

FLUENT를 이용한 축류펌프 임펠러의 3차원 유동해석

Three-Dimensional Fluid Dynamic Analysis of an Axial Pump Impeller Using FLUENT

김민환, 박진석, 허형, 김종인, 장문희

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

이론적인 수력설계의 결과로부터 I-DEAS CAD/CAM 소프트웨어로 3차원 형상설계된 축류펌프 임펠러의 수력학적 특성을 분석하기 위하여 CFD 소프트웨어인 FLUENT를 이용하여 유동장을 해석하는 절차를 개발하였다. 개발된 방법으로 MCP용 임펠러와 디퓨저에서의 정상상태 유동을 해석하였다. 해석 결과로부터 임펠러의 설계의도가 제대로 반영되었는지 확인하였고 이용 가능한 실험값과 비교하였다. 속도분포는 벽면 근처를 제외하고 실험에 가까운 결과를 보였지만 양정은 실험치 보다 크게 예측하였다. 본 연구에서 제시된 방법을 이용하면 실험에 앞서 이론설계 결과를 미리 확인할 수 있으므로 설계최적화가 용이하고 반복실험에 따른 비용을 줄일 수 있으며 개발기간을 단축할 수 있다.

Abstract

A fluid dynamic analysis procedure was developed using the three-dimensional solid model of an axial pump impeller which was theoretical designed using I-DEAS CAE software. The CFD software FLUENT was used in the flow field analysis. The steady-state flow regime in the MCP impeller and diffuser was simulated using the developed procedure. The results of calculation were analyzed to confirm whether the design requirements were properly implemented in the impeller model. The validity of the developed procedure was demonstrated by comparing the calculation results with the experimental data available. The pump performance at the design point could be effectively predicted using the developed procedure. The computed velocity distributions have shown a good agreement with the experimental data except for the regions near the wall. The computed head, however, was over-predicted than the experiment. The design period and cost required for the development of an axial pump impeller can be significantly reduced by applying the proposed methodology.

1. 서론

현재 개발 중인 일체형원자로 SMART에 사용된 냉각재순환펌프(Main Coolant Pump; MCP)는 축류펌프로 원자로집합체 상단에 수직으로 설치되어 노심에서 가열된 물을 증기발생기로 순환시켜주는 역할을 수행한다. 특히 펌프에 요구되는 필요한 수두를 생성하기 위해서는 임펠러의 설계가 중요하다. 임펠러의 설계는 이론적인 식과 실험적인 관계식^[1]을 이용하여 설계하며 설계된 임펠러는 실험을 통하여 설계의 타당성을 검증하고 다시 실험 결과에 따른 피이드백(feedback)을 주는 반복과정을 거치게 된다. 하지만 매번 설계가 수정될 때마다 실험을 수행한다는 것은 고가의 장비 사용으로 인하여 비용 면에서 상당히 물리하며 고속으로 회전하는 임펠러의 유동을 실험적으로 측정하기에는 여러 가지 난점이 있을 뿐만 아니라 실험을 통하여 얻을 수 있는 유동장의 정보도 제한적이다. 설계된 임펠러와 같은 축류 터보기계의 수치적인 성능예측 방법으로 유선곡률법^[2](streamline curvature method)이 많이 사용되나 이 방법 또한 편차각 모형과 압력손실에 대한 모형을 실험 상관식에서 계산하며 2차원 축대칭 비점성 해석을 기본으로 하기 때문에 임펠러 내에서 발생 가능한 층류 유동, 난류 유동, 회전 유동, 2차 유동과 박리 유동 등과 같이 복잡한 3차원 유동을 제대로 묘사할 수 없는 단점이 있다.

최근에 유체역학과 수치해법을 결합한 전산유체역학(CFD)이 발달되면서 유동의 수치해석을 설계에 이용하는 것이 가능해 졌다. 특히 상용화된 소프트웨어들은 임펠러와 같이 회전체를 포함하는 복잡한 유동장의 수치해석의 접근을 용이하게 한다. 최종적인 실험에 앞서 수치해석을 통하여 유동장을 분석하고 임펠러가 생성하는 수두를 예측함으로써 이론설계와 실험과의 피이드백 사이클 수를 줄일 수 있다. 본 연구에서는 SMART에 사용될 임펠러의 설계절차를 이론적 설계, 설계된 임펠러의 3차원 형상 모델링, 그리고 모델의 3차원 유동해석이 독립적인 형태로 이루어지길 않고 서로 연관성을 갖도록 구성하고자 하였다. 따라서 이미 개발된 I-DEAS CAD/CAM 소프트웨어를 이용한 임펠러의 3차원 모델링 절차^{[3][4]}를 최대한 이용할 수 있도록 유동해석 절차를 구성하였다. 유동계산은 상용 CFD 소프트웨어인 FLUENT^[5]로 수행하여 실험 전에 임펠러의 성능을 예측하고 결과를 설계의 수정에 반영하고자 하였다. FLUENT로 계산된 결과는 실험결과와 비교하여 그 타당성을 검증하였다.

2. 지배방정식

2.1 회전좌표계에서의 지배방정식

공학 분야에서 임펠러 내부유동과 같은 회전체를 포함하고 있는 문제를 해석해야 할 경우가 종종 있다. 특수한 경우를 제외하고 이런 종류의 문제들은 근본적으로 비정상(unsteady) 계산을 해야하지만 좌표계 변환과 계산영역을 잘 설정하면 정상상태(steady state)로 계산하여도 의미 있는 해를 얻을 수 있다.

그림 1은 reference frame의 사용으로 인하여 변화된 경계조건을 보여주고 있다. 관찰자가 그림 1-(a)의 관성좌표계에 있다면 임펠러 내부유동은 시간에 따라 경계조건이 변하게 되지만 그림 1-(b)와 같이 좌표계를 회전축에 두면 경계조건은 임펠러를 감싸고 있는 벽면이 회전하는 것으로 바뀐다. 이것은 곧 그 관찰자에겐 항상 같은 경계조건이 된다는 것을 의미한다. 따라서 유동 불안정성(flow instability)이 발생되지 않는 한 위의 문제는 정상상태로 해석할 수 있다. 이와 같이 reference frame을 변경하여 해석할 경우에 회전하는 reference frame에 대한 지배방정식이 요구된다.

압축성 점성유체의 운동을 지배하는 방정식은 질량과 운동량 보존방정식으로 벡터 형태로 표현하면 질량보존방정식 :

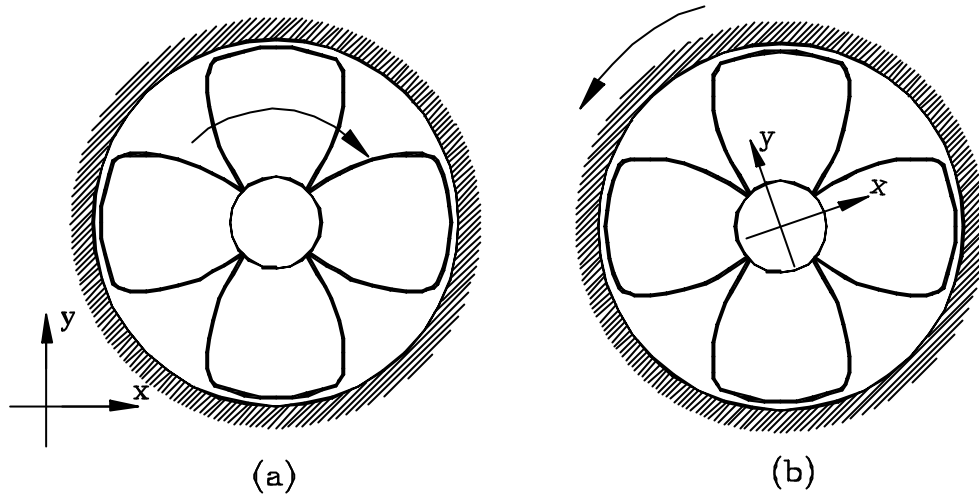


그림 1 Reference frame의 변환에 따른 경계조건의 변화

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{V}) = 0 \quad (1)$$

운동량보존방정식 :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \mathbf{V}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{V}\mathbf{V}) = -\nabla p + \nabla \cdot \hat{\boldsymbol{\tau}}_{ij} \quad (2)$$

여기서 \mathbf{V} 는 관성좌표계에서의 속도 그리고 p , ρ 와 $\boldsymbol{\tau}_{ij}$ 는 각각 압력, 밀도, 점성응력 텐서를 나타낸다. 관성 좌표계와 회전좌표계와의 속도관계는

$$\mathbf{V}_r = \mathbf{V} - \boldsymbol{\Omega} \times \mathbf{r} \quad (3)$$

여기서 $\boldsymbol{\Omega}$ 는 회전하는 각속도, \mathbf{r} 은 위치벡터이고 \mathbf{V}_r 는 회전하는 좌표계에서 측정된 속도로 상대속도라고 불린다.

일정한 각속도로 회전하는 좌표계에서 지배방정식을 얻기 위하여 식 (3)을 식 (1)과 식 (2)에 대입하면 질량보존방정식은

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{V}_r) = 0 \quad (4)$$

이 되고 운동량 보존방정식은 절대속도에 관해 표현하면

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \mathbf{V}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{V}_r \mathbf{V}) + \boldsymbol{\Omega} \times \mathbf{V} = -\nabla p + \nabla \cdot \hat{\boldsymbol{\tau}}_{ij} \quad (5)$$

이 되며 상대속도에 관해서 나타내면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho \mathbf{V}_r) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{V}_r \mathbf{V}_r) + 2\mathbf{Q} \times \mathbf{V}_r + \mathbf{Q} \times \mathbf{Q} \times \mathbf{r} \\ = -\nabla p + \nabla \cdot \hat{\boldsymbol{\tau}}_f \end{aligned} \quad (6)$$

식 (6)에서 \mathbf{Q} 를 수반하는 추가 항들은 첫 번째는 Coriolis force이고 두 번째는 centrifugal force에 해당한다. 절대속도로 표현된 식 (5)는 계산영역에서 회전하는 부분이 매우 작을 때에 쓰이며 식 (6)은 계산영역의 유체가 대부분 회전할 때에 주로 쓰인다⁽⁴⁾.

2.2 난류모델

임펠러 내부유동은 대부분이 난류로 존재하며 이를 위하여 난류모형을 도입하게 된다. 본 연구에서는 표준 k- ϵ 난류모형을 사용하였다. 표준 k- ϵ 모형에서는 다음과 같이 와점성(eddy viscosity) 계수를 정의한다.

$$\mu_t = C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (7)$$

여기서 C_μ 는 0.09의 값을 갖는다.

난류에너지 k 와 난류소산률 ϵ 은 다음 식으로 결정된다.

$$\rho \frac{Dk}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \tau_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \rho \epsilon \quad (8)$$

$$\rho \frac{D\epsilon}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + C_{\epsilon 1} \frac{\epsilon}{k} \tau_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - C_{\epsilon 2} \rho \frac{\epsilon^2}{k} \quad (9)$$

여기서 $C_{\epsilon 1}$ 는 1.44, $C_{\epsilon 2}$ 는 1.92, σ_k 는 1.0, 그리고 σ_ϵ 는 1.3의 값이 사용되었다.

식 (2), (5)와 (6)에 나타난 $\hat{\boldsymbol{\tau}}_f$ 는 다음과 같이 점성응력 τ'_{ij} 와 난류 레이놀즈 응력 τ_{ij} 를 포함한다.

$$\hat{\boldsymbol{\tau}}_f = \tau'_{ij} + \tau_{ij} \quad (10)$$

k- ϵ 모형에서 난류 레이놀즈 응력 τ_{ij} 는 다음 식으로 결정된다.

$$\tau_{ij} = -\rho \overline{u'_j u'_i} = \mu_t \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho k + \mu_t \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \delta_{ij} \quad (11)$$

3. 계산절차

3.1 임펠러 설계와 3차원 모델링

축류펌프의 임펠러 설계는 관형의 3차원 곡면을 그림 2와 같이 2차원 평면에 펼친 캐스케이드로 가정하고 설계한다. 그림에서 U 는 임펠러의 회전속도, β_1 는 입구 유동각, β_2 는 출구 유동각이며 임펠러의 설계결과로 결정되는 것은 각 반경방향의 위치에서 각 블레이드 단면의 설치각(ξ), 입구각(β_1'), 출구각(β_2'), 캠버각(θ), 코드길이(l), 피치(t)이다. 이론설계로부터 이와 같은 설계값들이 도출되면 이 값을 입력으로 I-DEAS의 프로그램 파일을 생성하여 3차원 모형을 쉽게 구현할 수 있게 하였다. 자세한 내용은 참고문헌 [1], [3], [4]에 잘 나타나 있다.

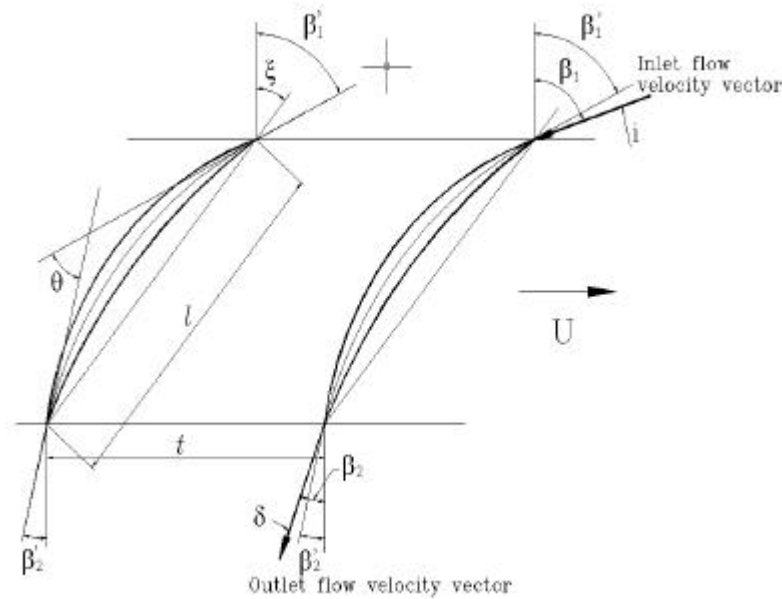


그림 2 임펠러 캐스케이드 및 블레이드 형상

3.2 격자생성

임펠러의 내부유동을 해석하기 위해서는 계산영역에 유한개의 격자를 생성하여야 한다. 격자계(grid system)는 정렬 격자(structured grid)와 비정렬 격자(unstructured grid)로 크게 나눌 수 있다. 정렬격자는 비정렬 격자보다 양질의 해석결과를 가져다주지만 복잡한 형상에 대한 격자생성에는 많은 난점이 있다. 비정렬 격자는 복잡한 형상에서도 격용이 쉽기 때문에 수치해석의 질만 개선된다면 공학적인 문제의 대부분이 복잡한 형상을 갖기 때문에 그 응용사례가 증가될 것으로 예상된다. 일례로 FLUENT에서도 정렬격자 solver의 버전 향상은 더 이상 없고 비정렬 격자 solver에 대한 개선에만 주력할 것을 밝히는 것을 볼 때 비정렬 격자의 응용성은 크다고 볼 수 있다. 본 연구에서는 I-DEAS로 모델링 한 임펠러를 이용하여 계산영역을 구성하고 I-DEAS의 격자생성 tool을 이용하여 표면격자를 생성한 후, FLUENT에서 포함된 격자생성 소프트웨어를 이용하여 3차원 비정렬 격자를 구성하였다.

3.3 I-DEAS의 3차원 모형을 이용한 유동해석절차

I-DEAS에서 완성된 3차원 모델링을 이용한 임펠러 내부유동의 해석 절차를 그림 3에 간략하게 나타내었다. 먼저 임펠러를 제외한 내부유동장에 대한 계산영역을 I-DEAS에서 3차원 모델로 생성한다. 그리고 계산

영역에 대한 모형에서 앞서 모델링한 임펠러를 빼면 그림 3의 두 번째 그림에 보여진 임펠러 형상을 포함하는 계산영역에 대한 모형을 얻을 수 있다. 임펠러의 계산영역은 회전방향으로 periodic한 형상을 갖기 때문에 계산시간을 단축하기 위하여 periodic 조건을 이용하도록 구성하였다.

구성된 계산영역으로 I-DEAS의 격자생성 방법^[6]을 이용하여 표면격자를 생성하고 적용할 경계조건에 따라 표면격자를 그룹화(grouping)한다. 만약 하나의 그룹으로 표면격자를 생성하면 FLUENT에서는 표면격자 모두가 하나의 경계로 인식되기 때문에 경계조건의 적용이 어렵다. 이와 같이 생성된 표면격자와 계산영역에 대한 정보는 universal 파일로 바꾸어 FLUENT의 비정렬 격자 생성 소프트웨어인 T-Grid에서 읽을 수 있으며 복잡한 3차원 임펠러 형상에 대한 비정렬 격자를 간단하게 생성할 수 있게 되고 FLUENT에서 계산될 수 있다. 디퓨저에 대한 격자도 같은 방법으로 생성된다.

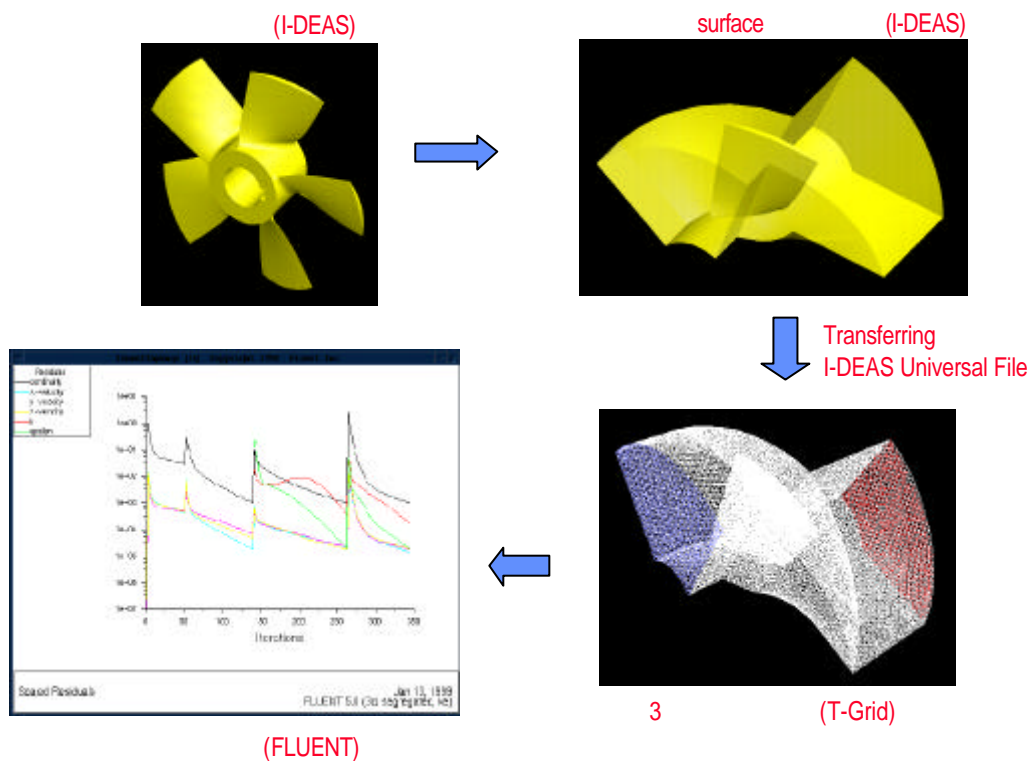


그림 3 임펠러 3차원 모델링 결과를 이용한 유동해석 절차

3차원 비정렬 격자와 앞서 소개한 회전좌표계의 지배방정식과 periodic 조건을 사용하여 FLUENT에서 임펠러와 디퓨저의 유동해석을 할 수 있다. 이와 같이 I-DEAS의 모델링 결과를 이용함으로써 유동해석에 필요한 노력의 대부분을 차지하는 격자생성을 용이하게 하여 설계변경에 따른 유동해석을 별도의 큰 노력 없이 할 수 있도록 한다.

FLUENT로 유동해석이 끝나면 설계된 유량과 회전수에서 필요한 양정이 나오는지 확인하는 것이 가장 중요하다. 양정은 임펠러 입구와 디퓨저의 출구에서 전압력(total pressure) 차이로부터 다음 식으로 쉽게 확인할 수 있다.

$$H = \frac{\Delta p_{tot}}{\rho g} \quad (12)$$

4 계산결과

4.1 대상문제

이론적 설계로 얻어진 임펠러와 디퓨저를 선박해양연구소에서 제작하고 그곳의 수동(water tunnel)에서 실험을 수행하여 양정 및 여러 위치에서 속도분포를 측정하였다. 따라서 실험에 사용된 임펠러를 본 연구의 대상문제로 하였다. 본 연구의 사용된 임펠러와 디퓨저의 설계결과가 표 1에 나타나 있다. 임펠러와 디퓨저의 단면형상은 DCA(Double Circular Arc) 형태를 갖는다.

그림 4는 설계된 임펠러와 디퓨저를 I-DEAS에서 3차원 모델링한 결과를 보인 것이다. 임펠러와 디퓨저의 블레이드 수는 각각 5개와 9개이다. 그림 5는 사면체로 구성된 임펠러와 디퓨저의 격자계를 나타내고 있다. 격자계는 사면체 비정렬 격자로 구성되었으며 회전방향에 대하여 periodic 조건을 적용할 수 있도록 하였다. 사용된 전체 사면체 수는 393,359개로 임펠러에 215,063개, 디퓨저에 178,296개가 사용되었으며 전체 격자점 수는 81,764개이다.

표 1 임펠러와 디퓨저의 설계값

<임펠러>

$R(\text{mm})$	32.5	38.6	48.6	56.8	64.0	70.4	76.3	81.8	87.0	91.8	96.4	98.7
$k(\text{mm})$	49.6	51.1	53.6	55.7	57.5	59.2	60.6	62.0	63.3	64.6	65.7	66.3
$d(\text{mm})$	40.8	48.5	61.0	71.4	80.4	88.5	95.9	102.8	109.3	115.4	121.2	124.0
두께($\%$)	10.	9.63	9.03	8.53	8.10	7.71	7.35	7.02	6.71	6.41	6.13	6.00
$\beta_1(\text{deg})$	50.3	55.0	60.9	64.5	67.1	69.0	70.5	71.7	72.7	73.6	74.3	74.7
$\beta_2(\text{deg})$	23.5	36.9	50.0	56.7	60.9	63.8	65.9	67.6	69.0	70.2	71.1	71.6

<디퓨저>

$R(\text{mm})$	32.5	38.8	49.0	57.4	64.7	71.3	77.3	82.9	88.1	93.1	97.7	100.
$k(\text{mm})$	43.6	44.3	45.2	46.1	46.8	47.4	48.0	48.6	49.1	49.6	50.0	50.2
$d(\text{mm})$	22.7	27.1	34.2	40.1	45.2	49.8	54.0	57.9	61.5	65.0	68.2	69.8
두께($\%$)	8.	8.	8.	8.	8.	8.	8.	8.	8.	8.	8.	8.
$\beta_1(\text{deg})$	35.6	31.0	25.6	22.3	20.0	18.3	16.9	15.9	15.0	14.2	13.6	13.3
$\beta_2(\text{deg})$	-5.67	-4.16	-2.84	-2.16	-1.78	-1.51	-1.31	-1.15	-1.03	-0.94	-0.86	-0.82

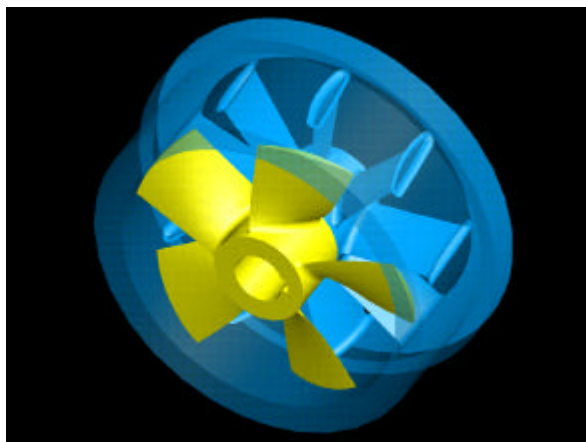


그림 4 임펠러와 디퓨저의 3차원 모형

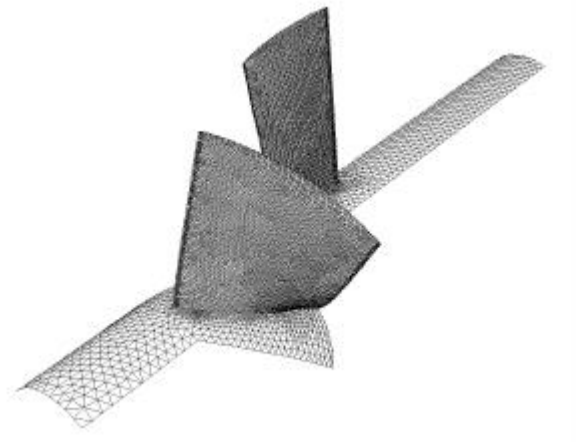


그림 5 임펠러와 디퓨저의 격자계

4.2 유동조건과 경계조건

본 연구에 사용된 임펠러의 작동조건은 유량 $0.2778 \text{ m}^3/\text{sec}$, 회전수 3492 rpm (각속도 365.7 rad/sec)에서 작동한다. 허브(hub) 직경이 65 mm , 외경이 200 mm 의 크기를 가지며 입구에서의 유속은 9.886 m/sec 로 일정하게 유입된다고 가정한다.

임펠러의 입구 경계조건으로는 유입되는 전압력과 유속 및 유동각(flow angle)을 주었다. 회전하는 임펠러와 고정된 디퓨저 사이의 경계조건은 각각 서로에 대하여 정상상태라고 가정하고 혼합평면법(mixing plane method)을 사용하였다. 이 방법은 혼합평면이 임펠러의 출구와 디퓨저의 입구 사이에 존재하며 이 평면을 통하여 서로간의 유동정보를 교환하게 하는 것이다. 혼합과정은 원주방향의 면적 평균을 통해 이루어지고 질량과 운동량이 보존되게 된다. 혼합평면법은 원주방향을 따라 각 변수들의 시간에 따른 변화를 관찰하지 못하지만 정상상태에서 반경방향의 유동 분포를 그대로 보존할 수 있어 회전자(rotor)와 고정자(stator)가 존재하는 터보기계의 정상상태 해석에 많이 이용되는 방법이다. 따라서 임펠러 출구 경계조건은 압력만이 디퓨저의 입구에서 계산된 정압(static pressure) 분포를 이용하여 결정되며 나머지 변수는 내부에서 외삽(extrapolation)된다. 디퓨저 입구조건은 임펠러의 출구에서 계산된 값들을 이용한다. 디퓨저 출구에서 압력 경계조건은 반경방향은 압력분포를 가정하거나 단순반경평형식(simplified radial equilibrium equation)을 사용하여 정압분포를 결정하게 되는데 본 연구에서는 단순반경평형식을 적용하였다. 벽면조건은 점착(no-slip) 조건과 벽함수(wall function)법을 사용하였다.

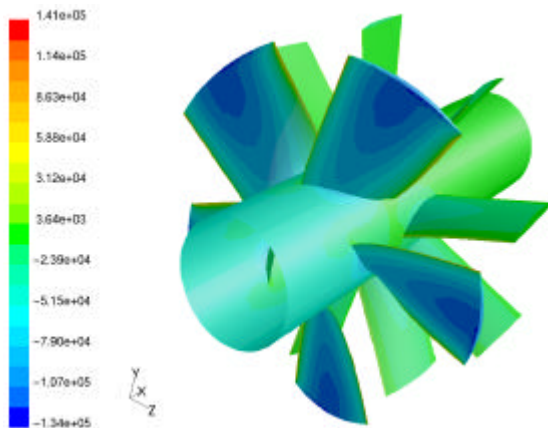


그림 6 임펠러와 디퓨저의 정압분포

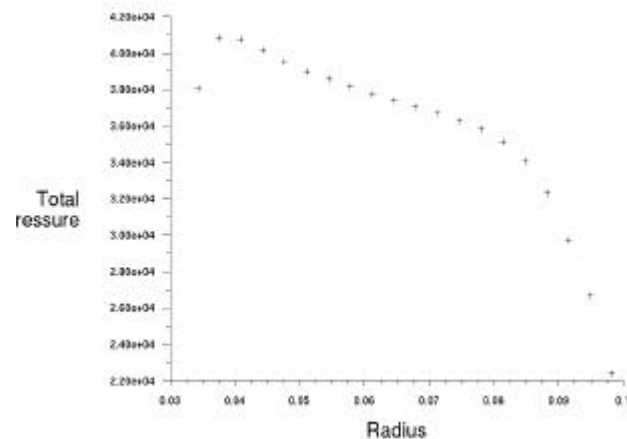


그림 7 반경방향을 따른 전압력분포

4.3 결과

그림 6은 임펠러와 디퓨저의 허브와 블레이드에서 정압분포를 등고선 형태로 나타낸 것이다. 임펠러는 팁 부근을 제외하고는 반경방향으로 각 코드에서 비슷한 형태의 압력분포를 보이고 있다. 팁에서의 차이는 임펠러 블레이드의 흡입면(suction surface)과 압력면(pressure surface)의 압력차로 발생한 팁 간격을 통한 roll-up의 영향 때문이다. 일반적인 에어포일 형태의 블레이드가 저압력 영역을 leading edge에 가깝게 위치시키고 압력구배(pressure gradient)가 큰데 반하여 본 계산에 사용된 DCA 형상으로 설계된 임펠러는 DCA의 형상 특성을 그대로 반영하여 낮은 압력 영역을 leading edge보다는 코드의 중앙에 가깝게 위치시키고 압력변화도 완만하게 만들고 있다. 디퓨저의 압력분포는 큰 변화를 보이지 않고 설계자의 의도대로 축방향으로 흐름을 유도하는 역할만 수행하고 있음을 알 수 있다.

그림 7은 임펠러와 디퓨저를 지난 흐름의 반경 방향을 따른 총 압력분포를 평균하여 도시한 것이다. 반경

방향의 증 압력분포가 일정하지 않고 허브와 팁에서 많은 변화를 보이고 있다. 이것은 임펠러의 허브와 팁에서 압력손실이 발생하고 있다는 것을 의미한다. 반경방향이 증가할수록 전압력 손실이 증가하는 것은 반경이 증가할수록 회전속도가 증가하여 임펠러의 형상손실(profile loss)이 증가하기 때문이다.

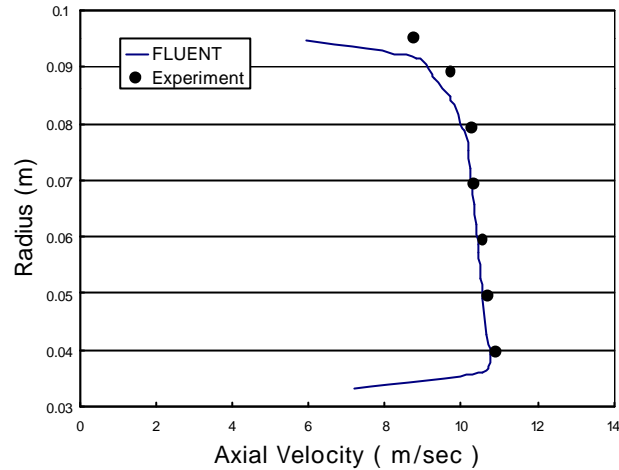


그림 8 디퓨저 뒤의 축방향 속도분포 비교

그림 8은 디퓨저 뒤에서 측정된 축방향 속도분포를 실험값과 함께 나타낸 것이다. 복잡한 비정상 3차원 유동을 혼합평면법을 이용한 정상유동으로 해석하였음에도 불구하고 실험 결과에 상당히 근접한 계산결과를 보이고 있다. 팁 근처에서 실험에 비해 속도의 결손(deficit)이 나타나는 것은 디퓨저의 벽면에서 성근(coarse) 격자의 사용으로 벽면에서 경계층의 확산을 과도하게 예측하기 때문으로 추측된다. 벽면에 격자를 밀집시키지 못한 이유는 본 계산에 사용된 격자가 사면체 격자여서 벽면 근처에 밀집된 격자를 만들려면 너무 많은 격자를 요구하게 되며 결과적으로 많은 계산시간이 소모된다. 따라서 임펠러와 블레이드에는 밀집된 격자를 구성하였지만 허브와 바깥 벽면에는 상대적으로 성근 격자를 구성하였다. 좀더 효율적이고 정확한 계산을 위해서는 벽면에 격자를 밀집시키기 쉬운 육면체 격자의 사용을 요구한다.

계산된 임펠러와 디퓨저의 전압력 차이는 약 34.5 kPa로 5m 정도의 양정에 해당한다. 실험으로 측정된 양정은 3.46m로 계산결과와 차이를 보이고 있다. 이것은 계산결과가 임펠러에서 발생하는 블레이드 형상, 2차 유동(secondary flow), 팁 누수(tip leakage)에 의한 손실 및 회전하는 임펠러와 고정된 벽면사이의 마찰손실인 환형손실(annular loss)을 정확하게 예측하지 못하고 있기 때문이다. 이러한 손실들을 정확히 계산하려면 점성유동 계산에 효율적인 격자구성과 회전유동의 예측에 적합한 난류모델에 고려가 필요할 것이다.

5. 결론

이론적인 수력학적 설계로부터 I-DEAS 소프트웨어를 이용하여 작성된 MCP 임펠러의 3차원 모델을 유동 해석 소프트웨어인 FLUENT에 연계하여 해석하는 절차를 개발하고, SMART MCP의 임펠러와 디퓨저에서의 유동을 해석하고 실험 값과 비교하였다. 속도분포는 실험과 유사한 결과를 얻을 수 있었지만 양정은 내부에서 발생하는 손실을 제대로 모사하지 못하여 실험보다 크게 예측된 결과를 주었다. 보다 정확한 해석을 위해서는 회전유동에 적합한 난류모형의 도입과 점성유동 해석에 보다 효과적인 육면체 격자를 이용한 연구가 필요할 것이다. FLUENT 수치해석으로 펌프의 정확한 성능 예측은 불가능하지만 설계가 설계자의 의도대로

되었는지 정성적으로 확인할 수 있었다. 따라서 본 연구에서 구성된 절차를 MDP 임펠러 설계에 이용하면 설계결과의 타당성을 정성적으로 확인할 수 있어 실험에 앞선 피이드백을 이론설계에 줄 수 있다.

후 기

본 연구는 과학기술부의 원자력연구개발사업의 일환으로 수행되었습니다.

5 참고문헌

- [1] 김민환, 김종인, 박진석, 송재욱, 정명균, "SMART 병각재순환펌프의 임펠러 설계," '98 추계학술발표회 논문집, 한국원자력학회, 1998.
- [2] Novak, R. A., "Streamline Curvature Computing Procedures for Fluid-Flow Problems," ASME J. of Eng. for Power, Vol. 89, pp. 478-490, 1967.
- [3] 김민환, 김종인, 박진석, 김용완, 김지호, "축류펌프 임펠러의 3차원 형상설계 기술개발," KAERI TR-1267, 1999.
- [4] 김민환, 김종인, 박진석, 김용완, 김지호, "I-DEAS 프로그램 파일을 이용한 축류펌프 임펠러의 3차원 형상설계 기법 개발," '98 I-DEAS User's conference, 1988.
- [5] *FLUENT 5 User's Guide*, Fluent Incorporated, July, 1998.
- [6] *I-DEAS Master series*, Version 5.0, SDRC Korea.
- [7] Dring, R. P. and Spear, D. A., "The Effects of Wake Mixing on Compressor Aerodynamics," Journal of Turbomachinery, Transactions of the ASME, Vol. 113, pp. 600-607, 1991.