

[논문] 태양에너지

Solar Energy

Vol. 19, No. 4, 1999

이차흐름에 의한 스펀방향의 믹싱효과를 고려한 준3차원 계산법을 이용한 사류송풍기 내부흐름의 해석

박상록*, 김영중**, 김태환**

* 인하대학교 대학원

** 두원공과대학 기계설비과

An Analysis of Internal Flow of Diagonal Flow Blower with Quasi-Three-Dimensional Calculation Method Considering the Spanwise Mixing due to Secondary Flow

S.R. Park*, Y.J. Kim**, T.W. Kim**

**Graduate School, Inha University*

***Department of Mechanical Facilities, Doowon Technical College*

Abstract

This paper presents a quasi-three-dimensional calculation method considered a spanwise mixing effect in a diagonal flow impeller. The effect of this spanwise mixing caused by spanwise distribution of blade loading is evaluated by a secondary flow theory. In order to verify the validity of this method, it is applied to the analysis of a diagonal flow fan designed under a vortex type of constant circumferential velocity and that of a free vortex. The comparison of the calculated result with experimental data shows a good agreement except the regions near the casing where the flow field is affected by the tip leakage flow.

기 호 설 명

| | |
|------------|--------------------|
| b | 유면의 두께 |
| c | 절대속도 |
| H | 전엔탈피 |
| l_t | 익현의 길이 |
| K_b | 블록키지(Blockage) 계수 |
| k_m | 자오면유선의 곡률 |
| m | 유선을 따른 좌표 |
| n | 직교선을 따른 좌표 |
| G | 질량유량 |
| q | 준직교선을 따른 좌표 |
| Q | 체적유량 |
| r | 회전축으로 부터의 거리 |
| s | 상대유선을 따르서의 좌표 |
| t | 피치 |
| U_t | 동익의 팁(tip)에서의 회전속도 |
| v | 이차흐름의 속도 |
| w | 상대속도 |
| w_b | 익표면에서의 속도 |
| w_∞ | 벡터평균속도 |

윗첨자 및 아래첨자

| | |
|----------|---------------------|
| * | 기준흐름의 값 |
| l | 익열입구의 값 |
| m | 자오면 유선방향 |
| s | 유선방향성분 |
| θ | 선회방향성분 |
| τ | 유면에서 상대유선에 수직인 방향성분 |

1. 서 론

최근 10여년 동안 수치계산의 기법이 개발되고 컴퓨터의 눈부신 발달에 힘입어 터보기계의 내부

유동 해석도 삼차원으로 Navier-Stokes 방정식을 해석할 수 있게 되었다. 그러나 Navier-Stokes 해석은 엄청난 계산 시간과 이에 따르는 비싼 계산 비용으로 인하여 일반적인 터보기계의 설계 도구로서 실용화되지 않고 있는 것이 현실이다. 따라서 현단계에서는 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 준 삼차원 해석법의 개발이 필요하며, 난류확산 이론을 이용한 축류기계에서의 스펠방향 믹싱에 대해서는 연구가 활발히 진행되고 있으나^{2),15)} 아직도 임의의 익열에 적용할 수 있는 준삼차원 해석법은 개발 단계에 있다.

본 논문에서는 임의의 익열에 응용할수 있는 준삼차원 해석법을 개발하기 위하여, 기존의 준삼차원 해석법에 이차흐름 이론을 접목시켜, 이차흐름에 의하여 익열에서 발생하는 스펠방향의 믹싱효과를 고려한 해석법을 개발하고, 또 사류익열에 적용하여 타당성을 검토하고자 한다.

높은 비속도로 작동하는 터보기계의 동익내에서는 단 사이의 경계층, 익면경계층, 마제형와(馬蹄形渦, Horse shoe Vortex), 익선단부의 틈새흐름 및 스펠방향의 순환변화 등에 기인한 2차흐름에 의하여 스펠방향의 믹싱이 발생하고, 그 결과 흐름에 대한 스펠방향의 물리적성질의 구배가 완화되어 익부하 및 자오면속도의 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

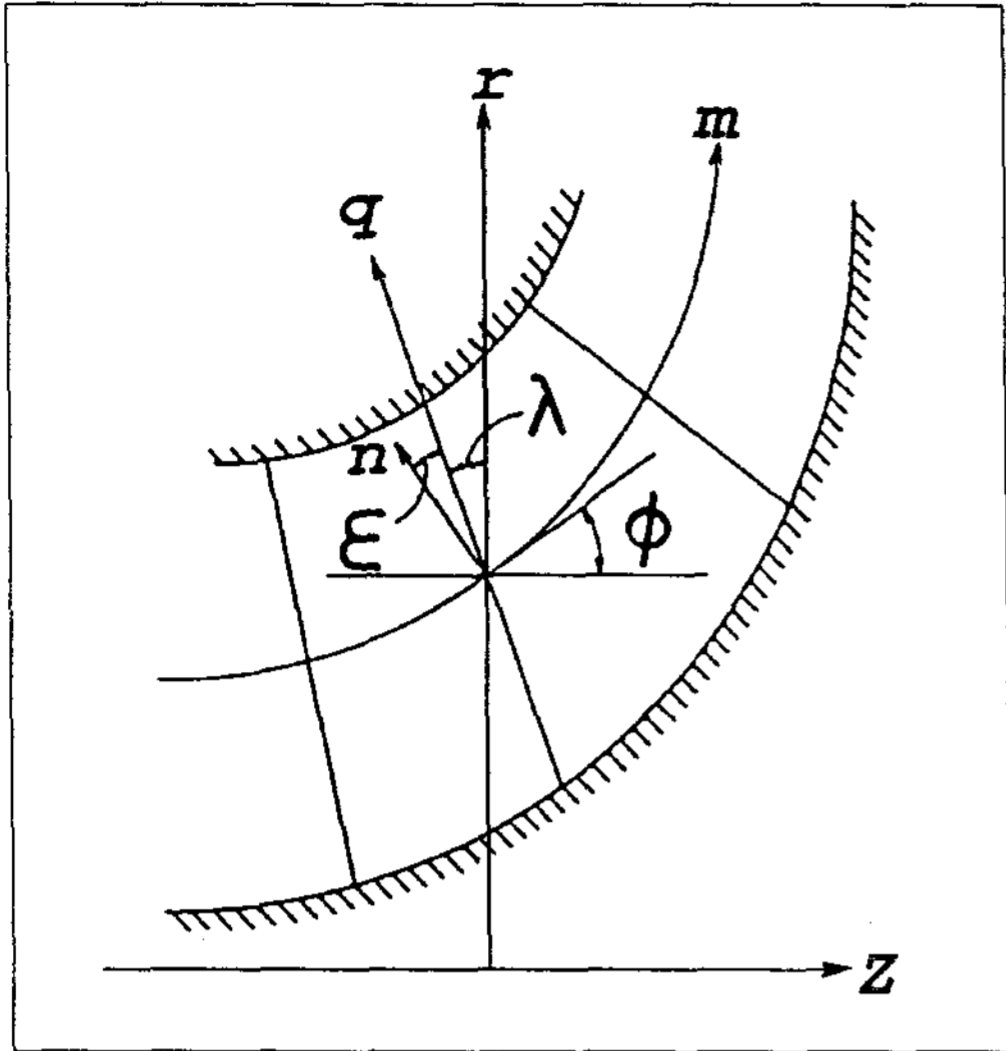


Fig. 1. Coordinate system of meridional plane

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)에서의 leakage vortex도 고려하였다.

2. 삼차원 완화효과를 고려한 준삼차원 해석

2.1 자오면(子午面)흐름 계산

Fig. 1에서 나타낸 바와 같은 자오면 내의 임의의 준직교선(q-선)에 있어서 원주방향으로 평균화한 평형방정식¹⁷⁾은 식(1)과 같다.

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

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 다음과 같이 나타낸다.

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

$$B_N = -\frac{1}{2\pi k_b} \frac{d}{dq} [k_b(\rho c_m^2 + \rho c_\theta^2)] + \frac{\sin \epsilon}{k_b} \frac{\partial}{\partial m} k_b(\rho c_m^2) + \rho c_m^2 \left[\left(\frac{1}{\cos \epsilon} \frac{d\phi}{dq} + \frac{\tan \epsilon}{r_m} \right) \sin \epsilon - K_m \cos \epsilon \right] - r c_\theta^2 \frac{\cos \lambda}{r} - h \frac{d\rho}{dq} - \rho T \frac{ds}{dq}$$

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 준직교선의 좌표이다.

2.2 익간흐름

식(1)을 유선곡률법을 이용하여 풀면, 축대칭의 자오면유동이 구해지고 자오면유선⁽¹⁾이 결정된다. 이와같이 얻어진 자오면유선을 축을 중심으로 회전시켜 평균유면이 Fig. 2와 같이 구해진다. 유면상에서의 익간흐름의 지배방정식⁽²⁾은 식(3)과 같다.

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

여기에서

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

를 나타낸다.

식(3)의 익간(翼間)흐름의 지배방정식은 프라실 변환(Prasil transformation)³⁾을 이용하여 축대칭 평균유면에서 이차원 유동장(X-Y면)으로 등

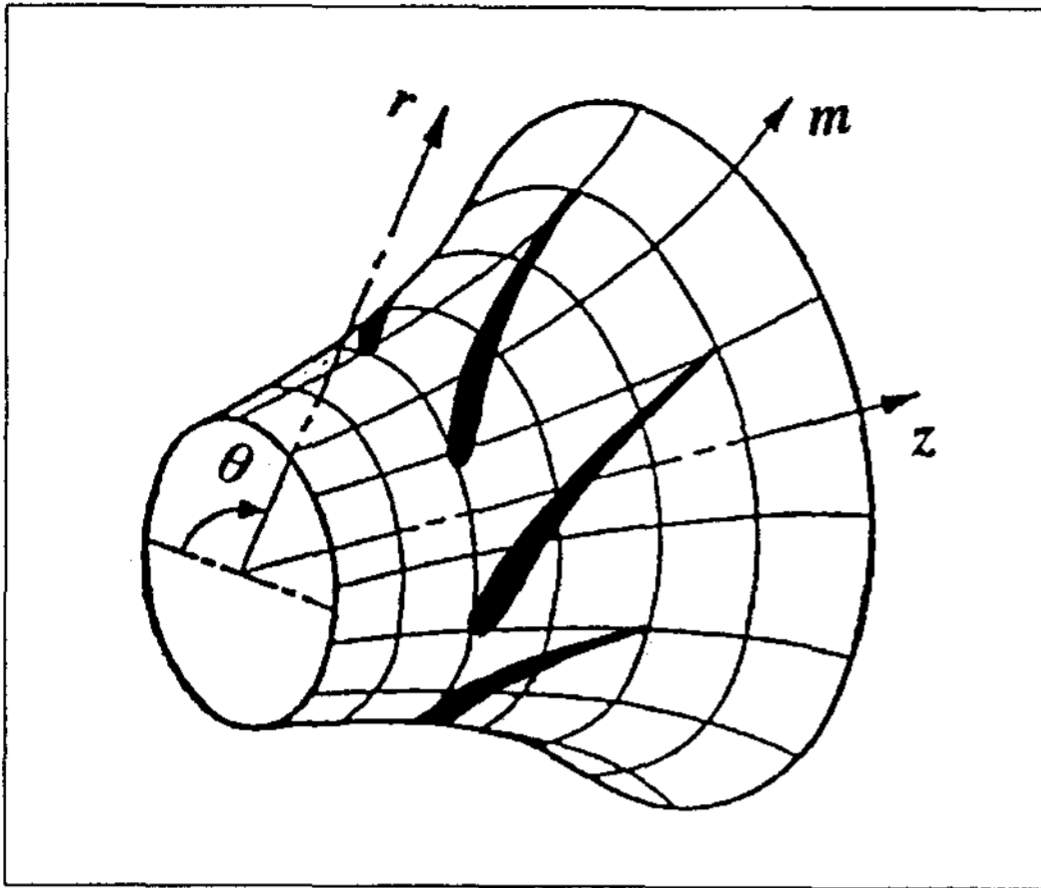


Fig. 2. Axisymmetric stream surface

각사상하여 정리하면 식(4)와 같이 표현할 수 있다.

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

익간흐름의 해는 식(4)를 Fig. 2에서와 같이 유면 경사에 의한 영향과 축류속도변화에 의한 영향을 고려한 특이점법에 의하여 구해진다.

2.3 사류동익에 있어서의 이차흐름 이론

渦度 ζ (ζ_{s1}, ζ_{t1})를 가진 渦가 두개의 이웃하는 익면의 벽과 케이싱과 허브로 둘러싸인 유로에 유입 되는 경우, 기준흐름과 실제흐름의 길이방향 (s-방향) 성분의 와도의 차에 의하여 이차흐름이 발생된다. 주류에 수직인 Trefftz면¹⁸⁾에서의 이차흐름의 기본 방정식은 식(5)와 같이 주어진다.

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

여기에서

$$\zeta_s - \zeta_s^* = \frac{1}{\cos \beta^*} \frac{z_b}{2\pi r^* \cos \epsilon^*} \frac{d\Gamma}{dq} + \left\{ (\zeta_{m1} - \zeta_{m1}^*) \frac{r_1^* dn_1}{r^* dn^*} + (\zeta_{t1} - \zeta_{t1}^*) \frac{\rho r \cos \beta}{\rho_1^* r_1^* \cos \beta_1^*} \sin \beta^* \right.$$

$$\left. \oint \frac{d\sigma r_1 dn_1^*}{w_b r dn^*} \right\} \frac{1}{\cos \beta^*} + \zeta_{t1} \frac{z_b w_1^*}{2\pi r_1} \quad (6)$$

식(6)에서 첫번째항은 비점성적인 효과로서 스펙방향의 익부하 분포의 변화에 의한 이차흐름에 해당되며, 이항에서의 Γ 는 식(7)에서의 익부하를 나타내고 있다.

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

여기서 N_b 는 익매수이다.

한편, 제2항은 동익의 단벽경계층에 의한 이차흐름이다. 또한, 제3항은 익후단의 수반와(trailing vortex)에 의한 이차흐름에 해당하는 와도를 나타낸다. 종괄호 속의 제1항과 제2항은 유로와를 나타내며, 제3항은 수반와(trailing filament vortex)를 나타내고 제2항의 $\oint d\sigma / w_b$ 은 다음 식으로 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 익벽면에 수직인 성분의 이차흐름이 존재하지 않는다는 경계조건하에서 식(5)의 해를 구하면 이차흐름의 속도성분 v_t 와 v_n 을 구할 수 있다. 이차흐름의 속도를 이용하여 기준흐름의 선회속도성분을 식(9)와 같이 수정한다.

$$c_\theta = c_\theta^* + v_t \cos \beta \quad (9)$$

여기서 c_θ^* 는 익간흐름에서 구해진 기준흐름의 선회속도의 피치 평균치 이다.

2.4 단벽경계층 이론

준삼차원해석에 있어서 허브와 케이싱에 있어서 블록케이지 팩터(blockage factor)와 경계층내의 속도분포를 예측하기위하여 Meller- Wood의

환상경계층 계산법을 이용하여 단벽경계층을 계산하였다. 축대칭 단벽 경계층의 자오선 방향(m-방향)과 선회방향(θ-방향)의 운동량의 적분방정식은 다음식으로 나타낸다^{9),10)}

$$\frac{(c_{me}^2 \theta_m^*)_2 - (c_{me}^2 \theta_m^*)_1}{\bar{c}_{me}^2 (m_2 - m_1)} + \frac{\bar{c}_{me} (c_{me2} - c_{me1}) \bar{\delta}_m^*}{\bar{c}_{me}^2 (m_2 - m_1)} = \hat{F}_{bm} + \frac{c_f}{2} \frac{\bar{c}_{me}}{c_e} \quad (10)$$

$$\frac{(c_{me} c_{\theta e} \theta_\theta^*)_2 - (c_{me} c_{\theta e} \theta_\theta^*)_1}{\bar{c}_{me}^2 (m_2 - m_1)} + \frac{\bar{c}_{me} (c_{\theta e2} - c_{\theta e1}) \bar{\delta}_m^*}{\bar{c}_{me}^2 (m_2 - m_1)} = \hat{F}_{b\theta} + \frac{c_f}{2} \frac{\bar{c}_{\theta e}}{c_e} \quad (11)$$

여기서 아래첨자 1,2는 각각 익의 선단과 현재의 계산단면의 값을 나타내며, 윗첨자“-“는 1과 2의 평균값을 나타낸다. 그리고 δ, θ, r 및 F_b는 배제두께, 운동량두께, 반경, 속도 및 익력결손 파라메타(blade force defect parameter)를 나타낸다. 표면마찰계수, c_f,는 Ludwig-Tilluman의 실험식¹¹⁾을 이용하였다.

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

또, 케이싱면의 단벽경계층의 계산은 익의 선단과 케이싱 사이의 틈새에 의한 틈새흐름(leakage flow)의 영향을 고려하기 위하여 Inoue(井上)의 익력결손 모델¹⁴⁾을 적용하였다.

2.5. 삼차원 믹싱효과의 모델링

2.5.1 익부하 분포에 의한 삼차원 믹싱효과

본계산법의 전반적인 흐름도는 Fig. 3에서와 같다. 자오면속도, c_m,는 자오면흐름계산에서 유선곡률법에 의하여 계산된다. c_m이 단벽경계층의 블록케이지 효과에 의하여 가속되어지기 때문에, 자오면계산과 단벽경계층의 계산을 반복하여 계산하여 수렴한 값을 구해야 한다. c_m의 값이 수렴하면 선회속도, c_θ,는 익간흐름 계산에서 특이

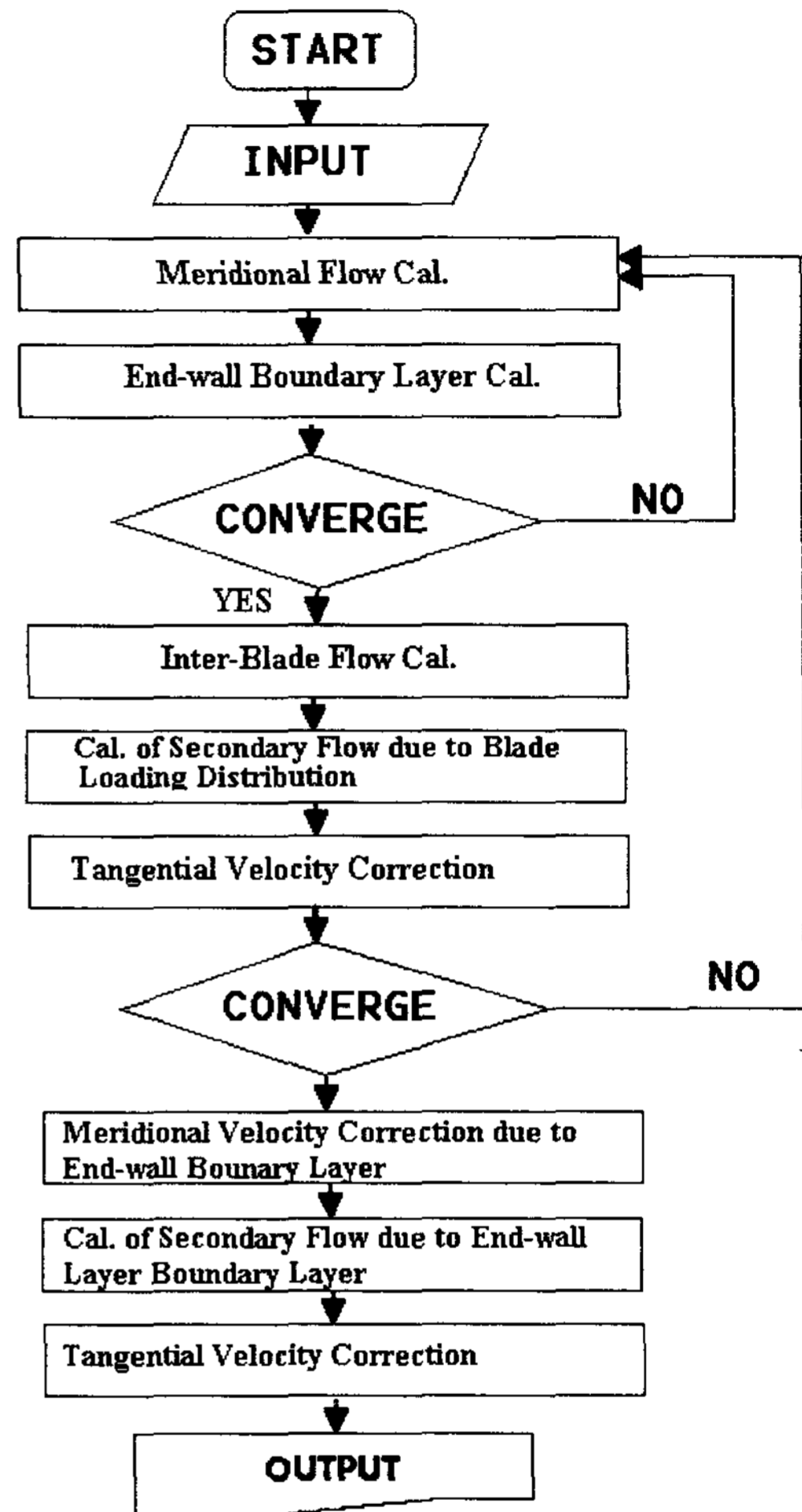


Fig. 3. Flow chart of overall Calculation

점법을 이용하여 구한다.

익간흐름의 계산결과에 의하여 익부하분포가 결정되면, 식(5)와 식(6)에서 제1항의 익부하분포에 의하여 발생하는 이차흐름의 계산이 가능하게 된다. 또 단벽경계층 계산결과를 이용하여 단벽경계층에 의한 이차흐름을 계산하여 식(9)를 이용하여 선회속도를 수정한다. 선회속도는 식(9)를 이용하여 수정하고, 자오면속도는 수정된 선회속도에 따라 계산시스템의 자오면계산에서 수정된 양만큼 간접적으로 수정이 가해진다.

2.5.2 단벽경계층에 의한 삼차원 믹싱효과

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

$$\frac{u}{U} = \left(\frac{y}{\delta}\right)^{\frac{1}{n}}, \quad n=7 \quad (12)$$

여기서 u, U, y 및 δ는 경계층내의 속도, 주류의 속도, 단벽으로부터의 거리 및 경계층의 두께를 나타낸다.

자오면속도의 경계층의 두께는 식(10)과 식(11)에서 산출된 경계층의 운동량두께로부터 다음 식으로 계산된다.

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

여기서 첨자 'm'은 자오선 방향을 나타낸다.

경계층내의 자오면 속도분포는 식(12)와 식(13)을 이용하여 다음과 같은 식으로 계산할 수 있다.

$$c_{mb} = c_{mw} \left(\frac{y}{\delta_m}\right)^{\frac{1}{n}}, \quad n=7 \quad (14)$$

여기서 첨자'b'와 w는 경계층내에서와 벽에서의 값을 나타낸다.

자오면속도는 합성속도분포⁹⁾를 구하므로써 구해진다.

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

상대속도를 구하기 위하여, 경계층내의 상대흐름각이 변화하지 않는다는 가정을 이용하여 선회

속도를 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_r,와 이차와도, Δζ_θ의 성분은 식(23)과 식(24)와 같이 주어진다.

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

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

식(22)와 식(24)에 의하여 구해진 경계층에 의한 이차와도, Δζ_m, ζ_r 및 Δζ_r을 식(6)의 제2항에 대입하여 이차와도의 합성성분을 계산하고, 합성된 이차와도에 의한 이차흐름의 속도는 식(5)를 이용하여 계산할 수 있다.

3. 계산결과

이상에서 기술한 준삼차원 계산법의 정도를 검증하기 위하여, 동익의 후연에서 선회속도가 일정한 특정한 와형식으로 설계된 사류동익과 자유와

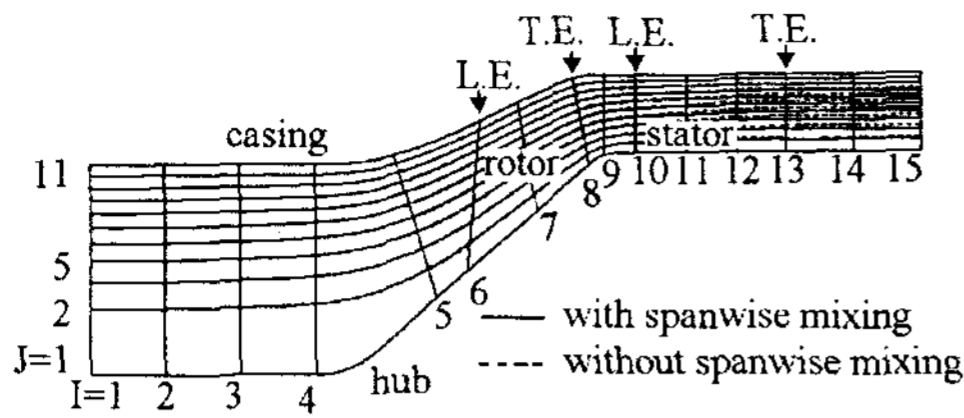


Fig. 4. Meridional streamline of diagonal flow impeller with the vortex of the constant tangential velocity for $\phi=0.400$

형의 사류동익에 본계산법을 적용하여 실험치와 비교검토 하였다.

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

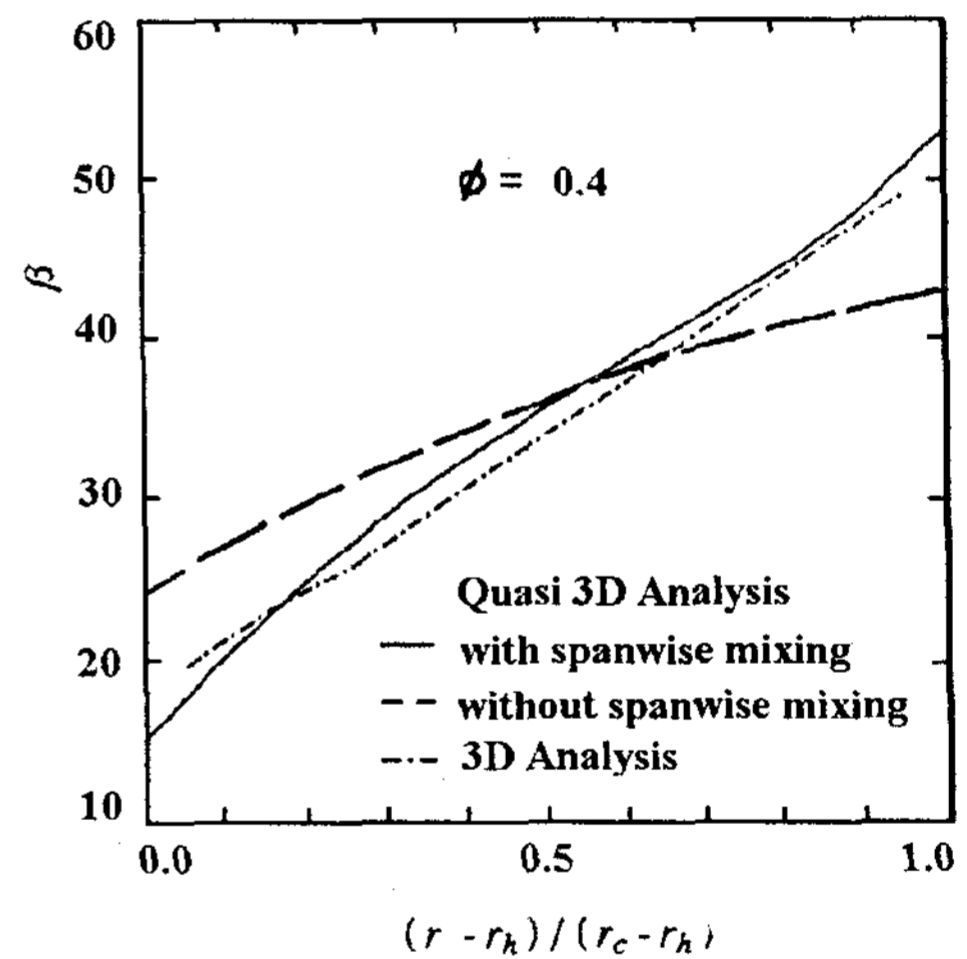
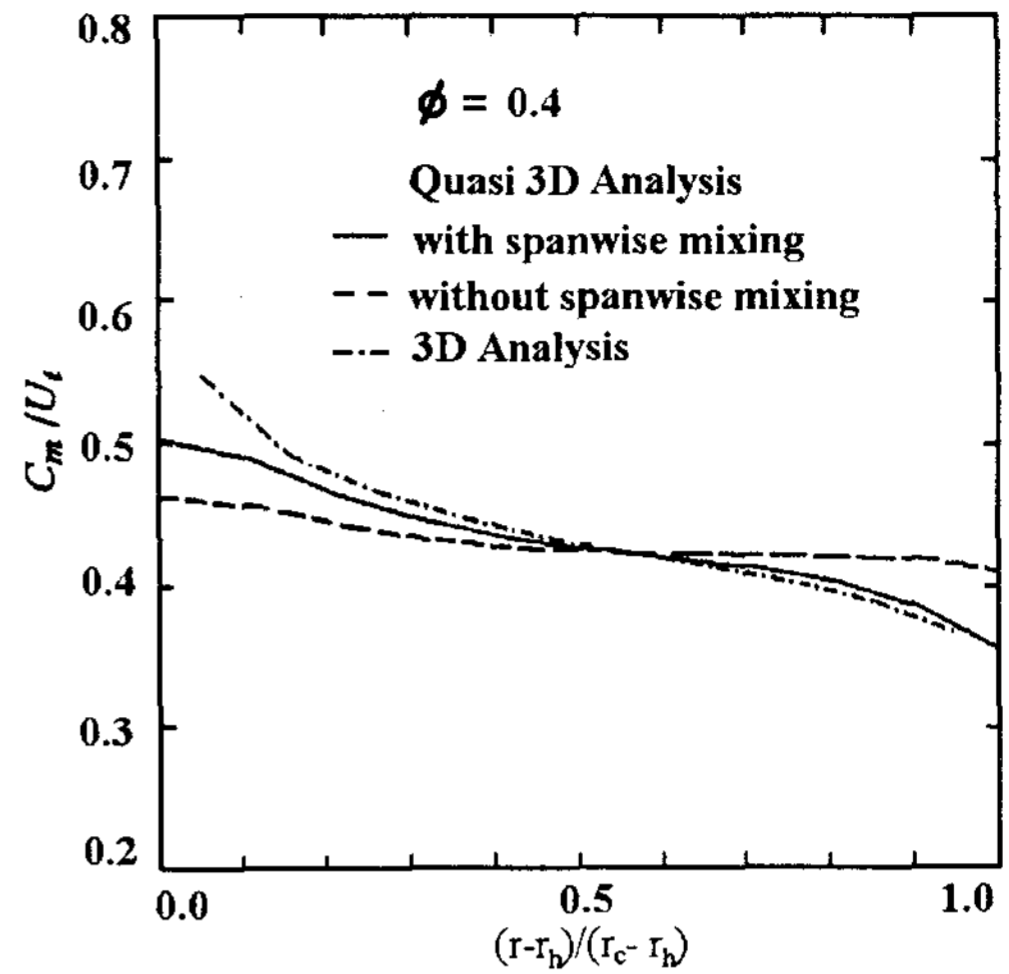
$$\psi = \frac{\Delta p}{\rho U_t^2 / 2} \quad (26)$$

여기서 첨자't'는 사류 동익 후면의 선단(tip)에서의 값을 나타낸다.

3.1 동익후연에서 선회속도가 일정한 와형식으로 설계된 사류동익의 계산결과

상세한 설계사양 및 성능은 참고문헌¹³⁾에 기술되어 있다. Fig. 4는 자오면유선의 수렴해를 나타내고 있으며 점선과 실선은 각각 삼차원믹싱 효과를 무시한 경우와 스펀방향의 부하분포에 의한 삼차원 믹싱효과를 고려한 경우의 계산결과를 나타내고 있다. Fig. 4에서 보는 바와같이 본계산을 위하여 11개의 유선과 15개의 준직교선을 설정하여 계산을 실시하였다. 여기에서 I=6과 I=8인 준직교선은 동익의 전연과 후연을 나타내고 있으며, I=10과 I=13의 직교선은 정익의 전연과 후연을 나타내고 있다. 이 동익은 허브에서 케이싱까지 선회속도가 일정하도록 설계 되어졌기 때문에, 설계유량에서도 스펀방향의 부하분포에 의한 삼차원 믹싱효과가 발생한다.

Fig. 5는 동익의 후연에서의 피치평균한 흐름의 특성치들의 분포를 나타내고있다. 즉, Fig.

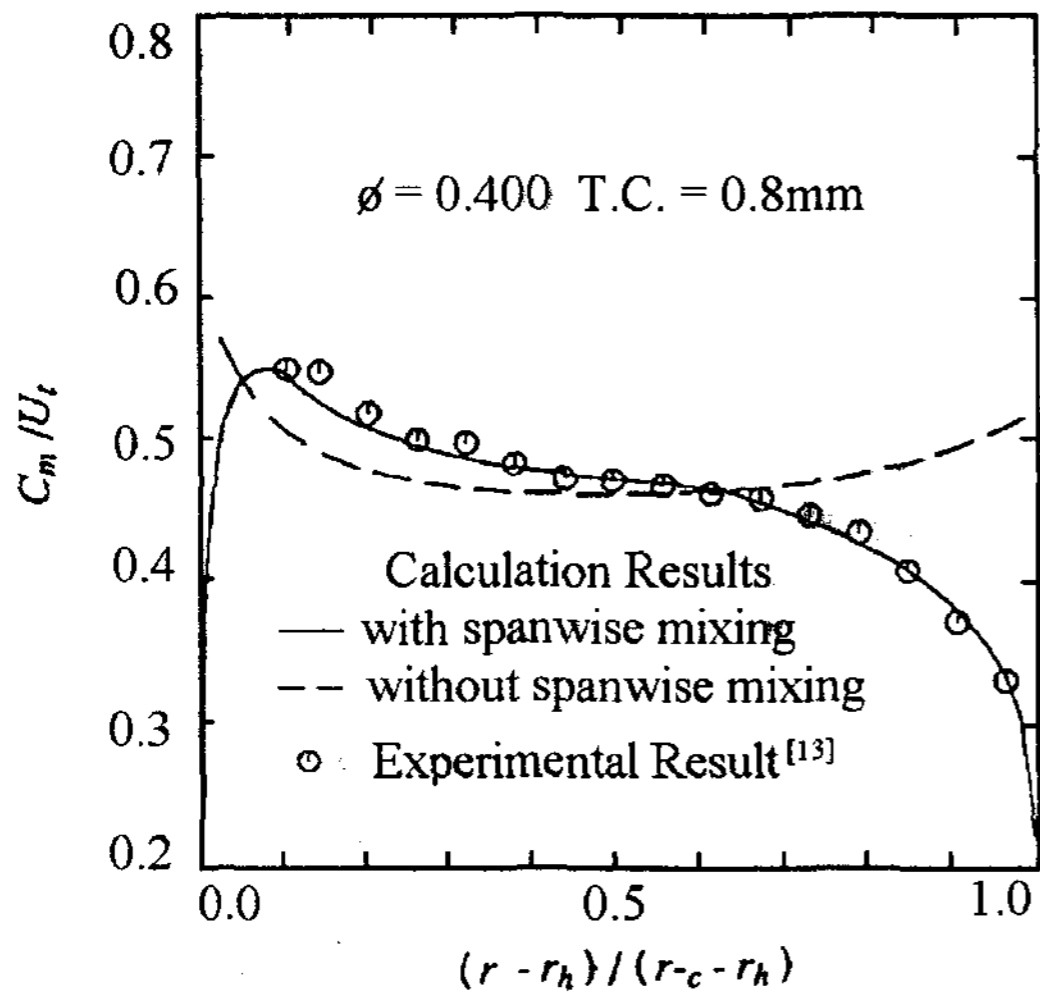


(b) Relative flow angle

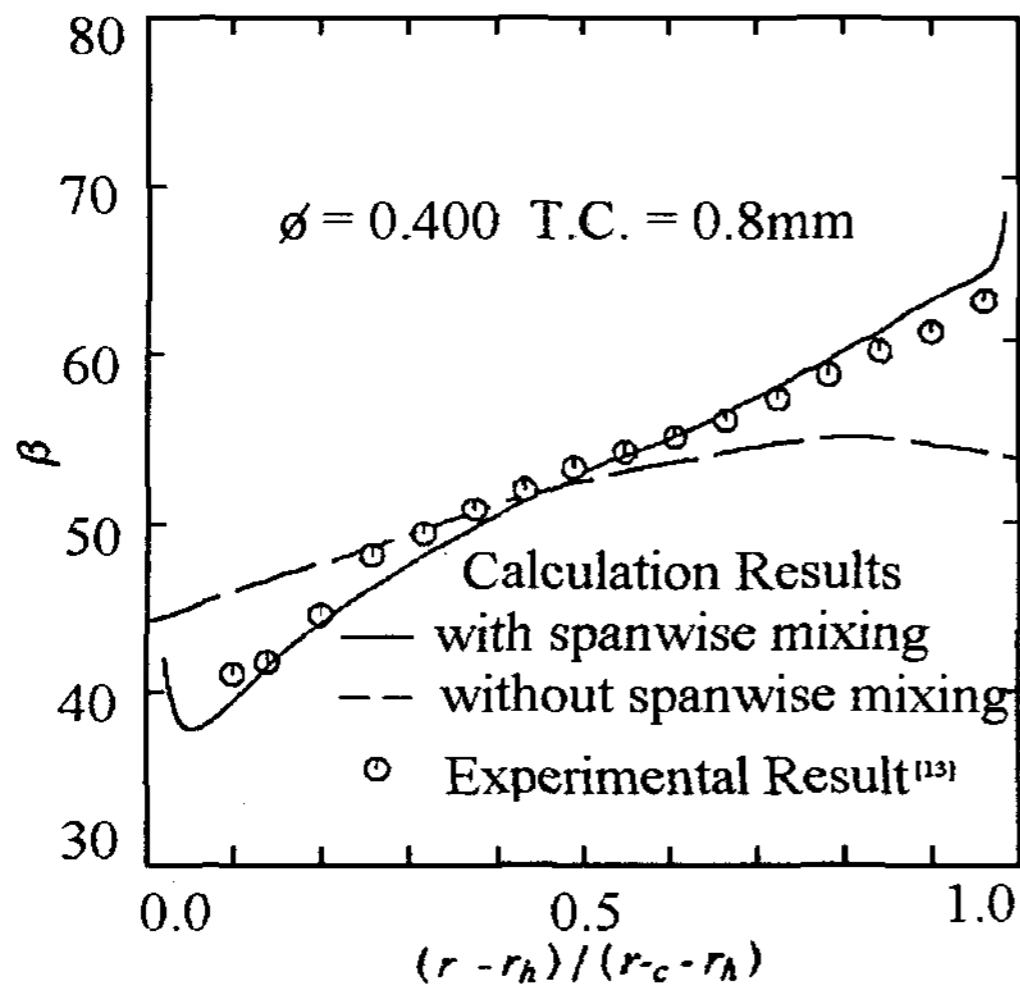
Fig. 5. Calculation result of 3D Analysis

5(a)와 Fig. 5(b)는 각각 자오면속도, 상대흐름각을 나타내었다. 이 그림에서 실선과 점선은 각각 익의 스펀방향 부하분포에 의한 삼차원 믹싱효과를 고려한 경우와 삼차원 믹싱효과를 무시한 경우의 준삼차원 해석의 解이며, 일점쇄선은 3차원 Euler해석의 解이다. 이 그림으로 부터 허브에서 가까운 부근에서는 삼차원해석의 解와 준삼차원 해석의 사이에 약간의 차이가 있지만 전반적으로 잘 일치함을 알수 있다.

Fig. 6은 설계유량, $\phi=0.400$ 에서 본연구에서 제

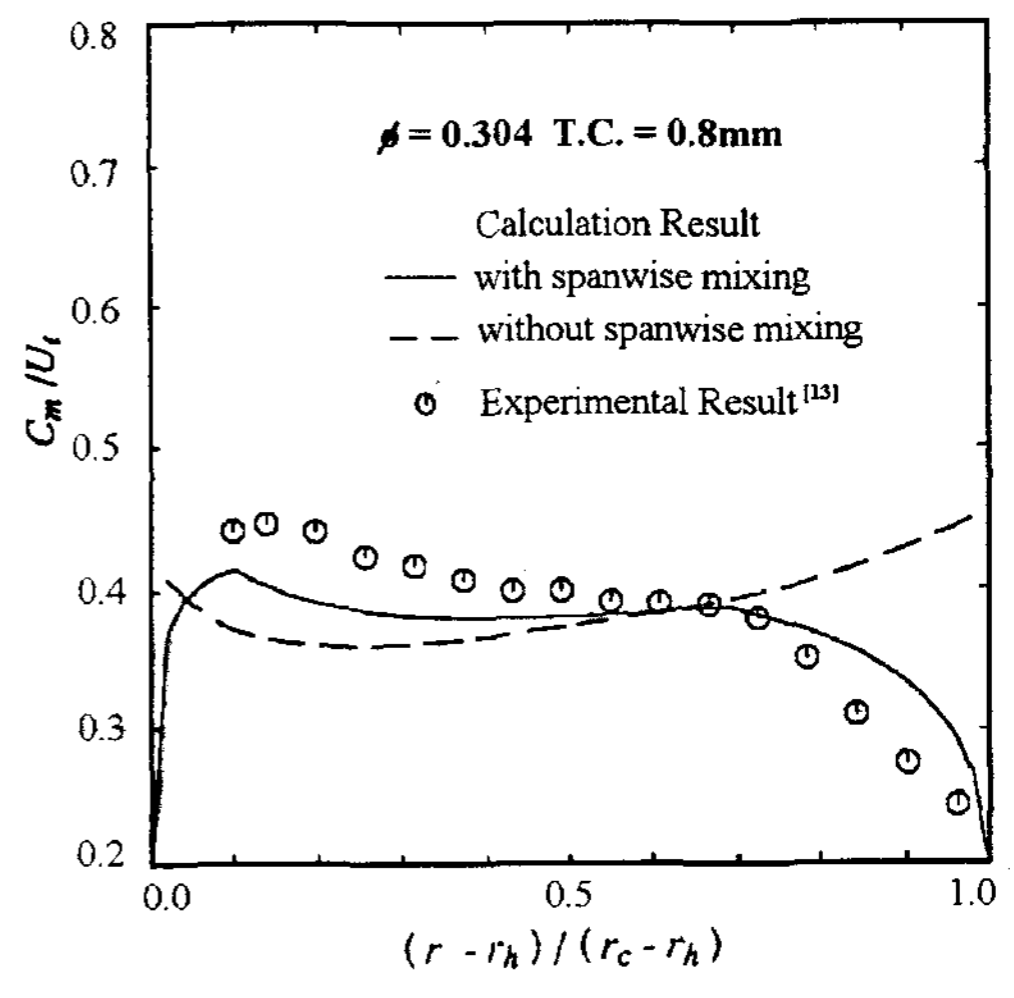


(a) Meridional Velocity

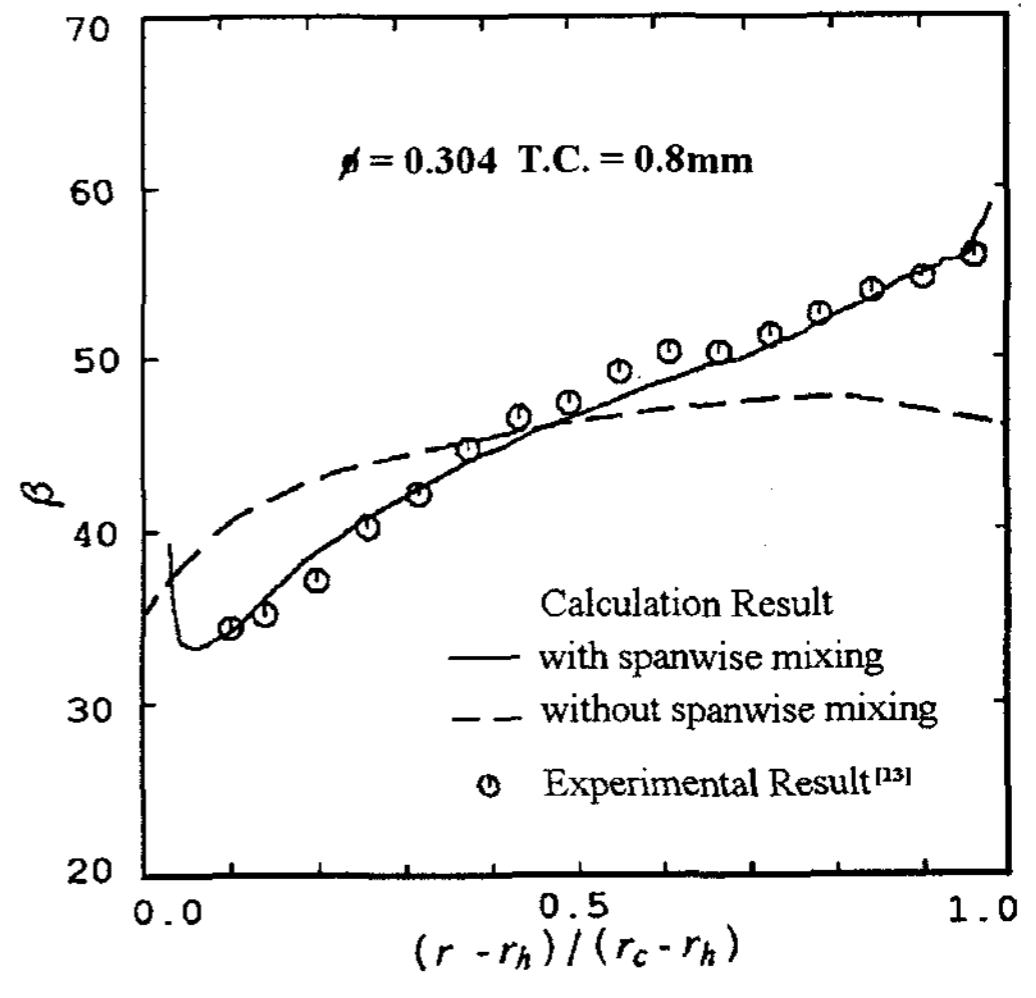


(b) Relative flow angle

Fig. 6. Tangential averaged flow distribution downstream of diagonal flow impeller with the vortex of constant tangential velocity for $\phi=0.400$



(a) Meridional Velocity



(b) Relative flow angle

Fig. 7. Tangential averaged flow distribution downstream of diagonal flow impeller with the vortex of constant tangential velocity for $\phi=0.304$

안한 계산법을 적용한 결과 동익의 후연(Fig. 4에서 I=9)에서 피치평균한 특성치들의 스펀방향분포, 즉, 자오면속도 및 상대흐름각을 나타내고 있다. 그림에서 실선과 점선은 스펀방향 믹싱효과를

고려한 경우와 무시한 경우의 준삼차원 해석의 해이며, 실험치와 비교하였다. 스펀방향 믹싱효과를 무시한 경우, 계산결과와 실험값 사이에 상당한 편차가 있지만, 스펀방향 믹싱효과를 고려한

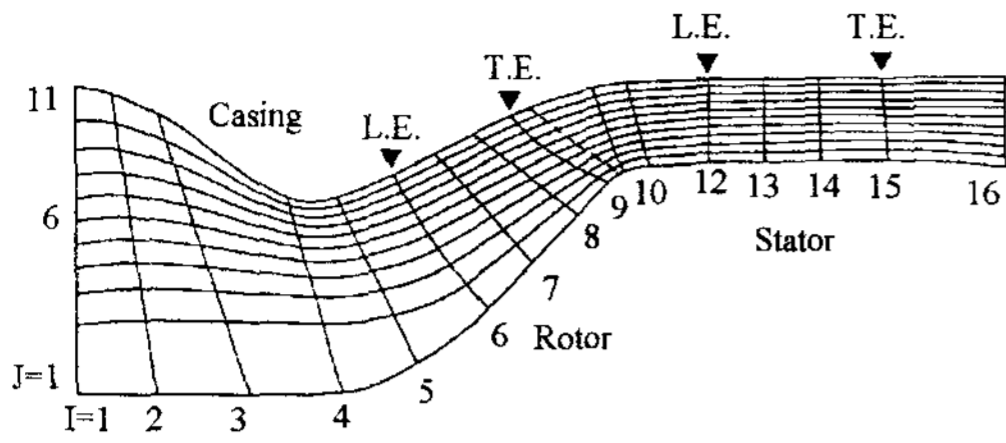
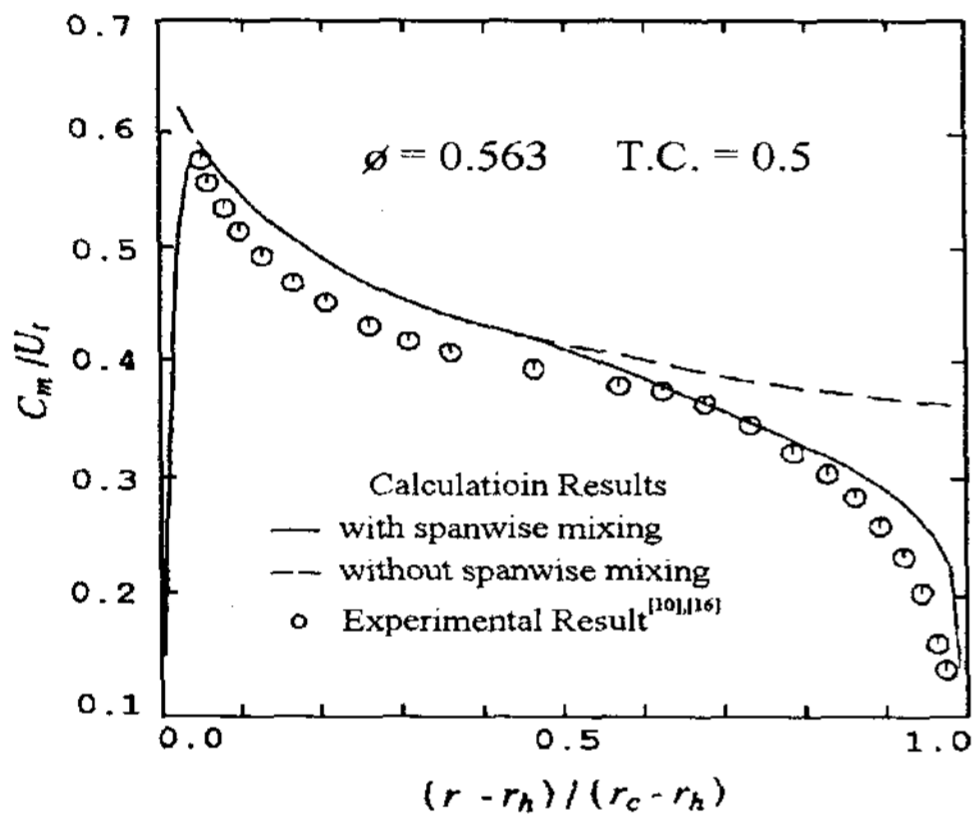
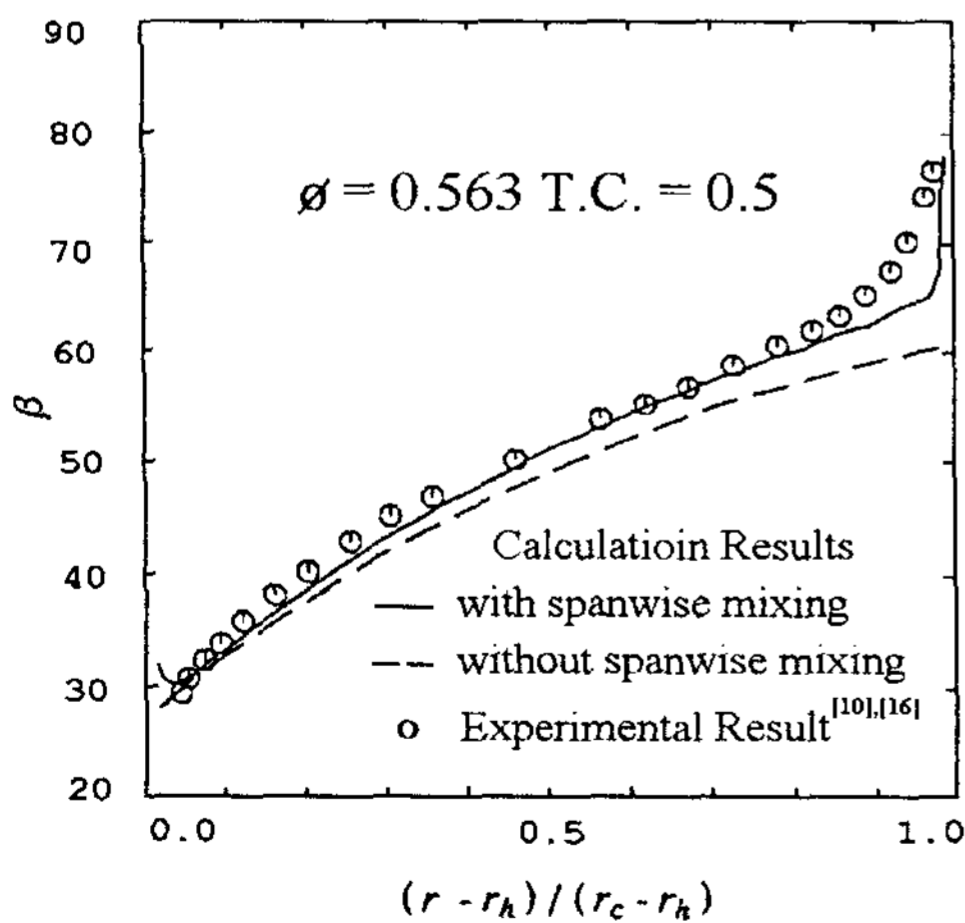


Fig. 8. Meridional streamline of diagonal flow impeller with a free vortex type for $\Phi=0.53$

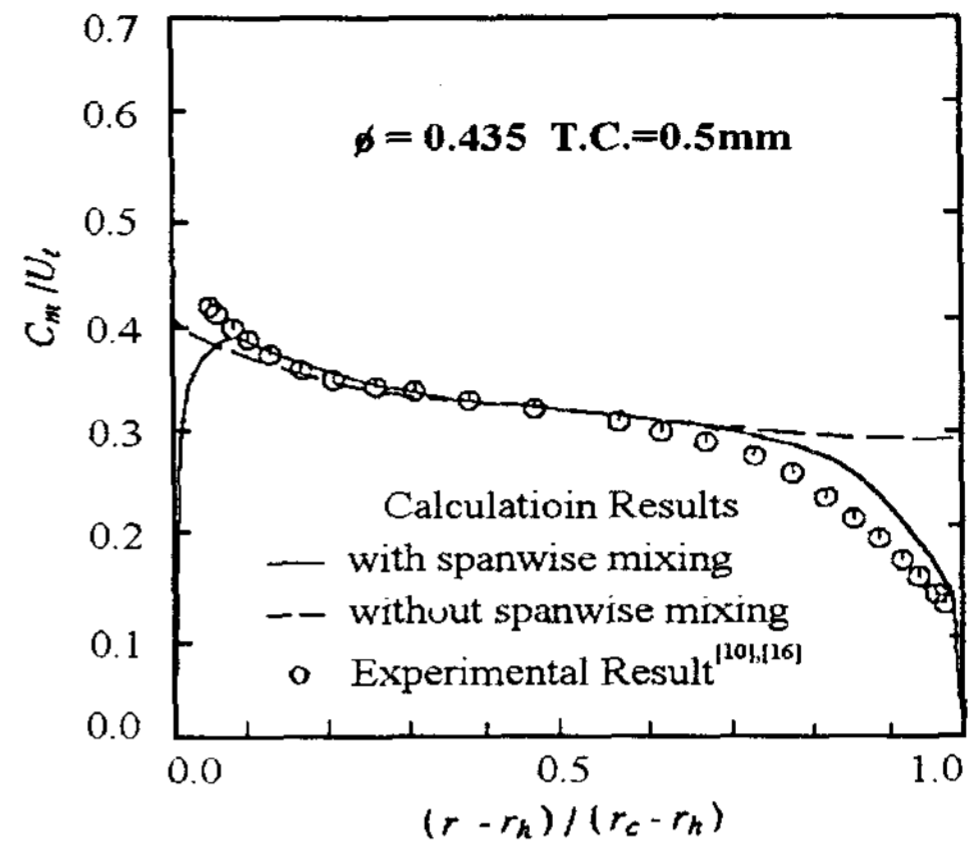


(a) Meridional velocity

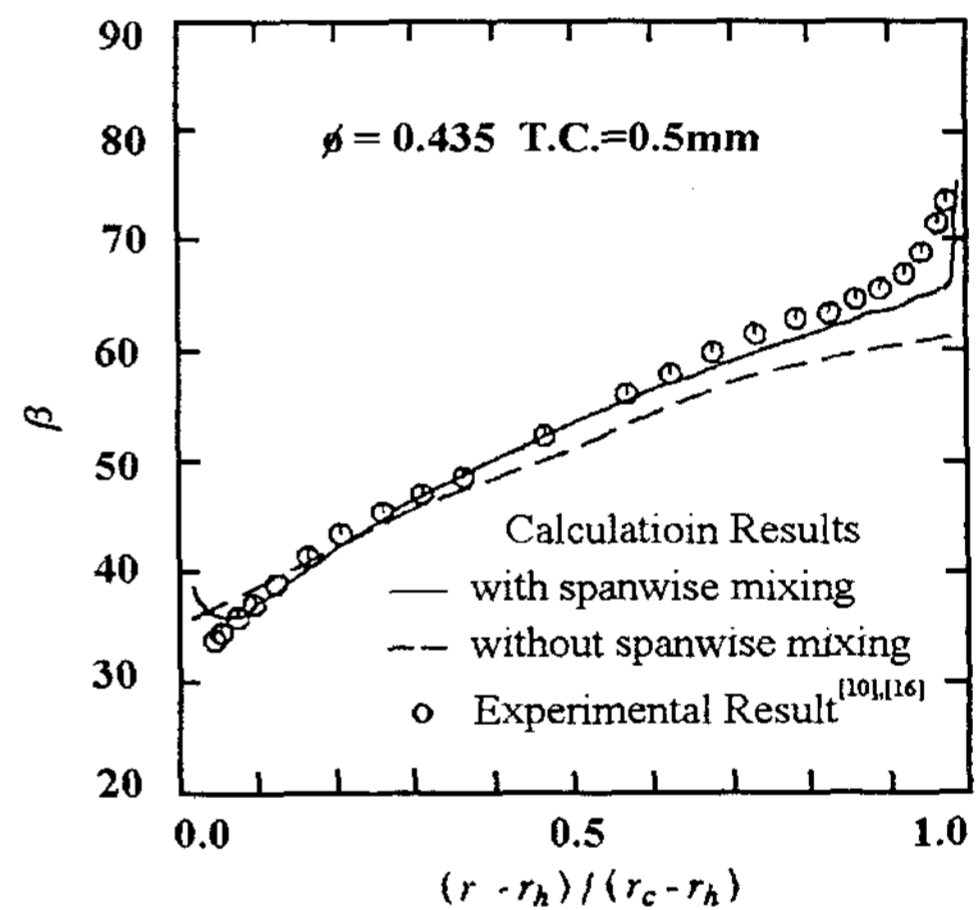


(b) Relative flow angle

Fig. 9. Tangential averaged flow distribution downstream of diagonal flow impeller with a free vortex type for $\Phi=0.563$



(a) Meridional velocity



(b) Relative flow angle

Fig. 10. Tangential averaged flow distribution downstream of diagonal flow impeller with a free vortex type for $\Phi=0.435$

경우, 잘 일치하고 있으며 익의 선단(tip)부근에서 상당한 차이를 보이는 것은 저유량($\Phi=0.304$)에서 익의 선단부근에서 실속이 발생하는 것으로 사료된다.

3.2 자유와형으로 설계된 사류동익의 계산결과

Fig. 7은 저유량($\phi=0.304$)에서 계산된 동익의 후연(Fig. 4에서 $I=9$)에서의 피치평균한 자오면 속도 및 상대흐름각을 나타내고 있다. 그림에서 스펀방향 믹싱효과를 무시한 경우의 계산결과와 실험치 사이에는 상당한 편차를 나타 내고있지만, 스펀방향 믹싱효과를 고려한 계산결과와 실험치는 잘 일치함을 알수있다.

Fig. 8은 자유와형으로 설계된 사류송풍기의 자오면유선의 수렴해를 나타내고 있으며 11개의 유선과 16개의 준직교선을 설정하여 계산을 실시 하였다. $I=6$ 과 $I=9$ 인 준직교선은 동익의 전연과 후연을 나타내고 있으며, $I=12$ 와 $I=15$ 의 직교선은 각각 정익의 전연과 후연을 나타내고 있다.

Fig. 9는 설계유량, $\phi=0.563$ 에서 해석한 결과로서 동익후연(Fig. 8에서 $I=9$) 하류에서 피치평균한 자오면속도 및 상대흐름각의 스펀방향 분포 를 나타내었다. 그림에서 스펀방향 믹싱효과를 무시한 경우의 계산결과와 실험치 사이에는 상당한 편차를 나타내고 있지만, 스펀방향 믹싱효과를 고려한 계산결과와 실험치는 잘 일치함을 알 수 있다.

Fig. 10은 저유량, $\phi=0.453$ 에서 계산된 동익 후연(Fig. 4에서 $I=9$) 하류에서 피치평균한 자오면 속도 및 상대흐름각의 스펀방향의 분포를 나타내고 있다. 그림에서 스펀방향 믹싱효과를 고려한 계산결과와 실험결과는 잘 일치함을 알 수 있다.

4. 결 론

사류 동익에서 스펀방향 믹싱효과를 정량적으로 평가하기 위하여 이차흐름 이론을 기초로 일련의 정식화가 행하여졌으며, 스펀방향 믹싱효과를 고려한 준삼차원 해석법을 제안하고, 이계산법의 타당성을 검증하기 위하여 2종류의 사류송풍기에 도입하여 계산을 수행하였다.

그결과 본계산법의 解는 3차원 해석법의 解 및 실험결과와 잘 일치 하였다.

참 고 문 헌

1. Kim, T.W.et.al., "Three Dimensional Relaxation Effect of on Quasi-3D Flow in a Blade Row with Spanwise Loading Dis-Tribution.", 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, pp130-132, 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.etal., Proc. of Bullitin 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, pp403, 1976
8. Leylek, J.H. et. al., "Mixing in Multistage Axial Flow Compressor Drawo from 3-Dimensional Navier Stokes Analysis and Experimenys.", 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, pp300~316, 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, pp93., 1987
 11. Ludwig, H., Tillman, G.L., Ing., Arch., 17, pp288., 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. pp255, 1986
 14. 井上·福原·九郎丸, "軸流壓縮機の境界層における翼力缺損モデル", 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 Hydraulic 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, ターボ壓縮機と送風機, コロナ出版社, pp506