

1단 축류 터빈의 비정상 내부유동특성에 관한 2차원 해석(I)

박준영* · 엄인식** · 백제현***

(1999년 2월 6일 접수)

Two-Dimensional Analysis of Unsteady Flow through One Stage of Axial Turbine (I)

Jun Young Park, InSik Um and Je Hyun Baek

Key Words: Stator/Rotor Interaction(정익과 동익의 상호작용), Wake Interaction(후류 상호작용), Potential Interaction(포텐셜 상호작용), Viscous Flow Analysis(점성 유동 해석), One Stage Turbine(1단 터빈)

Abstract

Flow through turbomachinery has a very complex structure and is intrinsically unsteady. In addition, trend to highly loaded turbomachinery makes the flow extremely complex due to the interaction between rotor and stator. In this study, flows through UTRC LSRR turbine are numerically analyzed using 2 dimensional Navier-Stokes equations. The convective terms of the governing equations are discretized using the Van-Leer's FVS(Flux vector splitting) with an upwind TVD scheme. The conventional central differencing is used to discretize the diffusion terms on the finite volume. The accurate unsteady motion is achieved by using a 2nd order accurate, 3-point Euler implicit scheme. The quasi-conservative zonal scheme is used for calculating the flow variables on the zonal interface between the rotor and stator. The axial gap between stator and rotor has been configured in two variations, 15% and 65% of average chord length. The analysis program is validated using experimental results and the effect of axial gap is examined. The numerical analysis results are presented by time averaged pressure coefficient and pressure magnitude coefficient and compared with experimental results.

기호설명

- c : 음속(sonic speed)
- x, y : 직교 좌표계
- p : 정압(static pressure)
- C : 블레이드 코드 길이
- C_x : 축방향 블레이드 코드 길이
- p_t : 전압(total pressure)
- C_p : 시간평균 압력계수
- C_p : 압력 크기 계수
- e : 전체에너지(total energy)

그리스문자

- ρ : 밀도
- γ : 비열비
- ω : 동익 회전속도
- ξ, η : 일반좌표계

상첨자

- i : 내부값
- ∞ : 자유류 값

1. 서론

가스 터빈이나 압축기 등과 같은 터보 기계는 작동유체와의 사이에 에너지를 주고받음으로써 유체로부터 동력을 얻거나 유체에 일을 한다. 그러므로, 터보 기계에 있어서 성능과 효율은 매우

* 포항공과대학교 대학원 기계공학과

** 회원, 포항공과대학교 기계공학과

중요시되며 터보 기계를 설계할 때 그 성능과 효율을 향상시키려는 노력은 오랜 세월 꾸준히 행해져 왔다. 그러나, 터보기계 내부의 유동은 본질적으로 비정상 유동이며 복잡한 내부형상으로 인하여 실험이나 수치계산하기 어렵다. 이러한 비정상(unsteadiness)특성은 상류 익렬에서 발생한 통과와류(passage vortices)와 후류(wake)의 동익(rotor)과의 상호작용인 후류 상호작용(wake interaction)과 정익(stator)과 동익(rotor)의 상대적인 운동으로 인한 포텐셜 상호작용(potential interaction)에 주로 기인한다.

후류 상호작용은 앞의 정익 열에서의 유동이 대류(convection)의 형태로 뒤의 동익 열에 영향을 미치는 경우로서 축방향 거리에 따른 전반적인 변화는 비교적 작다. 반면에 포텐셜 상호작용은 동익의 상대운동으로 인해 압력의 교란이 일어남으로써 동익뿐만 아니라 정익에도 큰 영향을 미치는 경우로 블레이드 열간의 축방향 거리가 가까울수록 영향력이 크게 증가한다. 이러한 정익과 동익의 상호작용 효과는 블레이드 부하(blade loading), 익렬의 효율, 열 전달과 소음등의 발생을 초래하는 등 터보 기계 성능의 여러 면에 영향을 미치는 것으로 알려져 있다. 또한, 층류(laminar flow)에서 난류(turbulent flow)로의 주기적인 천이(transition)는 상대적인 운동과 복합적으로 발생하여 터보기계 내부 유동의 수치계산은 더욱 어려워진다. 특히, 순압력 구배하에 작동하는 터빈내에서 유동은 앞전(leading edge)의 영향으로 발생하는 말발굽형 와류(horseshoe vortex), 점성효과에 의한 표면 경계층 유동, 익렬의 tip에서 발생하는 와류, 빠른 유동속도로 인해 발생하는 충격파와 블레이드간의 상호작용, 블레이드 끝 부분과 터보기계 벽 사이의 누설유동 등에 의해 복잡한 현상을 보인다. 최근에는 터보기계의 설계가 고속화, 경량화, 고효율화를 요구하는 추세로 진행되고 있다. 따라서 익렬간의 간격이 더욱 더 감소함에 따라 정익과 동익의 상호작용 영향이 더욱 중요하게 되었다.

과거에는 터보 기계 내부 유동에 대한 수치해석시, 고정된 단일 익렬의 정상상태 수치해에 주로 관심을 두었지만 80년대에 들어 정익(stator)과 동익(rotor)의 상호작용(interaction)을 고려한 유동 해석에 많은 관심이 모아지고 있다. 따라서, 동익을 배제한 정익(또는 정익을 배제한 동익)만의 수

치계산은 정익과 동익의 상호작용으로 인한 비정상(unsteadiness) 특성을 파악할 수 없다. 특히, 이러한 정익과 동익의 상호작용의 영향은 익렬간의 축간격(axial gap)이 감소할수록 더욱 중요해진다. 따라서 정익/동익 상호작용이 지배적인 경우에는 정익과 동익을 포함한 수치계산이 필요하다. 이러한 정익과 동익의 상호작용에 대한 수치해석 연구는 블레이드 열간의 비정상 유동을 효과적으로 해석하고, 다양하고 복잡한 유동장 형상에 대해서도 적용할 수 있는 수치해석 기법을 마련하려는 방향으로 나아가고 있다. 터빈과 압축기에서 정익/동익 상호작용하에서의 비정상 해석을 수행하기 위한 많은 연구가 이루어져 왔다. 이러한 수치해석을 수행하기 위한 코드를 검증하기 위해 Dring 등⁽¹⁾에 의해 수행된 실험결과가 가장 많이 이용된다. Dring 등은 UTRC(United Technologies Research Center)의 LSRR(Large Scale Rotating Rig)에서 첫 번째 단에서의 정익과 동익 사이의 축간격이 15%와 65%일 때 실험을 통하여 유동특성을 파악하였다. 먼저, $Re_1^{(2-5)}$ 는 Dring의 실험모델에 대해 2차원 비정상 박층(thin-layer) Navier-Stokes 방정식을 사용하여 정익/동익 상호작용 문제를 수치해석 하였다. 계산시간을 절감하고 효과적인 수치계산을 위하여 익형 재구성 과정을 도입하여 익렬비(즉 정익과 동익 익렬비)가 1:1과 3:4가 되도록 재구성하였으며, O-형과 H-형이 혼합된 격자계에서 수치해석을 수행, 실험치와 비교하여 타당한 결과를 도출하였다. 또한 그는 앞서 수행한 수치연구의 2차원 근사를 보완하기 위해 허브, 바깥쪽 케이싱, 동익 끝 간극을 고려한 3차원 수치해석을 수행하였다. Dorney 등⁽⁶⁾은 정익/동익 상호작용을 해석하는 새로운 방법으로 LCBR(Loosely Coupled Blade Row)방법을 제안하고 타당성을 검증하기 위하여 UTRC의 LSRR에 대하여 적용하여 실험결과와 비교하였다. 한편 국내에서 김선태⁽⁷⁾는 UTRC의 LSRR 및 MIT에서 풍동실험한 천음속 터빈익렬에 대하여 익렬비 1:1인 경우 비점성 해석을 수행하였다. 또한, Yoo 등⁽⁸⁾은 UTRC의 LSRR에 대하여 역시 익렬비 1:1인 경우 $k-\omega$ 난류 모델을 사용하여 해석하였다. 이와같이 아직까지 국내에서는 정익/동익 상호작용 연구의 코드 검증에 있어서 익렬비가 1:1인 가장 단순한 경우로 제한되어 있다. 따라서 본 연구에서는 UTRC의 LSRR

터빈에 대하여 익형비의 변화에 따른 수치해석 결과를 실험결과와 비교하여 코드의 타당성을 검증하고, 정의과 동익 사이의 거리가 15%, 65%인 경우에 대하여 수치해석을 수행하여 축간격의 변화에 따른 유동특성 변화를 해석하였다. 또한, 본 논문의 후속논문에서는 현재 국내 연구기관에 의해 설계, 제작된 1단 고속 축류 터빈 내부유동에 관하여 수치해석에 의한 고찰을 하고자 한다.

2. 수치해석 기법

2.1 지배 방정식

압축성 방정식에 대한 가장 일반적인 운동 방정식의 표현방법은 연속 방정식과 운동량 방정식 그리고 에너지 방정식으로 구성된 Navier-Stokes 방정식의 전체 시스템으로부터 얻어진다. 외부력과 열원이 없는 2차원 직교좌표계에 대한 무차원 압축성 Navier-Stokes 방정식은 다음의 식 (1) 과 식 (2)의 강한 보존형태로 나타내어진다.

$$\frac{\partial \mathbf{Q}}{\partial t} + \frac{\partial (\mathbf{F} - \mathbf{F}_v)}{\partial x} + \frac{\partial (\mathbf{G} - \mathbf{G}_v)}{\partial y} = 0 \quad (1)$$

$$\mathbf{Q} = [\rho, \rho u, \rho v, e]$$

$$\mathbf{F} = [\rho u, \rho u^2 + p, \rho uv, u(e+p)]$$

$$\mathbf{G} = [\rho v, \rho uv + p, \rho v^2, v(e+p)] \quad (2)$$

$$\mathbf{F}_v = [0, \tau_{xx}, \tau_{xy}, u\tau_{xx} + v\tau_{xy} - \dot{q}_x]$$

$$\mathbf{G}_v = [0, \tau_{yx}, \tau_{yy}, u\tau_{yx} + v\tau_{yy} - \dot{q}_y]$$

위 식에서 \mathbf{Q} 는 보존변수의 벡터, \mathbf{F} 와 \mathbf{G} 는 비점성 플럭스이며, $\mathbf{F}_v, \mathbf{G}_v$ 는 점성 플럭스이다. 여기서, p 는 완전기체의 상태 방정식으로부터 아래와 같이 다른 변수들로 표현된다.

$$p = (\gamma - 1) \left[e - \frac{1}{2} \rho (u^2 + v^2) \right] \quad (3)$$

γ 는 비열비를 나타내고, 보통 공기에 대한 값으로 $\gamma = 1.4$ 를 사용한다. 열 플럭스인 \dot{q}_x, \dot{q}_y 는 Fourier의 열전도법칙으로 구하여지며, 응력과 변형률의 선형적 관계와 Stoke's 가정으로부터 무차원 응력성분은 다음과 같다.

$$\tau_{xx} = \frac{M_\infty \mu}{Re_\infty} \frac{2}{3} \left(2 \frac{\partial u}{\partial x} - \frac{\partial v}{\partial y} \right)$$

$$\tau_{yy} = \frac{M_\infty \mu}{Re_\infty} \frac{2}{3} \left(2 \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{\partial u}{\partial x} \right)$$

$$\tau_{xy} = \frac{M_\infty \mu}{Re_\infty} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)$$

점도는 층류와 난류에 의한 합으로 나타내어지며, 층류 점도는 동적 이론에 따라 가스의 분자 점도로 표현되며 온도에 크게 의존하므로 Sutherland의 식으로부터 구하여진다. 터빈의 경우 익형 내부 유동은 순압력 구배 유동으로 박리와 같은 현상은 나타나지 않으므로, 난류의 영향은 혼합길이론 기본개념으로 하는 2층 대수모델인 Baldwin-Lomax⁽⁹⁾ 대수 모델을 사용하였다.

위의 지배 방정식은 기준길이와 정의입구에서의 자유류 값으로 무차원화 된 식이며 폭면 일반 좌표계로 좌표변환하면 다음과 같다.

$$\frac{1}{J} \frac{\partial \mathbf{Q}}{\partial \tau} + \frac{\partial (\hat{\mathbf{F}} - \hat{\mathbf{F}}_v)}{\partial \xi} + \frac{\partial (\hat{\mathbf{G}} - \hat{\mathbf{G}}_v)}{\partial \eta} = 0 \quad (4)$$

$$\mathbf{Q} = (\rho, \rho u, \rho v, e)$$

$$\hat{\mathbf{F}} = (\xi_t \mathbf{Q} + \xi_x \mathbf{F} + \xi_y \mathbf{G}) / J$$

$$\hat{\mathbf{G}} = (\eta_t \mathbf{Q} + \eta_x \mathbf{F} + \eta_y \mathbf{G}) / J \quad (5)$$

$$\hat{\mathbf{F}}_v = (\xi_x \mathbf{F}_v + \xi_y \mathbf{G}_v) / J$$

$$\hat{\mathbf{G}}_v = (\eta_x \mathbf{F}_v + \eta_y \mathbf{G}_v) / J$$

2.2 차분화 기법

압축성 Navier-Stokes 방정식을 유한 체적법에 적용하였다. 비점성의 플럭스에 대해 풍상차분적 TVD 기법(upwind TVD scheme)인 Van Leer⁽¹⁰⁾와 FVS(Flux Vector Splitting)기법을 사용하고, 고회의 공간 정확도를 위해 MUSCL (Motone Upstream centered Scheme for Conservation Law)기법을 이용하였다. 점성 플럭스에 대해 점성의 확산이나 소멸 현상에 적절한 일반적인 중심차분법을 사용하였다. 시간 적분법으로는 정확한 비정상 현상의 해석에 적합하도록 세 점 내재적 오일러 기법(3-point Euler Implicit scheme)을 사용하였다.

2.3 기하학적 형상 및 격자계

Fig. 1은 해석에 사용된 정의과 동익의 구성 및

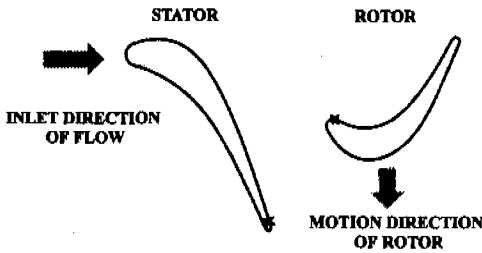


Fig. 1 Stator/Rotor configuration of Ref. 1.

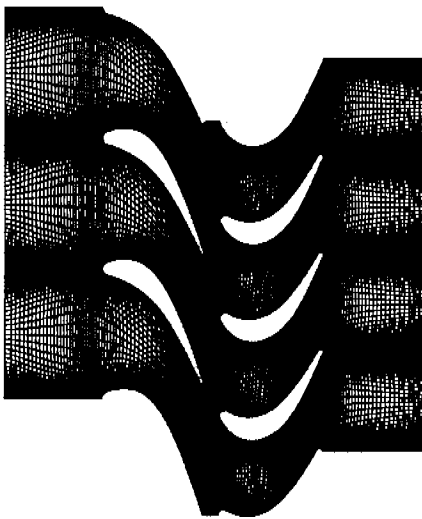


Fig. 2 Grid for 3:4 blade row ratio.

형상을 보여준다. 실제 22:28의 익형비를 가지는 터빈을 하드웨어측면에서의 제약과 계산시간을 단축하기 위해, Rai 등이 사용한 익형 재구성 방법을 이용하여 익형비가 1:1, 2:3 그리고 3:4의 비율 가지도록 구성하였다. 전체 격자의 구성을 쉽게 보여주기 위하여 Fig. 2에서 3:4 격자계 형상을 도시하였다.

익형비가 1:1인 경우에는 정익의 형상을 고정하고 동익의 크기를 28/22로 확대하였으며 2:3일 때에는 28/33으로 축소하였다. 3:4인 경우에는 동익의 크기를 고정하고 정익의 크기를 22/21로 확대하였다. 재구성 과정동안 불룩효과를 일정하게 하기 위하여 피치길이/코드길이는 일정하게 하였다. 각각의 경우 타원형(elliptic)미분 방정식을 사용하여 익면에서의 수직 경계조건을 적용하기 용이하게 격자가 익면에서 수직조건을 만족하도록

하였다. H-형 격자를 사용하였으며 각 경우 동일하게 하나의 정익 통로에 158 × 80, 동익 통로에 158 × 80의 격자수를 갖는다. 또한, 익형 형상의 재구성을 통해서 변형된 상태에서의 동가의 동익과 정익간 간격을 구하는 것이 어려우므로, 설계치에서의 간격을 형상 재구성 후에 동익, 정익 평균 코드길이의 15% 및 65%를 가지도록 간격을 수정하였다.

2.4 경계조건 및 초기조건

경계조건으로는 입구조건, 출구조건, 익면경계조건, 주기조건, 정익/동익 경계조건으로 나누어진다

2.4.1 입구조건 및 출구조건

아음속 유입류인 경우, 3개의 특성값(물리조건)이 유입류 조건에서 결정되어지고 나머지 하나(자연조건)는 내부로부터 외삽된다. 아음속 유출류인 경우는 내부로부터 3개의 특성값(자연조건)이 결정되고 나머지 하나(물리조건)는 터보기계의 경우 일반적으로 출구 정압으로써 주어진다. 본 연구에서는 경계조건을 가상격자에 두며, 이 가상격자의 처리는 다음과 같은 식들을 이용하여 구하였다

입구경계에서의 계산식들은 다음과 같다.

$$R^+ = a_n^\infty + \frac{2c^\infty}{\gamma - 1} = a_n + \frac{2c}{\gamma - 1}$$

$$R^- = a_n^i + \frac{2c^i}{\gamma - 1} = a_n + \frac{2c}{\gamma - 1}$$

$$a_n = \frac{1}{2}(R^+ + R^-),$$

$$c = \frac{\gamma - 1}{4}(R^+ - R^-)$$

출구경계에서의 계산식들은 다음과 같다.

$$a_n + \frac{2c}{\gamma - 1} = a_n^i + \frac{2c^i}{\gamma - 1}$$

$$a_t = a_t^i$$

$$\frac{p}{\rho^\gamma} = \frac{p^i}{\rho^{i\gamma}}$$

$$p = p_{exit}$$

위 식들에서 ∞는 자유류에서의 값을 나타내고, i는 내부값을 나타낸다.

2.4.2 초기조건

정의 입구의 자유류값으로 전 계산영역의 물리량을 초기화 하였으며, 세 점 오일러 내재적 시간 적분법의 사용으로 인해 필요한 초기치 이전의 값 역시 초기치와 동일하게 주었다.

2.4.3 외면 경계조건

미끄럼 조건이 주어지는 비점성 유동해석과는 달리, 점성 유동해석에 있어서는 단일조건으로부터 밀도를 계산하였고, 속도에 대해 점착조건(no-slip condition)을 주었다. 속도에 대한 점착조건으로부터 정의에서는 속도가 주어지지 않으나, 동익에서는 동익의 속도가 주어지게 된다. 본 연구에서 사용되어진 유한체적법의 특징상 다음의 식에 의해 동익 벽에서의 속도를 주었다.

$$\vec{v}_v = 2 \times \vec{v}_{robr} - \vec{v}_i$$

여기서, v 는 가상격자, i 는 내부격자를 말한다.

압력은 벽에서의 플릭스 흐름이 존재하지 않음을 이용하여 압력보정식에 점착조건을 더해서 내부값으로부터 외삽하였다.

$$(x_\xi^2 + y_\xi^2) p_\eta = (x_\xi x_\eta + y_\xi y_\eta) p_\xi + \rho(y_\eta u - x_\eta v)(v x_{\xi\xi} - u y_{\xi\xi})$$

2.4.4 주기조건 및 정의/동익 경계조건

실제의 3차원 복잡한 형상을 지닌 터빈에 대해 일반적으로 사용되어지는 반지름 방향의 평형조건으로부터 2차원 무한 익렬로 가정함으로써, 본 연구에서는 1:1, 2:3, 3:4의 익렬비로 이루어진, 1단의 터빈 풍로가 무한히 반복되어지는 익렬계열 얻을 수 있다. 따라서 위의 가정으로부터 주기면에서는 유동변수가 동일하게된다. 본 연구에서는 격자중심 유한체적법의 적용으로 가상격자를 중첩시켜 각각의 주기면에서 변수들의 연속성이 유지되도록 하였다.

정의과 동익의 경계면에서는 계산의 정확성을 위해 유동변수의 연속성이 반드시 지켜져야 한다. 이러한 경계면 사이에서의 조건을 해결하기 위한 방법으로써 다중 블록 해법을 사용하였다.

일반적으로 이러한 경계면에서의 유동해의 불연속이나 매우 복잡한 유동의 형성은 수치해의 진동과 같이 수렴성능을 저해하는 요소들이 존재한다. 이를 해결하기 위해 Rai 등은 블록 경계면에서의 플릭스 보존을 만족시키는 방법을 제안하

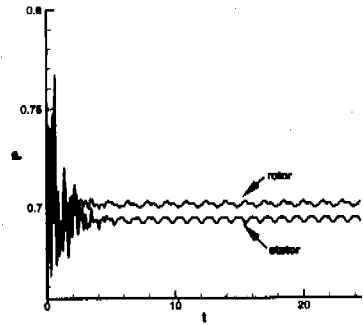


Fig. 3 Unsteady pressure history.

였고, Walters 등⁽¹¹⁾은 시간에 대한 보존변수의 변화를 일치시키는 방법을 제안하였다. 본 연구에서는 정의/동익 경계면에서 유동장의 불연속이 예상되지 않으므로, 익렬비 1:1인 압축기에 대하여 두 영역사이의 유동변수들의 연속성만을 보장하여 그 적합성을 증명한 Kang⁽¹²⁾과 홍성훈⁽¹³⁾ 등의 Cubic-Spline 보간법을 익렬비 1:1, 2:3, 3:4인 1단 터빈에서의 유동해석에 적합하도록 적용하였다.

3. 수치해석 결과

익렬비 1:1인 경우 동익이 정의 1피치 길이를 통과하는데 소요되는 시간을, 2:3인 경우는 정의 2피치 길이를 통과하는데, 3:4인 경우는 3피치를 통과하는데 소요되는 시간을 한 주기로 설정하였다. 각 경우에서 비정상 계산을 위해 설정된 무차원화된 시간 간격은 0.012로 동일하게 하였다. 유동계수(flow coefficient)는 0.78로 일정하고, 입구 마하수는 0.07로 주었다. 계산을 위한 Reynolds 수는 590000으로 주었다. 수치해석을 통해 얻은 결과는 UTRC의 Dring 등⁽¹⁾에 의해 수행된 실험결과와 비교하였다.

Fig. 3은 수치해의 주기성을 통한 수렴성을 보여주는 것으로 익렬비가 3:4인 경우 Fig. 1에서 정의/동익 표면에 x로 표시된 지점에서의 정의에 대한 동익의 상대적 움직임에 의한 무차원 시간에 대한 무차원 압력의 주기적 변화를 잘 보여준다.

먼저, 축간격이 15%인 경우 전체적인 유동특성을 살펴보면 다음과 같다. Fig. 4와 Fig. 5는 정의과 동익에서의 시간평균 압력계수인 C_p 의 분포

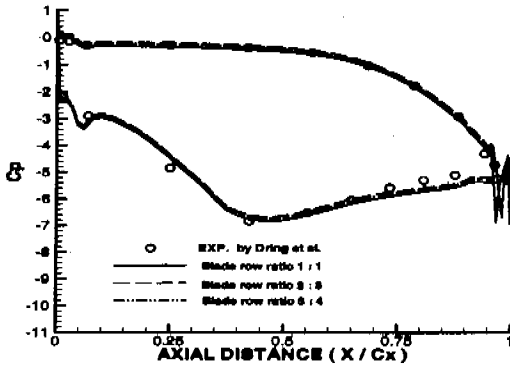


Fig. 4 Time-averaged pressure distribution on the stator at 15% axial gap.

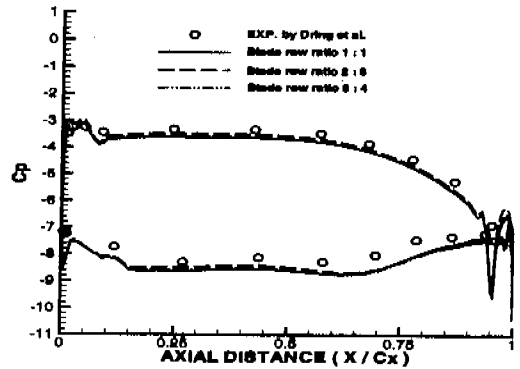


Fig. 5 Time-averaged pressure distribution on the rotor 15% axial gap.

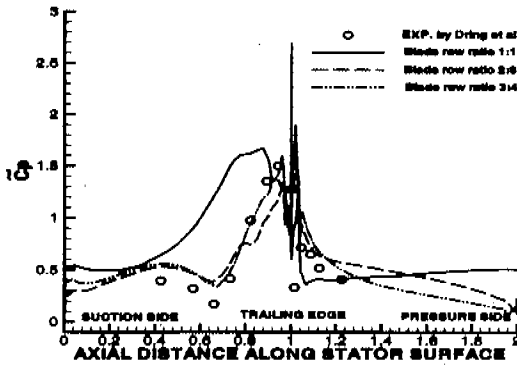


Fig. 6 Pressure amplitude distribution on the stator at 15% axial gap.

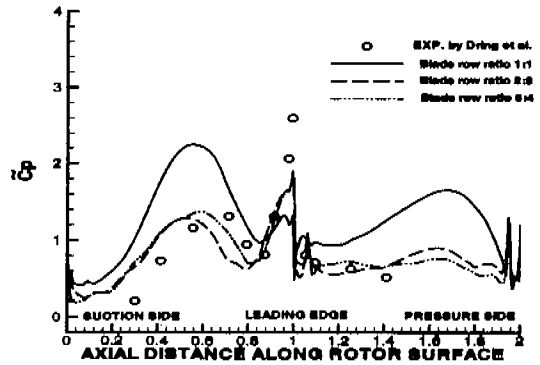


Fig. 7 Pressure amplitude distribution on the rotor at 15% axial gap.

를 보여준다. C_p 는 다음과 같이 정의된다.

$$C_p = \frac{p_{avg} - (p_1)_{inlet}}{\frac{1}{2} \rho_{inlet} \omega^2}$$

여기서, p_{avg} 는 한 주기동안 한 지점에서의 정압의 평균값이며, $(p_1)_{inlet}$ 은 입구에서의 정체압력의 평균값을, ρ_{inlet} 은 입구에서의 평균밀도를, ω 는 동익이 움직이는 속도이다. C_p 는 익렬비에 상관없이 정의와 동익에서 동일함을 수치해석 결과로부터 알 수 있다. 또한 수치해석 결과는 동익에서 C_p 분포가 전체적으로 약간 아래쪽으로 이동한 것과 정의의 뒷부분근에서 약간의 차이를 제외하고 실험결과와 잘 일치한다. 정의 흡입면 뱃전에서의 수치해석 결과와 실험결과와의 차이는 난류 모델 및 격자계의 영향으로 판단된다. 따라서, 2-equation 난류모델을 사용하거나 익형주위에서는 O형태, 바깥쪽에서는 H형태의 격자계를 사

용하는 혼합 격자계를 사용하면, 보다 정확한 결과를 얻을 수 있을 것이다. 동익에서의 C_p 분포의 차이는 익형 재구성 과정을 통하여 계산시의 축간격이 실험에서의 축간격과 일치하지 않으며, 익형의 재구성에 따른 Re수의 변화가 고려되지 않은 것과 같은 계산조건과 실험조건의 불일치로 인해 C_p 분포가 아래쪽으로 이동한 것으로 판단된다.

Fig. 6과 Fig. 7은 압력의 비정상 크기를 보여주는 압력 크기 계수인 C_p 의 분포를 보여준다. C_p 는 다음과 같이 정의된다.

$$C_p = \frac{p_{max} - p_{min}}{\frac{1}{2} \rho_{inlet} \omega^2}$$

여기서 p_{max} 와 p_{min} 은 주어진 한 지점에서 한 주기동안의 최대, 최소 압력을 의미한다. Fig. 6은 정의 표면에서 Fig. 7은 동익 표면에서의 C_p 의

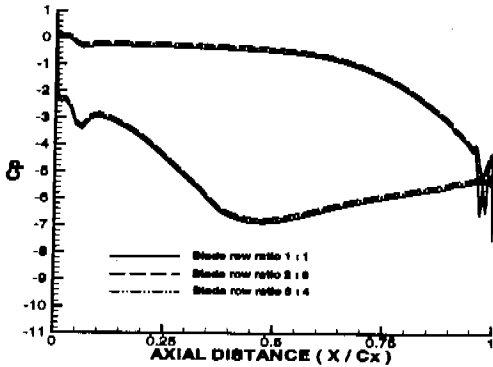


Fig. 8 Time-averaged pressure distribution on the stator at 65% axial gap.

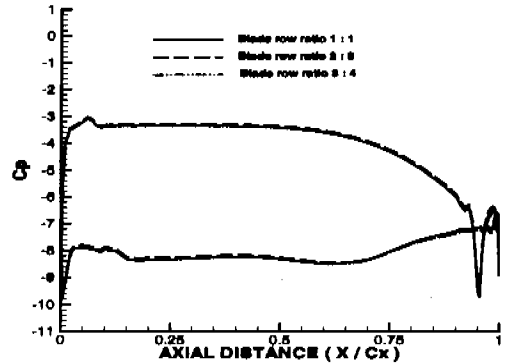


Fig. 9 Time-averaged pressure distribution on the rotor at 65% axial gap.

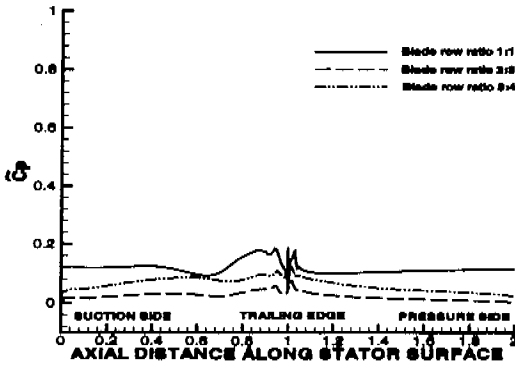


Fig. 10 Pressure amplitude distribution on the stator at 65% axial gap.

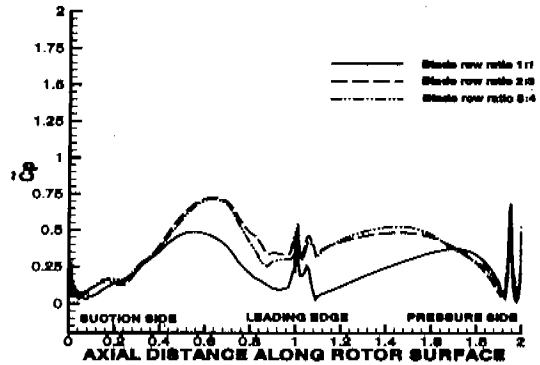


Fig. 11 Pressure amplitude distribution on the rotor at 65% axial gap.

분포를 보여준다. C_p 값과는 달리 C_p' 는 익렬비에 따라 많은 차이가 있으며, C_p 값만큼 실험결과와 잘 일치하지 않으나 실제 익렬비에 가까워질수록 실험결과에 가까워짐을 알 수 있다. 실험결과에서와 같이 정익에서는 뒷전 부근에서 C_p' 값이 가장 크며, 동익에서는 앞전 부근에서 가장 크다. 이는 축간격이 평균 코드길이의 15%로 축간격이 65%에 비하여 정익과 동익 사이의 거리가 짧은 경우에 정익의 뒷전과 앞전부근에 포텐셜 상호작용의 영향이 크게 작용한 결과이다. 또한, 동익에서는 압력면에서의 C_p' 크기에 비하여 흡입면에서의 C_p' 의 크기가 크다. 이것은 정익을 통과하면서 형성된 후류는 뒤쪽의 동익과 상호작용을 하게 되는데 이때 후류는 대부분이 동익의 흡입면에 부딪히게 된다. 따라서, C_p' 크기는 압력면에 비하여 흡입면에서 커지게 된다.

Fig. 8, Fig. 9, Fig. 10, Fig. 11은 축간격이 평균 코드길이의 65%일 때 C_p , C_p' 의 분포를 보여준다. 정익에서 C_p 값의 분포는 축간격에 영향을 받지 않고 축간격이 15%일 때와 동일한 분포를 보여주며, 동익에서는 약간의 영향을 받아 전체적인 분포가 뒷쪽으로 조금 이동하는 것이 Dring 등⁽¹⁾에 의해 발표된 내용과 일치한다. 그러나, C_p' 의 값은 축간격에 많은 영향을 받을 수 치해석 결과로 알 수 있으며, 익렬비가 실제에 가까워짐에 따라 C_p' 의 분포가 하나의 곡선으로 수렴한다. 정익에서의 C_p' 값은 거의 0에 가까우며 이것은 정익에 영향을 미치는 동익의 포텐셜 상호작용의 영향이 거의 작용하지 않기 때문이다. 또한, 동익의 압력면에 비하여 흡입면에서의 C_p' 값의 크기가 큰 것은 축간격이 15%일 때와 같이 동익의 흡입면에서 후류와의 상호작용이 크기 때문이다.

4. 결 론

정익, 동익으로 구성된 UTRC와 LSRR 터빈 익렬을 2차원 무한익렬로 단순화하여 정익과 동익의 경계면에 근사적 보존 공룡영역해법을 적용하고, 실제 22:28의 익렬비를 1:1, 2:3, 3:4로 재구성하여 비정상 Navier-Stokes 방정식을 수치해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 시간에 대해 2차의 정확도를 가지는 시간적분법을 사용한 근사적 보존영역방법의 적용은 정익과 동익의 경계면에서 유동변수의 비연속성이 존재하지 않고, 복잡한 와류동이 존재하는 경우 익렬통로에서의 유동해석에 유효한 방법임이 실험결과와의 비교로 증명되었다.

(2) 익렬비의 변화에 대하여 C_p 는 거의 차이를 보이지 않으나, C_d 는 실제 익렬비에 가까울수록 실험값에 가까워진다. 따라서, 정확한 비정상 해석을 위해서는 실제와 가까운 익렬비에 대한 해석이 필요하다.

(3) 정익과 동익사이의 축간격이 15%에서 65%로의 변화는 C_p 에는 거의 영향을 미치지 않으나, C_d 에는 크게 영향을 미친다. 즉, C_d 의 크기로부터 포텐셜 상호작용의 영향이 정익과 동익사이의 거리가 증가함에 따라 크게 감소함을 확인할 수 있다.

후 기

이 논문은 1997년도 기초 전력 공학 공동 연구소의 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

(1) Dring, R. P., Joslyn, H. D., Hardinand, L. W. and Wangner, J. H., 1982, "Turbine Rotor-Stator Interaction," *J. of Engineering for Power*, Vol. 104, pp. 729~742.
 (2) Rai, M. M., 1987, "Navier-Stokes Simulations of Rotor/Stator Interaction Using Patched and Overlaid Grids," *J. of Propulsion and Power*,

Vol. 3, No. 5, pp. 387~396.

(3) Rai, M. M. and Madavan, N. K., 1990, "Multi-Airfoil Navier-Stokes Simulations of Turbines Rotor-Stator Interaction," *J. of Turbomachinery*, Vol. 112, pp. 377~384.
 (4) Madavan, N. K., Rai, M. M. and Gavali, S., 1993, "Multipassage Three-Dimensional Navier-Stokes Simulation of Turbine Rotor-Stator Interaction," *J. of Propulsion and Power*, Vol. 9, No. 3, pp. 389~396.
 (5) Rai, M. M., 1987, "Unsteady Three-Dimensional Navier-Stokes Simulations of Turbine Rotor-Stator Interaction," *AAIA Paper 87-2058*.
 (6) Dorney, D. J., Davis, R. L. and Sharma, O. P., 1996, "Unsteady Multistage Analysis Using a Loosely Coupled Blade Row Approach," *J. of Propulsion and Power*, Vol. 12, No. 2, pp. 274~282.
 (7) 김선태, 1996, "터보기계내의 정익/동익 상호 작용 수치해석을 위한 다중영역 격자기법 연구," 박사학위논문, 서울대학교 항공우주공학과, 서울.
 (8) Jung Yul Yoo, 1998, "Recent Progress in Numerical Simulation of turbomachinery rotor-stator Interaction," *Proc. of 4th KSME-JSME fluids Eng. Conf*, pp. 741~744.
 (9) Baldwin, B. S., Lomax, H., 1978, "Thin Layer Approximation and Algebraic Model for Separated Turbulent Flows," *AAIA Paper 78-257*.
 (10) Van Leer, Beam, 1982, "Flux Vector Splitting for the Euler Equations," *Lecture Notes in Physics*, Vol. 170, pp. 501~512.
 (11) Thomas, J. L., Walters, R. W., Reu, T., et al., 1990, "Application of a Patched-Grid Algorithm to the F/A-18 Forcbody - Leading - Edge Extension Configuration," *Journal of Aircraft*, Vol. 27, No. 9, pp. 749-756.
 (12) Kang, I. M. and Chang, K. S., 1991, "Euler Analysis of Transonic Stator-Rotor Interaction Using a Finite Volume Method" *Int. J. for Num. Mec. in Fluids*, Vol. 12, pp. 625~636.
 (13) 홍성훈, 백제현, 1996, "축류압축기내의 2차원 유동 특성 연구," 대한기계학회 논문집(B), 제 20권, 제8호 pp. 2561~2571.