

< 논문 >

하이브리드기법을 이용한 저마하수 난류소음의 효율적 전산해석

서 정 희* · 문 영 준†

(2007년 6월 19일 접수, 2007년 8월 1일 심사완료)

Efficient Computation of Turbulent Flow Noise at Low Mach Numbers Via Hybrid Method

Jung-Hee Seo and Young J. Moon

Key Words : Turbulent Flow Noise(난류 소음), Computational Aeroacoustics(전산공력음향학), Hybrid Method(하이브리드기법)

Abstract

A hybrid method is presented for efficient computation of turbulent flow noise at low Mach numbers. In this method, the turbulent flow field is computed by incompressible large eddy simulation (LES), while the acoustic field is computed with the linearized perturbed compressible equations (LPCE) derived in this study. Since LPCE is computed on the rather coarse acoustic grid with the flow variables and source term obtained by the incompressible LES, the computational efficiency of calculation is greatly enhanced. Furthermore, LPCE suppress the instability of perturbed vortical mode and therefore secure consistent and stable acoustic solutions. The proposed LES/LPCE hybrid method is applied to three low Mach number turbulent flow noise problems: i) circular cylinder, ii) isolated flat plate, and iii) interaction between cylinder wake and airfoil. The computed results are closely compared with the experimental measurements.

기호설명

c : 코드 길이
 c_0 : 음속
 D : 실린더 직경
 \vec{f}'_{vis} : 요동 점성 응력 벡터
 H : Hankel 함수
 P : 비압축성 유동 압력
 p : 압축성 압력
 p' : 압축성 요동 압력
 Q : 속도 구배 2차 불변량
 \vec{q} : 열 유속 벡터

r : 반경 방향 거리
 t : 시간
 \vec{U} : 비압축성 유동 속도 벡터
 \vec{u} : 압축성 속도 벡터
 \vec{u}' : 요동 속도 벡터
 \vec{x} : 위치 벡터
 γ : 비열비
 ρ : 밀도
 Φ : 점성 소산항
 $\vec{\Omega}$: 와도 벡터 ($\vec{\Omega} = \nabla \times \vec{U}$)
 ω : 주파수
 $\vec{\omega}'$: 요동 와도 벡터 ($\vec{\omega}' = \nabla \times \vec{u}'$)

† 책임저자, 회원, 고려대학교 기계공학과
 E-mail : yjmoon@korea.ac.kr
 TEL : (02)3290-3328 FAX : (02)926-9290

* 고려대학교 기계공학과

1. 서론

최근 유동 소음에 대한 연구가 활발해 지고 발

전해 감에 따라 보다 복잡한 기하학적 형상과 다양한 소음원으로부터 발생하는 유동 소음 문제들의 해석과 연구가 요구 되고 있다. 기존에 전산 공력 음향학(computational aero-acoustics) 분야에서 널리 사용되던 음향학적 상사 이론(acoustic analogy)에 기초한 방법들은 간결음원(compact noise source)에 의한 소음의 방사 현상만을 주로 해석해왔으나, 근래에는 유동장 내의 복잡한 소음원에 의한 유동 소음의 생성과 전파, 반사 및 산란 현상 등을 직접적으로 해석해야만 하는 문제들이 다양하게 제시되고 있으며 이를 위한 전산 공력 음향학적 방법들의 필요성이 증대되고 있다.

복잡한 유동 소음 문제의 해석에는 압축성 유동장을 직접 모사하여 음향장을 예측해 내는 직접수치모사 방법이 가장 적합한 방법이라 할 수 있으나, 이 방법은 수치해석 기법이 신중하게 적용되어야 하며, 방대한 양의 계산을 필요로 하는 단점이 있다. 특히 저 마하수의 난류 유동에서 발생하는 유동 소음 문제의 경우는 난류 에디(eddy)와 음파의 파장(wave length) 사이에 길이 스케일 차가 매우 극심하여 추가적인 어려움이 발생하게 된다.

본 연구에서는 이러한 저 마하수 난류 유동 소음을 효율적으로 해석할 수 있는 하이브리드기법(hybrid method)을 제시하고자 한다. 이 하이브리드기법은 소음장의 직접수치모사를 유동장 해석과 소음장 해석으로 분리하여 해석하는 것으로, 상대적으로 미소한 음향 요동 변수들을 유동장 변수에서 분리해 내고 유동장과 소음장의 영역을 분리함으로써 직접수치모사 에서 발생하는 어려움을 해소하면서도 해의 정확도는 거의 같은 수준으로 유지 할 수 있다. 특히 본 연구에서는 저 마하수 난류 유동 소음 예측을 위하여 유동장은 비압축성 큰 에디 모사 방법(incompressible large eddy simulation)으로 예측하고, 소음장은 본 연구에서 제안한 선형화된 압축성 요동 방정식(Linearized Perturbed Compress-ible Equations)으로 해석하는, LES/LPCE 하이브리드기법을 제안하였다. 선형화된 압축성 요동 방정식은 유동장 해석에서 얻은 원천항(source term)으로부터 유동소음의 발생 및 전파를 해석하는 방정식으로 소음장 해의 불안정성을 유발하는 요동 와류(perturbed vorticity)의 생성 및 발달이 억제되어 있어 매우 안정적이고 효율적이다.

LES/LPCE 하이브리드기법에서는 난류 유동장을 비압축성 기반으로 해석하여 빠른 유동장 발달을 추구할 수 있으며 계산 영역 및 격자 크기 등을 다르게 사용하여 해석의 효율성을 극대화시킬 수 있다. 특히 난류 에디와 음향파의 길이 스케일 차에 의한 어려움을 해소하기 위하여 음향장 해석의 영역 및 격자 크기를 유동장 보다 크게 사용할 수 있어 저 마하수 난류 소음의 효

율적인 해석이 가능하다.

본 연구에서는 제안한 하이브리드기법의 타당성 및 정확성 검증을 위하여 다양한 난류 유동 소음 문제를 해석하였으며 결과를 실험을 통한 측정치와 비교 검증하였다.

2. 이론 해석

2.1 선형화된 압축성 요동 방정식

본 연구의 하이브리드기법에서는 압축성 유동 변수들을 다음과 같이 비압축성 유동 변수와 압축성 요동 변수로 분리하여 고려한다.

$$\begin{aligned} \rho(\vec{x}, t) &= \rho_0 + \rho'(\vec{x}, t) \\ \vec{u}(\vec{x}, t) &= \vec{U}(\vec{x}, t) + \vec{u}'(\vec{x}, t) \\ p(\vec{x}, t) &= P(\vec{x}, t) + p'(\vec{x}, t) \end{aligned} \quad (1)$$

이때 비압축성 변수들은 와류를 포함한 모든 유동 현상을 나타내며 동시에 압축성 요동 변수들은 음향 요동을 포함한 모든 압축성 현상을 나타내는 것으로 생각할 수 있다. 비압축성 변수들은 일반적으로 비압축성 Navier-Stokes 방정식의 해석으로부터 얻어질 수 있으며, 난류 유동의 경우에는 상응하는 URANS(Unsteady Reynolds Averaged Navier-Stokes) 방정식 또는 LES, DNS 등을 통하여 해석할 수 있다.

압축성 요동 변수들을 해석하기 위한 방정식은 식 (1)의 분리 과정에 따라 압축성 Navier-Stokes 방정식에서 비압축성 Navier-Stokes 방정식을 빼어 얻을 수 있다. 이러한 과정을 통하여 얻어진 압축성 요동 방정식(Perturbed Compressible Equations)은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \rho'}{\partial t} + (\vec{u} \cdot \nabla) \rho' + \rho(\nabla \cdot \vec{u}') = 0 \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \vec{u}'}{\partial t} + (\vec{u} \cdot \nabla) \vec{u}' + (\vec{u}' \cdot \nabla) \vec{U} + \frac{1}{\rho} \nabla p' \\ = -\frac{\rho'}{\rho} \frac{D\vec{U}}{Dt} + \frac{1}{\rho} \vec{f}'_{vis} \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial p'}{\partial t} + (\vec{u} \cdot \nabla) p' + \gamma p(\nabla \cdot \vec{u}') + (\vec{u}' \cdot \nabla) P \\ = -\frac{DP}{Dt} + (\gamma - 1)(\Phi - \nabla \cdot \vec{q}) \end{aligned} \quad (4)$$

위 식에서, $D/Dt = \partial/\partial t + (\vec{U} \cdot \nabla)$ 의 전미분이다. 일반적으로 이 방정식들을 이용하여 요동 변수들을

계산할 수 있으나, 위의 방정식은 점성항 및 유동 속도와 유동속도의 상호 작용항 등 비선형 항을 다수 포함하고 있으며 이로 인하여 음향장 해석에서 요동 와류의 발달 및 발달을 허용하고 있다. 이는 식 (3)으로부터 요동 와류의 정의, $\bar{\omega}' = \nabla \times \bar{u}'$ 에 따라 요동 와류 수송 방정식 (perturbed vorticity transport equation)을 유도하여 확인할 수 있는데, 유도된 요동 와류 수송 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\bar{\omega}'}{\rho} \right) + (\bar{u}' \cdot \nabla) \left(\frac{\bar{\omega}'}{\rho} \right) = \frac{1}{\rho} [(\bar{\Omega} \cdot \nabla) \bar{u}' + (\bar{\omega}' \cdot \nabla) \bar{u}] - \frac{1}{\rho} [(\bar{u}' \cdot \nabla) \bar{\Omega} + \bar{\Omega} (\nabla \cdot \bar{u}')] \quad (5)$$

$$+ \frac{1}{\rho^3} (\nabla \rho \times \nabla p) + \frac{1}{\rho} \nabla \times \bar{F}_{vis}$$

위 식에서 $\bar{F}_{vis} = (\bar{f}'_{vis} - \rho' v_0 \nabla^2 \bar{U}) / \rho$ 이다. 식 (5)에서 확인할 수 있는 것처럼 본래의 압축성 요동 방정식에서는 요동 와류가 우변의, 요동 속도와 유동 와도와의 상호작용, 밀도 효과, 점성력 등에 의해 생성되고 있다. 물리적으로 이 요동 와류는 요동 속도와 유동 속도의 상호 작용에 의해 발생하는 연계 효과를 나타낸다고 볼 수 있다. 이러한 요동 와류는 저 마하수 유동 소음에 있어서 주요한 소음원이 아니나 쉽게 불안정해 지는 경향이 있어 음향장 계산의 안정성을 저해하는 요인이 된다. 특히 하이브리드기법의 장점인 효율적 계산을 위하여 유동장과 음향장의 격자크기를 다르게 사용할 때 요동 와류의 불안정성이 크게 발생하는 현상이 관찰되었다.⁽¹⁾

따라서 본 연구에서는 식 (3)에서 요동 와류의 생성 및 발달을 일으키는 상호작용 항을 배제하는 한편, 저 마하수 조건에서 그 영향이 작은 비선형 항들을 생략하여 다음과 같이 선형화된 압축성 요동 방정식을 유도하였다.

$$\frac{\partial \bar{u}'}{\partial t} + \nabla (\bar{u}' \cdot \bar{U}) + \frac{1}{\rho_0} \nabla p' = 0 \quad (6)$$

$$\frac{\partial p'}{\partial t} + (\bar{U} \cdot \nabla) p' + \gamma P (\nabla \cdot \bar{u}') + (\bar{u}' \cdot \nabla) P = -\frac{DP}{Dt} \quad (7)$$

식 (6)으로부터 같은 방법으로 요동 와류 수송 방정식을 유도하면 단지 $\partial \bar{\omega}' / \partial t = 0$ 만을 얻는다. 이로부터 확인할 수 있는 것처럼 이 방정식에서는 요동 와류의 생성 및 발달이 허용되지 않고 있다. 또한 저 마하수 조건에서 밀도의 요동에 의한 속도장의 변화가 미미하여 위와 같이 요동 속도와 압력의 식으로 간략화 되어 나타나게 되며 식 (7)

의 우변에 유동 압력의 전미분 값이 주요 소음 원으로 나타나게 된다. 이는 Goldstein⁽²⁾이 선형화된 Navier-Stokes 식에서 연구한 결과와 일치한다.

위의 선형화된 압축성 요동 방정식은 저마하수 가정에 기반하여 유도되었기 때문에 일반적으로 마하수가 0.3 이하인 영역에서만 유효성이 보장된다. 실제로 0.1~0.5 사이의 마하수에 대하여 직접 수치모사 결과와 비교해 보았을 때, 마하수 0.3 까지는 결과가 잘 일치하나 0.5에서는 어느정도 차이를 보임이 확인되었다.⁽¹⁾

2.2 LES/LPCE 하이브리드기법 계산 절차

LES/LPCE 하이브리드기법을 적용하여 저 마하수 난류 소음을 해석하는 절차는 다음과 같다. 1) 먼저 식 (1)의 비압축성 유동 변수에 해당하는 난류 유동장을 비압축성 큰 에디모사(LES) 방법을 이용하여 예측한다. 이때 유동장 변수 \bar{U}, P 및 원천항 DP/Dt 를 매 시간단계에 대하여 저장한다. 2) 소음장 계산을 위한 격자를 준비한다. 이때 소음장 격자의 최소격자 크기를 유동장 격자보다 크게 유지하여 시간적분의 간격을 같은 CFL 조건에서 동일하게 사용할 수 있으며 효율적인 계산이 가능해진다. 3) 저장된 유동장 변수를 소음장 격자에 보간 하여, 이로부터 식 (6)-(7)의 선형화된 압축성 요동 방정식을 사용하여 소음장을 해석한다.

2.3 수치해석 기법

본 연구에서 사용된 모든 지배 방정식은 sixth-order compact finite difference method⁽³⁾로 공간 이산화 하였으며 시간 적분에는 4 차의 Runge-Kutta 방법을 사용하였다. 특히 sixth-order compact finite difference method 는 분산(dispersion) 에러가 거의 없고 소산(dissipation) 에러가 없어 음향파의 전파를 모사하는데 매우 적절하다. 이 기법은 일반적으로 파장당 약 4 개의 격자로 수렴성을 확보할 수 있는 고해상도 기법이다. 또한 비균일 격자에서 발생할 수 있는 수치에러(numerical error)를 제거 하기 위하여 Gaintonde 등⁽⁴⁾이 제안한 10 차의 공간 필터링을 적용하였다. 음향파의 방사(radiation) 경계 조건으로는 Edgar & Visbal⁽⁵⁾이 제안한 ETA(Energy Transfer & Annihilating) 경계 조건을 사용하였다.

3. 결과 및 고찰

본 연구에서는 LES/LPCE 하이브리드기법의 타당성 및 정확성 검증을 위하여 세 가지의 저 마하수 난류 유동 소음을 해석하였다. 1) $Re_D=4.6 \times 10^4$, $M=0.21$ 의 원형 실린더, 2) $Re_c=1.3 \times 10^5$, $M=0.06$ 의 고립된 평판, 3) $Re_D=4.6 \times 10^4$, $M=0.21$ 의 원형 실린더와 익형의 상호작용에 의한 유동 소음을 해석하

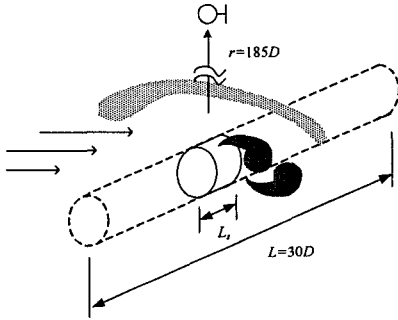


Fig. 1 Schematic of circular cylinder in cross flow

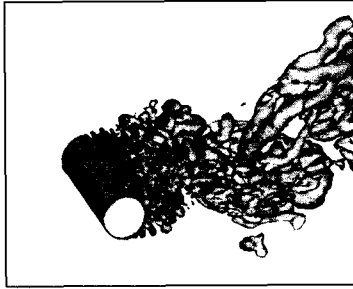


Fig. 2 Iso-surface of Q colored with spanwise vorticity

였으며 각각 실험을 통한 측정치와 결과를 비교 검증하였다.

3.1 원형 실린더

Fig. 1 과 같은 원형 실린더 주위의 유동에서 발생하는 유동 소음을 해석하였다. 실린더 직경(D)에 대한 유동의 레이놀즈 수는 $Re_D=4.6 \times 10^4$ 이며 마하 수는 $M=0.21$ 이다. 소음 측정 실험은 Ecole Centrale de Lyon (ECL)⁽⁶⁾ 에서 수행되었으며 실험에 사용된 모델은 그림에서와 같이 $L=30D$ 의 길이를 가지고 소음은 실린더 위쪽 방향으로 $185D$ 떨어진 위치에서 측정되었다.

LES 해석은 계산의 경제성을 위하여 $L_s=3D$ 에 대하여 수행하였으며, 길이 방향으로는 주기조건을 적용하였다. 약 100 만개의 격자수를 가지는 O 형 격자를 사용하였으며, 반경 및 원주 방향으로 181×181 개, 길이 방향으로 31 개의 격자를 사용하였다. LES 해석을 통하여 얻은 3 차원 와류 구조를 Fig. 2 에 나타내었다. 와류 구조는 실린더 표면에서 층류 형태를 유지하나 박리가 시작 되는 동시에 난류로 변화되어 난류 에디 구조를 나타내고 있다. 동시에 응집된 Karman 와류 분리 현상도 나타나고 있다. 계산된 결과의 검증을 위해 실린더 표면에서의 평균 압력 계수 (pressure coefficient) 를 Szepessy & Bearman⁽⁷⁾의 실험 결과와 비교하여 Fig. 3 에 나타내었다. 박리점과 후류 부분의 압력 계수가 약간 낮게 나타났으나, 전반적으로 실험 결과와 잘 일치하고 있다. 계산된 Karman 와류 분리 Strouhal 수와 공력 계수들 역시 Szepessy &

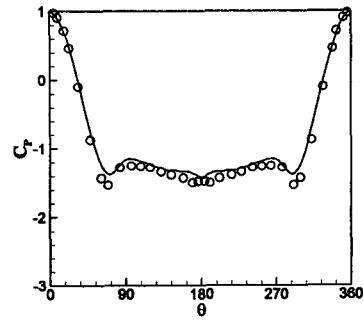


Fig. 3 C_p (time-averaged) around the cylinder

Table 1 Comparison of aerodynamic coefficients

	St	$C_{D,avg}$	$C_{D,rms}$	$C_{L,rms}$
Present	0.187	1.24	0.1	0.54
Experiment	0.19	1.35	0.16	0.45-0.5

Bearman 의 실험결과와 비교하여 Table 1 에 나타내었다. 현재 계산 결과와 실험 결과가 약간의 차이는 보이고 있으나 비교적 잘 일치하고 있음을 확인 할 수 있다.

3 차원 LES 해석을 통하여 얻은 유동장 결과로부터 LPCE 을 이용하여 소음장을 해석하였다. 소음장 해석을 위한 격자는 반경 방향으로 $80D$ 까지 확장된 O 형 격자이며 최소 격자 크기는 유동 격자에 비하여 5 배 크게 유지하여 효율적 계산을 가능하게 하였다. 또한 원형 실린더 주위의 유동은 길이 방향으로 균질한 유동으로 가정 할 수 있으므로 길이 방향으로 평균한 유동장 변수들을 사용하여 소음장 계산은 2 차원으로 진행하였고 계산결과의 음향 에너지를 3 차원 음향파 방사의 경우와 같도록 보정하였다. 보정에 사용된 식은 Oberai 등⁽⁸⁾이 제안한 다음 식이다.

$$\hat{p}'_{3D}(\omega) \approx \hat{p}'_{2D}(\omega) \frac{1+i}{2} \sqrt{\frac{\omega}{c_0 \rho r}} \cdot L_s \quad (8)$$

실제로 이러한 접근 방법은 계산의 효율성뿐만 아니라 3 차원 소음장 계산에서 길이 방향으로 방사되는 소음의 경계조건 처리에서 오는 복잡한 문제들을 피할 수 있는 장점이 있다.

LPCE 계산을 통해 얻은 요동 압력장을 Fig. 4 에 나타내었다. 본 계산에 레이놀즈 수는 4.6×10^4 으로 실린더의 경우 sub-critical 영역에 해당되며 이 영역에서는 주기적인 Karman 와류 분리에 의한 쌍극자(dipole) 톤 소음과 후류(wake)영역에 난류유동에 의한 와류의 붕괴로 발생하는 고주파의 사극자(quadruple) 소음이 모두 존재한다. 특히 전단층(shear layer) 과 경계층 박리의 불안정성이 길이(span)방향으로 발생하여 주기적 톤 소음의 주파수 대역을 퍼지게(broadening) 한다. Fig. 4 에는 이러

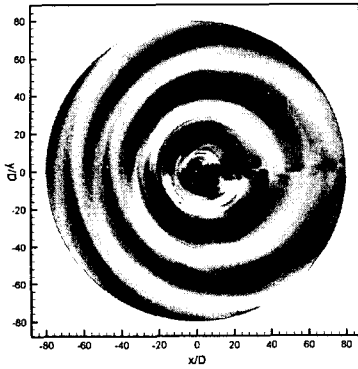


Fig. 4 Instantaneous pressure fluctuation field

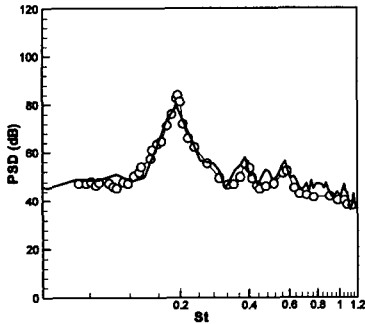


Fig. 5 Comparison of power spectral density of pressure fluctuation at $r=185D$; $-$: present, o : measurement⁽⁶⁾

한 주기적 톤소음과 난류유동에 의한 추가적인 고주파 소음의 음파를 뚜렷이 관찰 할 수 있다.

소음장 계산에 사용된 영역의 크기는 반경 80D 이나 실험에서 소음의 측정은 185D 위치에서 수행되었기 때문에 두 결과의 비교를 위하여 계산 결과를 다음의 Kirchhoff 식⁽⁹⁾을 이용하여 185D 위치에서의 값으로 보정하였다.

$$4i\hat{p}' = - \int_S \left[\frac{\partial \hat{p}'}{\partial n} H_0^{(2)}(\omega r / c_0) - \frac{\omega}{c_0} (\hat{n} \cdot \hat{r}) \hat{p}' H_1^{(2)}(\omega r / c_0) \right] dS \quad (9)$$

또한 유동 및 소음의 전산해석 모두를 $L_s=3D$ 에 대하여 수행하였으나, 실제 실험에 사용된 모델은 길이가 30D 이므로 이에 상응하는 추가적인 보정이 필요하다. 실린더 주위의 유동은 길이 방향으로 균질한 유동으로 생각할 수 있으므로 작은 길이에 대하여 수행한 결과를 본래의 길이로 보정하는 것이 가능하다. 이 보정에는 유동의 길이 방향 응집(coherent) 특성이 중요하게 고려되며 이 응집 스케일의 길이(coherent length)는 주파수 마다 다르다. 본 연구에서 사용한 보정식은 다음과 같다.

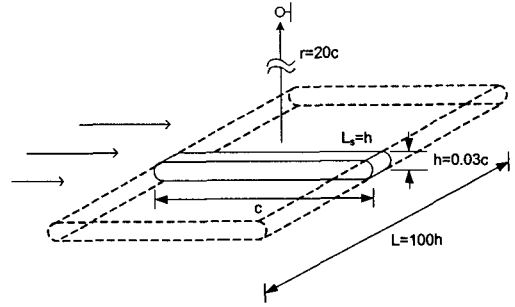


Fig. 6 Schematic of an isolated flat plate

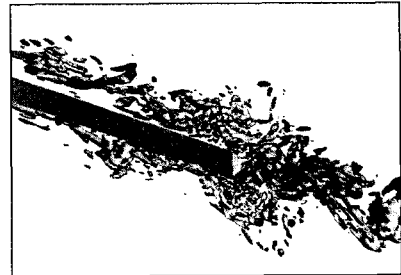


Fig. 7 Iso-surface of Q colored with spanwise vorticity

$$SPL_c = 10 \log \left(\sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \exp \left(-(i-j)^2 \left(\frac{L_s}{L'_c} \right)^2 \right) \right) \quad (10)$$

위 식에서 SPL_c 는 보정을 위해 더해야 할 음압레벨(Sound Pressure Level)이며 이때 $N=L/L_s$ 이다. L'_c 는 유동의 응집 특성 길이(coherent length scale)로 각 주파수 마다 다음의 길이 방향 응집 함수(spanwise coherence function)로부터 구해진다.

$$\Gamma'_{ij} = \frac{\overline{\text{Re}(\hat{p}'_i \hat{p}'_j^*)}}{\sqrt{\overline{|\hat{p}'_i|^2}} \sqrt{\overline{|\hat{p}'_j|^2}}} = \exp \left(- \frac{\Delta z_{ij}^2}{L'_c(\omega)^2} \right) \quad (11)$$

위 보정 식의 유도에 대한 보다 자세한 내용은 참고문헌⁽¹⁰⁾에서 찾아 볼 수 있다.

위의 과정들을 거쳐 LPCE 계산을 통해 얻은 소음 해석 결과를 실험의 측정치와 비교하였다. Fig. 5는 측정위치($r=185D$)에서의 소음 스펙트럼을 비교한 것이다. 그림에서 확인할 수 있는 것처럼 소음의 레벨 및 스펙트럼의 형태가 매우 잘 일치하고 있다.

3.2 고립된 평판

다음으로 Fig. 6에 나타낸 고립된 평판에서 발생하는 유동 소음을 해석하였다. 이 고립된 평판은 익형이나 터보기계의 날개를 모사하는 것으로 이들에게서 발생하는 유동소음에 대한 기초 연구로 생각할 수 있다. 평판은 코드 길이(chord length:c)

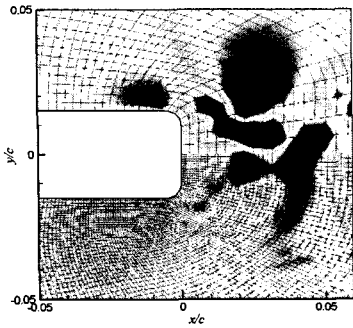


Fig. 8 Acoustic grid (up) and hydrodynamic grid (bottom) and instantaneous DP/Dt field

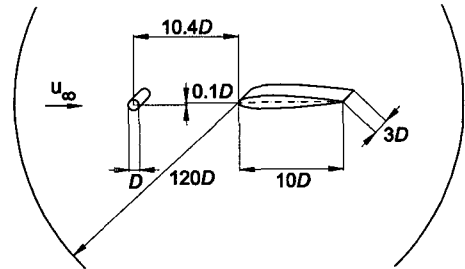


Fig. 11 Configuration of rod-airfoil interaction



Fig. 12 Iso-surface of Q

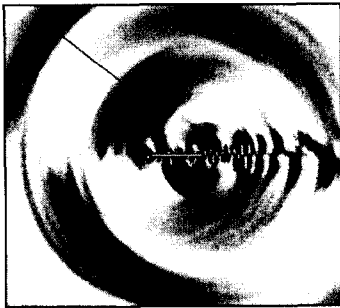


Fig. 9 Instantaneous pressure fluctuation field

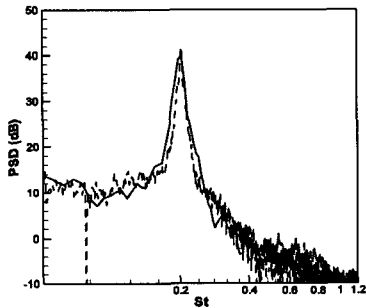


Fig. 10 Comparison of power spectral density of pressure fluctuation at $r=20c$; $-$: present, $- -$: measurement⁽¹¹⁾

에 대해 두께가 $h=0.03c$ 이며 유동의 레이놀즈 수는 $Re_c=1.3 \times 10^5$, 마하수는 $M=0.06$ 이다. 실험은 역시 ECL⁽¹¹⁾에서 진행되었으며 실험에 사용된 모델은 장방향 길이가 두께에 비해 $L=100h$ 이고 소음은 평판 위 방향으로 $r=20c$ 떨어진 지점에서 측정하였다.

LES 계산은 역시 계산의 경제성을 위하여 $L_s=h$ 에 대하여 수행하였으며 계산에 사용된 격자는 O형 격자로 $657 \times 201 \times 21$ (약 280 만) 개의 격자가 사용되었다. LES 계산을 통하여 얻은 3차원 와류 구조를 Fig. 7 에 나타내었다. 유동은 평판의 앞전(leading edge)에서 박리 되어 난류로 천이 되

며 이때 발생한 전단층이 Kelvin-Helmoltz 불안정성에 의해 작은 에디들로 분리되어 후류로 흘러가게 된다. Fig. 7 에는 이 에디들이 잘 나타나 있으며 또한 끝단에서의 Karman 와류 분리 현상도 관찰 할 수 있다.

LPCE 계산은 역시 길이 방향으로 평균된 유동장 변수들을 이용하여 수행하였다. 효율적인 예측을 위하여 소음장 격자는 유동 격자 보다 격자의 크기가 크게 유지되었다. Fig. 8 에는 유동장 격자와 소음장 격자를 비교하여 나타내었으며 소음원인 DP/Dt 항의 유동장 격자에서의 값과 소음장 격자에 보관된 값을 나타내었다. Fig. 9 는 LPCE 계산을 통하여 얻은 요동 압력을 보여준다. 그림에 표시된 쌍극자 소음은 끝단에서의 와류 분리에 의해 발생된 것이며 Strouhal 수로 약 $St=0.2$ 에 해당하는 음파이다. 이에 추가적으로 난류 요동에 의한 고주파 소음 역시 관찰 할 수 있다.

소음 스펙트럼을 실험 결과와 비교하기 위하여 앞 절에서 소개된 식 (8), (9)를 이용하여 계산 결과를 $L=100h, r=20c$ 위치의 값으로 보정하였다. Fig. 10 은 계산 결과로부터 얻은 소음 스펙트럼을 실험의 측정치와 함께 비교하여 나타낸 것으로, 소음 레벨과 스펙트럼의 형태가 역시 매우 잘 일치하고 있음을 확인 할 수 있다.

3.3 실린더 후류와 익형의 상호작용

두 물체 주위 유동의 상호작용으로 발생하는 유동 소음 문제로 실린더 후류와 익형의 상호작용에 의한 유동 소음 문제를 해석하였다. 익형의 형태는 NACA0012 익형이며 익형의 길이 및 실린더와의 거리등은 Fig. 11 에 나타낸 바와 같다. 실린더와 익형 주위의 유동은 실린더 직경에 대하여 레이놀즈 수가 $Re_D=4.6 \times 10^4$, 마하 수는 $M=0.21$ 이다. 실험은 역시 ECL⁽⁶⁾에서 수행되었으며 소음

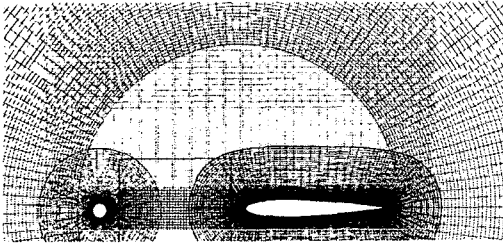


Fig. 13 Overset acoustic grid

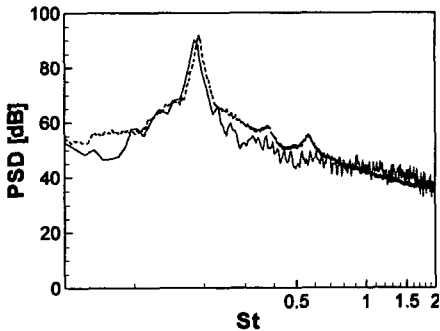


Fig. 14 Comparison of power spectral density of pressure fluctuation at $r=185D$; -: present, --: measurement⁽⁶⁾

측정 위치는 $185D$ 떨어진 지점이다.

LES 계산을 위해 사용된 격자는 약 320 만개의 격자수를 가지는 일반 곡선 좌표계 격자이다. Fig. 12 에는 3 차원 와류 구조를 나타내었다. 실린더 후류에 Karman 와류 분리가 발생하며 이 와류가 익형의 앞전에 부딪히며 익형 표면에서의 경계층의 불안정성을 야기 시키고 있다. 이 경우 실린더에서의 와류 분리에 의한 압력 요동뿐 아니라 와류의 충돌에 의한 익형 앞전의 압력 변화도 유동 소음의 중요한 원인이 된다.

LES 계산은 물체에 맞추어진 일반 곡선 좌표계에서 수행되었으나 이러한 격자는 격자의 기울어짐이 많이 발생하게 되어 미세한 양을 다루는 소음장 해석에서는 수치에러를 발생 시키는 원인이 된다. 따라서 본 연구에서는 소음장 해석을 위한 LPCE 계산을 다음과 같은 overset 격자 구조를 사용하여 해석하였다. 이와 같은 격자는 격자와 직교성이 잘 보장되어 보다 신뢰할 수 있는 결과를 얻을 수 있다. 이처럼 필요에 따라 유동장과 소음장의 격자 구조를 다르게 사용할 수 있는 것 또한 하이브리드기법의 장점이라 할 수 있다.

LES 해석에서 얻은 유동장 결과를 위의 격자에 보간하여 LPCE 계산을 수행하고 이로부터 소음장을 해석하였다. 계산을 통해 얻은 소음의 스펙트럼을 실험 결과와 함께 Fig. 14 에 나타내었다. 이 경우 실험결과와 약간의 차이를 보이나 전체적

으로 역시 매우 잘 일치하고 있음을 확인할 수 있다.

4. 결론

본 연구에서는 저 마하수 유동 소음을 효율적으로 해석할 수 있는 하이브리드기법을 제시하였다. 이 하이브리드기법은 유동장을 비압축성 큰 에디모사(LES) 방법으로 예측하고 여기에서 얻은 유동장 해와 소음 원천항(DP/Dt)을 선형화된 압축성 요동 방정식에 대입시켜 해석하는 LES/LPCE 하이브리드기법을 제안하였다. 특히 본 연구에서 유도된 선형화된 압축성 요동 방정식은 요동와동의 생성 및 발달을 허용하지 않아 효율적이고 안정적인 소음장 계산이 가능한 장점이 있다.

본 논문에서 제시한 하이브리드기법의 정확성 및 타당성을 검증하기 위하여 원형실린더, 고립된 평판, 실린더 후류와 익형의 상호작용에 의해 발생하는 난류 유동 소음을 해석하였고 결과를 실험에 의한 측정치와 비교 검증하였다. 각각의 경우에 대하여 하이브리드기법으로 예측한 결과가 실험 결과와 매우 잘 일치함을 확인하였으며 본 하이브리드기법의 타당성 및 정확성을 검증하였다.

후기

본 연구는 고려대학교 특별연구비(2004) 지원으로 수행되었음을 밝히며, 실험 데이터를 제공하여 준 Ecole Centrale de Lyon 에 Prof. Marc Jacob 과 Prof. Michel Roger 에게 감사드립니다. 또한 연구 수행에 도움을 준 장강욱(고려대)과 Sven Peth(TU Berlin)에게도 감사의 말을 전합니다.

참고문헌

- (1) Seo, J. H. and Moon, Y. J., 2006, "Linearized Perturbed Compressible Equations for Low Mach Number Aeracoustics," *Journal of Computational Physics*, Vol. 218, pp. 702~719.
- (2) Goldstein, M. E., 2003, "A Generalized Acoustic Analogy," *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 488, pp. 315~333.
- (3) Lele, S. K., 1992, "Compact Finite Difference Schemes with Spectral-like Resolution," *Journal of Computational Physics*, Vol. 103, pp. 16~42.
- (4) Gaitonde, D., Shang, J. S. and Young, J. L., 1999, "Practical Aspects of Higher-order Accurate Finite Volume Schemes for Wave Propagation Phenomena," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 45, No. 4, pp. 1849~1869.
- (5) Edgar, N. B. and Visbal, M. R., 2003, "A General Buffer Zone-type Non-reflecting Boundary Condition

- for Computational Aeroacoustics,” *AIAA-Paper* 2003-3300.
- (6) Jacob, M. C., Boudet, J., Casalino, D. and Michard, M., 2005, “A Rod-Airfoil Experiments as a Benchmark for Broadband noise modeling,” *Theoret. Comput. Fluid Dynamics*, Vol. 19, No. 3, pp. 171~196.
- (7) Szepessy, S. and Bearman, P. W., 1992, “Aspect Ratio and End Plate Effect on Vortex Shedding from a Circular Cylinder,” *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 234, pp. 191~217.
- (8) Oberai, A. A., Roknaldin, F. and Hughes, T. J. R., 2002, “Trailing-Edge Noise Due to Turbulent Flows,” Technical Report, Boston University, Report No. 02-002.
- (9) Scott, J. N., Pilon, A. R., Lyrintzis, A. S. and Rozmajzl, T. J., 1997, “A Numerical Investigation of Noise From a Rectangular Jet,” *AIAA-Paper* 1997-285.
- (10) Seo, J. H., Chang, K. W. and Moon, Y. J., 2006, “Aerodynamic Noise Prediction for Long-Span Bodies,” *AIAA-Paper* 2006-2573.
- (11) Chang, K. W., Seo, J. H., Moon, Y. J. and Roger, M., 2006, “Prediction of Flat-plate Self Noise,” *AIAA-Paper* 2006-2513.