압축기 익렬 유동해석을 위한 알고리즘과 난류 모델의 비교 연구

김석훈* · 이기수* · 최정열** · 김귀순** · 임진식*** · 김유일***

Comparison of Algorithm & Turbulence Modelling for Calculation of Compressor Cascade Flows

Seock-Hun Kim* · Gee-Soo Lee* · Jeong-Yeol Choi** · Kui-Soon Kim** · Jin-Sik Im*** · Yu-Il Kim***

ABSTRACT

A numerical analysis based on two-dimensional, incompressible and compressible Navier-Stokes equations was carried out for double circular arc compressor cascade and the results are compared with available experimental data. The incompressible code based on SIMPLE algorithm adopts pressure weighted method and hybrid scheme for the convective terms. The compressible code with preconditioning method involves a upwind-biased scheme for the convective terms and LU-SGS scheme for temporal integration. Several turbulence models are evaluated by computing the turbulent viscous flows; Baldwin-Lomax, standard k-ε, k-ε Lam. Bremhorst, standard k-ω, k-ω SST model.

초 록

2차원 압축성/비압축성 Navier-Stokes 방정식을 이용하여 DCA 압축기 익렬의 수치 해석을 수행하고 실험치와 비교, 검토하였다. SIMPLE 알고리즘을 적용한 비압축성 코드는 대류항의 이산화에 하이브리드 도식을, 진동해를 방지하기 위해 집중격자 기법을 사용하였다. 압축성 코드는 예조건화 기법을 적용하였으며 공간 이산화를 위해 풍상 차분법을, 시간 적분을 위해서는 LU-SGS 기법을 사용하였다. 또한 난류 점성 유동장을 해석하기 위해 Baldwin-Lomax, standard k-ε, k-ε Lam. Bremhorst, standard k-ω, k-ω SST 모델 등의 난류 모델을 적용하여 각 모델들의 특성을 살펴보았다.

1. 서 론

가스터빈 엔진의 성능을 제대로 예측하기 위해서는 먼저 주요 구성품인 압축기, 터빈 등의 성능 자료가 충분히 알려져 있어야 한다. 특히 압축기는 조건의 변화에 따라 성능 변화가 크므로 엔진 성능 예측 시 압축기 성능 특성은 매우 중요한 요소라 할 수 있다. 이러한 압축기 성능

* 부산대학교 대학원 항공우주공학과 (Pusan National University, Dept. of Aerospace Eng.)
** 부산대학교 항공우주공학과 (Pusan National University, Dept. of Aerospace Eng.)
*** 국방과학연구소 (Agency for Defence Development)

특성을 파악하기 위한 실험을 통한 연구는 계측 장비와 측정 기술의 발달에 힘입어 활발히 진행되었고 그 결과 Howel과 Lieblein 등의 성능에 관한 여러 가지 경험식[1,2]들이 널리 사용되고 있다. 그러나 실험으로 유동을 정밀하게 측정하기에는 여러 가지 난점이 있으므로 이를 통하여 제공되는 유동장의 정보는 제한적일 수밖에 없다.

또한 압축기 익렬 유동에서는 역압력 구배로 인한 유동의 박리가 크게 발생하는 것이 보통이고, 이러한 유동에 대한 특성을 수치 해석적인 방법으로 정확하게 예측하기는 쉽지 않다. 압축기 익렬 유동의 중요한 성능 특성이라 할 수 있는 전압력 손실 특성과 출구 흐름각은 이러한 유동의 박리 특성에 의해 크게 좌우된다. 그러므로 압축기의 성능 특성을 정확하게 파악하기 위해서는 유동의 박리 영역을 정확하게 예측할 수 있는 전산해석 프로그램이 필수적이다.

본 논문에서 해석하고자하는 압축기 익렬의 경우 입구 마하수가 0.1정도로 매우 작고 입구와 출구의 압력비도 매우 작으므로 비압축성 코드와 압축성 코드로 분리하여 계산을 수행하였다. 압축성 효과를 고려하지 않은 비압축성 코드에는 SIMPLE 알고리즘을 이용하였으며 낮은 마하수에서 효율적으로 계산을 수행할 수 있는 장점을 가지고 있다. 압축성 코드에는 모든 마하수에서 계산할 수 있도록 예조건화 기법 이용하여 낮은 마하수에서도 나타날 수 있는 압축성 효과를 고려하였으며 높은 마하수에서도 계산을 수행할 수 있도록 하였다. 또한 수치적인 방법으로 유동 해석을 수행할 때 박리 영역의 예측은 난류 모델에 의해 좌우된다고 볼 수 있다. 따라서 압축기 익렬의 정확한 유동 예측을 위하여 Baldwin-Lomax 모델, k-ε 모델, k-ω 모델 등 여러 가지 난류 모델을 사용함으로써 보다 정확하고 효율적인 압축기 익렬의 유동 특성에 관한 연구를 수행하였다.

2. 수치 해법

2.1 지배방정식

지배방정식은 2차원 비정상 압축성/비압축성 Navier-Stokes 방정식으로 보존형 텐서형으로 나타내면 다음과 같다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j)=0$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i)+\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j)=-\frac{\partial P}{\partial x_i}+\frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (1)$$

$$\frac{\partial \rho e}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho e u_j)=-\frac{\partial P u_j}{\partial x_j}+\frac{\partial}{\partial x_j}(u_i \tau_{ij}-q_i)$$

여기서 τ_{ij} , q_i는 전단 응력과 열유속(heat flux)을 나타내며 완전한 압축성 방정식을 구성하기 위해 다음과 같은 상태방정식이 적용된다.

$$P=\rho(\gamma-1)[e-\frac{1}{2}(u^2+v^2)] \quad (2)$$

2.2 난류 모델

난류 유동장 해석을 위해 0-방정식 모델로 Baldwin-Lomax 모델, 2-방정식 모델로 두 가지의 k-ε 모델과 두 가지의 k-ω 모델을 적용 비교하였다.

2.2.1 Baldwin-Lomax 모델

Baldwin-Lomax 모델[3]은 대표적인 0-방정식 모델로서 편미분 방정식을 포함하지 않으므로 계산 시간을 상당히 단축시킬 수 있는 장점을 가지고 있다. 난류 점성 계수(turbulent eddy viscosity)는 경계층 안쪽과 바깥쪽으로 구분하여 다음과 같이 정의된다.

안쪽 영역(Inner Layer) ;

$$\mu_t=\rho\, l_{mix}^2 |\omega| \quad (3)$$

$$l_{mix}=\kappa y\,[1-e^{-y^+/A^+}]$$

바깥쪽 영역 (Outer Layer) ;

$$\mu_{t_o} = \rho\, \alpha\, C_{cp}\, F_{wake}\, F_{Kleb}(y;\, y_{\max}/C_{Kleb}) \quad (4)$$

$$F_{wake} = \min\,[\, y_{\max}\, F_{\max}\,;\; C_{wk}\, y_{\max}\, U_{dif}^2 / F_{\max}\,]$$

$$F_{\max} = \frac{1}{\kappa}\,[\,\max\,(\, l_{mix}|\omega|\,)\,]$$

$$F_{Kleb}(y;\delta) = [\,1 + 5.5\,(\frac{y}{\delta})^6\,]^{-1}$$

U_{dif} ; 경계층 내의 최대 속도

$y_{\max}$; $l_{mix}|\omega|$가 최대값을 가질 때의 값

$$\omega = \left|\frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y}\right|$$

각 식에 따른 상수들은 다음과 같다.

$$\kappa = 0.40\ ,\quad \alpha = 0.0168\ ,\quad A_o^+ = 26$$

$$C_{cp} = 1.6\ ,\quad C_{Kleb} = 0.3\ ,\quad C_{wk} = 1$$

2.2.2 k-ε 모델

대표적인 2-방정식 모델인 k-ε 모델은 Jones와 Launder[4]가 개발하였으며 난류 길이 척도에 관련된 하나의 편미분 방정식과 난류 속도 척도에 관련된 또 하나의 편미분 방정식을 포함하고 있다. Jones와 Launder는 간단하게 표현할 수 있는 난류 전달 모델을 제시하기 위하여 운동에너지 방정식과 소산 방정식의 여러 가지 항들을 모델화 하였는데, 그 결과 방정식들은 여러 연구자들에 의해 일반화되고 수정이 이루어졌다. 본 연구에서는 그 중 벽법칙(law of wall)을 사용한 모델과 Lam과 Bremhorst[5]가 제안한 모델 등 다음과 같은 두 가지의 변형된 k-ε 모델을 적용하였다.

$$\frac{Dk}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_j}[\,(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k})\frac{\partial k}{\partial x_j}\,] + \nu_t(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_i}{\partial x_i}\frac{\partial U_i}{\partial x_j}) - \varepsilon$$

$$\frac{D\varepsilon}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_j}[\,(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_\varepsilon})\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\,] + c_1 f_1 \nu_t \frac{\varepsilon}{k}(\frac{\partial U_i}{\partial x_i} + \frac{\partial U_i}{\partial x_j})\frac{\partial U_i}{\partial x_j} - c_2 f_2 \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (5)$$

여기서

$$c_1 = 1.44\ ,\quad c_2 = 1.92\ ,\quad \sigma_k = 1.0\ ,\quad \sigma_\varepsilon = 1.3$$

이며 난류 점성 계수는 다음과 같이 정의된다.

$$\mu_t = \rho C_\mu f_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}\ ,\quad C_\mu = 0.09 \quad (6)$$

먼저 벽법칙을 사용한 모델은 난류 상태에 있는 유동의 속도 구배가 크기 때문에 많은 격자점을 집중시켜야 하는 문제를 해결하기 위하여 제안된 모델로, 벽면 경계층의 대수 영역(log layer)으로 불리는 영역 내의 점을 벽면의 제1격자점으로 취하고, 그 내 측의 계산은 피해 가는 방법이다. 따라서 대수 영역 내의 점을 벽면의 제1격자점으로 취하면 다음과 같은 벽면에서의 경계조건을 얻게 된다.

$$k_p = C_\mu^{-1/2}\, u^{*2}$$

$$\varepsilon_p = \frac{C_\mu^{3/4}\, k_p^{3/2}}{\kappa\, y_p}$$

$$u^* = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}}$$

여기서 p 는 벽면에서 제 1 격자점을 의미하며 각 식에 사용된 상수들은 다음과 같다.

$$f_1 = f_2 = 1$$

Lam과 Bremhorst는 벽면 근방에서 보다 정확한 예측을 위하여 다음과 같이 난류 점성 계수

식에 f_μ를 도입하였다.

$$f_\mu = [1-\exp(-0.0165Re_y)]^2[1+\frac{20.5}{Re_t}]$$

여기서

$$R_y = \frac{\sqrt{k}y\rho}{\mu} \qquad R_t = \frac{\rho k^2}{\mu\varepsilon}$$

벽면 경계조건과 상수 f_1, f_2는 다음과 같다.

$$\left.\frac{\partial\varepsilon}{\partial y}\right|_{wall} = 0$$

$$k_{wall} = 0$$

$$f_1 = 1 + [\frac{0.06}{f_\mu}]^3$$

$$f_2 = 1 - \exp(-Re_t^2)$$

2.2.3 k-ω모델

Wilcox가 제안한 k-ω 모델[6,7]은 k-ε 모델과 같은 복잡한 벽함수를 사용하지 않고도 경계층 내부의 유동을 잘 예측하므로 코드화 하기가 편리한 장점이 있다. 그러나 원방에서의 자유류 값에 매우 민감하므로 세심한 주의가 요구된다.

$$\frac{D\rho k}{Dt} = \tau_{ij}\frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \beta^*\rho\omega k + \frac{\partial}{\partial x_j}[(\mu+\sigma_{k1}\mu_t)\frac{\partial k}{\partial x_j}]$$

$$\frac{D\rho\omega}{Dt} = \frac{\gamma_1}{\nu_t}\tau_{ij}\frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \beta_1\rho\omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j}[(\mu+\sigma_{\omega1}\mu_t)\frac{\partial\omega}{\partial x_j}] + 2(1-F_1)\rho\sigma_{\omega_2}\frac{1}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_j}\frac{\partial\omega}{\partial x_j} \quad (7)$$

여기서

$$\sigma_{k_1}=0.5, \quad \sigma_{\omega1}=0.5, \quad \beta_1=0.075, \quad \beta^*=0.09$$

$$\varkappa=0.41, \quad \gamma_1=\beta_1/\beta^*-\sigma_{\omega1}\varkappa^2/\sqrt{\beta^*}, \quad F_1=1$$

이고 난류 점성 계수는 다음과 같다.

$$\mu_t = \rho k/\omega \quad (8)$$

Menter가 제안한 k-ω SST 모델[8]은 k-ω 모델과 k-ε 모델의 장점 만을 채택하기 위하여 k-ε 모델을 k-ω 모델 형태로 변환하여 두 난류 모델을 결합시킨 것이다. 식 (7)의 결합 상수들은 $\Phi=F_1\Phi_1+(1-F_1)\Phi_2$의 관계식에 의해 계산된다. Φ_1은 k-ω 모델을 Φ_2는 k-ε 모델을 의미하며 F_1은 아래의 식과 같이 정의된다. F_1은 경계층 내부의 점성 저층(viscous sublayer)과 대수 영역에서는 1에 가까운 값을 가지게 되어 복잡한 벽함수를 사용하지 않고도 경계층 내부의 유동을 잘 예측하는 k-ω 모델의 장점을 가지게 되고, 바깥쪽 영역(outer layer)으로 갈수록 점차 0에 가까운 값을 가지게 되어 원방의 자유류 값에 큰 영향을 받지 않는 k-ε 모델에 가까워지게 된다. 그 외 상수들은 $\sigma_{k1}=0.85$, $\sigma_{\omega_2}=0.856$인 것을 제외하고 식 (7)과 같으며 다음과 같은 결합함수를 이용한다.

$$F_1 = \tanh(\arg_1^4)$$

$$\arg_1 = \min[\max(\frac{\sqrt{k}}{\beta^*\omega y}; 500\frac{\nu}{y^2\omega}); \frac{4\rho\sigma_{\omega_2}k}{CD_{kw}y^2}]$$

여기서 y는 가장 가까운 벽면까지의 거리이며, CD_{kw}는 다음과 같다.

$$CD_{kw} = \max[2\rho\sigma_{\omega_2}\frac{1}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_j}\frac{\partial\omega}{\partial x_j}; 10^{-20}]$$

또한, 난류 점성 계수는 전단 응력 전달을 고려하여 다음과 같이 정의된다. 이 가정은 2-방

정식 난류 모델에서 나타나는 과도한 난류 점성 계수의 예측을 방지하기 위한 것이다.

$$\mu_t = 0.31\,\rho k / \max(0.31\omega; \Omega F_2) \quad (9)$$

여기서 Ω는 와도(vorticity)의 절대값이며 F_2는 다음과 같다.

$$F_2 = \tanh(\arg_2^2)$$

$$\arg_2 = \max\left[2\frac{\sqrt{k}}{\beta^*\omega y};\ \frac{500\nu}{y^2\omega}\right]$$

k-ω 모델과 k-ω SST 모델 모두 자유류 값과 벽면 경계 조건은 다음과 같이 주어진다.

$$\omega_\infty = (1\sim10)\,U_\infty,\ \mu_{t_\infty} = 10^{-(2\sim5)}\,\mu_\infty,\ k_\infty = \nu_\infty\,\omega_\infty$$

$$\omega = 10\frac{6\nu}{\beta_1(\triangle y_1)^2},\quad k=0 \quad at \quad y=0$$

2.3 수치기법

비압축성 코드는 유한체적법에 근거하여 계산되었고 압력의 계산은 운동량 방정식과 질량 방정식을 이용하여 압력에 관한 방정식을 유도하는 Patankar와 Spalding이 제안한 SIMPLE(Semi-Implicit Pressure Linked Equation) 알고리즘[9]을 이용하였다. 공간 이산화에 있어서는 2차 정확도를 갖도록 하였으며 대류항의 오류 확산을 방지하기 위하여 Spalding이 제안한 하이브리드 도식(hybrid scheme)[10]을 적용하였다. 또한 서양장기판 형상 압력 진동해를 방지하기 위하여 Rhie와 Chow가 제안한 집중격자 기법(non-staggered grid, PWM ; Pressure-weighted method)[11]을 적용하였으며 계산 속도를 높이기 위해 점순법보다 효율적인 선순법(line -by-line method)을 이용하였다.

압축성 코드는 모든 마하수에서 계산할 수 있도록 예조건화 기법이 사용되었으며 특히 낮은 마하수의 경우 운동량 방정식에서 압력항의 특이성이 발생하므로 압력항을 기준 압력과 게이지 압력으로 분할하는 Hsieh의 압력 분리 기법[12]이 사용되었다.

게이지 압력이 포함된 지배방정식을 내재적 시간 전진 기법을 수행하기 위해서 가상 미분항 ($\Gamma\partial\hat{Q}/\partial\tau$)을 지배방정식 (1)에 추가함으로써 해결하였다.

결과적으로 가상 시간 변수 벡터($\hat{Q}$)와 그와 관련된 예조건화(preconditioning) 행렬은 다음과 같다.

$$\hat{Q} = [\,p_g \quad u \quad v \quad h\,]^T$$

$$\Gamma = \begin{bmatrix} 1/\beta^2 & 0 & 0 & 0 \\ u/\beta^2 & \rho & 0 & 0 \\ v/\beta^2 & 0 & \rho & 0 \\ h_t/\beta^2 - 1 & \rho u & \rho v & \rho \end{bmatrix} \quad (10)$$

여기서 β^2은 Shuen[13]이 제안한 예조건화 상수이다.

공간 이산화에 있어서는 Chakravarthy-Osher의 TVD 기법에 근거한 풍상 차분법[14]이 예조건화 지배방정식에 맞게 변형되었으며 MUSCL 기법을 적용하여 3차의 공간 정확도를 갖도록 하였다. 시간 적분은 적용이 간편하고 경제적인 Yoon의 LU-SGS 기법[15]이 사용되었다. 비정상 계산은 Hsieh의 이중 시간 전진 기법(dual time stepping)[12]을 사용하여 2차의 시간 정확도를 갖도록 계산을 수행하였다.

경계 조건으로 입구에서는 압력, 속도, 온도가 일정한 값으로 주어지는 Dirichlet 조건을, 출구에서는 모든 변수의 변화량을 0으로 하여 Neumann 조건을 사용했다. 주기 경계 조건은 비압축성 코드는 cyclic 3중대각행렬 해법을 이용하여 내재적으로 처리했으며 압축성 코드는 주기선상의 값을 근접한 격자들의 평균값으로 취하는 외재적인 방법을 사용하였다. 벽면에서는 점착 조건(no-slip condition)을 주었고 압축성 코드의 경우 벽면 온도에 대해서는 단열조건을 주었다.

3. 수치해석 결과

본 연구에서 유동해석 결과들은 W.C Zierke 와 S. Deutsch[16]의 실험 결과와 비교하였다. 압축기의 형상은 블레이드의 흡입면과 압력면이 서로 다른 반경을 가지는 원으로 구성된 DCA (double circular arc)형으로 캠버각(chamber angle)이 65° 이며 코드(chord)길이는 228.6 ㎜, 익렬의 솔리디티(solidity)는 2.14, 스태거각(stagger angle)은 20.5° 이다. 유동의 입구 속도에 의한 Reynolds number는 5.0×10^5이며 입사각(incidence angle)은 -1.5° 이다. 입구 마하수는 약 0.1 정도로 아음속 영역에 있으며 익렬의 압축비는 1% 미만으로 비압축성에 가깝다.

격자는 Thomson 등[17]이 제안한 Poisson 방정식을 이용하여 H-형으로 구성하였다. 유동의 변화가 심한 익렬의 앞전과 뒷전 그리고 벽면 근방에 격자를 집중시켰으며 블레이드 표면에서는 최대한 직교성을 유지하도록 하여 보다 정확하게 예측할 수 있도록 하였다.

비압축성 코드는 Baldwin-Lomax(B-L), k-ε 벽법칙(Wall fn), k-ε Lam. Bremhorst(L-B), standard k-ω(st. k-ω) 모델 등 네 가지 난류 모델을 적용하였고 압축성 코드는 standard k-ε(st. k-ε), standard k-ω, k-ω SST 모델 등 세 가지의 난류 모델을 적용하여 블레이드 표면에서의 정압력 계수(static pressure coefficient), 흡입면에서의 속도 분포 등을 실험 결과와 비교하였다.

3.1 정압력계수 분포

Fig. 1은 블레이드 표면에서의 정압력 계수를 실험과 비교한 결과이다. 블레이드 표면에서의 정압력 계수는 다음과 같이 정의된다.

$$C_p = \frac{P_2 - P_1}{\frac{1}{2}\rho V_1^2} \qquad (11)$$

여기서 1 : 유동 입구 2 : 측정 위치

정압력 계수는 전반적으로 실험과 유사한 분포를 보이고 있으나 알고리즘과 난류 모델에 따라 다소 상이한 분포를 보이고 있다. 압력면(pressure surface)은 앞전 부근에서 매우 큰 순압력 구배가 발생하고 코드의 약 80%까지 약한 역압력 구배를 보이다 뒷전에서 다시 순압력 구배를 나타낸다. 비압축성 코드(Fig. 1a)에서는 Baldwin-Lomax 모델이 뒷전에서 실험보다 약한 순압력 구배를 보이는 것 외에 다른 모델들은 좋은 결과를 보이고 있으며 압축성 코드(Fig. 1b)의 경우 k-ω SST 모델이 좋은 결과를 보인다.

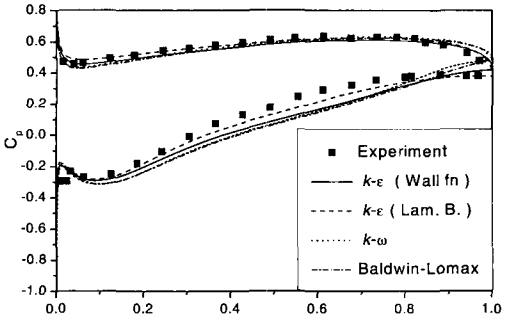

Fig. 1(a) Distribution of pressure coefficient [Incompressible]

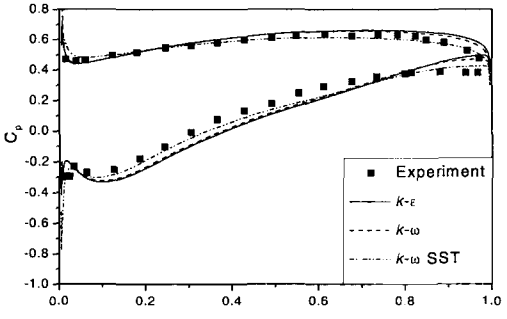

Fig. 1(b) Distribution of pressure coefficient [Compressible]

흡입면(suction surface)은 유동의 변화가 심한 부분으로 앞전에서 매우 큰 역압력 구배를 가지고 코드의 4%에서 10% 구간에서는 순압력 구배가 형성된다. 코드의 80% 근방까지 역압력

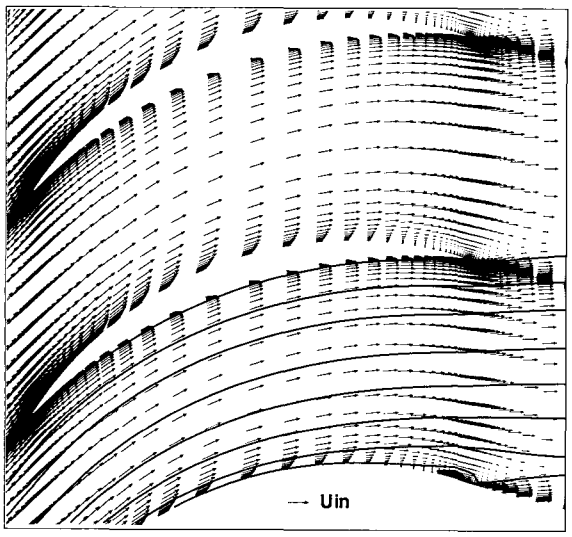

Fig. 2(a) Velocity vector distribution through the DCA cascade

[SIMPLE, k-ε Lam. Bremhorst]

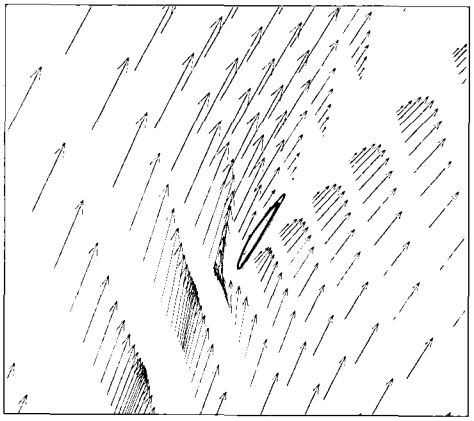

Fig. 2(b) Detail of leading edge flow

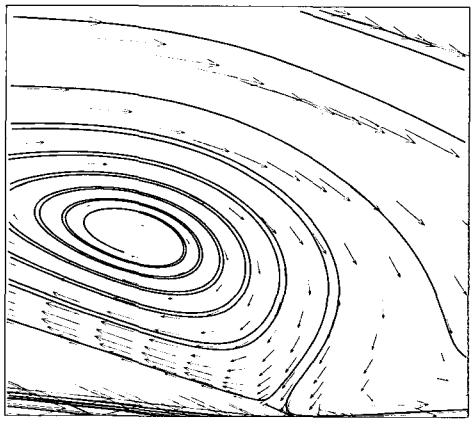

Fig. 2(c) Detail of trailing edge flow

구배가 유지되며 다시 뒷전까지 순압력 구배로 돌아서게 된다. 비압축성 코드의 경우 앞전 부근과 코드의 4%에서 10% 구간까지는 비교적 정확한 결과를 보이지만 그 이후의 구간에서는 각 난류 모델들이 많은 차이를 보이고 있다. k-ε Lam. Bremhorst 모델을 사용하였을 때 가장 유사한 결과를 보이며 코드의 80%에서 순압력 구배를 보이고 있다. 하지만 나머지 모델들은 코드의 90%가 지나서야 순압력 구배를 보인다. 압축성 코드의 경우도 앞전 근방은 비교적 정확한 결과를 보이나 그 이후의 부분은 다소 차이를 보인다. 압력면과 마찬가지로 k-ω SST 모델이 좋은 결과를 보인다.

3.2 속도벡터 및 유선

Fig. 2는 비압축성 코드, k-ε Lam. Bremhorst 모델을 적용하였을 때 속도 벡터를 나타낸 그림이다. 블레이드 앞전(Fig. 2b)의 경우, 입사각이

코드 길이의 50% 상류에서 -1.5° 로 음의 값이 주어졌지만 블레이드의 앞전에서는 약 5° 정도로 양의 값을 나타낸다. Zierke 와 Deutch는 흡입면 앞전에서 매우 큰 역압력 구배로 인한 박리 버블(leading edge separation)이 발생하였다고 언급하였다. 비압축성 코드의 k-ε Lam. Bremhorst 모델과 k-ω 모델의 경우 앞전 부근에서 국부적으로 박리 버블이 발생하는 것을 예측하였으나 나머지 난류 모델과 압축성 코드에서는 버블이 예측되지 않았다. 흡입면은 역압력 구배로 인한 유동의 박리가 발생하여 뒷전(Fig. 2c) 약 99% 부근에서 재부착 됨으로써 흡입면과 압력면의 유동이 동일한 방향을 가지게 된다. 뒷전의 박리 발생 지점과 재순환 영역은 알고리즘과 난류 모델에 따라 차이를 나타낸다. 이는 흡입면 뒷전 재순환 영역에서 속도 분포를 비교해봄으로써 그 차이를 알 수 있다.

3.3 흡입면 경계층에서의 속도 분포

Fig. 3은 블레이드의 흡입면에서 수직 방향으로 코드의 19.7%, 49.8%, 90.2% 지점에서 속도 분포를 비교한 결과들이다. 앞전으로부터 코드 길이의 약 19.7% 부분은 유동이 가속되는 부분으로써 압축기 입구 속도에 비해 약 1.2배까지 가속이 되며 유동의 박리가 발생하지 않은 부분으로 비교적 각 수치해석 방법의 모델들이 서로 일치하는 것을 알 수 있다. 비압축성 코드는 경계층이 실험 결과보다 비교적 얇게 예측되며, 압축성 코드에서는 k-ω 모델이 다른 모델과 실험 결과에 비해 조금 두꺼운 결과를 나타낸다.

앞전으로부터 코드 길이의 약 49.8% 지점은 블레이드의 중간 부분으로써 경계층이 성장하는 부분으로 압축기 입구에서 가속되었던 유속이 팽창으로 인해 점점 감속되는 부분이다. 이 지점에서는 난류의 영향이 나타나기 시작하여 각 방법의 모델에 따라 계산 결과들이 차이를 나타낸다. 그러나 전반적인 속도 분포는 실험 결과와 유사한 경향을 보인다. 비압축성 코드의 경우 k-ε 벽법칙 모델을 이용하였을 때 실험 결과와 상당히 일치하는 경향을 나타내며, k-ε Lam. Bremhorst 모델, k-ω 모델의 경우는 경계층 성장에 비해 조금 얇게 예측하였다. 그 반면 Baldwin-Lomax 모델을 사용하였을 경우는 경계층이 조금 두껍게 예측됨을 알 수 있다. 압축성 코드의 경우 19.7%의 경우와 마찬가지로 k-ε 모델은 경계층이 실험 결과보다 크게 형성되지만 k-ω 모델, k-ω SST 모델의 경우 실험 결과와 유사한 경향을 나타낸다.

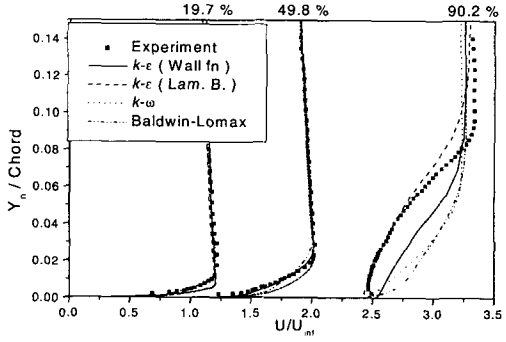

Fig. 3(a) Velocity distribution on the suction surface [Incompressible]

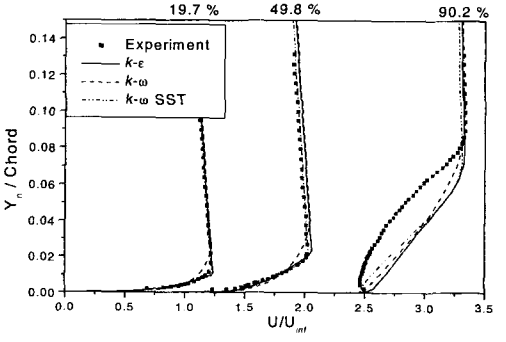

Fig. 3(b) Velocity distribution on the suction surface [Compressible]

코드의 약 90.2% 부분은 유동의 박리가 발생한 이후 재순환 영역이 존재하여 압축기 익렬 성능 예측시 가장 중요한 점이 된다. Table. 1에

각 코드와 난류 모델이 예측한 박리점 위치를 나타내었고 Table. 2는 각 난류모델에 적용된 격자계를 나타내었다.

Table. 1 Prediction of separation point

Code	Turbulence Model	Separation Point (% Chord)
Experiment		82.1
Incompressible	k-ε Wall fn	None
	k-ε Lam. Bremhorst	83.1
	stand. k-ω	88.9
	Baldwin-Lomax	76.3
Compressible	stand. k-ε	92.1
	stand. k-ω	86.7
	k-ω SST	83.5

Table. 2 Grid System

Code	Turbulence Model	Grid System
Incompressible	k-ε Wall fn	161×61
	k-ε Lam. Bremhorst	241×101
	stand. k-ω	171×101
	Baldwin-Lomax	161×61
Compressible	stand. k-ε	211×71
	stand. k-ω	211×71
	k-ω SST	211×71

비압축성 코드의 경우 k-ε 벽법칙 모델은 박리가 발생하지 않으나 그 외의 모델들은 유동의 박리가 발생하는 것을 예측하였다. 그러나 k-ω 모델의 경우 박리가 실험 결과의 82% 보다 뒤쪽인 약 89% 부근에서 발생하여 유동의 재순환 영역이 작게 예측되었다. 또한 Baldwin-Lomax 모델을 사용하였을 경우는 실험 결과 보다 앞쪽인 약 76% 근방에서 박리가 예측되었으나 유동의 재순환 영역은 매우 얇게 예측하였다. k-ε Lam. Bremhorst 모델의 경우 실험 결과와 가장 유사한 약 83%에서 박리가 시작되었고 재순환 영역의 크기도 좋은 결과를 보이며 이에 따라 속도 분포도 가장 정확히 예측하고 있음을 알 수 있다. 압축성 코드의 경우 k-ε 모델, k-ω 모델, k-ω SST 모델의 재순환 영역의 크기는 모두 실험 결과와 비교해 볼 때 작게 예측되나 k-ω SST 모델이 박리점 예측에 있어 다른 모델에 비해 비교적 실험과 유사한 결과를 예측하였다.

Table. 3은 각 계산에서의 CPU 시간을 나타낸다. Baldwin-Lomax 모델에서는 편미분 방정식을 상당히 단축시킬 수 있다는 장점이 있는 것은 사실이지만 벽 근처의 격자점을 매우 정밀하게 밀집시켜야 하므로 그 장점이 반감될 수 있다는 것을 보여준다.

Table. 3 CPU Time

Turbulence Model	CPU Time(sec)
k-ε Wall fn	1394.230
k-ε Lam. Bremhorst	1915.520
stand. k-ω	3849.559
Baldwin-Lomax	2173.461

4. 결 론

본 연구에서는 압축성/비압축성 Navier -Stokes 방정식을 이용하여 DCA 압축기 익렬 유동 해석을 수행하였다. 비압축성 코드는 SIMPLE 알고리즘을, 압축성 코드는 모든 마하수의 유동장을 계산할 수 있도록 예조건화 기법을 이용하였으며 난류 점성 유동장을 해석하기 위하여 0-방정식 모델로 Baldwin-Lomax 모델, 2-방정식 모델로 k-ε 벽법칙, Lam. Bremhorst 모델과 k-ω, k-ω SST 모델이 적용되었다.

계산 결과 정압력 분포에 있어서 압축성 코드와 비압축성 코드 모두 좋은 결과를 얻었을 수 있었다. 비압축성 코드에서는 k-ε Lam.

Bremhorst 모델을 사용하였을 경우에, 압축성 코드의 경우는 k-ω SST 모델을 사용하였을 때 가장 좋은 결과를 얻을 수 있었다. 속도 경계층에선 박리가 발생하기 전까지는 난류 모델에 큰 영향을 받지 않으나 역압력 구배에 의한 박리가 발생하는 구간에서는 많은 차이를 나타내었다. 비압축성 코드의 k-ε Lam. Bremhorst 모델과 k-ω 모델의 경우 흡입면의 앞전 박리 버블을 예측하였으나 그 외는 예측하지 못하였으며 박리점 예측과 재순환영역에서의 속도 분포는 비압축성 코드에 k-ε Lam. Bremhorst 모델을 적용하였을 때 가장 좋은 결과를 보였다.

이상으로 본 연구에서 낮은 마하수의 압축기 익렬의 유동해석을 위한 알고리즘과 난류 모델을 비교 검토하여 좋은 결과를 얻을 수 있었으며 비압축성 코드의 경우 k-ω SST 모델을, 압축성 코드의 경우 k-ε Lam. Bremhorst 모델을 추가하여 알고리즘이 난류 모델에 미치는 영향에 대한 검토와 아울러 고입사각의 경우의 계산도 필요하리라 여겨진다.

후기

본 연구에 사용된 Preconditioning 코드를 제공해 주신 서울대학교의 김성룡님께 감사드립니다.

참고문헌

[1] Howell, A. R., "The present basis of axial flow compressor design: Part-I - Cascade theory and performance," A.R.C.R. and M.2095.

[2] Lieblein, S., "Lsoss and stall analysis of compressor cascades," Trans. Am. Soc Mech. Engrs. Series D, 81.

[3] Baldwin, B. S., and Lomax, H., "Thin Layer Approximation and Algebraic Model for Separated Flows," AIAA Paper 78-257, 1978.

[4] Jones, W. P. and Launder, B. E., "The Prediction of Laminarization with a Two-Equation Model of Turbulence," Int. Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 15, pp. 301-314, 1972.

[5] Lam, C. K. G., and Bremhorst, K., "A Modified Form of the k-ε Model for Predicting Wall Turbulence," ASME Journal of Fluids Engineering, Vol. 103, pp. 456-460, 1981.

[6] Wilcox, D. C., "Reassessment of the Scale-Determining Equation for Advanced Turbulence Model," AIAA Journal, Vol. 26, No. 11, pp. 1299-1310, 1988.

[7] Wilcox, D. C., "Simulation of Transition with a Two-Equation Turbulence Model," AIAA Journal, Vol. 32, No. 2, pp. 247-255, 1994.

[8] Menter, F. R.,"Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications," AIAA Journal, Vol. 32, No. 8, pp. 1598-1605, 1994.

[9] Patankar, S. V., Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. 1980.

[10] Spalding, D. B., "A Novel Finite Difference Formulation for Differential Expressions Involving Both First and Second Derivatives," Int. Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 4, 1972.

[11] Rhie, C. M., and Chow, W. L., "Numerical Study of the Turbulent Flow Past an Airfoil With Trailing Edge Separation," AIAA Journal, Vol. 21, pp.1525-1532, 1983.

[12] Hsieh, S. Y. and Yang, Y. " A Preconditioned Flux-Differencing Scheme for Chemically Reacting Flows at all Mach Numbers", Int. Journal of CFD, Vol. 8, 1997.

[13] Shuen, J. S., Chen, K. H. and Choi, Y. H.

"A Coupled Implicit Method of Chemical Non-equilibrium Flows at All Speeds," J. of Comp. Phys., Vol. 106, No. 2, 1993.

[14] Chakravarthy, S. R. and Osher, S. " A New Class of High Accuracy TVD Schemes for Hyperbolic Conservation Laws," AIAA Paper 85-0363.

[15] Yoon, S. and Jameson, A., " Lower-Upper Symmetric Gauss Seidel Method for the Euler and Navier-Stokes Equations", AIAA Journal. Vol. 26, No. 9, 1988.

[16] Zierke, W. C. and Deutsch, S., "The Measurement of Boundary Layers on a Compressor Blade in Cascade: Part 4 - Flow Fields for Incidence Angles of -8.5 Degrees," American Society of Mechanical Engineers, Paper 89-GT-72, 1989.

[17] Thomson, J. F. Thames F. C. and Mastin, C. W. "Automatic Numerical Generation of Body-Fitted Curvilinear Coordinate System," J. of Comp. Phys., Vol. 15, pp. 299-319, 1974.