 & -\frac{EA}{l_c} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{12EI}{l_c^3} & \frac{6EI}{l_c^2} & 0 & -\frac{12EI}{l_c^3} & \frac{6EI}{l_c^2} \\ 0 & \frac{6EI}{l_c^2} & \frac{4EI}{l_c} & 0 & -\frac{6EI}{l_c^2} & \frac{2EI}{l_c} \\ -\frac{EA}{l_c} & 0 & 0 & \frac{EA}{l_c} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{12EI}{l_c^3} & -\frac{6EI}{l_c^2} & 0 & \frac{12EI}{l_c^3} & -\frac{6EI}{l_c^2} \\ 0 & \frac{6EI}{l_c^2} & \frac{2EI}{l_c} & 0 & -\frac{6EI}{l_c^2} & \frac{4EI}{l_c} \end{bmatrix} \tag{3}$$

E = 탄성계수, A = 빔의 단면적, I = 빔의 2차 모멘트

요소 변형률 에너지는 다음과 같다.

$$U_e = \frac{1}{2} q'^T k'^e q' = \frac{1}{2} q^T L^T k'^e Lq \tag{4}$$

(4)식으로부터 전체 좌표계에서 요소 강성 행렬은 다음과 같이 된다.

$$k^e = L^T k'^e L \tag{5}$$

유한요소 프로그램 관점에서 보면, k^e 를 먼저 정의하고 다음에 위의 변환행렬을 수행하면 전체 좌표계에서 강성행렬을 구할 수 있다.

만일 어느 부재에 분포하중이 존재한다면, 하중벡터로부터 다음과 같은 관계를 얻을 수 있다.

$$q'^T f' = q^T L^T f' \tag{6}$$

여기서,

$$f' = \left[0, \frac{pl_c}{2}, \frac{pl_c^2}{12}, 0, \frac{pl_c}{2}, -\frac{pl_c^2}{12} \right]^T \tag{7}$$

분포하중 p 에 의한 절점하중은 다음에 의해 주어진다.

$$f = L^T f' \tag{8}$$

f 를 전체 하중벡터에 더한다. 강성행렬과 하중벡터를 조합하면 전체 방정식 계는 다음과 같이 된다.

$$KQ = F$$

3.2 인터페이스 요소

실제로 복층 라이닝의 경우 슛크리트 라이닝과 콘크리트 라이닝은 물성도 다르고 타설 시기도 다르다. 그리고 그 사이에는 방수포와 같은 재료가 포함된다. 일반적으로 수치해석 프로그램에서 이와 같은 서로 다른 물체의 경계를 인터페이스(interface)라 정의하고 인터페이스 요소를 두어 상이한 물질 사이의 상호작용을 고려한다. 본 프로그램에서는 두 라이닝(스�크리트와 콘크리트 라이닝) 사이에 인터페이스 요소를 두어 두 라이닝 사이의 상호작용을 고려하였다.

두 프레임 요소 사이에 존재하는 인터페이스 요소는 요소의 상부와 하부가 모두 프레임 요소와 연결되므로 절점당 자유도는 프레임 요소와 마찬가지로 3개이다. Fig. 7에 인터페이스요소를 나타내었다. Fig. 7에서 i, j 절점은 하부 프레임 요소에 위치하고 k, l 절점은 상부 프레임 빔요소에 위치한다. i', j' 및 l', k' 절점은 가상절점으로 i, j, l, k 절점변위와 i', j', l', k' 절점변위와의 관계는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} u_{l'} &= u_l - \theta_l \frac{h_c}{2} & u_{j'} &= u_j - \theta_j \frac{h_c}{2} \\ u_{i'} &= u_i + \theta_i \frac{h_s}{2} & u_{k'} &= u_k + \theta_k \frac{h_s}{2} \end{aligned} \quad (9)$$

여기서 h_s 및 h_c 는 각각 슛크리트 및 콘크리트 라이닝의 타설두께이다.

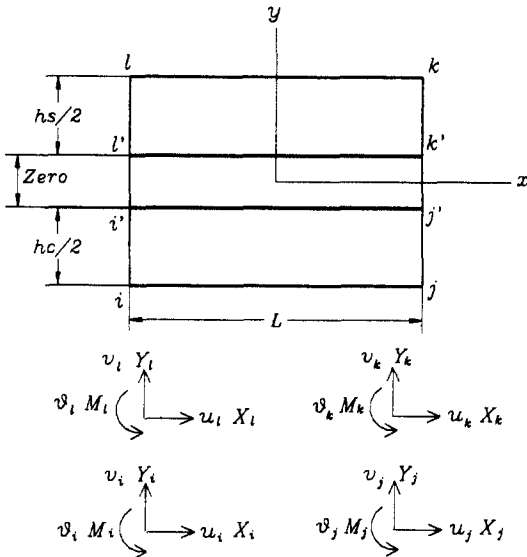


Fig. 7. A interface element between two beam elements

한편 요소의 상단변위와 하단변위는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} u_l &= \frac{u_{k'} + u_{l'}}{2} + \frac{x}{L} (u_{k'} - u_{l'}) \\ u_b &= \frac{u_{j'} + u_{i'}}{2} + \frac{x}{L} (u_{j'} - u_{i'}) \\ v_l &= \frac{v_{k'} + v_{l'}}{2} + \frac{x}{L} (v_{k'} - v_{l'}) \\ v_b &= \frac{v_{j'} + v_{i'}}{2} + \frac{x}{L} (v_{j'} - v_{i'}) \end{aligned} \quad (10)$$

또 이로부터 상대변위벡터 {r}은 다음과 같다.

$$\{r\} = \begin{pmatrix} r_s \\ r_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} u_l - u_b \\ v_l - v_b \end{pmatrix} \quad (11)$$

(9)식을 (10)식에 대입하여 가상절점인 i', j', l', k'의 절점변위 $u_{i'}$, $u_{j'}$, $u_{k'}$, $u_{l'}$ 을 소거하고 새로운 자유도 θ_i , θ_j , θ_k , θ_l 를 도입한다. 또 (10)식을 (11)식에 대입하여 상대절점변위 {r}을 유도하면 다음과 같다.

$$\{r\} = \begin{pmatrix} r_s \\ r_n \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} -a & 0 & a & \frac{hc}{2} & -b & 0 & b & \frac{hc}{2} & b & 0 & b & \frac{hs}{2} & a & 0 & a & \frac{hs}{2} \\ 0 & -a & 0 & 0 & -b & 0 & 0 & 0 & b & 0 & 0 & 0 & a & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} u_l \\ v_l \\ \theta_l \\ u_{j'} \\ v_{j'} \\ \theta_{j'} \\ u_k \\ v_k \\ \theta_k \\ u_i \\ v_i \\ \theta_i \end{pmatrix} = [B] \{ \delta \} \quad (12)$$

위에서 $a = \frac{1}{2} - \frac{x}{L}$, $b = \frac{1}{2} + \frac{x}{L}$ 이다.

외력 벡터 {F}는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \{F\} &= [X_i, Y_i, M_i, X_j, Y_j, M_j, X_k, Y_k, M_k, X_l, Y_l, M_l]^T \\ &= [X_i, Y_i, -X_i \frac{h}{2}, X_j, Y_j, -X_j \frac{h}{2}, X_k, Y_k, X_k \frac{h}{2}, X_l, Y_l, X_l \frac{h}{2}]^T \end{aligned}$$

강성행렬 [K]는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$[K] = t \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} [B]^T [D] [B] dL$$

이를 적분하여 정리하면 결국 강성행렬 [K]는 다음과 같다.

$$[K] = \frac{Lt}{6} \begin{bmatrix} 2k_s & 0 & -h_c k_s & k_s & 0 & -\frac{h_c}{2} k_s & -k_s & 0 & -\frac{h_s}{2} k_s & -2k_s & 0 & -h_s k_s \\ 2k_n & 0 & 0 & k_n & 0 & 0 & -k_n & 0 & 0 & 0 & -2k_n & 0 \\ \frac{h_c^2}{2} k_s & -\frac{h_c}{2} k_s & 0 & \frac{h_c^2}{4} k_s & \frac{h_c}{2} k_s & 0 & \frac{h_c h_s}{4} k_s & h_c k_s & 0 & \frac{h_c h_s}{2} k_s & k_s & 0 \\ 2k_s & 0 & -h_c k_s & -2k_s & 0 & -h_s k_s & -k_s & 0 & -\frac{h_s}{2} k_s & k_s & 0 & 0 \\ 2k_n & 0 & 0 & -2k_n & 0 & 0 & -k_n & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{h_c^2}{2} k_s & h_c k_s & 0 & \frac{h_c h_s}{2} k_s & \frac{h_c}{2} k_s & 0 & \frac{h_c h_s}{4} k_s & 0 & \frac{h_c h_s}{4} k_s & k_s & 0 & 0 \\ 2k_s & 0 & k_s k_s & k_s & 0 & \frac{h_s}{2} k_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 2k_n & 0 & 0 & k_n & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{h_c^2}{2} k_s & \frac{h_s}{2} k_s & 0 & \frac{h_c^2}{2} k_s & \frac{h_s}{2} k_s & 0 & \frac{h_c^2}{4} k_s & 0 & \frac{h_c^2}{4} k_s & 0 & 0 & 0 \\ 2k_s & 0 & h_s k_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 2k_n & 0 & 0 & k_n & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{h_c^2}{2} k_s & 0 & h_s k_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 2k_s & 0 & h_s k_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 2k_n & 0 & 0 & k_n & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{h_c^2}{2} k_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (13)$$

symmetric

이상으로 복층 라이닝 해석 프로그램의 구성에 대해 알아보았다.

본 프로그램의 해석 절차를 Fig. 8의 전체 흐름도에 나타내었다.

4. 실험결과와 수치해석결과의 비교

본 절에서는 2장에서 살펴본 모형실험의 결과와 3장에서 개발한 복층 라이닝 수치해석 프로그램의 해석결과를 비교함으로써 실험과 수치해석 프로그램의 타당성을 입증하고자 한다. 본 연구에서 실시한 총 14개의 시험체에 대한 결과와 동일 조건하에서 수행한 수치해석 결과를 Table 9에 나타내었다. 수치해석은 실험결과 항복하중까지 해석을 실시하였다. 비교 단면은 주로 1차 균열이 발생하는 한계단면에 대해 결과를 비교하였다. 또한 수치해석 자료로부터 최대처짐량 및 최대 모멘트 위치를 고려하여 균열위치를 예측하여 보았다.

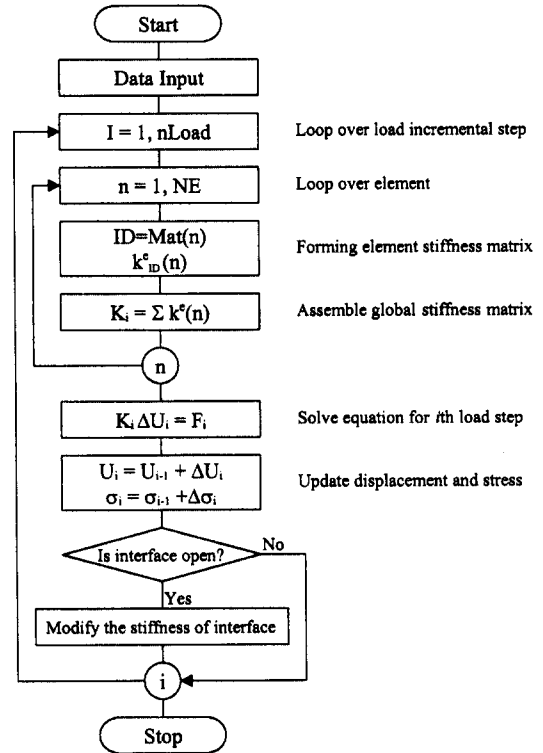


Fig. 8. A flow chart of numerical analysis program

한계단면에서의 최대처짐량과 하중-처짐량 곡선으로 수치해석과 실험 결과를 비교하였다. 가능한 한 실험 조건을 그대로 수치해석에 반영하였다. 수치해석에 반영하기 가장 어려운 부분은 실험과 마찬가지로 하중조건이었다. 집중하중을 제외한 나머지 하중형상에 대해 실험에서 구현한 그대로 수치해석에 반영하는 것은 사실상 불가능하였다. 이러한 한계를 감안할 때 실험과 수치해석의 비교는 정확한 정량적 비교보다는 정성적인 경향성에 중점을 두고 프로그램의 타당성을 입증하였다.

4.1 6 cm 단일 라이닝 비교

Table 9에서 나타난 바와 같이 대부분의 6 cm 라이닝에 대한 균열위치의 실험결과와 수치해석결과가 일치하거나 유사하였다. 수치해석에 있어 균열의 위치를 해석범위에서 최대 처짐위치와 최대 모멘트 위치로 판단하였을 때 실험 결과와 거의 유사한 위치에서 균열이 발생함을 알 수 있었다. 하중형상이 좌우 대칭인 경우 모두 천단에서 균열이 발생함을 확인할 수 있다. 편심 하중의 경우 균열위치는 5° 이내의 오차를 보인다. 최대

Table 9. Result of experiment and numerical analysis

Model No.	Analysis type	Cracking load (ton)	Failure load (ton)	Crack location	Max. deflection (mm)	Note
SI-1	Experiment	1.13	1.13	Vault	1.15	Similar deflection
	Numerical			Vault	1.31	
SI-2	Experiment	2.10	6.5	Vault	2.49	Different deflection
	Numerical			Vault	1.47	
SI-21	Experiment	2.18	6.09	Vault	1.99	Similar deflection
	Numerical			Vault	1.78	
SI-3	Experiment	0.59	0.59	R60	1.53(L15)	Similar deflection
	Numerical			1.58(L15)	1.58(L15)	
SI-4	Experiment	1.18	1.18	L10, R40	1.41(L30)	Similar deflection
	Numerical			R45	1.52(L30)	
SI-5	Experiment	0.54	0.54	Vault	1.19	Similar deflection*
	Numerical			Vault	0.83	
SI-6	Experiment	0.83	0.81	Vault	1.14	Similar deflection**
	Numerical			Vault	0.52	
SS-1	Experiment	1.45	1.81	Vault	2.44	Different deflection
	Numerical			Vault	1.15	
SS-2	Experiment	1.73	4.73	Vault	1.79	Similar deflection
	Numerical			Vault	1.92	
SS-3	Experiment	1.47	2.6	L15(R45)	1.22(L15)	Similar deflection
	Numerical			R65	1.37(L15)	
SG-1	Experiment	13.14	32.30	L40 & R40	1.16	Different deflection
	Numerical			L40 & R40	0.54	
SII-6	Experiment	1.90	1.90	Vault	0.80	Different deflection
	Numerical			Vault	0.43	
DL-2	Experiment	1.44	5.05	Vault	1.03	Similar deflection
	Numerical			Vault	0.67	
DL-21	Experiment	0.85	3.57	Vault	1.06	Similar deflection
	Numerical			Vault	0.77	

* Equal to 93%(0.5 ton) of cracking load, ** Equal to 77%(0.64 ton) of cracking load

처짐량은 하중-처짐량 곡선을 비교함으로써 각 하중단계에서 실험과 수치해석 결과를 비교하는 것이 타당하다. Fig. 9~Fig. 17에 6 cm 라이닝의 하중-처짐량곡선은 나타내었다. 실험에서 가장 재하하기가 어려웠던 삼각형 하중형상의 SS-1과 지반을 모사한 SG-1의 경우를 제외한 나머지 시험체에 대해 처짐의 경향 및 처짐량은 수치해석과 유사하거나 일치하였다.

SI-2와 SI-5, SI-6의 경우 균열하중 부근에서 처짐량의 차이를 보이는데, 이는 실제로 균열하중 이전에 미

세균열이 발생하여 라이닝 시험체가 항복상태에 이른 것으로 사료된다. 그러나 이들 하중-처짐량곡선에서 균열하중의 약 90%까지의 결과만을 볼 때 거의 일치함을 볼 수 있다.

4.2 9 cm 단일 라이닝 및 복층 라이닝 비교 해석

라이닝 반경에 비해 과도한 두께(9 cm)의 SII-6은 처짐량에 있어 수치해석의 결과가 실험 결과보다 약 46% 정도 작다. 4장에서 언급한 바와 같이 라이닝을 프레임

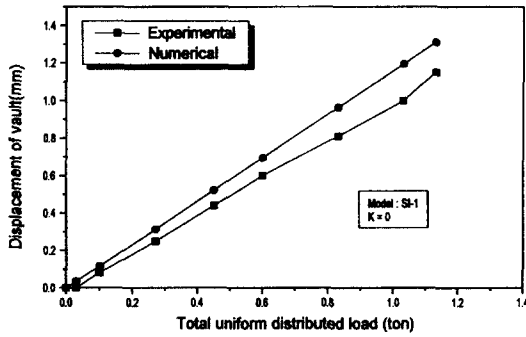


Fig. 9. Load-Deflection curve of SI-1

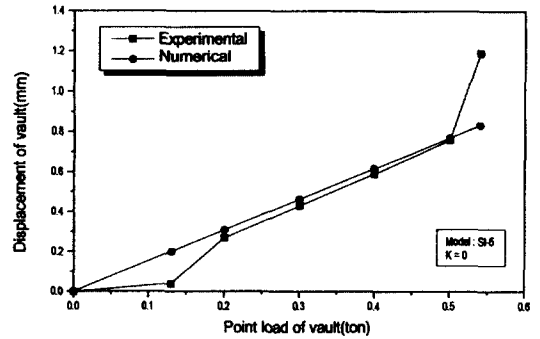


Fig. 12. Load-Deflection curve of SI-5

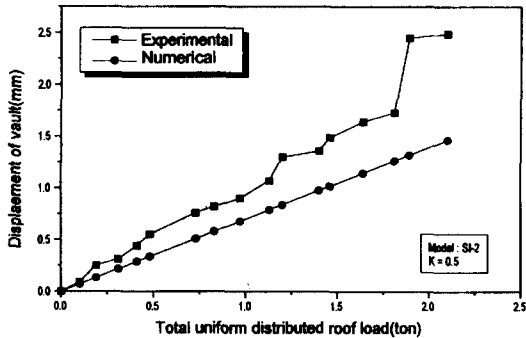


Fig. 10. Load-Deflection curve of SI-2

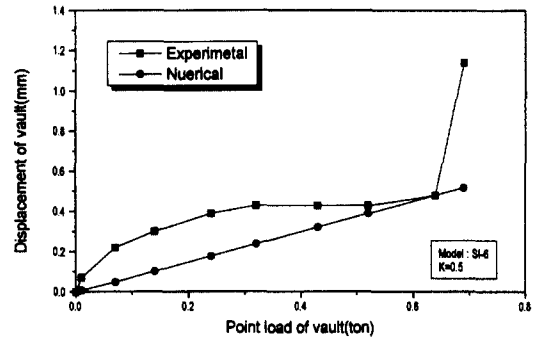


Fig. 13. Load-Deflection curve of SI-6

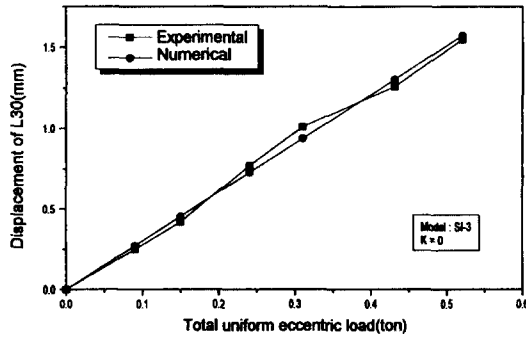


Fig. 11. Load-Deflection curve of SI-3

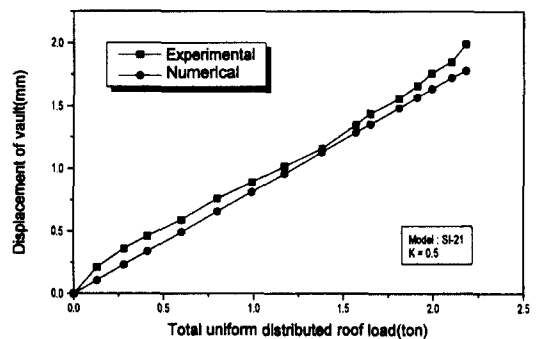


Fig. 14. Load-Deflection curve of SI-21

요소로 나타내는 경우 수치해석에서는 라이닝의 중립축의 변위를 계산한다. 즉 라이닝 단면을 가로지르는 변형은 없는 것으로 간주한다. 그러나 실험에서는 라이닝 단면의 변위가 누적되어 계속되므로 상대적으로 단면의 두께가 큰 SII-6에서 오차가 다른 6 cm 단일 라이닝에 비해 크게 발생했다고 사료된다. SII-6에 대한 실험과 수치해석 결과를 Fig. 18에 나타내었다. Fig. 18에서 균열하중인 1.90 ton 바로 전에 천단 변위가 급격히 증가하는 것을 볼 수 있는데 이는 균열하중 이전에 라이닝이 항복

하였음을 나타낸다.

DL-2와 DL-21은 3 cm의 슛크리트 라이닝과 9 cm의 콘크리트 라이닝으로 이루어진 복층 라이닝이다. DL-2는 라이닝 천단부에 등분포 하중을 가하였고, DL-21은 하중형상은 DL-2와 같으나 콘크리트 라이닝 천단부의 두께가 작아 공동이 존재한다. 축압계수는 0.2로 유지하였다. 이들 시험체에 대한 실험과 수치해석 결과를 Fig. 19과 Fig. 20에 나타내었다.

수치해석에서 두 라이닝 사이의 인터페이스 요소의

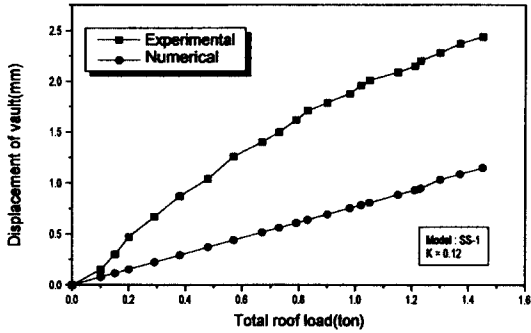


Fig. 15. Load-Deflection curve of SS-1

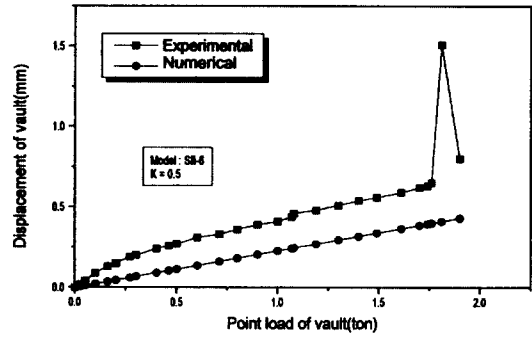


Fig. 18. Load-Deflection curve of SII-6

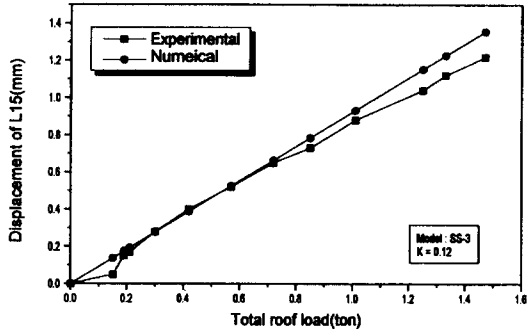


Fig. 16. Load-Deflection curve of SS-3

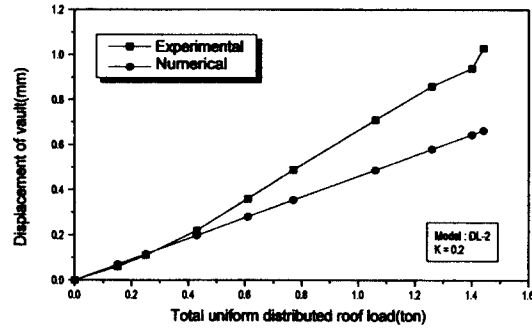


Fig. 19. Load-Deflection curve of DL-2

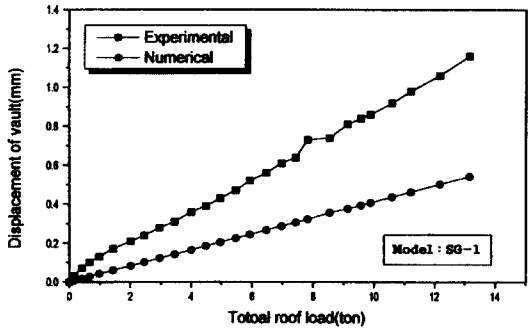


Fig. 17. Load-Deflection curve of SG-1

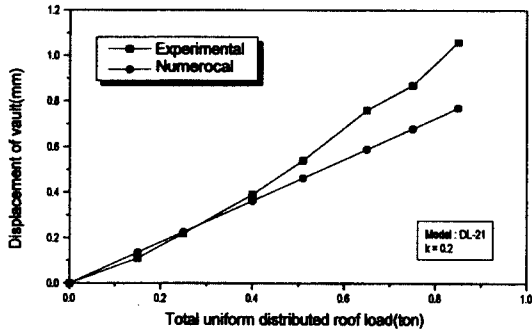


Fig. 20. Load-Deflection curve of DL-21

법선강성 및 전단강성은 다음과 같은 기준을 사용하였다. 이 기준은 시행착오(trial and error) 방법에 의해 수식화 하였다.

$$k_n = \frac{\bar{E}_t}{h \times R^2} \times b \quad (14)$$

(14)식에서 h는 복층 라이닝의 총두께이고, R은 콘크리트 터널 라이닝의 내부반경, b는 해석깊이이다. \bar{E}_t 는 라이닝 두께를 고려한 평균 탄성계수이다. \bar{E}_t 는 다음과

같이 구할 수 있다.

$$\bar{E}_t = \frac{t_s E_s + t_c E_c}{t_s + t_c} \quad (15)$$

(15)식에서 t_s , t_c 는 각각 슛크리트와 콘크리트 라이닝의 두께이고, E_s , E_c 는 슛크리트와 콘크리트 라이닝의 탄성계수이다.

통상 접선강성 k_n 은 0.1~0.9 k_n 을 사용하나 평균 0.5 k_n 을 사용한다. 접선강성은 두 라이닝 사이가 완전 미

끄러짐 상태일 때는 $0.1 k_n$, 맞물림에 의한 마찰이 큰 경우에는 $0.9 k_n$ 에 가까운 값을 사용한다.

DL-2와 DL-21의 실험 결과와 수치해석 결과를 비교해 보면 균열위치와 경향성은 대체로 일치하고 있으나 처짐량에 있어 약 30% 정도 수치해석 결과가 작게 나타났다. 또 같은 두께의 단일 라이닝인 SII-6과 비교하여 보았을 때, 집중하중을 가한 SII-6 보다 균열하중은 약 25% 감소하고 처짐량은 29% 증가하였다. 수치해석 결과에서도 비슷한 양상을 보이는데 이는 복층 라이닝 시험체를 제작함에 있어 슛크리트와 콘크리트 라이닝을 시차를 두고 제작하였기 때문에 두 라이닝이 부분적으로 일체화 되지 않아 두께와 강도가 작은 슛크리트 라이닝에서 균열이 먼저 발생하였다.

5. 결 론

터널의 최종 지보 수단인 터널 라이닝의 안정성 평가 및 해석은 기존 터널의 유지 및 관리 측면에서, 그리고 신설 터널의 설계 측면에서 중요하다. 본 연구에서는 터널 라이닝 모형실험을 통해 터널 라이닝의 역학적 거동을 고찰하였고 수치해석을 통하여 실험을 검증하였다.

터널 라이닝 모형실험과 수치해석의 결과를 요약하면 다음과 같다.

1) 모형실험 결과 축압이 존재하지 않는 경우 라이닝에 작용하는 축력은 인장력이 지배적이었으나, 축압이 존재하는 경우에는 축력은 한계단면인 천단을 제외한 나머지 구간에서 압축력으로 작용하였고, 이로 인해 균열하중 및 파괴하중은 2배 이상 증가하였다. 축압이 존재하면 균열하중과 파괴하중의 차이가 커져 결과적으로 라이닝의 내하력이 증가하였다.

2) 라이닝에 가해지는 하중형상에 따라 균열하중 및 파괴하중의 크기가 다르다. 일반적으로 대칭 등분포하중의 경우가 가장 큰 균열하중을 보이고, 라이닝에 국부적으로 집중되는 하중형상의 경우 균열하중 및 파괴하중이 작다.

3) 라이닝의 두께가 증가할수록 라이닝의 내하력도 증가하였다. 실험에서 라이닝 두께가 50% 증가할 때 균열하중은 2배 이상 크게 증가하였다.

4) 단일 라이닝의 경우 천단두께가 부족하면 천단부에 하중이 가해지지 않아 결과적으로 균열하중의 증가를 초래하였으나 파괴하중은 큰 차이가 없었다. 복층 라이닝의 경우 콘크리트 라이닝의 두께부족으로 인한

배면공동의 영향으로 내하력은 감소하였는데, 라이닝 두께의 감소량과 비례하여 내하력도 감소하였다.

5) 라이닝 측면부에 지반을 모사하여 콘크리트를 타설한 경우 라이닝 어깨부분이 밀리는 변위를 억제하여 균열하중은 약 7.7배, 파괴하중은 약 6배 증가하였다. 그리고 균열하중의 큰 증가에도 처짐량은 약 1/2로 감소하였다. 균열특성도 휨 인장균열이 아닌 압축전단균열로 나타났다.

참 고 문 헌

- Chandrupatla, T.R. and Belegund, A.D., 1997, Introduction to finite elements in Engineering, 2nd edition, Prentice-Hall International, Inc.
- Einstein, Z., Kuwajima, F.M. and Heinz, H.K., 1991, Behavior of shotcrete tunnel linings, RETC proceedings, pp. 47-57.
- Goodman, R.E., *et al.*, 1968, A model for the mechanics of jointed rock, J. Soil Mech. Fdns Div. ASCE, 94, SM3, Mar., pp. 637-659.
- King, G.J.W. & Pandey, P.C., The analysis of in-filled frames using finite elements, 1978, proc. Instn Civ. engrs, Part 2, 65, Dec., pp. 749-760.
- Pande, G.N. *et al.*, 1990, Numerical Methods in Rock mechanics, Chichester, John Wiley & Sons.
- 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).
- Rodriguez-Roa, F., Lining-Ground interaction in circular tunnels, 1985, 5th Int. Conference on Numerical Method in Geomechanics, Nagoya, pp. 1257-1264.
- Singh, Bhawani, *et al.*, 1988, Criteria for plain concrete lining in water and power tunnels, Tunneling and Underground Space Technology, vol. 3, No. 2, pp. 201-208.
- 朝倉 俊弘, 小島 芳之, 安東 豊弘, 小候 富士夫, 若菜 和之, 平成 4 年 9 月, トンネル覆工の力學舉動解析(2) - 覆工の欠陥對策工に關する 解析-, 土木學會第47回 年次學術發表會, pp. 700-701.
- 朝倉 俊弘, 小島 芳之, 安東 豊弘, 川上 義輝, 平成 4 年 9 月, トンネル 覆工の力學舉動解析(3) - 單線トンネルの覆工模型實驗-, 土木學會第47 回年次學術發表會, pp. 702-703.
- 朝倉 俊弘, 小島 芳之, 安東 豊弘, 佐藤 豊, 平成 4 年 9 月, トンネル覆工の力學舉動解析(4) - トンネル覆工模型實驗の3次元シミュレーション-, 土木學會第47回 年次學術發表會, pp. 704-705.
- 朝倉 俊弘, 松本 吉雄, 小島 芳之, 川上 義輝, 1990, トンネル覆工の力學舉動解析 第 8 回 岩の力學國內シンポジウム講演論文集 pp. 219-224.