Trans. Korean Soc. Noise Vib. Eng., 24(9) : 695~705, 2014
http://dx.doi.org/10.5050/KSNVE.2014.24.9.695

한국소음진동공학회논문집 제 24 권 제 9 호, pp. 695~705, 2014
ISSN 1598-2785(Print), ISSN 2287-5476(Online)

구조센서의 효율적인 구성을 통한 구조 음향연성 평판의 방사음 예측

Prediction of Radiated Sound on Structure-acoustic Coupled Plate by the Efficient Configuration of Structural Sensors

이 옥 동*·오 재 응†

Ok-Dong Lee and Jae-Eung Oh

(Received July 2, 2014 ; Revised August 18, 2014 ; Accepted August 18, 2014)

Key Words : Structural Sensors(구조센서), Structure-acoustic(구조 음향 연성), Radiated Sound(방사음)

ABSTRACT

In this paper, two types of techniques for the prediction of radiated sound pressure due to vibration of a structure are investigated. The prediction performance using wave-number sensing technique is compared to that of conventional prediction method, such as Rayleigh's integral method, for the prediction of far-field radiated sound pressure. For a coupled plate, wave-number components are predicted by the vibration response of plate and the prediction performance of far-field sound is verified. In addition, the applicability of distributed sensors that are not allowable to Rayleigh's integral method is considered and these can replace point sensors. Experimental implementation verified the prediction accuracy of far-field sound radiation by the wave-number sensing technique. Prediction results from the technique are as good as those of Rayleigh's integral method and with distributed sensors, more reduced computation time is expected. To predict the radiated sound by the efficient configuration of structural sensors, composed(synthesized) mode considering sound power contribution is determined and from this size and location of sensors are chosen. Four types of sensor configuration are suggested, simulated and compared.

1. 서 론

진동하는 구조물의 경우에 음향이 구조기인 음으로 방사되는 경우는 매우 흔한 일이며, 이러한 방사음의 발생원 및 전달 경로를 규명하고자 하는 노력이 다양한 방법으로 시도되어 왔다. 기존의 소음예측 기법인 Rayleigh 적분식을 이용한 방법은 유한개의 요소를 가진 구조물의 진동을 단일 음원에 의한 피스톤 운동으로 가정하고 이러한 진동의 조합에 의한 음으로의 전달을 예측하는 것이었다. 각 음원을 이루는 요소는 구조물을 둘러싼 매질과의 관계에 의해 그 크기가 정해진다.

즉, $k_0\ a_i << 1$(k_0 : 매질의 파수, a_i : i번째 요소의 대표길이)을 만족하는 크기의 단일 음원이 가정 된다[1~3]. 이와 같은 경우 여러 개 센서의 조합에 의해

† Corresponding Author ; Member, Hanyang University
E-mail : jeoh@hanyang.ac.kr
Tel : +82-2-2294-8294, Fax : +82-2-2299-3153
* Division of Urban Planning, Department of Real Estate, SungKyul University

‡ Recommended by Editor SungSoo Na

ⓒ The Korean Society for Noise and Vibration Engineering

음압이 예측 할 수 있지만 실제 구조물의 진동응답 측정 시 많은 센서를 사용해야 하는 단점을 갖고 있다. 반면에 Rayleigh 적분법에 의한 방사음 예측의 경우, 그 성능이 매우 정확함에도 불구하고 많은 수의 진동센서가 필요하게 되어 실험상의 불편함을 야기하고 있다. 기존의 예측법과는 달리 파수계측 기법은 공간상의 정보를 파수 영역으로 변환하여 방사음에 직접적으로 영향을 미치는 성분만을 추출할 수 있는 장점을 가지고 있다. 특정 방향으로의 방사를 고려할 때 파수 성분은 음압과 직접적으로 비례하게 된다. 즉, 음파의 파수(k_0)와 구조물의 파수(k_x, k_y)간의 일치효과를 고려하게 된다. 따라서 점 센서뿐 아니라 2차원 분포센서를 이용한 진동응답 측정이 가능하여 실험상의 많은 간편성과 계산상의 효율성을 동시에 만족시키게 된다. 파수 계측기법에 대한 연구 사례로, Fuller(1990)는 구조소음의 능동제어를 위해 파수 영역에서의 새로운 기법을 통해 구조센서를 이용하여 음향센서를 대체하는 기초적인 연구가 수행 되었다. 또한 Rayleigh 적분법에 의한 원거리 음향 예측을 수행하고 흡음재를 이용한 저감성능을 분석하는 연구가 진행되었다[4~6]. 기존의 연구에서는 기초적인 연구단계로서 해석이 용이한 단순지지계에 대한 연구를 수행하였으나 실제 계에 적용은 다소 미흡한 경향이 있었다. 한편, 원거리 방사음은 진동모드로부터 음향파워의 기여도에 지배적인 영향을 받는다. 따라서 효율적인 예측 및 방사소음의 저감을 위해서는 불필요한 센서의 개수를 줄일 필요가 있으므로 이를 위하여 새로운 형태의 구조센서를 구성할 필요가 있다. 특히 효율적 예측 및 실제 적용을 위해서는 새로운 구조센서의 개발이 필요하며 이를 구성하기 위한 연구가 계속되어야 한다.

이 연구에서는 구조물의 방사음을 예측하는 이론적인 측면에서 Rayleigh 적분법과 파수 계측 기법을 고찰하고 파수 계측 기법의 적용가능성을 확인하였다. 특히 연성된 평판에 대한 원거리 방사음의 예측을 위하여 진동센서를 이용하여 진동변위를 측정하고 측정된 진동 데이터로부터 위의 두 가지 기법을 이용한 각각의 예측 성능을 비교하였다. 이에 대한 여러 가지 형태의 구조센서를 제안하여 시뮬레이션을 수행하고 각각의 예측 성능을 비교하였다. 구조물의 방사음을 예측하는 이론적인 측면에서 Rayleigh 적분법과 파수 계측기법을 고찰하고 파수 계측기법의 적용가능성을 검토하였다. 마지막으로 효율적인 구조센서의 구성을 통한 방사음 예측을 위해 방사음향파워의 주파수별 기여도를 고려한 합성모드를 결정하였다. 또한 점 센서나 분포센서의 크기와 부착위치를 선정하여 방사음을 예측하였다.

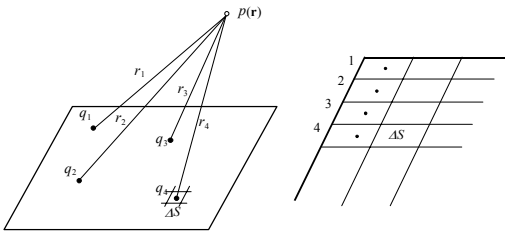


Fig. 1 Discretized sound radiation from point sources on the flexible plate

2. 구조물의 진동에 의한 음향방사 예측

2.1 Rayleigh 적분법에 의한 방사음의 예측

점음원으로부터 반경 r만큼 떨어진 거리에 대한 음압은 헬름홀츠(Helmoltz) 방정식과 구조물·매질간의 경계조건의 수식으로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$p(r,t)=\frac{j\omega q_0}{2\pi r}e^{j(\omega t-k_0|r-r_0|)} \tag{1}$$

여기서, k_0는 파수이고 q_0는 음의 강도(source strength)이다.

구조물에서 상대적으로 충분히 작은 점 음원(point source)에 의한 음향 방사는 대칭이고, 순수 반경방향 운동이라고 볼 수 있다. 단, 식 (1)에서 q_0=S_0v_0(여기서, S_0는 진동체의 표면적, v_0는 음원에서의 체적속도(volume velocity))가 된다.

만약 구조물에 다수의 점음원(point source)이 존재하면, 전체 방사 음압은 Fig. 1에서처럼 각 음원들에 의해 방사된 음의 합으로 나타낼 수 있다. 첫번째 음원으로 부터 거리 r_1, 두 번째 음원으로 부터는 거리 r_2만큼 떨어지고 n번째 음원으로 부터는 거리 r_n만큼 떨어진 거리에서의 음압은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$p(r,t)=\frac{j\omega S_0}{2\pi}\sum_{i=1}^{n}\frac{q_i}{r_i}e^{j(\omega t-k_0|r-r_i|)} \tag{2}$$

이로부터 연속적인 속도분포를 갖는 계의 표면으로부터 방사를 결정하는 것이 용이하다[2,3].

2.2 파수 계측 기법에 의한 방사음의 예측

진동하는 구조물로부터 얻어지는 가속도 분포에 대한 2차원 파수영역 변환은 다음과 같이 정의된다.

$$\tilde{\ddot{w}}(k_x,k_y)=\int_{-\infty}^{+\infty}\int_{-\infty}^{+\infty}\ddot{w}(x,y)e^{-jk_x x}e^{-jk_y y}\,dx\,dy \tag{3}$$

유한한 사각평면 방사물의 경우 적분 구간은 무한 강체로 둘러쌓인 평면의 치수로 바뀌게 된다. 위의 파수영역 변환식은 구조물로부터 직접적으로 원거리로 방사된 음향 에너지를 계산 할 수 있다. 원거리 방사에너지는 초음속 파수영역(supersonic wave-number region)에 존재하며 음향 파수와의 관계는 다음과 같다.

$$k_x^2+k_y^2\le k_0^2 \tag{4}$$

따라서 실제 파수 센서의 설계시 식 (4)를 만족하는 작은 파수값만을 고려하게 된다. 파수 정보와 음향 방사와의 관계를 살펴보면, 직각 좌표계(x,y,z)와 구면 좌표계(r,θ,ϕ)의 관계식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} x&=r\sin\theta\cos\varphi,\\ y&=r\sin\theta\sin\varphi,\\ z&=r\cos\theta \end{aligned} \tag{5}$$

식 (5)을 통해 앞의 Rayleigh 적분식과 비교하면 원거리 음압은 구조정보의 항으로 표현하게 된다.

$$p(r,\theta,\varphi,t)=\frac{\rho e^{-jk_0 r}}{2\pi r}\times\tilde{\ddot{W}}(k_x,k_y)e^{j\omega t} \tag{6}$$

여기서 각 방향으로의 구조 파수인 k_x와 k_y는 각각 다음과 같다.

$$k_y=k_0\sin\theta\sin\varphi,\ \ k_x=k_0\sin\theta\cos\varphi \tag{7}$$

여기서 θ와 ϕ로 정의되는 특정방향으로의 음압은 파수만의 함수가 되고 k_x와 k_y는 항상 k_0보다 작게 된다. 따라서 식 (7)을 통해 결정된 센서가 구조파수 영역 센서로 사용된다.

유한개의 요소를 가진 가속도 분포에 대한 이산 파수 변환은 x, y방향으로 요소개수가 N_x, N_y인 경우에

$$\begin{aligned}\tilde{\ddot{w}}_d(k_x,k_y)=\Delta x\Delta y\sum_{n_x=1}^{N_x}\sum_{n_y=1}^{N_y}&\ddot{w}(x_{n_x},y_{n_y})\\ &\exp(-jk_x x_{n_x})\exp(-jk_y y_{n_y})\end{aligned} \tag{8}$$

여기서, $\Delta x=L_x/N_x$, $\Delta y=L_y/N_y$ 이다.

이산 파수 성분은 가속도 신호의 합으로 표현되고 다음과 같이 주파수 응답 항이 포함된다.

$$\tilde{\ddot{w}}_d(k_x,k_y)=\sum_{n_x=1}^{N_x}\sum_{n_y=1}^{N_y}H_{n_x n_y}(\omega)\ddot{w}(x_{n_x},y_{n_y}) \tag{9}$$

여기서, 주파수 응답 항은

$$H_{n_x n_y}(\omega)=\Delta x\Delta y\exp(j\omega\tau_{n_x n_y}) \tag{10}$$

이고 시간지연 $\tau_{n_x n_y}$ 는 다음과 같다.

$$\tau_{n_x n_y}=\frac{x_{n_x}\sin\theta\cos\varphi+y_{n_y}\sin\theta\sin\varphi}{c} \tag{11}$$

결과적으로, 이산 파수 성분은 일정한 시간정수를 가지는 주파수 응답 함수에 의해 필터링된 진동응답들의 합으로 표현되며 시간영역에서의 데이터 처리가 가능하여 주파수 영역으로의 변환하는 부가적인 계산과정이 생략되는 장점을 가진다[2,3,6].

3. 평판의 진동과 원거리 음향방사 특성

이 연구에서는 폐 공간 내부의 한쪽 벽면에서 음향 가진 되어 반대쪽의 유연한 평판을 통하여 외부로 방사되는 경우에 평판의 진동을 측정하여 구한 예측 방사소음과 실제 측정된 방사소음을 비교하였다. 이 연구에서 사용된 실험장치도를 Fig. 2에 나타내었으며 사용된 폐 공간의 크기 및 평판의 물성 치를 Table 1에서 보여주고 있다.

폐 공간내의 소음은 노이즈 발생기(Noise Generator, B&K Type 1405)에서 백색잡음(white noise)을 발생시킨 후 신호증폭기(Amplifier, Inkel Professional Power Amp MA-320)에서 증폭하여 스피커로 입력하였다. 스피커의 가진은 폐 공간 내부에서 충분한

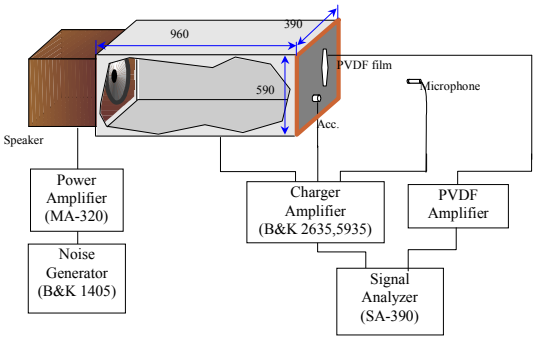


Fig. 2 Experimental setup to measure vibration response on plate and sound radiation throughout the coupled plate

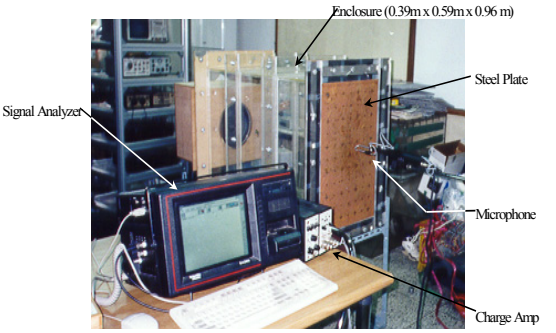


Fig. 3 Experimental apparatus to measure the vibration and radiated sound

음장을 형성하기 위하여 스피커 1 cm 전방에서 90 dB가 되도록 스피커를 가진 하였다. 음향 가진에 의한 평판의 진동 측정을 위하여 평판을 2.5 cm 간격으로 8×12개의 격자로 나누었다. 평판 격자의 진동을 소음 원들의 집합으로 가정할 수 있도록 하기 위해서는 각 격자의 크기가 $k_0\sqrt{\Delta S}<1$을 만족하도록 유지해야 한다. 이것은 격자 점간의 거리가 측정 주파수의 $\lambda/4$미만이 되도록 가깝게 설정하여 서로 상관관계를 가질 수 있도록 하기 위함이다.

폐 공간 외부에서 방사소음의 예측은 평판 중심에서 50 cm 떨어진 거리에서 수행하였으며, 실측에서는 평판 중앙에서 10 cm~60 cm사이를 10 cm간격으로 측정하여 거리별 음압 특성의 변화를 관찰하였다. 실험을 통하여 구한 측정치를 Rayleigh 적분법과 파수계측기법에 의한 방사소음의 예측치와 비교하여 각각의 예측방법에 대하여 검증하였다.

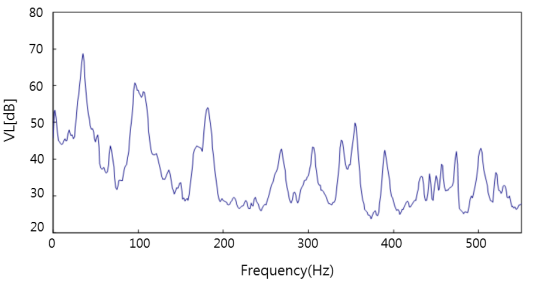
3.1 적분법을 이용한 방사음압의 예측

음향 가진 된 폐 공간의 유연한 평판으로부터 자유 음장 및 원거리 방사음장에서의 방사특성을 예측하기 위해서 평판에서 진동속도를 측정하고 식 (2)를 이용하여 원거리 방사소음을 예측하였다. Fig. 3에 음향 가진에 의한 유연한 평판의 진동속도의 응답과 평판 중앙에서 50 cm 떨어진 자유 음장에서의 음압레벨을 보여주고 있다.

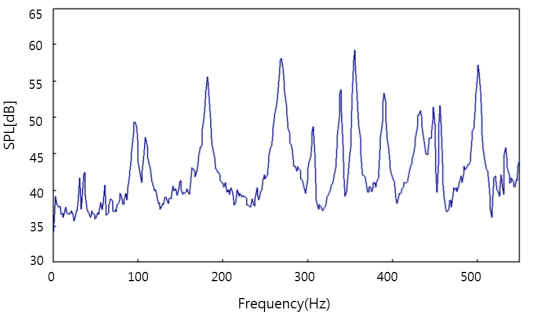
진동속도의 크기 및 기여도는 수치적인 해석상 음압에 비례하게 되므로 저주파 대역에서의 음향에너지가 매우 크게 나타나게 된다. 그러나 200 Hz 미만의 저주파 영역에서는 굽힘 파의 파장(이 연구에서

Table 1 Size of enclosure and physical characteristics of the test plate

Items	Value	Remarks
L_x	0.96 m	Length of cavity
L_y	0.59 m	Width of cavity
L_z	0.39 m	Height of cavity
t	0.001 m	Thickness of beam
E	2.1e11 kg/sec^{2}m	Young's modulus of steel
υ	0.29	Poisson's ratio
ρ	7850 kg/m^3	Density of steel



(a) Vibration response level



(b) Sound pressure level

Fig. 4 Measured vibration response level on the plate and SPL at 50cm from the center of plate

사용된 평판의 경우 0.22 m)이 음파의 파장(1.7 m)보다 짧기 때문에 음파는 방사되지만 단지 근거리 음장만이 존재하게 된다[1].

또한 원 음장이나 자유 음장에서 일반적으로 사람의 귀에 적합한 A가중치(A weighting)를 사용하게 되는데 이 때에는 저주파 대역에서의 소음이 많이 낮아지게 되므로 진동의 기여와는 다른 양상을 보이게 된다. 이러한 결과는 Table 2에서도 알 수 있는데 식 (2)를 이용하면 음압의 크기는 평판의 진동속도에 비례하므로 진동의 기여가 큰 저주파영역에서 큰 방사소음을 나타낸다. 평판으로부터 50 cm 거리에서의 공진 주파수별 피크레벨을 보면 저주파 특성은 가장 기여가 낮은 것으로 나타나고 있다. 진동속도 데이터를 기준으로 한 주파수별 진동의 기여순위와 평판으로부터 50 cm거리에서의 음압의 기여순위를 Table 2에서 보여주고 있다. Table 2에서 진동의 기여순위가 높은 대역은 주로 저주파 대역인데 반하여 음압의 기여순위는 200~500 Hz 대역임을 알 수 있다. 즉, 진동으로부터 방사되는 음압은 주위 매질과의 영향으로 인해 거리에 따라 변화된 진동의 모드특성이 음압을 형성하는 것으로 볼 수 있다.

이 연구에서는 연성된 평판으로부터의 방사음을 Rayleigh 적분법을 이용하여 주파수 응답함수의 형태로 예측하고 이를 실험적으로 검증하였다. Fig. 5에서 예측 치와 마이크로폰을 이용한 실측 치가 잘 일치함을 확인할 수 있었다. Fig. 6은 거리별 음압의 감쇠특성을 보여주고 있으며 거리에 따른 주파수별 음압의 정확한 비례적 감쇠가 되지 않음을 알 수 있다. 특히 268.75 Hz의 성분이 상대적으로 높은 값을 나타내어 Fig. 5에서 이 주파수 성분에 대하여 예측치보다 실측치가 약간 높은 값을 나타내고 있다. 한편, 355 Hz의 성분에 대하여 거리에 따른 주파수 별 음압의 감쇠 추이가 상대적으로 낮게 나타나고 있으며 이는 Fig. 5에서 나타낸 것처럼 실측치가 예측 치보다 약간 낮은 값을 가지게 되는 결과로 나타났다.

Table 2 Contribution rankings of vibration velocity frequency response and SPL at 50 cm from the center of plate

Frequency [Hz]	Vibration level[dB]	Contribution rankings of vibration	SPL[dB]	Contribution rankings of SPL
35	80.2	1	-	-
96.25	61.9		-	-
181.25	55.7	3	55.6	4
268.75	46.8	6	58.1	1
306.25	47.7	4	-	-355
355	46.3	7	57.3	2
501.25	46.9	5	57.2	3

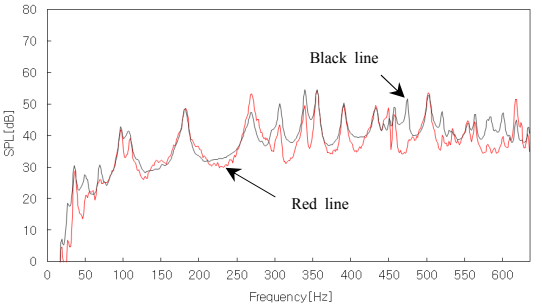


Fig. 5 Sound radiation for a coupled plate : (a) — measured(red line), (b) — estimated by Rayleigh's integral method(black line)

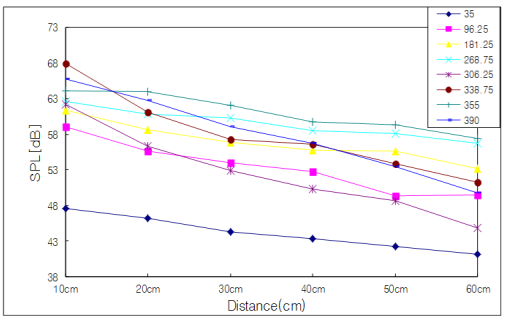


Fig. 6 Sound attenuation due to change of distance from the center of plate

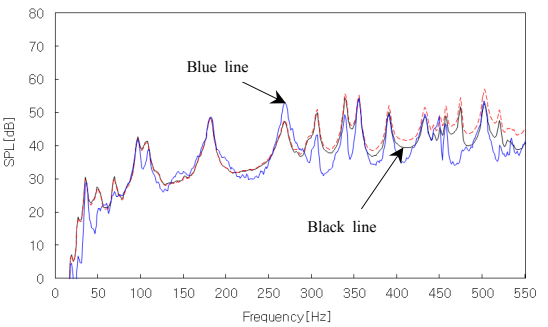


Fig. 7 Sound radiation for a coupled plate: — (a) measured(black line), (b) ···, (c) — estimated by Rayleigh's integral method and wave-number sensing technique, respectively(blue line)

3.2 파수 계측기법을 이용한 방사음의 예측

평판 진동으로부터 파수계측 기법인 식(11)를 이용하여 원거리 방사음을 예측하였다. Fig. 7에 파수계측기법에 의해 예측된 원거리 방사음의 주파수 응답을 기존의 예측기법인 Rayleigh 적분법에 의한 예측치 및 실험치를 함께 비교하였다. 파수 계측 기법을 이용한 예측한 원거리 방사음도 실험치와 잘 일치하였다. 특히 350~500 Hz의 주파수 대역에서는 기존의 예측 법보다 잘 일치함을 알 수 있다.

한편 파수 계측 기법은 Rayleigh 적분법을 이용한 방사음을 예측하는 것과 다르게 구조 센서로서 점 센서와 면 센서를 각각 사용할 수 있는 장점이 있다. 이는 점 센서를 이용한 원거리 음압 예측 시 야기되는 실험의 복잡함과 많은 계산량을 줄일 수 있다는 점에서 기존 예측 법에 대한 큰 장점으로 부각되고 있다. 이 연구에서는 분포 센서의 적용을 위해 실험을 통하여 그 타당성을 검증하였다. 분포센서를 평판 중앙 라인을 따라 부착하였을 경우와 같은 형태로 점센서를 부착하였을 때와 비교하였다. 연속분포인 분포센서 부착시와 이산분포인 점센서 배열의 부착시에 대한 주파수 응답 특성을 Fig. 8에 나타내었다. 관심 주파수 대역인 500 Hz까지 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 따라서 분포 센서의 PVDF(polyvinylidene fluoride) strip 센서를 사용하여 여러 개의 가속도계를 통한 진동신호의 측정을 대신할 수 있다.

3.3 음향파워를 고려한 합성모드와 구조센서의 구성

이 연구에서는 3.2절에서 입증한 구조센서로의 가능성을 검토하기 위하여 여러 가지 구조센서에 대한

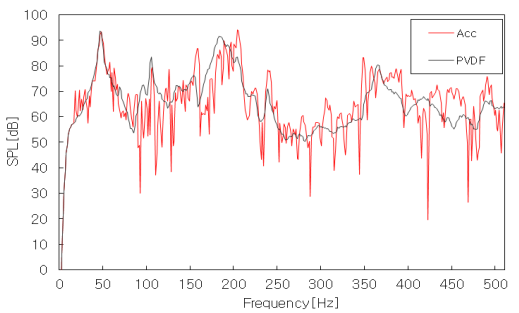


Fig. 8 Vibration charge level comparison using point sensors and distributed sensor

원거리 음압 예측성능을 수행하고 이를 비교하였다. 점 센서와 분포 면 센서에 대한 특성과 예측성능을 비교하고 이를 실험적으로 검증하여 구조소음의 저감을 위한 기초적인 연구를 수행하였다. 일반적으로 구조물로부터 방사되는 음압을 예측하여 저감하기 위한 방법으로 음향 방사 파워를 최소화되도록 한다. 이러한 음향 방사 파워는 다음과 같이 파수 성분의 제곱 항으로 표현된다.

$$P=\sum_{i=1}^{N}|p_i(r,\theta_i,\varphi_i)|^2=\left(\frac{\rho}{2\pi r}\right)^2\sum_{i=1}^{N}\left|\hat{\dot{W}}_i(k_x,k_y)\right|^2 \quad (12)$$

여기에서는 이러한 음향 방사 파워를 고려한 합성모드를 결정하기 위하여 각 모드에 대한 음향 파워 기여도를 다음과 같이 정의한다.

$$\gamma_i=\frac{P_i}{P} \quad (i=1,2,\ldots N) \quad (13)$$

여기서 전체 음향파워 P는 다음과 같다.

$$P=\sum_{n=1}^{N}P_i=\sum_{n=1}^{N}\frac{p_i^{\,2}}{\rho c} \quad (14)$$

따라서 음향파워 기여도를 고려한 합성 모드는 다음과 같다.

$$\tilde{\dot{W}}=\sum_{n=1}^{N}\tilde{\dot{W}}_i=\sum_{n=1}^{N}\gamma_i\dot{W}_i \quad (15)$$

이 연구에서는 이러한 음향파워 기여도를 고려한 합성모드의 구성을 통하여 원거리 음향 방사를 예측하기 위한 구조센서를 결정하게 된다.

여기에서는 구조센서로서 점센서와 분포센서를 사용하게 되고 점센서로는 가속도계, 분포센서로는 PVDF strip 센서를 이용하였다. PVDF strip 센서의 출력을 구하는 이론적인 식은 다음과 같다.

$$q(t)=\left(\frac{h_p+h_s}{2}\right)\int_0^{L_x}\int_0^{L_y}F(x,y)\left(e_{31}\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}+e_{32}\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}+2e_{36}\frac{\partial^2 w}{\partial x\partial y}\right)dydx \quad (16)$$

여기서 w는 평판의 진동응답, h_p와 h_s는 각각 PVDF 센서와 평판의 두께, e_{31}, e_{32}, e_{36}은 PVDF

특성상수, $F(x,y)$는 PVDF 센서 형상함수이다. 평판의 진동응답은 연속함수가 아닌 이산값으로 주어지기 때문에 식 (18)에서의 2차 편미분과 적분을 각각 2차 유한 차분법과 구분구적법으로 치환하여 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$q(t)=\left(\frac{h_p+h_s}{2}\right)\sum_{i=1}^{M}\sum_{j=1}^{N}F(x,y)\left(e_{31}w_{ii}+e_{32}w_{jj}+2e_{36}w_{ij}\right)\Delta y\Delta x$$

$$w_{ii}=\frac{w_{i+1,j}-2w_{i,j}+w_{i-1,j}}{\Delta x^2} \tag{17}$$

$$w_{jj}=\frac{w_{i,j+1}-2w_{i,j}+w_{i,j-1}}{\Delta y^2}$$

$$w_{ij}=\frac{(w_{i+1,j+1}-w_{i-1,j+1})-(w_{i+1,j-1}-w_{i-1,j-1})}{4\Delta x\Delta y}$$

M과 N은 각각 x방향과 y방향의 유한요소 개수이고 유한요소의 크기는 $\Delta x=L_x/N$, $\Delta y=L_y/N$ 이 된다. 센서의 형상함수를 결정하기 위하여 다음의 세가지 경우에 대하여 살펴보았다. 첫째로 중앙 가로방향으로 센서가 부착될 경우의 센서출력은

$$q(t)=\left(\frac{h_p+h_s}{2}\right)\sum_{i=1}^{M}u(x,L_y/2)\left(e_{31}w_{ii}+e_{32}w_{jj}+2e_{36}w_{ij}\right)\Delta y\Delta x \tag{18}$$

Table 3 Acoustic powers and contributions at each modes

Frequencies(Hz)	Contribution(%)	Power(dBA)
35.00	0.0476	29.0932
48.75	0.0230	25.9349
68.75	0.0506	29.3549
96.25	1.0705	42.6090
181.25	4.8092	49.1338
267.50	3.3614	47.5783
306.25	6.8236	50.6532
338.75	21.2630	55.5893
355.00	20.9327	55.5213
390.00	7.1465	50.8540
432.50	5.0519	49.3476
456.25	5.1733	49.4507
473.75	10.3795	52.4748
502.50	13.8671	53.7329

여기서 $u(x,L_y/2)$는 $y=L_y/2$의 구간에서만 정의되는 단위 step 함수이다.

3개의 센서에 대한 출력은 각각의 출력의 중첩이 되므로 다음 식에 의해 각각의 출력을 구하여 계산할 수 있다.

$$q(t)=q_1(t)+q_2(t)+q_3(t) \tag{19}$$

대각선 방향의 센서부착에 대하여는 좌표변환을 이용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$q(t)=\left(\frac{h_p+h_s}{2}\right)\sum_{i=1}^{M'}u(x,L_y/2)T^{-1}\left(e_{31}w_{ii}+e_{32}w_{jj}+2e_{36}w_{ij}\right)\Delta y'\Delta x' \tag{20}$$

좌표변환 행렬은 그 역행렬이 다음과 같이 정의된다.

$$T^{-1}=\begin{bmatrix}\cos\theta & \sin\theta\\ -\sin\theta & \cos\theta\end{bmatrix},\ \tan\theta=L_y/L_x$$

$M', \Delta y', \Delta x'$는 각각 $M, \Delta y, \Delta x$의 새로운 좌표계에서의 값이다. 센서의 형상에 따른 각각의 센서출력인 식 (18)~(20)를 이용하여 주파수영역으로 변환된 예측값을 비교하게 된다. Table 3은 식 (13)을 통한 각 모드에서의 음향 파워와 원거리 음압에 대한 기여도를 나타내고 있다. 표에서 알 수 있듯이 200 Hz내에서의 기여도는 상당히 작은 반면에 300 Hz 이상의 대역에서는 전체 음향파워의 90 % 이상을 차지하고 있음을 알 수 있다. 따라서 효과적인 음향방사예측을 위해서는 이러한 300 Hz 이상에 대해서 유의해야 할 필요가 있다.

Fig. 11은 식 (20)을 통한 합성모드를 나타내고 있다. 앞서 언급한 바와 같이 주로 300 Hz 이상의 주파수 대역에 대한 모드가 크게 고려되어 합성모드가 결정되었다. 구조센서는 이러한 합성모드중 상대적으로 높은 값을 가지는 부분에 대하여 계측한 신호를 통하여 특별히 진동응답을 측정하게 된다. 즉, 전체 방사영역에 대하여 방사에 지배적인 부분만을 고려하여 진동측정의 효율적인 방법을 선택하여 불필요한 부분에 대해서는 최소화하게 된다.

구조센서의 진동측정 위치를 결정하기 위한 방법으로서 점센서를 이용한 12개의 요소에 대한 예측

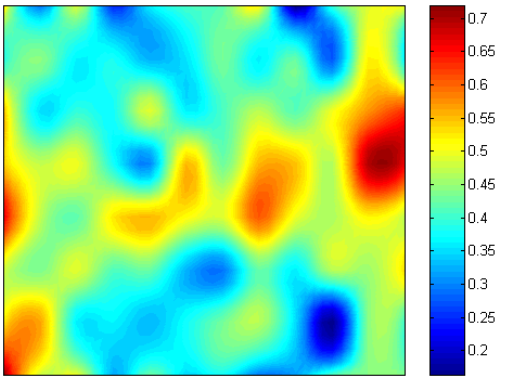
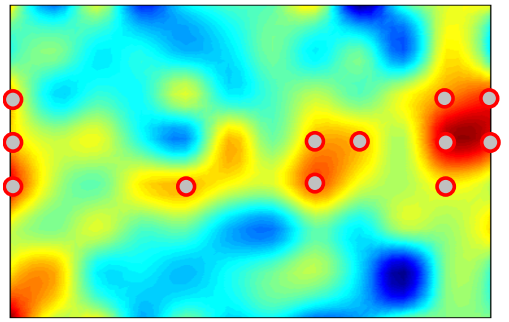


Fig. 9 Acoustic power regarding to synthesized vibration mode

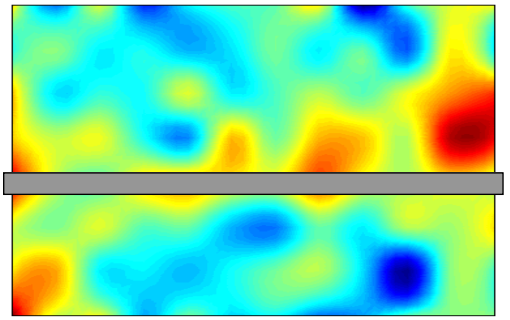
결과를 이용하였다. 앞 절에서 언급한 가로방향 한 라인에 대한 예측결과, 대각선 방향으로의 한 라인에 대한 예측결과와 마지막으로 다수의 분포센서를 이용한 예측결과는 전체 면적에 대한 예측결과와 비교하였다. Fig. 9에 나타난 결과를 통해 주요 진동부위가 밀집해 있는 가운데 가로방향 라인과 양쪽 세로방향에 대하여 세 개의 면센서를 부착하는 것을 최적의 구조센서 구성으로 제안하였다. 각각의 구조센서의 구성에 따른 음향파워를 Fig. 10에 나타내었다. 네 가지 구조센서의 구성에 대하여 각각의 진동응답을 이용한 파수계측기법에 의해 얻어진 원거리 방사음압과 전체 면적에 대한 진동응답을 계산하여 얻어진 원거리 방사음압을 비교하였다. 각각의 구조센서의 구성에 따른 원거리 음압 예측치는 진동센서를 이용하여 전체 영역에서 측정한 실측치 비교한 결과를 Fig. 11에 나타내었다.

Fig. 11에서 나타난 14개의 주요 피크 주파수에 대한 크기를 Table 4에 나타내고 전체 영역의 센서를 통한 예측치와의 차이와 상대 오차를 Table 5에 나타내었다. Table 5에서 기여순위를 볼 때 앞에서 언급한 바와 같이 300 Hz이상의 주파수 대역에서 원거리 방사음압에 대한 지배적인 기여가 있음을 확인할 수 있다.

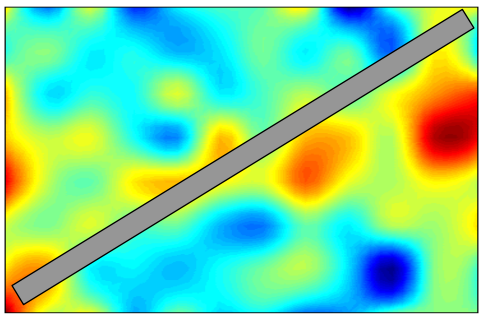
Fig. 11(a)의 경우는 파워를 고려한 합성 모드중 크기가 큰 부분의 점센서 신호를 통한 예측이다. 전체 평면의 진동을 고려한 값과 비교해 볼 때 200 ~300 Hz부근을 제외하고 상당한 오차가 있음을 알 수 있다(Table 4 및 Table 5). 계산상의 효율성은 센서의 수가 전체에 대하여 8분의 1가량으로 줄었기



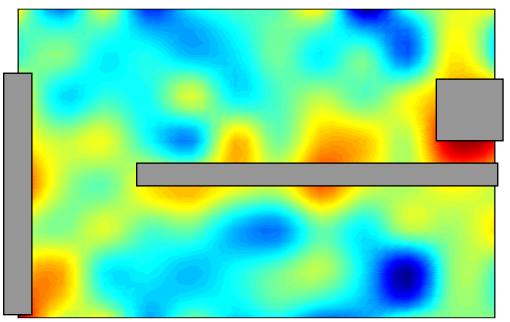
(a) Optimal accelerometer sensors configuration



(b) Horizontal center line PVDF strip sensor configuration

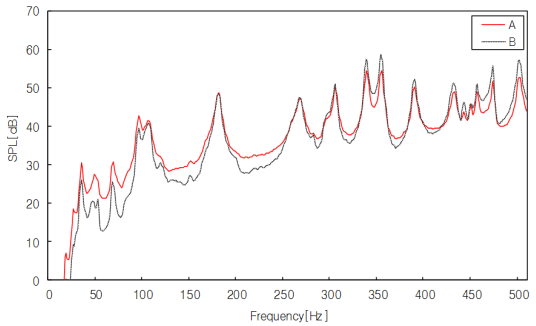


(c) Declined diagonal line PVDF strip sensor configuration

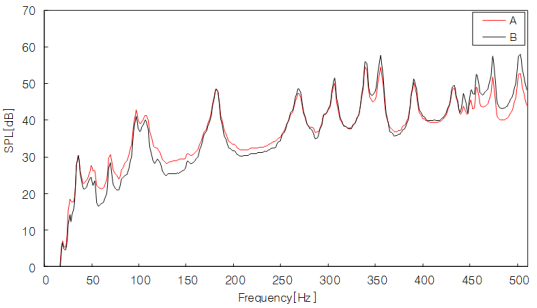


(d) Optimal three PVDF strip sensors configuration

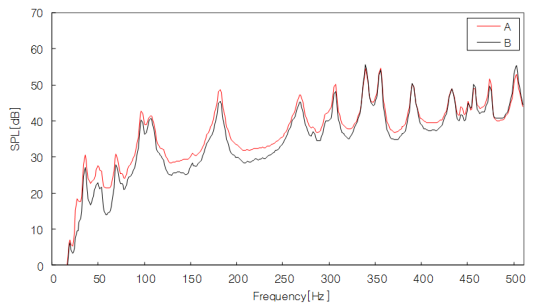
Fig. 10 Four types of sensors configurations synthesized acoustic power



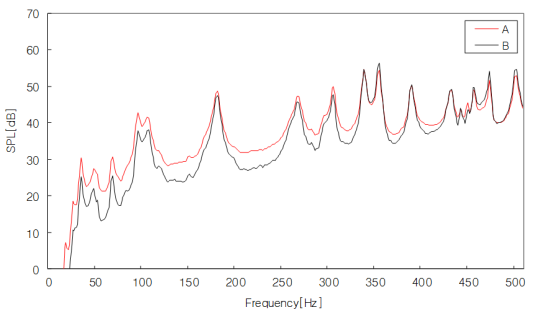
(a) Optimal accelerometer sensors configuration (A is reference)



(b) Horizontal center line PVDF strip sensor configuration(A is reference)



(c) Declined digonal line PVDF strip sensor configuration(A is reference)



(d) Optimal three PVDF strip sensors configuration(A is reference)

Fig. 11 Predicted sound pressure level regarding to four type sensors

Table 4 Predicted SPL : (a) optimal accelerometers, (b) horizontal center line PVDF strip, (c) diagonal line PVDF strip, (d) optimal three PVDF strips

Frequency [Hz]	96sensors [dB(A)]	Case(a) [dB(A)]	Case(b) [dB(A)]	Case(c) [dB(A)]	Case(d) [dB(A)]
35.00	30.5	26.1	30.5	27.1	25.2
48.75	27.6	20.4	24.6	22.8	22.0
68.75	30.7	25.7	28.3	27.9	25.5
96.25	42.7	39.5	41.0	40.1	37.9
181.25	48.7	48.7	48.6	45.5	47.5
267.50	47.3	47.5	48.6	45.3	45.8
306.25	50.1	51.1	51.6	48.2	47.8
338.75	54.5	57.5	55.9	55.5	54.7
355.00	54.5	58.9	57.7	54.1	56.4
390.00	50.2	52.4	51.3	50.3	50.4
432.50	48.9	51.3	49.6	48.9	49.2
456.25	49.0	50.7	52.5	50.1	49.7
473.75	51.7	55.8	57.6	49.7	54.2
502.50	52.9	57.4	57.9	55.4	54.7

Table 5 Differences(errors %) of predicted SPL : (a) optimal accelerometers, (b) horizontal center line PVDF strip, (c) diagonal line PVDF strip, (d) optimal three PVDF strips

Frequency [Hz]	96sensors [dB(A)]	Case(a) [dB(A)]	Case(b) [dB(A)]	Case(c) [dB(A)]	Case(d) [dB(A)]
35.00	13	4.34 (14.3)	0.04 (0.14)	3.34 (10.9)	5.26 (17.3)
48.75	14	7.16 (25.9)	3.03 (11.0)	4.81 (17.4)	5.56 (20.2)
68.75	12	5.02 (16.4)	2.37 (7.72)	2.82 (9.18)	5.22 (17.0)
96.25	11	3.23 (7.56)	1.70 (3.98)	2.60 (6.08)	4.88 (11.4)
181.25	9	0(0)	0.05 (0.11)	3.19 (6.55)	1.14 (2.34)
267.50	10	0.20 (0.42)	1.37 (2.90)	2.00 (4.24)	1.43 (2.34)
306.25	6	1.02 (2.04)	1.54 (3.07)	1.89 (3.77)	2.27 (4.54)
338.75	1	2.97 (5.44)	1.40 (2.58)	0.95 (1.75)	0.21 (0.38)
355.00	2	4.43 (8.14)	3.19 (5.86)	0.35 (0.65)	1.88 (3.46)
390.00	5	2.17 (4.31)	1.03 (2.04)	0.037 (0.07)	0.18 (0.36)
432.50	8	2.40 (4.91)	0.77 (1.58)	0.028 (0.06)	0.34 (0.70)
456.25	7	1.78 (3.63)	3.57 (7.29)	1.18 (2.41)	0.74 (1.52)
473.75	4	4.11 (7.95)	5.85 (11.3)	1.99 (3.85)	2.51 (4.86)
502.50	3	4.55 (8.61)	5.06 (9.58)	2.59 (4.89)	1.89 (3.57)

때문에 그만큼 빠른 예측이 가능하게 되었다. Fig. 11(b)의 경우는 중앙에 가로방향으로 한 라인의 분포센서 신호만을 통한 예측치이다. Fig. 11(a)의 경우와 비교해 볼 때 전체적으로 오차가 줄어들어서 분포센서(PVDF strip sensor)의 적용 타당성을 보여주고 있다. 하지만 400~500 Hz의 주파수 대역에 대해서는 아직 상당한 오차가 발생하고 있으며 기여순위를 고려해 볼 때 정확한 예측이 아직 정확하게 이루어지지 않음을 알 수 있다. 하지만 해석의 수행과정에서 Fig. 11(a)와 마찬가지로 센서의 양이 줄어들기 때문에 많은 계산상의 효율을 얻을 수 있게 되었다. 또한 실험적으로 센서의 개수를 많이 사용하지 않아도 되므로 실험시간과 복잡성의 문제를 함께 해결할 수 있게 되었다. Fig. 11(c)의 경우는 합성모드의 좌측 하단부로부터 우측 상단부에 이르는 대각선 방향의 한 라인에 대한 센서신호를 통해 얻은 예측치이다. Fig. 11(a)와 비교할 때 오차가 많이 줄어들었으며 특히 Fig. 11(b)의 가로방향 라인센서보다 300~500 Hz 대역에서의 오차가 상당히 저감됨을 알았다. 따라서 하나의 PVDF strip 센서를 통한 방사음의 예측 시 Fig. 11(c)의 경우처럼 구성을 하게 되면 관심 주파수 대역에서 좋은 결과를 예측 할 수 있게 된다. 마찬가지로 계산상의 효율과 실험상의 시간 및 복잡성의 문제도 크게 줄어들게 된다.

Fig. 11(d)의 경우는 합성모드의 진동이 큰 부위를 3개의 분포센서로 최적크기를 선정하여 측정된 신호를 통하여 예측한 결과이다. 300 Hz 이상의 영역에 대해서는 거의 오차가 무시할 수 있을 정도로 작고 매우 정확한 예측이 가능 하였다. 저주파 영역에서는 오차가 발생하지만 이는 합성모드 결정시 음향파워의 기여가 작은 저주파 성분에 대해서는 영향이 적을 것으로 판단된다. 마찬가지로 계산시간의 감소와 실험적으로 용이함을 알 수 있었다.

4. 결 론

구조물로부터의 원거리 방사음을 예측하기 위해 파수 계측 기법을 도입하여 연성 평판의 진동의 진동에 의해 발생된 방사음을 예측하였으며 이 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

연성된 평판 진동으로부터 방사되는 원거리 음압의 예측을 위해서 파수 계측 기법을 적용한 결과, 기존의 Rayleigh 적분법에 의한 예측 성능과 비교하여 정확한 예측이 가능함을 확인하였다.

실험적으로 Rayleigh 적분법에서는 사용되지 못하는 분포 센서의 적용 가능성을 검토하고 이를 통해 구조센서를 이용하여 음향센서를 대체하는 방법을 제시하였다.

효율적인 원거리 방사음 예측을 위한 구조센서의 구성을 위하여 4가지 구조센서의 구성방법에 대하여 시뮬레이션을 수행하였고 그 결과 목표대역에서의 정확한 방사음을 예측할 수 있었다.

References

(1) Kim, S.-H. and Oh, J.-E., 1998, Reduction of Radiated Noise Throughout the Acoustically Loaded Flexible Plate of a Rectangular Enclosure, KSME A, Vol. 22, No. 6, pp. 1097~1105.

(2) Junger, M. C. and Feit, D., 1986, Sound, Structures and Their Interaction, Boston: MIT Press.

(3) Fahy, F. J., 1985, Sound and Structural Vibration, London: Academic Press.

(4) Kojima, N., 1980, Prediction of Noise Radiated from Vibrating Wall and Its Application to Engine Noise, Automobile Technology(Jap.), Vol. 34 , No. 12, pp. 1243~1248.

(5) Fuller, C. R. and Burdisso, R. A., 1991, A Wavenumber Domain Approach to the Active Control of Structure-borne Sound, Journal of Sound and Vibration, Vol. 148, No. 2, pp. 355~360.

(6) Fuller, C. R. and Maillard, J. P., 1994, Advanced Time Domain Wave-number Sensing for Structural Acoustic Systems.I.Theory and Design, J. Acoust. Soc. Am., Vol. 95, No. 6, pp. 3252~3261.

(7) Lee, D.-I. and Oh, J.-E., 1996, A Free Vibration Analysis of Sound-structure Interaction Plate, Transactions of the KSME A, Vol. 20, No. 8, pp. 2546~2554.

(8) Kim, S.-H. and Oh, J.-E., 1998, Sound Absorption Effects in a Rectangular Enclosure with the Foamed Aluminum Sheet Absorber, International Journal of KSME, to be Published.

(9) Kim, D.-Y., Hong, D.-K. and Ahn, C.-W., 2005,

Sound Control of Structural-acoustic Coupling System Using Optimum Layout of Absorbing Material and Damping Material, Transactions of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering, Vol. 15, No. 2, pp. 161~168.

Jae-Eung Oh received the B.S. degree in School of Mechanical Engineering from Hanyang University in 1975, the M.S. degree in Dept. of Safety Engineering from Yokohama National University, Japan in 1980 and Dr.E degree in Dept. of Environmental Engineering from Tokyo Institute of Technology, Japan in 1983. He was vice-president of the Korean Society of Mechanical Engineers and president of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering. He is currently a professor in School of Mechanical Engineering, Hanyang University. His research interests is noise and vibration control.