

충격반향기법의 신뢰성 향상을 위한 탄성과 파동전파 특성의 연구

조미라¹⁾

¹⁾중앙대학교 토목공학과

(2001년 12월 27일 원고접수, 2002년 2월 2일 심사완료)

Investigation of the Stress-Wave Propagation to Improve the Reliability of the Impact-Echo Method

Mi-Ra Cho^{1)*}

¹⁾ Dept. of Civil Engineering, Chung-Ang University, Seoul, 151-742, Korea

(Received December 27, 2001, Accepted February 2, 2002)

ABSTRACT

The impact-echo test, which is to evaluate the integrity of concrete and masonry structures nondestructively, is an excellent method in the practical application. However, there are cases that the Impact-Echo testing may result in the low reliability. In this study, the reliability of the Impact-Echo testing was investigated through the numerical simulation of the Impact-Echo testing. The finite element analysis and the analysis based on the dynamic stiffness matrix method was incorporated for the numerical simulation, in which the cases of a sandwiched shear stiffness, an increasing or decreasing stiffness, and a homogeneous stiffness. Based on the results of the analysis were considered, this study proposed the approaches to improve the reliability of the Impact-Echo testing.

Keywords : *impact-echo test, finite element analysis, dynamic stiffness matrix method, wave propagation*

1. 서 론

충격반향기법(impact-echo test)은 콘크리트 구조물 또는 조적식 구조물의 건전성을 비파괴적으로 평가하는 시험법으로서, 충격반향기법의 이론은 개발 초기이후 수정계수가 도입되어 수정된 이론으로 정립되었고 수정이론에 의한 측정오차범위는 약 3% 내외인 것으로 보고되어 있다¹⁾. 여기서 충격반향기법의 정확도는 콘크리트 슬래브를 전파하는 탄성과 속도측정 측면에서 계산된 오차이며, 이러한 오차는 측정 대상인 구조체를 관통하는 펄스를 측정하여 결정한 P파 속도와 충격반향기법에 의해서 결정한 P파 속도와 차이를 표현한 것이다.

NATM 터널 콘크리트 터널 벽체의 국부정밀 건전도 평가 연구를 수행한 조성호²⁾의 연구에 의하면, P파를 이용하는 충격반향기법에 의하여 결정한 터널벽체의 두께는 SASW 기법 또는 SH파에 근거한 충격반향기법에 의해 측정된 터널벽체의 두께보다 약 2cm 정도 크게 평가된 것으로 보고 되었다. 이는 조성호 등이 시험한 터널벽체의 두께가 평균 30cm이었으므로, 약 7% 정도의 오차를

갖는 것으로 Sansalone가 보고한 3%의 오차범위를 초과하는 것이다.

또한, 균질한 매질에 대하여 충격반향기법을 수치 해석적으로 모사한 조미라³⁾의 연구에 의해서도, 충격반향기법에 의한 결과가 약 6%의 오차를 보이고 있다. 이러한 연구결과는 Sansalone와 Streett⁴⁾가 제시한 충격반향기법의 수정이론이 여전히 무시하지 못할 정도의 오차를 가지고 있음을 보여주는 결과로 판단되고, Sansalone와 Streett⁴⁾의 수정이론을 적용하는데 있어서 주의할 필요가 있다.

따라서 본 연구에서는 탄성파를 이용하는 비파괴 기법으로 뛰어난 현장 적용성을 가지고 있는 충격반향기법의 신뢰성 향상과 정확도의 개선을 위한 연구의 기초 단계로서, 콘크리트 구조물을 전파하는 탄성파의 전파특성을 연구하고자 하였다. 본 연구는 충격반향기법의 수정이론을 제시하는 기초연구이기 때문에, 현장시험에서 도입될 수 있는 오류의 개연성을 배제하기 위하여 유한요소해석과 이론적 정해를 제시하는 동강성행렬법을 이용하여 충격반향실험을 연구하였다.

2. 탄성과 파동전파 이해를 위한 수치해석

본 연구에서는 충격반향기법의 신뢰성을 검토하기 위해

* Corresponding author
Tel : 031-670-4661 Fax : 031-670-4661
E-mail : headpin@ms.cau.ac.kr

충격반향실험시 발생하는 탄성과 파동전파 특성을 분석하였다. 이는 경계면에서의 탄성과 반사, 체적파(P파, S파)와 표면파의 중첩에 의한 탄성과의 교란, 다중반사에 의한 감진기의 위치에 따른 파동의 전파특성을 이해하는데 있다. 충격반향실험시의 파동전파 특성에 대한 분석은 대표적인 콘크리트 구조물을 선정하고 이에 대한 충격반향실험의 수치 해석적 모사에 의해서 수행되었다. 이를 위하여 선정한 콘크리트 구조물은 터널 콘크리트 벽체 구조물로서 콘크리트 라이닝-방수막-슛크리트의 구조로 이루어져 있어서, 충격반향실험의 기본조건인 자유단-자유단 조건이 벽체표면과 방수막 경계면에서 만족되는 층상구조라고 할 수 있다. 유한요소해석은 재료 및 구조물의 형태, 하중 조건이 3차원적으로 적용될 수 있는 장점이 있는 수치해석법이고, 동강성행렬법에 의한 해석은 해석적 해를 수치적으로 풀어내기 때문에 해석결과는 거의 정해에 근접하는 장점이 있어서 두 가지 해석을 모두 적용하였다. 아래에 각 해석에 적합한 터널벽체 구조물의 수치모델과 해석조건에 대하여 구체적으로 언급하였다.

2.1 유한요소해석

본 연구에서의 유한요소해석은 상용프로그램인 ABAQUS에 의해서 수행하였다. 유한요소해석 프로그램 ABAQUS는 다양한 경계조건(축대칭, 무한 요소등)을 설정할 수 있도록 프로그램 되어 있고 탄성 반무한체로 가정한 터널벽체에 대해서 변위, 가속도, 시간이력 등을 제시한다. 특히 충격하중 재하 후 파동 전파 상황을 시간 단계별로 추정하므로 P파, S파 등의 파동 전파를 시각적으로 표현할 수 있는 장점을 가지고 있다. 본 연구에서 사용된 구조물의 경계조건은 3차원 효과를 얻기 위해 축대칭 요소로 구성하고 하부와 파동전파 진행방향에 대해서는 탄성과의 반사를 최소화하기 위해 무한요소를 경계조건으로 사용하였다. 또한 탄성과의 최소파장을 고려하여 유한요소의 크기를 Fig. 1에 도시한 것처럼 1.25×1.25 cm로 설정하였으며, 탄성과의 파동을 얻기 위해 단위 충격하중을 하프-사인(half-sine) 형태로 재하하고, 발진원으로부터 2.5 cm에서 30.0 cm 까지 2.5 cm 간격의 총 12 개 지점에서 단위 충격하중에 대한 수직방향 변위응답을 구하였다. 임의의 동적 하중에 대한 구조물의 응답을 구하기 위한 유한요소해석은 직접적분법(direct integration method), 모드중첩법(modal superposition method) 등 크게 두 가지로 대별되는데, 일반적으로 파동전파 해석을 위한 유한요소해석은 직접적분법에 의해 수행한다. 직접적분법에 의한 파동전파 해석의 정확도는 유한요소해석을 위한 요소망의 구성과 해석시간 증분에 매우 예민하게 좌우된다. 일반적으로 요구되는 단위 요소의 크기는 해석에 사용되는 최소파장의 1/10보다 작아야 하며, 해석시간 증분은 매질의 탄성

파 속도를 가지는 탄성과가 한 단위요소를 전파해 갈 때 걸리는 시간보다 작도록 설정되어야 한다. 본 연구의 유한요소 해석은 이러한 조건에 모두 부합하도록 유한요소 모델을 설정하였으며, 해석모델은 총 20,726개의 절점과 20,202개의 요소로 구성되었다. 또한, 동적 하중에 대한 유한요소해석에서 중요한 요소 중의 하나는 모델의 측면과 바닥면에 대한 경계조건이다. 일반적으로 정적해석의 경우처럼 측면과 바닥면의 자유도를 없애버리면, 측면과 바닥면은 고정경계면이 되어서 탄성과가 그 위치에 도달하였을 때, 경계면을 투과하기보다는 반사되어서 다시 충격원 위치로 돌아가게 되고, 전방으로 전파되어 오는 탄성과와 반사되어 후방으로 돌아가는 탄성과가 중첩되는 문제점이 발생한다. 따라서 이러한 문제를 해결하기 위해서 일반적으로 경계면의 절점에 감쇠기와 용수철을 달아서 탄성과를 흡수하도록 조치하지만, 본 연구에서 채택한 ABAQUS는 무한요소의 조건을 제공하기 때문에, 감쇠기 및 용수철 대신에 무한요소를 사용하여 반사파가 발생하지 않도록 조치하였다.

2.2 동강성행렬법에 의한 해석

콘크리트 구조물에서의 파동전파 특성 및 충격반향실험의 수치 해석적 모사를 위하여 Kausel과 Roesset가 제안한 동강성행렬법(dynamic stiffness matrix method)을 구현한 FIT7⁹⁾을 채택하였다. Kausel과 Roesset가 제안한 동강성행렬법은 반무한 탄성체에서 탄성과가 전파될 때 지표면에서 측정되는 수직방향 변위의 정해(exact solution)를 계산할 수 있도록 하는 것으로서, FIT7은 SASW 실험, 충격반향실험 등과 같이 표면에서 충격파를 가하고 동일 표면에서 가해진 충격파에 대한 응답을 계산할 수 있도록 한다. FIT7은 해석조건에서 평면파 또는 원통형파를 적용할 수 있는데, 본 연구에서는 유한요소 모델, 하중 재하 조건 등을 3차원으로 하기 위하여 원통형파를 사용하는 것으로 모델링 하였다. 콘크리트 라이닝과 슛크리트의

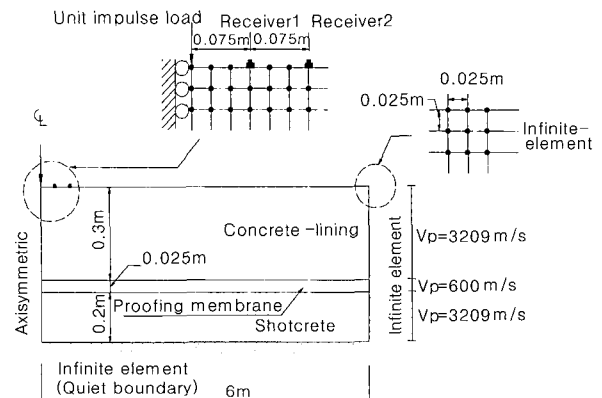


Fig. 1 FEM model of tunnel concrete lining

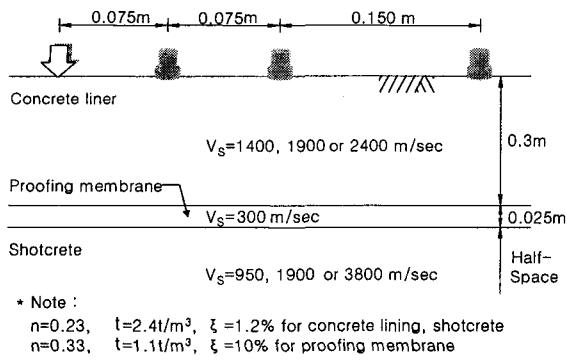


Fig. 2 Numerical model of tunnel concrete lining for Fit7

물성치는 동일하게 산정하고 방수층의 경우에는 현재 시공되고 있는 재료적인 특성을 감안하여 산정하였다. Fig. 2의 모델에 대한 충격반향실험시 예상되는 공진주파수가 4~6 kHz 정도이기에, 본 해석에서는 주파수대역을 25.6 kHz로 설정하였고, 탄성파를 발생시키기 위한 발진원으로는 12.8 kHz의 중심주파수를 갖는 하프-사인(half-sin) 파를 사용하였다. 발진원에 의해 발생된 탄성파를 감지하기 위한 감진기의 위치는 감진기 위치에 따른 공진주파수의 변화추세를 파악하기 위해 0.075, 0.15, 0.30 m 위치에 설정하여, 각 지점에서 변위 시간이력과 주파수 영역에서의 진폭스펙트럼을 획득하였다.

3. 탄성파 파동전파 동특성의 영향인자

3.1 구조물 전단강성구조

탄성파의 공진현상을 활용하여 구조물의 두께나 탄성파 속도를 평가하는 충격반향기법은 평가대상 구조물 매질의 음향 임피던스 (acoustic impedance)가 균질하다고 가정하고 있다. 그러나 콘크리트는 골재와 시멘트가 혼합된 혼합재료이기 때문에, 시공불량으로 골재분리가 일어난 부재나 복잡한 단면을 가진 부재의 경우, 균질한 음향 임피던

스의 매질이라는 가정은 유효하지 않을 수 있다. 특히, 기존의 연구^{3,6)}에 의하면, 터널의 콘크리트 라이닝과 같은 구조물은 깊이에 따라 균질하지 않은 음향 임피던스를 가지고 있음이 보고되고 있다. 따라서 본 절에서는 음향 임피던스 측면에서 다층구조로 되어 있는 구조물에서의 충격 반향 실험 시탄성파의 전파 특성을 살펴보고, 강성구조가 파동전파 특성에 미치는 영향을 연구함으로써 균질하지 않은 일반 구조물에서의 충격반향기법의 신뢰성과 적용성을 제고하고자 하였다.

수치적으로 수행된 충격반향실험은 Fig. 1, 2의 터널 콘크리트 벽체구조에 대해 적용되었으며, 각 층의 P-파 속도는 Table 1에 제시된 바와 같다. 본 연구에서는 총 8개의 경우에 대해 수치실험을 수행하였고, Table에서 나타난 8가지 CASE는 콘크리트 라이닝에서 발생될 수 있는 전단강성의 차이를 모사한 것으로 전단강성이 라이닝 두께에 따라 변화하는 양상을 경우에 수를 산정한 것이다. 즉 CASE A1의 경우 콘크리트 라이닝에 있어서 방수막을 처리하지 않았을 경우로 라이닝이 두께에 상관없이 일정하게 이상화된 경우를 모사한 것이고, 나머지 CASE A군은 콘크리트 라이닝은 두께에 관계없이 일정한 강성 구조를 갖는 대신 슛크리트라이닝의 전단강성이 콘크리트 라이닝의 전단강성보다 클 때(A4)와 작을 때(A3) 그리고 동일한 경우를 가정하여 해석하도록 한 것이다. 이와 반대로 모델 B군은 콘크리트 라이닝을 3개의 층으로 분리하여 전단강성이 일정하게 강성이 변화하는 경우 (B1, B2)와 중간층을 기준으로 하여 상부층과 하부층의 전단강성을 크고(B4) 작게(B3)하여 수치해석 모델로 적용한 것이다. 또한 해석결과인 공진주파수와 공진주파수로부터 추정된 탄성파 속도를 Table 2(좌측)에 정리하였다. Fig 2의 모형에 대한 수치실험에서는 감진기를 7.5, 15, 30 cm 위치에 설치하였고, 각 위치에서의 공진주파수와 공진주파수로부터 추정된 탄성파 속도를 Table 2(우측)에 정리하였다.

Table 2의 결과는 일반적으로 알려져 있는 충격반향기

Table 1 Concrete lining models for the parametric on the stress-wave propagation

Cases	P-Wave velocities (S-Wave velocities), m/sec				
	Concrete lining			Proofing membrane (0.025m thick)	Shotcrete lining (half-space)
	Top layer (0.1m thick)	Middle layer (0.1m thick)	Bottom layer (0.1m thick)		
A1	3209 (1900)	3209 (1900)	3209 (1900)	Not included	3209 (1900)
A2	3209 (1900)	3209 (1900)	3209 (1900)		3209 (1900)
A3	3209 (1900)	3209 (1900)	3209 (1900)		1604 (950)
A4	3209 (1900)	3209 (1900)	3209 (1900)		6417 (3800)
B1	2364 (1400)	3209 (1900)	4053 (2400)	• For FIT7 : 600 (300) • For ABAQUS: 100 (50)	3209 (1900)
B2	4053 (2400)	3209 (1900)	2364 (1400)		3209 (1900)
B3	3209 (1900)	2364 (1400)	4053 (2400)		3209 (1900)
B4	4053 (2400)	2364 (1400)	3209 (1900)		3209 (1900)

Table 2 Resonant frequency by numerical simulation of Impact-Echo tests : Analytical solutions by dynamic stiffness matrix (FIT7)

Cases	Resonant frequencies evaluated by a numerical simulation of Impact-Echo tests, Hz			Resonant frequency estimated by $f_R = \beta v_p / \lambda$, Hz	Average P-Wave velocities, Estimated by the resonant frequency, m/sec		
	Receiver 1 (0.075 m from Source)	Receiver 2 (0.15 m from Source)	Receiver 3 (0.3 m from Source)		Receiver 1 (0.075 m from Source)	Receiver 2 (0.15 m from Source)	Receiver 3 (0.3 m from Source)
A1	-	-	-	-	-	-	-
A2	4972	5203	5213	5134 ($\beta v_p =$ 3081m/sec)	2983	3122	3128
A3	5022	5144	5263		3013	3086	3156
A4	5019	5033	5216		3011	3032	3129
B1	4819	4872	5066		2891	2923	3039
B2	4500	4997	5113	4891 ($\beta v_p =$ 2935m/sec)	2700	2998	3068
B3	4322	4397	4463		2593	2638	2678
B4	4403	4406	4472		2642	2644	2683

법의 해석방법에 대한 강한 의문을 제시하고 있다. 즉, 탄성파속도-주파수-파장 관계($v_p = f_R \cdot \lambda$)로부터 추정된 공진주파수가 충격반향실험의 수치해석(FIT7)으로 구한 공진주파수와 상이하게 나타난 것이다. 예를 들어 수치모델 A군의 경우, 이론식(탄성파속도-주파수-파장) 으로부터 추정된 공진주파수는 5,348 Hz(수정이론식에 의해서는 5,134 Hz)이지만, FIT7에 의해서 구한 공진주파수는 4972~5263 Hz의 분포를 보이고 있다. 그리고 B군의 경우도 이론식으로부터 추정된 공진주파수는 5095 Hz(수정이론식에 의해서는 4,891 Hz)이지만, FIT7에 의한 공진주파수는 4322~5113 Hz의 범위를 나타내고 있다. 수치실험을 위해 사용한 프로그램 FIT7이 동강성행렬법에 의한 정해를 구하는 것이라는 사실을 고려하여 볼 때, 탄성파속도-주파수-파장 관계는 부정확하게 공진주파수를 추정하며, 형상계수(β)를 채택하지 않는 초기이론식을 사용하는 경우에도 공진주파수를 다소 과다하게 산정 한다는 것을 알 수 있다. 이러한 결론은 상용유한요소해석 프로그램인 ABAQUS에 의한 충격반향실험의 수치해석 결과로부터도 확인할 수 있다. ABAQUS 해석으로부터 구한 공진주파수도 탄성파속도-주파수-파장 관계로부터 구한 공진주파수와는 달리 모델에 따라 다양하게 획득되었다. 따라서 동강성행렬법에 의해 해석적 해를 제시하는 FIT7, 유한요소해석에 의해 수치 해석적 해를 구하는 ABAQUS 모두, 탄성파속도-주파수-파장 관계식이 실제 충격반향실험으로 구한 공진주파수와는 상이하게, 그리고 형상계수를 사용하지 않은 경우에는 다소 과다하게 공진주파수를 평가하고 있음을 인하여 주고 있다. 한편, 충격반향실험에서의 공진주파수가 의미하는 바를 매질의 평균 탄성파 속도의 형태로 살펴보았다.

형상계수를 적용하지 않은 초기이론식을 적용하였을 때, 수치모델 A군의 경우는 탄성파의 속도가 2983~3156 m/sec, 수치모델 B군의 경우는 2593~3068 m/sec의 분포

를 보이고 있다. 즉, 수치모델 A군의 경우, 실제 매질의 탄성파 속도가 3209 m/sec이고, 수치모델 B군의 경우 slowness에 근거한 매질의 평균 탄성파 속도가 3057 m/sec라는 사실을 고려하여 볼 때, 탄성파속도-주파수-파장 관계에 의해 추정된 탄성파 속도가 실제 매질의 탄성파 속도보다 과대평가하고 있음을 확인할 수 있다. 따라서 공진 주파수의 측면이나, 매질의 탄성파 속도 측면 모두에 있어서, 탄성파속도-주파수-파장 관계를 이용하는 기존의 충격반향기법의 해석결과에 정확성과 신뢰성이 결여되어 문제가 있음을 알 수 있다.

3.2 매질의 최대수직변위 분포

충격반향실험시 매질의 강성구조에 따라 공진주파수가 달라지는 현상은 현재까지 연구관점이 되지 않았던 부분이었고, 특히 slowness에 근거한 매질의 평균탄성파 속도가 동일하여도 매질의 강성구조가 달라지면 충격반향실험의 공진주파수가 변화한다는 것도 많은 연구자들이 간과한 사실이다. 본 연구에서는 이와 같은 현상을 구명하기 위하여 FIT7, ABAQUS 등에 의한 수치실험을 통하여 탄성파의 전파특성을 분석하고 이해하고자 하였다. 충격 반향 실험 시 공진현상을 초래하는 탄성파가 각기 다른 층상구조의 콘크리트 벽체에서 전파될 때, 깊이별로 발생하는 입자의 수직변위 분포를 살펴보았다. 이를 위해서 동강성행렬법을 구현한 FIT7을 사용하였고, 그 결과는 Fig. 3에 도시하였다. 우선적으로 방수막이 없이 균질한 콘크리트만으로 반무한체를 구성하고 있는 모델인 A1의 경우는 매질의 내부로 들어갈수록 매질입자의 수직변위가 기하급수적으로 감소하는 것을 볼 수 있다. 한편, 심도 30 cm에 방수막이 존재하는 벽체모델 A2, B1, B3의 경우는 심도 15~30 cm 구간에서 매질입자의 수직변위가 다시 증가하는 추세를 보이고 있으며, 특히 방수막과 만나는 지점인

심도 30 cm에서 가장 큰 증가를 보이고 있다. 심도 30 cm는 전단강성이 콘크리트 벽체에 비해 약 50배 이상 강성이 작은 방수막으로 구성되어 있는데, 바로 이 방수막층에서 음향 임피던스가 급격히 감소함으로써 매우 강력한 반사가 발생하였을 것으로 추정된다. 이러한 추정은 콘크리트 벽체 모델 A2, B1, B3의 순으로 층간 음향임피던스 대비가 증가하기 때문에, 탄성파의 반사가 더욱 강하리라고 판단된다. Fig. 3의 깊이별 수직변위 분포의 경우, 콘크리트 벽체모델 A2, B1, B3의 순으로 수직변위가 증가하고 있는 사실을 살펴보면, 상기의 추정과 판단이 합리적이고 타당한 추론이라고 할 수 있다.

Fig 3의 깊이별 수직변위 분포가 보여주는 공통되는 추세는 약 심도 15 cm를 기준으로 하여, 심도 15 cm 상부 매질과 15 cm 하부 매질의 입자변위가 각 반사경계면에서 더욱 큰 변위분포를 가지게 됨을 확인할 수 있다. 즉, 심도 15 cm 상부 매질의 경우는 표면에서, 심도 15 cm 하부 매질의 경우는 방수막 위치에서 수직 입자변위가 가장 크게 나타나고 있고, 내부로 갈수록 그 변위의 크기는 작아짐을 알 수 있다. 이러한 사실은 경계면에서 탄성파의 반사가 크게 일어나고 있고 반사된 탄성파의 에너지가 입사된 탄성파의 에너지와 중첩되어 입자변형이 크게 증가한 것으로 판단된다. 또한, Fig. 3의 입자의 수직변위 분포에서 흥미로운 관찰은 콘크리트 벽체 모델 B1과 B3의 경우, 벽체모델 A2에 비해 방수막 위치에서보다 표면에서 수직 변위의 증가가 더욱 큰 것을 알 수 있다.

이는 Fig. 3의 벽체모델 A1을 고려하여 볼 때, 벽체 표면에는 표면파와 SV파가 주로 집중되어 큰 에너지의 진동이 예측되고, 방수막과 인접한 벽체 내부면에서는 P파가 지배적이어서 상대적으로 작은 에너지의 진동이 전파되기 때문이라고 추정할 수 있다.

즉, 콘크리트 벽체의 표면을 따라서는 표면파 또는 SV 파의 직접파 또는 반사파가, 콘크리트 벽체 내부에서는 P 파의 직접파 또는 반사파가 주로 전파된다고 추정할 수 있다.

3.3 매질입자의 변위 분포

충격 반향 실험 시 콘크리트 벽체 모델 내부에 발생하는 변위벡터 분포를 살펴보았다. 이를 위하여 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS를 사용하였으며, 그 결과를 Fig. 4와 5에 도시하였다. 충격반향실험으로 인한 탄성파의 파동전파를 이해하기 위하여 단순하게 전단강성이 일정한 벽체모델 A2와 층간 전단강성 대비가 뚜렷한 벽체모델 B3에 대하여 유한요소해석을 실시하였다. 시간경과별로 변화하는 변위벡터 분포는 탄성파 파동전파를 시각적으로 용이하게 알아볼 수 있게 한다.

콘크리트 벽체모델 A2는 상부 30 cm 부분이 균질한 매

질로 구성되어 있고, 그 하부는 현저히 작은 음향임피던스의 방수막이 존재하는 모델이다.

Fig 4의 변위벡터 분포를 살펴보면 방수막 하부 지역에 있어서는 변위벡터가 전혀 표시되지 않는데, 이는 콘크리트 벽체모델의 상부표면에서 가한 충격파가 방수막 하단

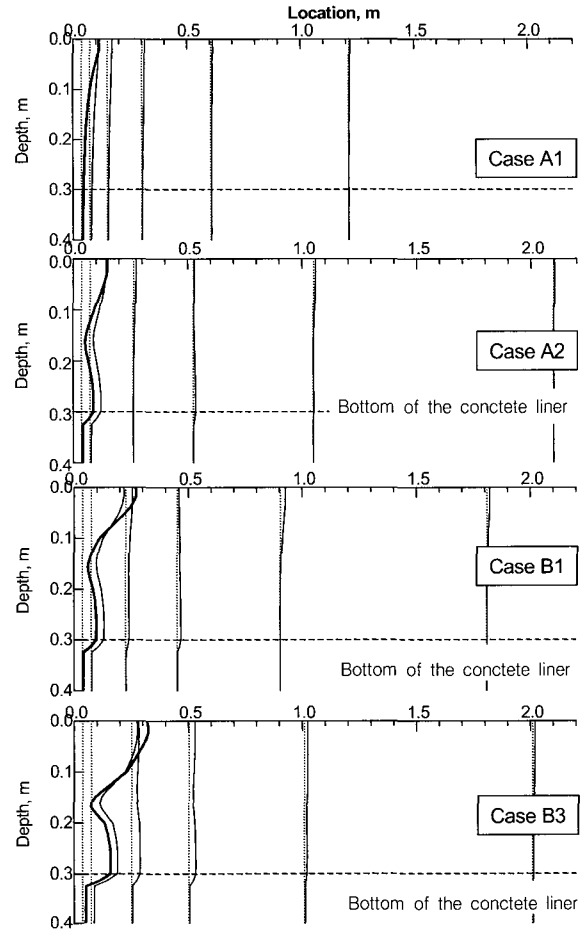


Fig. 3 Max vertical displacement with depth for different stiffness structures determined by numerical simulation of Impact-Echo Tests

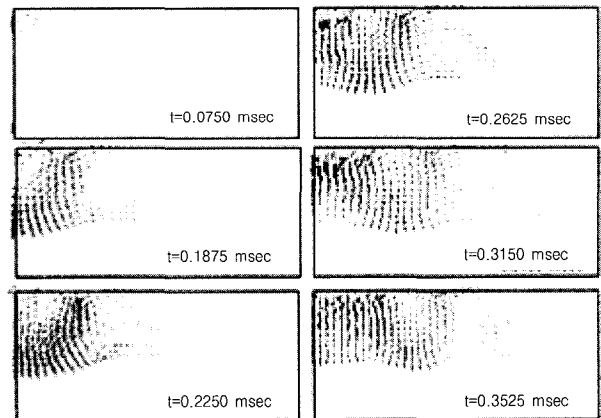


Fig. 4 Vector field of displacement : Model case A

의 슛크리트까지 전파되지 못하고 상부 콘크리트 라이닝에 국한되어 있음을 의미하는 것이다. 방수막과 접하고 있는 콘크리트 라이닝 하단까지만 전파된 탄성파는 대부분 반사되어 다시 상부표면으로 돌아가게 되는데, 이는 Fig 4의 시간 0.1875, 0.2250, 0.2650 msec의 변위 벡터 분포를 살펴보면 확연히 알 수 있다.

Fig 4의 변위벡터 분포에서 길고 굵은 화살표로 나타나는 부분이 콘크리트 라이닝을 따라 횡방향으로 전파되는 원호모양의 S파 전선 (S-wave front)을 나타내는 부분인데, 시간이 증가할수록 우측으로 이동하는 것을 볼 수 있다. 한편, 하향으로 전파되는 S파 전선은 방수막 부분에 도달했을 때($t=0.1875, 0.225$ msec) 방수막을 투과하지 못하고 다시 상부표면으로 원호 모양을 형성하며 반사되어 올라가는 형상을 확인할 수 있다 ($t=0.2625, 0.315$ msec). 이렇게 상부표면에 도달한 파동은 다시 반사를 거듭하게 되어, 상부표면에 위치한 감진기에서 획득한 변위 신호는 규칙적인 진동을 계속하는 패턴으로 기록된다. 이렇게 규칙적으로 반복되는 진동은 공진현상으로 인식되며, 반복진동의 주파수가 충격반향실험에서 측정하게 되는 공진주파수가 되는 것이다. Fig. 4에서 S-파 파동의 전파는 뚜렷하게 확인할 수 있는 반면, P-파의 파동은 다소 미약하게 나타나 있다. 한편, P-파의 전파양상은 콘크리트 벽체 변위를 킨투어 도표로 나타낸 Fig. 5에서 보다 명확하게 확인할 수 있다. P-파의 전선도 원호모양의 분포를 보이고, S-파와 동일하게 방수막과 접한 부분에서는 반사파의 영향으로 다소 변위의 증가가 나타나고 있다.

한편, 콘크리트 벽체모델 B3에서는 모델 A2와는 다른 파동전파 양상을 보이고 있다. 이는 벽체모델 B3의 강성구조로 인한 것으로, 층간 강성대비가 탄성파의 파동전파에 영향을 주게 되어 균질한 매질에서와는 다른 파동전파 양상으로 나타나게 된 것이다. 콘크리트 벽체 모델 B3는 S-파 속도가 1900, 1400, 2400 m/sec의 순으로 샌드위치형 강성구조로 되어 있는데, 특히 두 번째 층과 세 번째 층 사이의 강성대비는 S-파 속도가 1400에서 2400으로 급격히 증가하여, 두 층 사이에 탄성파의 전파 측면에서 뚜렷한 경계면이 존재하는 상황이 되고 있다. 즉, 상부표면에서 가해진 탄성파가 하부로 전파되면서 세 번째 층으로 계속 전파되기보다는 일부는 두 번째 층과 세 번째 층 사이의 경계면에서 반사되어 다시 상부로 올라가게 되고, 일부는 세 번째 층으로 굴절되어 전파되는 것으로 판단된다. 이러한 전파 양상은 Fig. 6의 수직변위 벡터 분포를 통해서 확인할 수 있다. 즉, 깊이 20 cm 까지 이어지는 첫 번째 층과 두 번째 층 내에는 횡으로 전파되는 하나의 S파 파군 (wave group)을 볼 수 있으며, 그 하부 지층에서는 시간이 경과함에도 불구하고 ($t=0.21 \sim 0.27$ msec) 하부 지층에 국한되어 S파 파동이 지속되는 패턴을 살펴볼 수 있다. 즉, 벽체모델 B3에서는 모델 A2와는 달리, 두 개 S파

파군의 형태로 파동이 전파되고, 두 파군의 경계는 깊이 20 cm 지점, 즉 두 번째 층과 세 번째 층 사이의 경계라고 할 수 있다. 따라서 상부표면에서의 진동은 두 S파 파군 진동의 중첩된 형태로 나타나게 된다.

4. 다층구조에서의 충격반향기법 수치실험

4.1 다층구조의 전단강성

Sansalone와 Street¹⁾은 충격반향기법의 적용대상을 균질한 매질로 구성이 되어있는 구조물로 국한시켰지만, 충격반향기법의 주 적용대상이 콘크리트 구조물이기 때문에 여러 가지 크기의 골재와 시멘트로 혼합되어 구성되는 이질적인 콘크리트 구조물을 균질한 매질이라고 가정하기가 어렵고, 또한 콘크리트 타설시 구조물 내부 깊이 제대로 다짐이 이루어지지 않으면 전단강성의 측면에서 여러 층으로 이루어지는 층상구조로 될 수 있다. 따라서 깊이에 따라 전단강성이 달라지는 층상구조로 되어 있는 콘크리트 구조물에 대해 충격반향기법을 적용할 때에 균질한 구

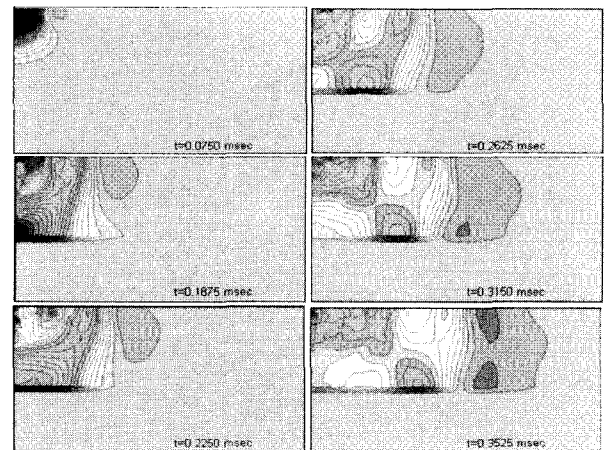


Fig. 5 Contour plots of displacements : Model case A2

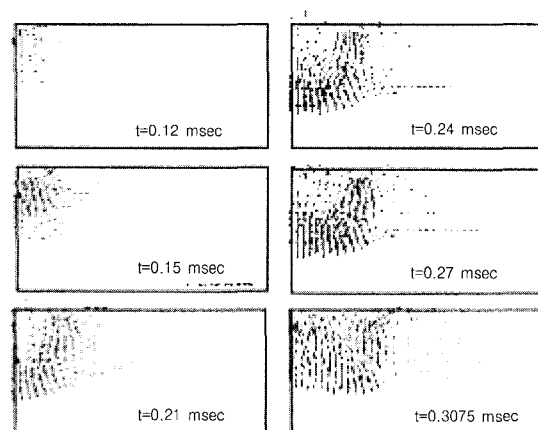


Fig. 6 Vector field of displacement : Model case B3

조물에 대한 이론을 적용할 수 있을지에 대한 검증과 확인이 필요하다.

본 장에서는 전절에서 언급된 수치해석 결과를 이용하여 전단강성구조가 충격반향실험의 해석결과에 미치는 영향을 중점으로 고찰하였다.

4.1.1 전단강성이 균질한 구조 (모델 A2, A3, A4)

Table 2와 Table 3을 참고하면, 전단강성이 균질한 모델인 A2, A3, A4의 경우 감진기의 위치에 따라 결과가 달라지기는 하지만, 7.5 cm와 15 cm에 위치한 감진기의 경우 FIT7 해석결과나 ABAQUS의 해석결과가 공히 Sansalone와 Streett¹⁾가 제안한 수정공식의 예측치와 유사함을 보이고 있다. 즉, 형상계수 ($\beta=0.96$)를 도입한 충격반향기법 수정공식에 의하면 공진주파수가 5,134 Hz가 되는데, 7.5 cm에 위치하는 감진기의 경우 FIT7 해석결과는 4,972~5,022 Hz, ABAQUS 해석결과는 5,054~5,079 Hz의 범위를 보여, 그 차이는 미미하다고 할 수 있다. 또한, FIT7과 ABAQUS로 모사한 충격반향실험결과를 이용하여 추정된 구조물의 탄성과 속도도 Table 2와 Table 3에 제시된 바와 같이 2,983~3,011 m/sec로서, 해석에 사용한 탄성과 속도(3,209 m/sec)를 형상계수를 이용하여 수정한 3,081 m/sec와 약 2~3 % 정도만의 오차를 보이고 있어서, Sansalone와 Streett¹⁾가 제안한 충격반향기법 수정공식이 다소의 오차를 포함하고 있지만, 실제 현장적용시의 측정오차를 고려한다면 정확하지는 않지만, 허용할 만한 수준이라고 할 수 있다.

4.1.2 전단강성이 깊이에 따라 증감하는 구조(모델 B1, B2)

콘크리트 구조물의 전단강성 구조로서 가능한 또 다른 예는 깊이에 따라 전단강성이 증가하거나 감소하는 경우이다. Table 2와 Table 3에 언급된 콘크리트 라이닝 모델 B1과 B2가 이에 해당하는데, 모델 B1과 B2에 대해서도

FIT7과 ABAQUS에 의해 수치적으로 충격반향기법을 모사하였고, 그 결과인 공진주파수는 Table 2와 Table 3에 정리되어 있다. 형상계수를 이용하여 수정한 구조물의 탄성과 속도가 2,935 m/sec이고 이를 이용하여 예측한 공진주파수가 4,891 Hz인데 반하여, FIT7과 ABAQUS 해석에 의하여 획득한 공진 주파수는 모델 B1의 경우는 거의 동일한 결과를 제시하고 있다. 그러나 모델 B2의 경우는 ABAQUS는 거의 유사한 결과를 제시하지만, FIT7은 다소 차이가 있는 결과를 제시하고 있다. 즉, 모델 B1의 경우 FIT7과 ABAQUS의 해석결과는 각각 4,819 Hz, 4,858 Hz로서 충격반향기법 수정이론식에 의한 예측치인 4,891 Hz와 거의 일치하지만, 모델 B2의 경우 FIT7 해석결과는 4,500 Hz, ABAQUS 해석결과는 4,736 Hz로서 수정이론식에 의한 것과 다소 차이가 있게 나타났다. 따라서 깊이에 따라 전단강성이 일정하게 증가하는 구조물의 경우는 충격반향기법의 수정이론식이 합리적인 추정치를 제시하지만, 전단강성이 일정하게 감소하는 구조물의 경우는 다소 정확도가 떨어지는 추정치를 제시함을 알 수 있다. 그러나 복잡한 실제구조물의 전단강성 구조와 여러 가지 환경진동이 많은 현장여건을 고려하였을 때, 모델 B2가 보여주는 정도의 오차는 허용할 만한 범위에 있다고 할 수 있다. 따라서 전단강성이 깊이에 따라 일정하게 변하는 구조의 경우에 있어서도 충격반향기법의 수정이론식은 정확하지는 않지만, 허용할 만한 범위 내에서 구조물의 공진주파수의 추정을 위하여 적용가능하다고 할 수 있다.

4.1.3 저 전단강성의 층이 협재된 구조 (모델 B3, B4)

콘크리트 구조물의 전단강성 구조로서 보다 일반적인 층상구조는 고 전단강성 층 사이에 저 전단강성의 층이 협재된 경우라고 할 수 있다. 즉, 전체적으로 균질한 전단강성 또는 확일적으로 증가, 감소하는 전단강성 구조보다는 중간 중간 취약한 층이 존재하는 경우가 보다 자연스럽게 일반적인 콘크리트 구조물인데, 이러한 층상구조를

Table 3 Resonant frequency by numerical simulation of Impact-Echo tests : Numerical solutions by FEM(ABAQUS)

Cases	Resonant frequencies evaluated by a numerical simulation of Impact-Echo tests, Hz			Resonant frequency estimated by $f_R = \beta v_p / \lambda$, Hz	Average P-Wave velocities, Estimated by the resonant frequency, m/sec		
	Receiver 1 (0.075 m from source)	Receiver 2 (0.15 m from source)	Receiver 3 (0.3 m from source)		Receiver 1 (0.075 m from source)	Receiver 2 (0.15 m from source)	Receiver 3 (0.3 m from source)
A1	-	-	-	-	-	-	-
A2	5078	5175	4932	5134	3047	3105	2959
A3	5054	5151	4932	($\beta v_p = 3081$ m/sec)	3032	3091	2959
A4	5079	5176	4932		3047	3106	2959
B1	4858	5005	4761	($\beta v_p = 2935$ m/sec)	2915	3003	2857
B2	4736	4858	5078		2842	2915	3047
B3	4321	4419	4150		2593	2651	2490
B4	4297	4370	4126		2578	2622	2476

가지고 있는 콘크리트 구조물에 대하여 충격반향기법을 수행하였을 때의 상황을 FIT7과 ABAQUS 해석에 의하여 모사하였다. 충격반향실험의 수치해석적 모사결과를 Table 2와 3에 콘크리트 라이닝 모델 B3, B4에 정리하였다. 콘크리트 라이닝 모델 B3는 층별 P-파 속도가 표층부터 심층까지 3209-2364-4053 m/sec로서 두 번째 층과 세 번째 층 사이에 급격한 전단강성 증가가 존재하는 구조이고, 콘크리트 라이닝 모델 B4는 층별 P파 속도가 4053-2364-3209 m/sec로서 역시 두 번째 층과 세 번째 층 사이에 전단강성의 증가가 존재하지만 첫 번째 층과 두 번째 층 사이에 더 큰 전단강성 차이가 있는 구조로 되어 있다.

그러나 콘크리트 라이닝 모델 B3, B4 모두 동일한 평균 P파 속도를 가지고 있다. 모델 B3와 B4는 수치실험으로 획득된 공진 주파수의 경향이 모두 동일하고, 수치해석으로 결정된 공진주파수로부터 계산한 평균 P-파 속도도 두 모델 모두 거의 동일한 값을 보여주고 있다. 우선 공진주파수의 경우, FIT7과 ABAQUS 해석 모두 약 4,300 Hz의 공진주파수를 제시하고 있지만, 충격반향기법의 수정이론식에 의하면 4,891 Hz로서 상당히 큰 값을 보이고 있다.

한편, 공진주파수로부터 추정된 구조물의 P-파 속도에 있어서도, FIT7과 ABAQUS 해석 결과에 의한 속도는 약 2,600 m/sec 이지만, 충격반향기법의 수정이론식은 2,935 m/sec를 제시하고 있다. 이는 무려 13%에 달하는 오차로서 충격반향기법의 수정이론식에 의한 공진주파수 또는 P파 속도의 추정이 신뢰성이 결여됨을 확인할 수 있다.

또한, 전 절에서 ABAQUS 해석에 의해 분석한 파동전파 형태에 의하면, 모델 B3의 경우 탄성파의 파동전파가 상부 두 층에 구속되어 전파되고, 전체 파동전파 거동도 P파보다는 SV파 성분에 의해서 지배적으로 좌우된다고 하였다. 따라서 이러한 사실을 염두에 둘 때, 비록 모델 B3와 B4가 강력한 반사경계층인 방수막 위층이 세 층으로 구성되어 있지만, 실제로는 세 번째 층이 음향 임피던스 측면에서 일련의 반사경계면으로 작용한다고 할 수 있고, 대부분의 에너지가 다중 반사된 SV파의 성분으로 구성된다고 추정된다. 결국, 콘크리트 라이닝 모델 B3, B4에서의 충격반향실험에서는 P파 보다는 SV파의 성분이 상부 두 개 층에 국한되어 다중반사를 일으키는 모드가 지배적으로 작용한다고 추정할 수 있다.

이러한 가정 하에 주 공진주파수를 계산하여 보면, Table 4에 제시된 바와 같이 모델 B3의 경우 4,030 Hz, 모델 B4의 경우 4,420 Hz로서 FIT7, ABAQUS 해석에 의한 수치실험 결과와 매우 유사하게 비교가 되고 있다.

따라서 이렇게 SV파 공진현상을 가정한 충격반향실험의 추정치와 FIT7 및 ABAQUS의 수치해석결과가 유사

하게 일치한다는 사실은 본 연구에서 가정한 SV파 공진 현상이 합리적으로 가능한 파동전파 양상임을 확인하고 있다.

4.2 충격반향기법의 수정을 위한 형상계수

균질한 전단강성을 가지는 구조물에서의 충격반향기법 실험시 해석결과의 정확도를 향상시키기 위하여 Sansalone와 Streett¹⁾가 도입한 형상계수의 적합성을 평가하기 위하여 FIT7 해석을 수행하였다. 형상계수를 결정하기 위한 FIT7 모델은 Fig 2에 제시된 모델과 동일하나, 구조물 두께는 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7 m 로 변화시켰고, 또한 구조물의 P-파 속도도 2364, 2786, 3209, 3631, 4053 m/sec로 변화시켜 모두 35 모델에 대해 FIT7 해석을 수행하여, 각 경우에 대한 공진주파수를 구하고 그로부터 형상계수를 개별적으로 결정하였다. 구조물 두께별로 35 개 모델에 대한 형상계수의 분포를 살펴보면 Fig. 7에 도시한 바와 같다. Fig 7에 도시된 모델들은 모두 콘크리트 라이닝 하부에 강력한 반사경계층이 되는 방수막이 존재하고, 콘크리트 라이닝도 균질한 전단강성을 가지는 모델들이다.

Sansalone와 Streett는 모든 콘크리트 슬래브형 구조에 대해서는 획일적으로 0.96의 형상계수를 사용하도록 제안하고 있지만, Fig 7에 도시된 형상계수의 분포를 살펴보면 0.91~1.1의 다양한 분포를 가지고 있음을 알 수 있다. 따라서 충격반향실험의 적용대상이 단순히 균질한 전단강성의 콘크리트 슬래브형 구조물이라 하더라도, 반사경계면까지의 두께, 콘크리트 P-파 속도 등에 따라 충격반향기법의 이론수정을 위한 형상계수는 저마다 차이가 있음을 알 수 있고 획일적인 형상계수를 적용할 수 없음을 알 수 있다.

한편, 구조물이 균질하지 않고 전단강성이 변하는 다층 구조로 되어 있는 경우는 충격반향기법의 이론을 수정하기 위한 시도가 무의미하다고 할 수 있다. Table 2, Table 3의 모델 B군에서 살펴본 것처럼 깊이에 따라 전단강성이 변하는 경우 수치실험으로 획득한 공진주파수의 범위는 충격반향기법의 수정이론으로 추정된 공진주파수와 상당히 차이가 크기 때문에, 모든 가능한 경우에 대해 형상계수를 미리 구하여 둔다는 것은 현실적으로도 불가능하고, 무엇보다도 측정대상 구조물의 전단강성 구조에 대한 정보가 존재하지 않는다는 결정적인 문제점이 존재한다. 따라서 충격반향실험시 전단강성의 깊이별 변화분포를 알지 못하는 경우, 충격반향실험 자체가 의미가 없을 수도 있고, 반사경계면까지의 구조물이 균질하다고 하더라도 평균 속도를 추정하여 수정충격반향기법의 수정이론을 적용하는 것도 한계가 있다.

Table 4 Comparison of resonant frequencies by SV-Wave Impact-Echo estimation and finite element analysis

Cases	Average S-Wave velocity based on slowness, m/sec	Wave length, m	Estimated resonant frequency, Hz	Resonant frequency modified by shape factor, Hz	Numerical estimation of resonant freq., Hz	
					FIT7	ABAQUS
B3	1612	0.4	4030	3869	4322	4321
B4	1768	0.4	4420	4243	4403	4297

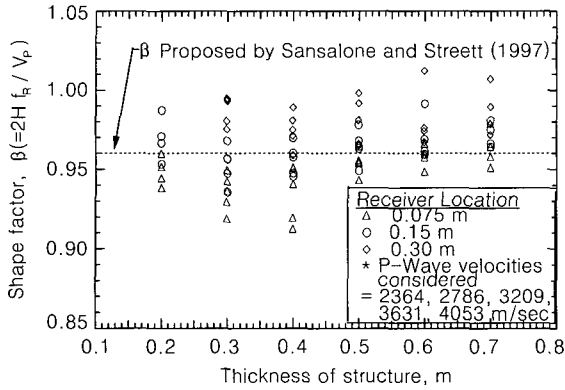


Fig. 7 Shape factors for the modification of the Impact-Echo theory

5. 결 론

본 연구에서는 콘크리트 구조물의 건전도 평가에 널리 활용되고 있는 충격반향기법의 수치 모사를 통하여 탄성과 파동전파 특성을 이해하고 분석하였으며, 타 기법에 비해 현장적용성이 탁월한 충격반향기법의 정확성 및 신뢰성을 더욱 향상시키고자 하였다. 본 연구를 통하여 획득된 연구 성과와 결론을 요약하면 다음과 같다.

1) 균질한 강성구조와 깊이에 따라 증가 또는 감소하는 전단강성구조의 경우에는 허용할만한 오차 범위내에서 충격반향기법의 이론이 적용되었으나, 샌드위치형 전단강성구조를 갖는 경우에는 충격반향실험에 있어서의 파동전파는 P-파 보다는 SV-파에 의해 지배되는 것으로 추론된다. 이러한 추론은 매질의 최대수직변위 분포, 매질입자의 변위분포 등을 통하여 확인하였다.

2) 형상계수의 신뢰성 검토를 위하여 실시된 구조물 두

께와 P-파 속도, 감진기 위치 등을 달리한 수치실험에서는 형상계수의 범위가 0.91~1.1의 넓은 범위를 갖는 것으로 결과가 나타나므로 형상계수의 신뢰성이 결여됨을 확인하였다.

참고문헌

- Sansalone, M. J., Streett, W. B., *IMPACT-ECHO : Nondestructive Evaluation of Concrete and Masonry*, Bullbrier Press, 1997, p.339.
- 조성호, 배규진, 나경준, 이성원, 오상덕, “터널국부정밀 안전진단을 위한 탄성과 기법의 적용성에 관한 연구,” 1998, pp.415~422.
- 조미라, “다채널 충격반향기법과 그 역산해석을 위한 인공지능망,” 대한토목학회 논문집, 2001.
- Sansalone, M. J., Lin, J. M. and Streett, W. B, “A New Procedure for Determining the Thickness of Concrete Highway Pavements Using Surface Wave Speed Measurements and the Impact-Echo Method,” *Innovations in Nondestructive Testing*, a Special Publication of the American Concrete Institute, 1996.
- Joh, S. H., *Fit SASW : The Program for the Forward Modeling, the Inversion Analysis and the Time-History Generation for SASW Measurements*, Chung-Ang University, Korea, 2001.
- 조미라, 김기봉, 조성호, “콘크리트 구조물 비파괴 평가를 위한 수정충격반향 기법의 제안,” 중앙대학교건설환경연구소 논문집, 12권 1호, 2001.
- 김기봉, 추진호, 조성호, 조미라, “터널 콘크리트 라이닝의 구조적 특성평가를 위한 탄성파기법, MiSA의 개발,” 한국지반공학회, 봄학술발표회 논문집, 2001, pp.49~56.

요 약

콘크리트 구조물 또는 조적식 구조물을 비파괴적으로 평가하는 충격반향시험은 타 기법과 비교하였을 때, 현장 적용면에서 탁월하게 우수하며, 그 신뢰성도 매우 높게 평가되고 있다. 그러나 경우에 따라서 충격반향기법은 낮은 신뢰성을 나타내고 있다. 본 연구에서는 충격반향기법의 신뢰성을 수치해석에 의해 검토하였다. 유한요소해석 및 이론을 근거로 하는 동강성행렬법을 이용하여 균질한 강성구조, 깊이에 따라 증가 또는 감소하는 전단강성구조, 샌드위치형 전단강성구조 등 대표적 유형의 전단강성구조를 가지는 콘크리트 터널벽체에 대해 충격반향실험의 수치 모사를 수행하였다. 이를 바탕으로 충격반향기법의 실험 자료 분석 및 해석에 있어서 보다 신뢰성 있는 결과 도출을 위한 제언을 하였다.

핵심용어 : 충격반향기법, 유한요소해석, 동강성행렬법, 파동전파 해석