

이차흐름에 의한 스펀방향의 믹싱효과와 선단틈새흐름을 고려한 준 삼차원 사류송풍기 내부흐름 해석

김 찬 규* · 전 용 두** · 김 태 환***

Internal Flow Analyses of Diagonal Type Blowers Using a Quasi-3-Dimensional Method Considering Spanwise Mixing and Tip Clearance Effect Due to Secondary Flows

Chan-Kyu Kim*, Yong-Du Jun**, Tae-Whan Kim***

Key Words : Diagonal Type Blower(사류송풍기), Meridional Plane(자오면), Rankin Vortex(랭킨와)
Tip Clearance(선단틈새), Tangential Velocity(선회속도), Relative Flow Angle(상대유출각)

ABSTRACT

This paper presents a quasi-3-dimensional calculation method considering secondary flows in the impellers of diagonal flow blowers. A quantitative estimation of the secondary flow effects is made by using secondary flow theories. In order to verify the validity of the adopted models, that is, span-wise mixing model and the tip clearance model, numerical simulations are performed for two different types of impellers of diagonal flow blowers which are designed differently. Numerical experiments are conducted for each of a constant tangential velocity type impeller and a free vortex type impeller, both at two different flow coefficients. According to the simulation results, it was found that the present model considering span-wise mixing and tip clearance effect shows better agreements with the experimental data than those without these models in terms of the flow velocity and the angle distribution.

기 호 설 명

b : 유면의 두께
c : 절대속도
H : 전엔탈피
 l_t : 익현의 길이
 K_b : 블록키지(Blockage) 계수
 k_m : 자오면유선의 곡률
n : 직교선을 따른 좌표
G : 질량유량
q : 준직교선을 따른 좌표
Q : 체적유량
r : 회전축으로 부터의 거리
s : 상대유선을 따라서의 좌표
t : 피치
 U_t : 동익의 팁(tip)에서의 회전속도
v : 이차흐름의 속도

w : 상대속도
 w_b : 익표면에서의 속도
 w_m : 백터평균속도

윗첨자 및 아래첨자

* : 기준흐름의 값
1 : 익열입구의 값
m : 자오면 유선방향
s : 유선방향성분
 θ : 선회방향성분
 τ : 유면에서 상대유선에 수직인 방향성분

1. 서론

최근 10여 년 동안, 수치계산의 기법 및 슈퍼컴퓨터의 눈부신 발달에 힘입어 터보 기계의 내부유동 해석에도 삼차원 Navier-Stokes 해석법이 가능하게 되었다. 그러나 Navier-Stokes 해석법은 엄청난 계산 시간과 이에 따르는 비싼 계산 비용으로 인하여 일반적인 터보기계

* 공주대학교 대학원 기계공학과
** 공주대학교 기계공학과 조교수
*** 두원공과대학 건축설비과 부교수

의 설계 도구로서 실용화되지 않고 있는 것이 현실이다. 따라서 현 단계에서는 Fig.1에서 예시한 바와 같이, 준삼차원(准三次元) 해석법이 가장 신뢰할 만한 터보기계의 설계 도구로서 널리 사용되어지고 있다.

그러나, 준 삼차원 해석법은 익간흐름의 유면을 통과하는 흐름에 의한 믹싱효과를 무시한 결과, 계산 결과가 실제 흐름과는 상당한 차이가 있음이 밝혀졌다. 따라서, 효율 높은 익형의 설계를 위해서는 정도(精度) 높은 준삼차원 해석법의 개발이 필요하며, 난류확산 이론을 이용한 축류기계에서의 스펠방향 믹싱에 대해서는 연구가 활발히 진행되고 있으나(참고문헌[2],[15]), 임의의 익열에 적용할 수 있는 정도(精度) 높은 준 삼차원 해석법은 아직 개발된 적이 없다.

본 논문에서는 임의의 익열에도 적용할수 있는 정도 높은 준 삼차원 해석법을 개발하기 위하여, 기존의 준삼차원 해석법에 이차흐름 이론을 접목시켜, 이차흐름에 의하여 익열에서 발생하는 스펠방향의 믹싱효과를 고려한 해석법을 개발하고, 또 사류의익열에 적용하여 타당성을 검토 하고자 한다.

높은 비속도로 작동하는 터보기계의 동익내에서는 단사이의 경계층, 익면경계층, 마제형와(馬蹄形渦, Horse shoe Vortex), 익선단부의 틈새흐름 및 스펠 방향의 순환 변화 등에 기인한 2차흐름에 의하여 스펠방향의 믹싱이 발생하고, 그 결과 흐름에 대한 스펠방향의 물리적 성질의 구배가 완화되어 익부하 및 자오면 속도의 스펠방향 분포가 균일화된다. 이 같은 삼차원 완화효과 중에서, 특히 스펠방향 순환 변화, 즉 스펠방향 하중 분포에 의하여 일어나는 삼차원 완화 효과는 비점성효과이고, 이는 자유와형 이외의 모든 설계 형식으로 설계된 경우 설계 유량에서도 나타나는 효과이다.

본 논문에서는 이차 흐름 이론을 토대로 하여 스펠 방향 부하 분포에 의하여 발생하는 삼차원 완화 효과를 정식화하여, 삼차원 완화 효과를 고려한 준 삼차원 해석법을 제안한다. 또, 본 준 삼차원 해석법에서는 환상경계층(環狀境界層) 이론을 도입하여 단벽경계층(端壁境界層) 및 익선단(翼先端)의 leakage vortex도 고려되었다.

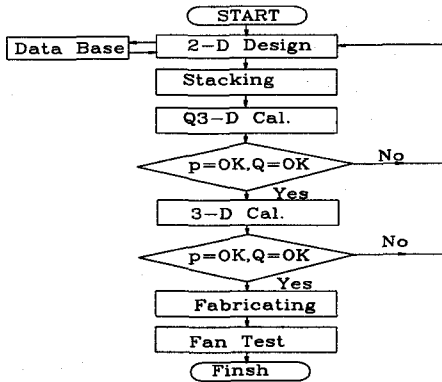


Fig.1 The Design Sequence of Turbomachine

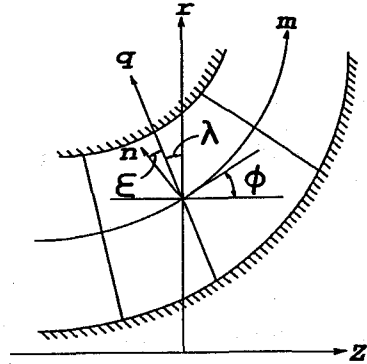


Fig.2 Coordinate system of meridional plane

2. 삼차원 완화효과를 고려한 준 삼차원 해석

2.1 자오면(子午面)흐름 계산

Fig.2 에서 나타내는 바와 같은 자오면 내의 임의의 준 직교선(q-선)에 있어서 원주방향으로 평균화한 평형방정식^[7]은 다음 식과 같다.

$$\frac{d(c_m^2)}{q} + A(q)c_m^2 = B(q) \quad (1)$$

여기에서

$$A(q) = 2 \left[K_m \cos \epsilon - \frac{\sin \epsilon}{c_m} \frac{\partial c_m}{\partial m} \right]$$

$$B(q) = 2 \left[\frac{dH}{dq} - \frac{c_\theta}{r} \frac{d(rc_\theta)}{dq} \right] + \frac{F_b}{\rho} + \frac{B_n}{\rho} \left[\frac{dH}{dq} \frac{c_\theta}{r} \frac{d(rc_\theta)}{dq} \right]$$

또 F_b 과 B_n 은 축력과 비축대칭성을 나타내는 항으로서 다음의 식으로서 나타낸다.

$$F_b = -\frac{Z_b}{2\pi k_b} \left(\rho_2 h_2 \frac{d\theta_2}{dq} - \rho_1 h_1 \frac{d\theta_1}{dq} \right)$$

$$B_n = -\frac{1}{2\pi k_b} \frac{d}{dq} [k_b (\rho c_m^2 + \rho c_\theta^2)]$$

$$+ \frac{\sin \epsilon}{k_b} \frac{\partial}{\partial m} k_b (\rho c_m^2)$$

$$+ \rho c_m^2 \left[\left(\frac{1}{\cos \epsilon} \frac{d\phi}{dq} + \frac{\tan \epsilon}{r_m} \right) \sin \epsilon - K_m \cos \epsilon \right]$$

$$-rc_\theta^2 \frac{\cos \lambda}{r} - h \frac{d\rho}{dq} - \rho T' \frac{ds}{dq}$$

식(1)은 식(2)의 연속조건을 만족하도록 (1)식의 평형방정식을 유선곡률법을 이용하여 풀면 자오선 흐름이 해석된다.

$$G = 2\pi \int_{q_h}^{q_c} K_b \rho c_m r \cos \epsilon dq \quad (2)$$

여기에서 q_h 와 q_c 는 허브와 케이싱에 있어서의 준 직교선의 좌표이다.

2.2 익간흐름

(1)식을 유선곡률법을 이용하여 풀면, 축대칭의 자오면유동이 구해지고 자오면유선^[1]이 결정된다. 이와같이 얻어진 자오면유선을 축을 중심으로 회전시켜 Fig.3과 같은 축대칭 평균유면이 구해진다. 유면상에서의 익간흐름의 지배방정식^[2]은 (3)식과 같다.

$$\frac{\partial^2 \Psi}{\partial m^2} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \Psi}{\partial \theta^2} + \left\{ \frac{1}{r} \frac{\partial r}{\partial m} - \frac{1}{\rho b} \frac{\partial(\rho b)}{\partial m} \right\} \frac{\partial \Psi}{\partial m} - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{r \partial \theta} \frac{\partial \Psi}{r \partial \theta} = -2\rho b \omega \sin \phi, \quad (3)$$

여기에서

$$w_m = -(1/\rho b)(\partial \Psi / r \partial \theta), \quad W_\theta = (1/\rho b)(\partial \Psi / r \partial m)$$

(3)식의 익간(翼間)흐름의 지배방정식은 프라실변환(Prasil transformation)^[3]을 이용하여 축대칭 평균유면에서 이차원 유동장(X-Y면)으로 등각사상하여 정리하면 (4)식과 같이 정식화된다.

$$\frac{\partial^2 \Psi}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \Psi}{\partial Y^2} = -2\rho b \omega \left(\frac{r}{r_p} \right)^2 \sin \phi, + \frac{1}{\rho b} \left\{ \frac{\partial(\rho b)}{\partial X} \frac{\partial \Psi}{\partial X} + \frac{\partial(\rho b)}{\partial Y} \frac{\partial \Psi}{\partial Y} \right\} \quad (4)$$

익간흐름의 해는 (4)식을 그림2에서와 보는 바와같은 유면경사에 의한 영향과 축류 속도변화에 의한 영향을 고려한 특이점법에 의하여 구해진다.

2.3 사류동익에 있어서의 이차흐름 이론

渦度 $\zeta(\zeta_{s1}, \zeta_{r1})$ 를 가진 渦가 두개의 이웃하는 익면의 벽과 케이싱과 허브로 둘러싸인 유로에 유입되는 경우, 기준흐름과 실제흐름의 길이방향(s-방향) 성분의 와도의 차에 의하여 이차흐름이 야기되어진다. 주류에 수직인 Trefftz면^[18]에서의 이차흐름(secondary flow)의 기본 방정식은 (5)식과 같이 주어진다.

$$\nabla^2 \Psi_s = -(\zeta_s - \zeta_s^*) \quad (5)$$

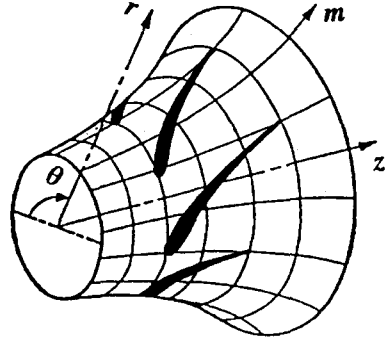


Fig.3 Axisymmetric stream surface

여기에서

$$\zeta_s - \zeta_s^* = \frac{1}{\cos \beta^*} \frac{z_b}{2\pi r^* \cos \epsilon^*} \frac{d\Gamma}{dq} + \{ (\zeta_{m1} - \zeta_{m1}^*) \frac{r_1^* dn_1}{r^* dn^*} + (\zeta_{r1} - \zeta_{r1}^*) \frac{\rho r \cos \beta}{\rho_1^* r_1^* \cos \beta_1^*} \sin \beta^* \} \oint \frac{d\sigma r_1^* dn_1^*}{w_b r dn^*} \left\{ \frac{1}{\cos \beta^*} + \zeta_{r1} \frac{z_b w_1^*}{2\pi r_1} \right\} \quad (6)$$

(6)식에서 첫 번째 항은 비 점성적인 효과로서 스펠방향의 익부하 분포의 변화에 의한 이차흐름에 해당하며, 이항에서의 Γ 는 (7)식에서의 익부하를 나타내고 있다.

$$\Gamma = 2\pi(r^* c_\theta^* - r_1 c_{\theta 1}) / N_b \quad (7)$$

여기서 N_b 는 익매수를 나타낸다.

한편, 제2항은 동익의 단벽경계층에 의하여 야기되는 이차흐름에 해당하는 항이다. 또, 이항의 최후항은 익후단의 수반와(trailing vortex)에 의하여 야기되는 이차흐름에 해당하는 와도를 나타낸다. 증괄호 속의 1항과 2항은 유로와를 나타내며, 최후의 항은 수반와(trailing filament vortex)를 나타내고 제2항의 $\oint d\sigma / w_b$ 은 다음식으로 나타낸다.

$$\oint \frac{d\sigma}{w_b} \cong \oint \frac{w_b d\sigma}{w_\infty^2} = \frac{2\pi}{z_b w_\infty^2} \{ r_2^* (w_{\theta 2} - U_2) - r_1^* (w_{\theta 1} - U_1) \} \quad (8)$$

케이싱면, 허브면 및 이웃하는 두개의 익면면에 수직인 성분의 이차흐름이 존재하지 않는다는 경계조건 하에서 (5)식을 계산함으로써 이차흐름의 속도성분 v_r 와 v_m 을 구한다. 구하여진 이차흐름의 속도를 이용하여 기준흐름의 선회속도 속도성분을 (9)식에서와 같이 수정한다.

$$c_{\theta} = c_{\theta}^* + v_r \cos \beta \quad (9)$$

여기서 c_{θ}^* 는 익간 흐름에서 구해진 기준흐름의 선회속도의 피치 평균치이다.

2.4 단벽경계층 이론

준 삼차원해석에 있어서 허브와 케이싱에 있어서 블록케이지 팩터(blockage factor)와 경계층내의 속도분포를 예측하기 위하여 Meller- Wood의 환상경계층 계산법을 이용하여 단벽경계층을 계산하였다. 축대칭 단벽경계층의 자오선 방향(m-방향)과 선회방향(θ -방향)의 운동량의 적분방정식은 다음 식으로 나타낸다^{[9],[10]}

$$\frac{(c_{me}^2 \theta_m^*)_2 - (c_{me}^2 \theta_m^*)_1}{c_{me}^2 (m_2 - m_1)} + \frac{\bar{c}_{me} (c_{me2} - c_{me1}) \bar{\delta}_m^*}{c_{me}^2 (m_2 - m_1)}$$

$$= \bar{F}_{bm} + \frac{c_f}{2} \frac{\bar{c}_{me}}{c_e} \quad (10)$$

$$\frac{(c_{me} c_{\theta e} \theta_m^*)_2 - (c_{me} c_{\theta e} \theta_m^*)_1}{c_{me} (m_2 - m_1)} + \frac{\bar{c}_{me} (c_{\theta e2} - c_{\theta e1}) \bar{\delta}_m^*}{c_{me}^2 (m_2 - m_1)}$$

$$= \bar{F}_{b\theta} + \frac{c_f}{2} \frac{c_{\theta e}}{c_e} \quad (11)$$

여기서 아래첨자 1,2는 각각 익의 선단과 현재의 계산단면의 값을 나타내며, 윗첨자“-”는 1과 2의 평균값을 나타낸다. 그리고 δ , θ , r 및 F_b 는 배제두께, 운동량두께, 반경, 속도 및 익력 결손 파라메타(blade force defect parameter)를 나타낸다. 표면 마찰계수, c_f 는 Ludwig-Tillman의 실험식^[11]을 이용하여 계산하였다.

$$c_f = 0.246 R_e \theta_m - 0.268 (T_e / T_r) \exp(-1.56 H_m)$$

또, 케이싱면의 단벽경계층의 계산은 익의 선단과 케이싱 사이의 틈새에 의한 틈새흐름(leakage flow)의 영향을 고려하기 위하여 Inoue(井上)의 익력결손 모델^[14]을 적용했다.

2.5 삼차원 믹싱효과와 모델링

2.5.1 익부하 분포에 의한 삼차원 믹싱효과

본 계산법의 전반적인 흐름도는 그림3에서와 같다. 자오면 속도, c_m 는 자오면 흐름계산에서 유선곡률법에 의하여 계산되어진다. c_m 이 단벽경계층의 블록케이지 효과에 의하여 가속되어지기 때문에, 자오면 계산과 단벽경계층의 계산을 반복하여 계산하여 수렴한 값을 구해야 한다. c_m 의 값이 수렴하면 선회 속도, c_{θ} 는 익간흐름 계산에서 특이점법을 이용하여 구해진다.

익간흐름의 계산결과에 의하여 익부하분포가 결정되면, (5)식과 (6)식의 제1항의 익부하분포에 의하여 유기되는 이차흐름의

계산이 가능해진다. 또 단벽경계층 계산결과를 이용하여 단벽경계층에 의한 이차흐름을 계산하여 (9)식을 이용하여 선회속도를 수정한다. 선회속도는 (9)를 이용하여 수정하고, 자오면 속도는 수정된 연이은 계산스텝의 자오면 계산에서 수정된 선회속도에 해당하는 양만큼 간접적으로 수정이 가해진다.

2.5.2 단벽경계층에 의한 삼차원 믹싱효과

단벽경계층에 의한 삼차원 믹싱효과를 예측하기 위하여 경계층내의 속도분포에 의한 이차와도가 필요하나, 2.3절과 2.4절에서 기술되어 있는 경계층 계산법으로는 경계층내의 속도분포를 얻을 수 없고, 단지 경계층의 두께만이 주어진다. 그러나, (5)식의 우변에 해당하는 이차와도(secondary vorticity)를 산출하기 위하여 경계층내의 속도 분포가 필요하므로, 이 속도분포는 1/7 승근법칙을 만족한다고 가정하여 (12)식을 이용하여 속도분포를 계산하였다.

$$\frac{u}{U} = \left(\frac{y}{\delta} \right)^n, \quad n=7 \quad (12)$$

여기서 u , U , y 및 δ 는 경계층내의 속도, 주류의속도, 단벽으로부터의 거리 및 경계층의 두께를 나타낸다.

자오면 속도의 경계층 두께는 (10)식과 (11)식에서 산출된 경계층의 운동량두께로부터 다음의 식으로 계산된다.

$$\delta_m = \frac{(n+1)(n+2)}{n} \theta_m \quad (13)$$

여기서 첨자'm'은 자오선 방향을 나타낸다.

경계층내의 자오면 속도분포는 (12)식과 (13)식을 이용하여 다음의 식으로 계산한다.

$$c_{mb} = c_{mw} \left(\frac{y}{\delta_m} \right)^n, \quad n=7 \quad (14)$$

여기서 첨자'b'와 w는 경계층내에서와 벽에서의 값을 나타낸다.

자오면속도는 합성속도분포^[9]를 구하므로써 구해진다.

$$c_m(q) = c_m^*(q) + (c_{mb}(q) - c_{mw}) \quad (15)$$

상대속도를 구하기 위하여, 경계층내의 상대유출각이 변화하지 않는다는 가정을 이용하여 선회속도를 계산하였다.

$$c_m(q) = c_m(q) + c_m^*(q) \quad (16)$$

$$w_{\theta}(q) = c_m(q) \tan \beta \quad (17)$$

$$w_{\theta}'(q) = c_m'(q) \tan \beta \quad (18)$$

경계층에 의한 실제흐름의 와도와 이차와도는 다음과 같이 계산되어진다.

$$\zeta_m = \frac{\partial w_\theta}{r \partial n} + \frac{w_\theta}{rn} \cos \lambda \quad (19)$$

$$\begin{aligned} \Delta \zeta_m &= \Delta \zeta_m - \Delta \zeta_m \\ &= \frac{\partial w_\theta}{r \partial n} + \frac{w_\theta}{rn} \cos \lambda \end{aligned} \quad (20)$$

$$\zeta_\theta = \frac{\partial c_m}{\partial n} + \frac{c_m}{r_m} \quad (21)$$

$$\Delta \zeta_\theta = \Delta \zeta_\theta - \Delta \zeta_\theta = \frac{\partial c_m}{\partial n} + \frac{c_m}{r_m} \quad (22)$$

유선에 수직인 와도, ζ_n ,와 이차와도, $\Delta \zeta_n$,의 성분은 (23)식과 (24)식으로서 주어진다.

$$\zeta_r = \zeta_\theta \cos \beta - \zeta_m \sin \beta \quad (23)$$

$$\Delta \zeta_r = \Delta \zeta_\theta \cos \beta - \Delta \zeta_m \sin \beta \quad (24)$$

(22)식 및 (24)식에 의하여 구해진 경계층에 의한 이차와도, $\Delta \zeta_m$, ζ_r 및 $\Delta \zeta_r$ 을 (6)식의 제2항에 대입하여 이차와도의 합성성분을 계산하고, 이 합성 이차와도에 의하여 유기되어지는 이차흐름의 속도는 (5)식을 이용하여 계산 가능하게된다.

2.5.3 선단틈새흐름의 계산

모든 터보기계에서는 터보기계의 케이싱과 익의 선단사이의 틈새가 존재하며, 이 틈새의 흐름에 의하여 터보기계의 효율은 상당량이 감소됨을 알 수 있다. Fig.4에서와 같이 축류기계의 실험에서 얻어진 틈새의 크기와 효율의 감소량을 나타내나, 사류의 경우는 아직 믿을만한 실험 데이터를 입수하지 못했다. 본보에서는 축류기계에서 모델링된 계산 방법을 사류의 준삼차원 내부흐름에 채택하여 계산을 실시하여 사류송풍기의 내부흐름을 예측하고자한다. 틈새흐름에 의한 와열(vortex street)는 익열과 케이싱 벽에 존재에 의하여 존재하므로 그림

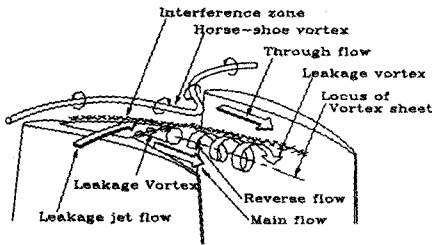


Fig. 4 Flow in the Cascade of Compressor

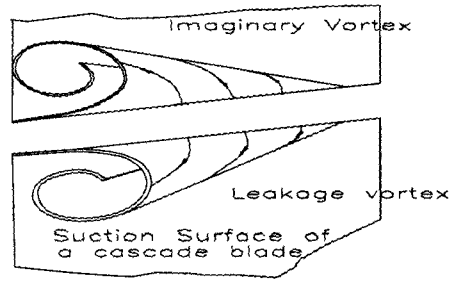


Fig.5 3-Dimensional Leakage Vortex

4와 같이 경상의 랭킨와(Rankin Vortex)의 와열로서 모델링되어진다. 랭킨와는 와(Vortex)의 내부는 강제와(Forcet Vortex)로서의 유기속도를 유기하며 와(Vortex)의 외부에서는 자유와로서의 속도를 유기한다. 그림6에서의 a, b 및 U_v 는 각각 랭킨渦의 반경과渦의 및 와의 강제회전속도를 나타내며 다음의 식으로 정의된다[19].

渦의반경(a)

$$a = 0.14 \tau \left(\frac{d}{t_c} \sqrt{C_L} \right)^{0.14}$$

여기에서 d, τ 및 C_L 는 익의 선단에서 랭킨渦까지의 직선길이와 익선단 틈새의 높이 및 익선단에서의 양력계수를 나타낸다.渦의 회전속도(U_v)는 다음의 식으로 정의된다.

$$U_v = r\omega$$

$$\omega = \frac{(1-K)\Gamma}{2\pi a^2}$$

여기에서 Γ 는 익선단의 순환을 나타내며, K는 익선단에서 틈새흐름에 영향을 받지 않고 유지되는 양력계수로서 다음과 같이 계산한다.

$$1-K = 0.23 + 7.45(t_c/s) \quad \text{for } 0.01 < t_c/s < 0.1$$

$$\Gamma = \frac{C_L c V_m}{2}$$

틈새흐름渦의 위치(b)는 축대칭 선회속도에 정량적인 영향을 미치지 않으며, 틈새흐름渦에 의한 유기속도 u와 w는 다음과 같이 계산한다.

$$\begin{aligned} u &= \frac{(1-K)\Gamma}{2s} \left[\frac{\sinh M}{\cosh M - \cos \frac{2\pi(x-b)}{s}} \right. \\ &\quad \left. - \frac{\sinh N}{\cosh N - \cos \frac{2\pi(x-b)}{s}} \right] \end{aligned}$$

$$w = \frac{(1-K)\Gamma}{2s} \left[\frac{\sin \frac{2\pi(x-b)}{s}}{\cosh M - \cos \frac{2\pi(x-b)}{s}} - \frac{\sin \frac{2\pi(x-b)}{s}}{\cosh N - \cos \frac{2\pi(x-b)}{s}} \right]$$

틀새흐름渦의 내부 유기속도는 強制渦이므로 유기속도는

$$u = U_V \cos \theta, \quad w = U_V \sin \theta$$

이상에서 설명한 이론을 이용하여 틀새흐름에 의한 이차흐름을 계산한 계산방법은 Fig.6과 같으며 Fig.7의 실험결과와 비교하여 정성적으로 잘 일치함을 알 수 있다.

3. 계산결과

이상에서 기술한 준 삼차원 계산법의 정도를 검증하기 위하여, 동익의 후연에서 선회속도가 일정한 특정한 와형식으로 설계된 사류동익과 자유와형의 사류동익에 본 계산법을 적용하여 실험치와 비교검토 하였다.

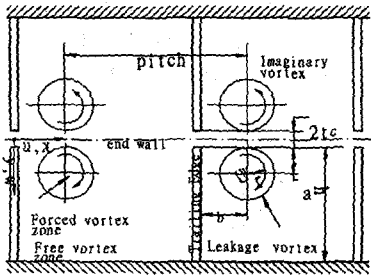


Fig. 6 Modeling Method of Tip Clearance Flow

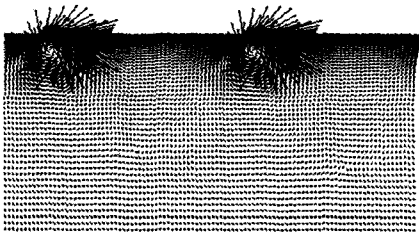


Fig.7 A Calculated Result of tip Clearance Flow

$$\phi = \frac{Q}{\pi D^2 (1-v^2) U_i/4} \quad (25)$$

$$\psi = \frac{\Delta p}{\rho U_i^2/2} \quad (26)$$

여기서 첨자'1'는 사류 동익의 후연의 선단(tip)에서의 값을 나타낸다.

3.1 동익 후연에서 선회속도가 일정한 와형식으로 설계된 사류 동익의 계산결과

상세한 설계사양 및 성능은 참고문헌^[13]에 기술되어 있다. 그림 8은 자오면유선의 수렴해를 나타내고 있으며 점선과 실선은 각각 삼차원믹싱 효과를 무시한 경우와 스펜방향의 부하분포에 의한 삼차원 믹싱효과를 고려한 경우의 계산결과를 나타내고 있다. 그림 8에서 보는 바와 같이 본계산을 위하여 11개의 유선과 15개의 준 직교선을 설정하여 계산을 실시하였다. 여기에서 I=6과 I=8인 준 직교선은 동익의 전연과 후연을 나타내고 있으며, I=10과 I=13의 직교선은 경익의 전연과 후연을 나타내고 있다. 이 동익은 허브에서 케이싱까지 선회속도가 일정하도록 설계되어졌기 때문에, 설계유량에서도 스펜방향의 부하분포에 의한 삼차원 믹싱효과가 발생한다.

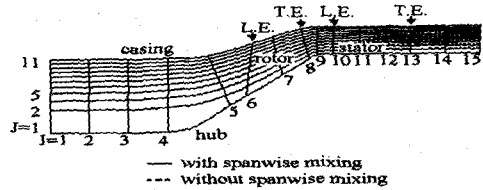
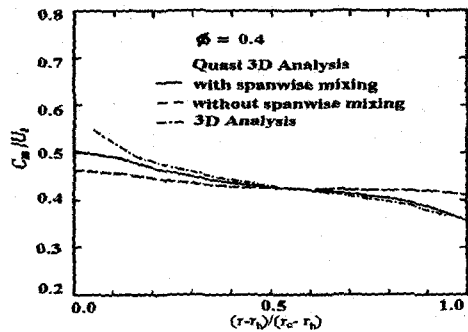
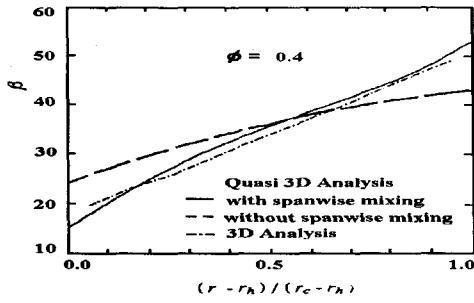


Fig.8 Meridional streamline of diagonal flow impeller with the vortex of the constant tangential velocity for $\phi = 0.40$

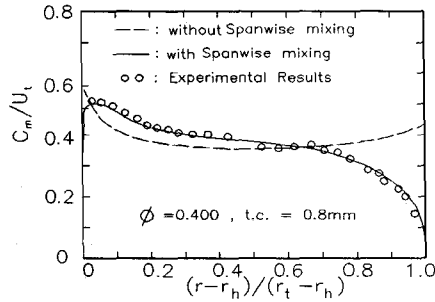


(a) Meridional Velocity

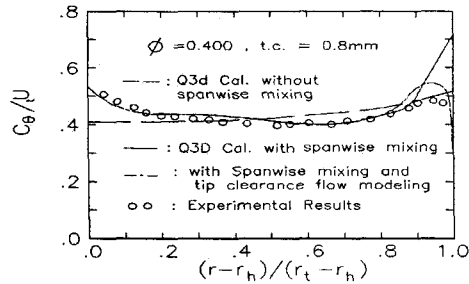
Fig.9 Calculation result of 3D Analysis



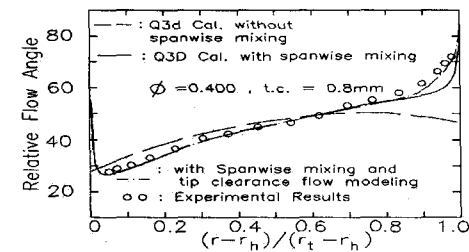
(b) Relative flow angle
Fig.10 Calculation result of 3D Analysis



(a) Meridional Velocity



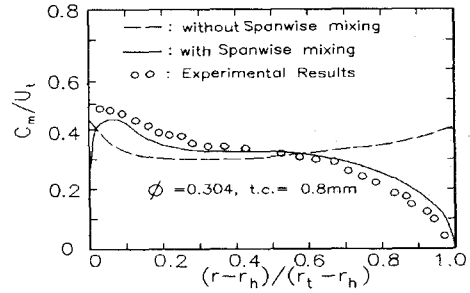
(b) Tangential Velocity



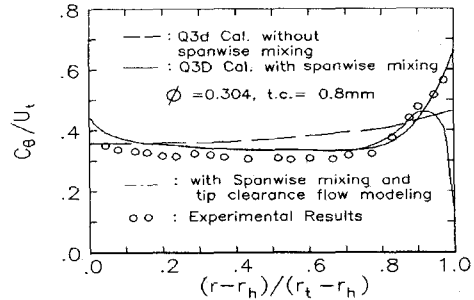
(c) Relative Flow Angle

Fig.11 Tangential averaged flow distribution downstream of diagonal flow impeller with the vortex of constant tangential velocity for $\phi = 0.400$

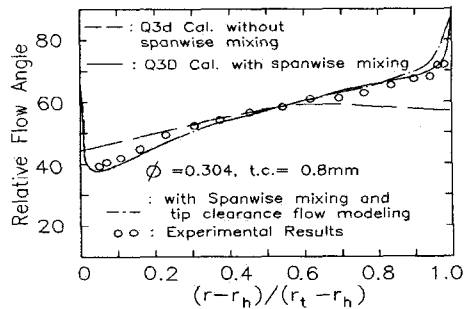
Fig.9와 Fig.10은 동익의 후연에서의 피치평균한 흐름의 특성치들의 분포를 나타내고있다. 즉, 그림9와 Fig.10은 각각 자오면속도, 상대유출각을 나타내고 있다. 이 그림에서 실선과 점선은 각각 익의 스펜방향 부하분포에 의한 삼차원 믹싱효과를 고려한 경우와 삼차원 믹싱효과를 무시한 경우의 준 삼차원 해석의 해이며, 일점쇄선은 3차원 Euler해석의 해이다. 이 그림으로부터 허브에서 가까운 부근에서는 삼차원해석의 해와 준 삼차원해석의 사이에 약간의 차이가 있지만 전반적으로 잘 일치함을 알 수 있다.



(a) Meridional Velocity



(b) Absolute tangential Velocity



(c) Relative Flow Angle

Fig.12 Tangential averaged flow distribution downstream of diagonal flow impeller with the vortex of constant tangential velocity for $\phi = 0.304$

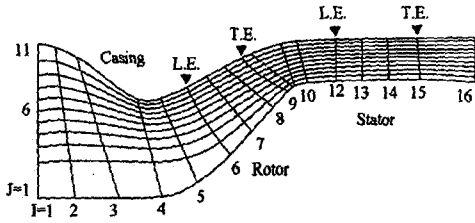


Fig. 13 Meridional Streamline of Diagonal Flow Impeller with Free Vortex Type $\Phi=0.563$

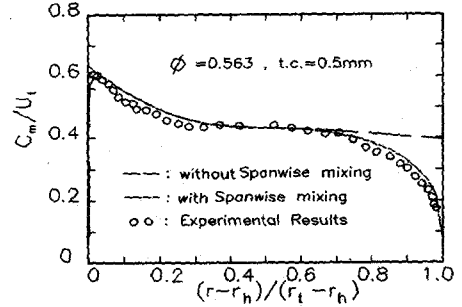
Fig.11은 설계유량($\Phi=0.400$)에서 본 계산법을 적용한 결과 동익의 후연에서 (Fig.8 의 I=9)에서 피치평균한 특성치, 즉 자오면 속도, 상대유출각 및 절대선회속도를 나타내고 있다. 그림에서 점선과 실선은 각각 이차흐름을 무시한 경우와 고려한 경우의 계산결과이고 일점쇄선은 선단틈새흐름을 고려한 준 삼차원 해석의 해로서 실험치와 비교하였다. 이차흐름을 무시한 경우는 실험치와 상당한 편차가 있으나, 이차흐름을 고려한 해석의 해는 선단부근에서 실속이 생기는 것으로 해석되나 준 삼차원 해석의 해는 실험결과와 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있다

Fig.12는 저유량($\Phi=0.304$)에서 특성치를 나타내고 있다. 동익의 후연(그림8에서 I=9)에서의 피치평균한 흐름의 특성치들의 스펙방향의 분포, 즉, 자오면속도, 절대선회속도 및 상대유출각을 보여준다. 그림에서 실선과 점선은 스펙방향 믹싱효과를 고려한 경우와 스펙방향 믹싱효과를 무시한 경우의 준 삼차원 해석의 해이며, 일점쇄선은 선단틈새흐름을 고려한 준 삼차원 해석의 해로서 심볼마크인 실험치와 비교적 잘 일치한다. 스펙방향 믹싱효과를 무시한 경우의 계산결과와 실험치 사이에는 상당한 편차가 있지만, 스펙방향 믹싱효과를 고려한 계산결과와 실험치는 경향 하는 것은 저유량($\Phi=0.304$)에서는 익의 선단부근에서 실속 발생을 원인으로 들 수 있다.

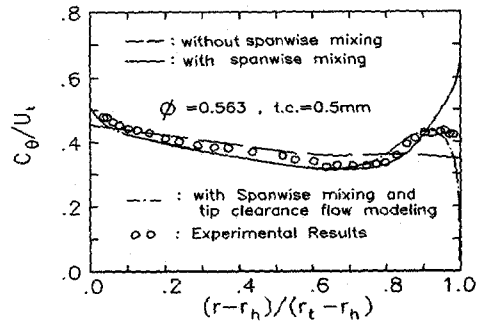
3.2 자유와형으로 설계된 사류동익의 계산결과

Fig.13는 자유와형으로 설계된 사류송풍기의 자오면 유선의 수렴해를 나타내고 있으며 11개의 유선과 16개의 준 직교선을 설정하여 계산을 실시하였다. I=6과 I=9인 준 직교선은 동익의 전연과 후연을 나타내고 있으며, I=12과 I=15의 직교선은 각각 정익의 전연과 후연을 나타내고 있다.

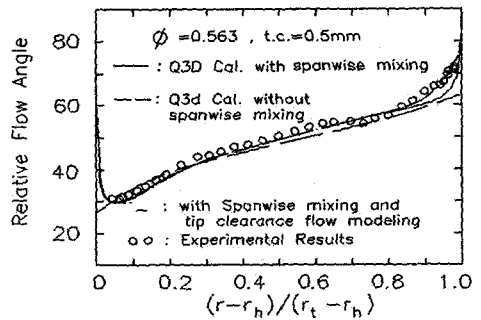
Fig.14는 설계유량($\Phi=0.563$)에서 본 계산법으로 계산된 동익 후연(그림8에서 I=9)의 하류에서 피치평균한 자오면속도 및 상대유출각의 스펙방향의 분포를 나타내고 있다. 그림에서 스펙방향 믹싱효과를 무시한 경우의 계산결과와 실험치 사이에는 상당한 편차를 나타내고 있지만, 스펙방향 믹싱효과를 고려한 계산결과와 실험치는 경향적으로 잘 일치함을 알 수 있다. 일점쇄선은 선단틈새흐름을 고려한 준 삼차원 해석의 해로서 심볼마크인 실험치와 비교적 잘 일치한다.



(a) Meridional Velocity



(b) Absolute tangential Velocity

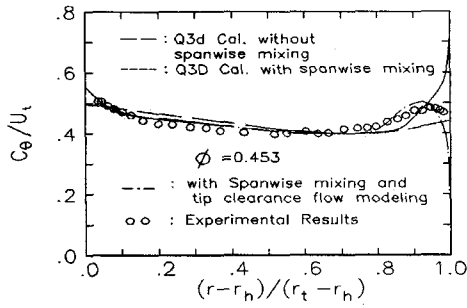


(c) Relative Flow Angle

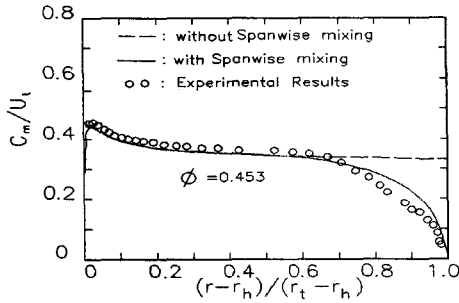
Fig.14 Tangential averaged flow distribution downstream of diagonal flow impeller with a free vortex type for $\Phi=0.563$

Fig.15는 저유량($\Phi=0.453$)에서 계산된 동익의 후연(그림4에서 I=9)의 하류에서의 피치평균한 자오면 속도 및 상대유출각의 스펙방향의 분포를 나타내고 있다. 그림에서 스펙방향 믹싱효과를 고려한 계산결과와 실험결과는 잘 일치함을 알 수 있다. 일점쇄선은 선단틈새흐름을 고려한 준 삼차원 해석의 해로서 심볼마크인 실험치와 비교적 잘 일치한다

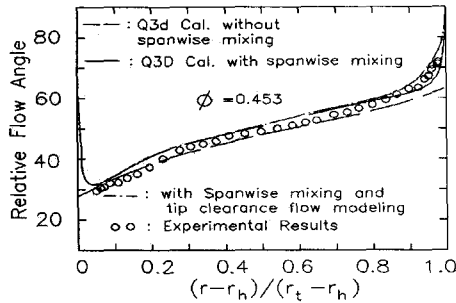
참고 문헌



(b) Absolute Tangential Velocity



(a) Meridional Velocity



(c) Relative Flow Angle

Fig.15. Tangential averaged flow distribution downstream of diagonal flow impeller with a free vortex type for $\Phi=0.435$

4. 결론

사류 동역에서 스펀방향 믹싱효과와 선단틈새흐름을 정량적으로 평가하기 위하여 이차흐름 이론을 기초로한 일련의 정식화가 행하여졌으며, 스펀방향 믹싱효과를 고려한 준 삼차원 해석법을 제안하고, 이계산법의 타당성을 검증하기 위하여 2가지 형태의 사류송풍기에 도입하여 계산을 수행하였다. 그 결과 본 계산법의 해는 3차원 해석법의 해 및 실험결과와 잘 일치하였다.

- (1) Kim, T.W. et al., "Three Dimensional Relaxation Effect of on Quasi-3D Flow in a Blade Row with Spanwise Loading Distribution," Memoirs of Eng., Kyushu University, Vol.52, No.4, pp.117-125, 1992
- (2) Gallimore, S.J. et al., "Spanwise Mixing in Multistage Axial Flow: Part II - Through Flow Calculation Including Mixing," ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 108, No.1, pp.10-16, 1986
- (3) 生井 武文·井上 雅弘, タ-ボ 壓縮機と送風機, コロナ出版社, pp.130-132, 1988
- (4) Vabra, M.H., Aero-Thermodynamics and Flow in Turbomachine, John Wiley and Son, pp.305, 1980
- (5) Inoue, M. et al., 1980, roc. of 10th Symo. IAHR, Tokyo, Vol.1, pp.403
- (6) Inoue, M. et al., Proc. of Bulltin of JSME, "A Design Method Axial-Flow Compressor Blades with Inclined Stream Surface and Varying Axial Velocity", Vol.22, No.171, pp. 1190-1196, 1979
- (7) Smith, Jr.L.H., "A Finite Element Method for Through Flow calculation in Turbomachines", Trans.ASME, Ser.I, 98-3, pp.403, 1976
- (8) Leylek, J.H. et al., "Mixing in Multistage Axial Flow Compressor Draw from 3-Dimensional Navier Stokes Analysis and Experiments." ASME Journal of Turbomachinery, Vol.133, No.1, pp.139-159, 1991
- (9) Meller, G.L., and Wood, G.M., "An Axial Compressor End wall Boundary Layer", Trans.ASME, J.Basic Eng. 93-2, pp.300-316, 1955
- (10) Inoue, M. et al., "A Design of Diagonal Impeller by means of Streamline Curvature Method and CasCade Data.", Proc. of 1987 Tokyo International Gas Turbine Congress, Vol.II, pp.93, 1987
- (11) Ludwig, H., Tillman, G.L., Ing., Arch., 17, pp.288, 1949
- (12) Kim, T.W. et al., "Spanwise Mixing Effect in a Diagonal Fan.", Memoirs of Eng., Kyushu University, Vol.52, No.1, 1992
- (13) Kamada, Y. et al., "Vortex Design of Diagonal Flow Impeller with High Specific Speed", Bulletin of JSME, Vol. 29, No. pp.255, 1986
- (14) 井上·福原·九郎丸, "軸流壓縮機の境界層における翼力欠損モデル", 日本機械學會 論文集 88- 498, pp.430-440, 1980
- (15) De Ruyck, J. et al., "Radial Mixing Computation Method", ASME Paper, 88-GT- 68, 1988
- (16) Inoue, M. et al., "A Design of Diagonal Impeller by means of Streamline Curvature Method and Cascade Data.", China-Japan Conference on Hydraulc Machinery and Equipment, HangZhou, 1984
- (17) Novac, R.A., "Streamline Curvature Computing Procedure

for Fluid Flow Problems”,

Trans.ASME,Ser.I,pp154-159,1977

(18)生井武文·井上雅弘,1988,

ターボ圧縮機と送風機,コロナ出版社,pp506

(19)B.Laksihminarayana,“Method of Predicting the Tip Clearance Effects in Axial Flow Turbomachine”

,Journal of Basic Engineering,1770,p467-482

(20)박상록,김영중,김태환,“이차흐름에 의한 스펀방향의 믹싱 효과를 고려한 준 삼차원 계산법을 이용한 사류송풍기 내부 흐름의 해석”, 태양에너지 Solar Energy, Vol.19, No.4,1999