

터보펌프 인듀서 주변 극저온 유동에 대한 수치해석 연구

민대호* · 김형준* · 김종암*†

Numerical Computations of Cryogenic Flows around Turbopump Inducer

D. Min* · H. Kim* · C. Kim*†

ABSTRACT

본 연구에서는 터보펌프 인듀서 주변의 극저온 유동장에 대한 수치해석을 주로 다룬다. 이를 위해 수치해석에 사용된 수치기법에 대한 내용을 우선 다룬다. 수치기법에 대한 검증 문제로 2차원/축대칭 극저온 유동문제를 해석하였고 이 과정에서 다양한 공동모델에 대한 비교 연구를 수행하였다. 마지막으로 3차원 터보펌프 인듀서에 대한 수치해석을 수행하고, 실험 결과와 타 연구결과와 비교함과 동시에 극저온 유체에서 나타나는 공동현상의 특징을 살펴보았다.

초 록

This paper deals with numerical computations of cryogenic flows around turbopump inducer. Firstly, we introduce numerical methods to compute compressible/incompressible cryogenic two-phase flow. As a validation problem, computation results of 2 dimensional/axi-symmetric cryogenic flow will be presented. In this process, various cavitation model will be compared. Finally, numerical simulation of 3 dimensional turbopump inducer will be presented.

Key Words: Cryogenic Cavitation, Compressible/Incompressible Two-phase Flow, Turbopump Inducer Simulation

1. 서 론

일반적으로 극저온 유체에서 발생하는 공동현상은 강한 온도 효과와 큰 물성치 변화를 수반하고 있어, 물에서의 공동현상과는 그 양상이 판이하게 다르다. 이러한 극저온 공동현상은 주로 액체로켓의 산화제와 연료를 가압하는 Turbo

pump inducer에서 자주 발생하게 되는데, 이는 Turbopump의 가압 성능을 저하시키거나 구조 진동을 유발하여 기기 손상을 입히는 등의 문제를 야기시킨다. 그러므로 극저온 공동현상을 정확하게 예측하는 것은 Turbopump의 성능을 향상시키는 데 있어 아주 중요하다고 할 수 있다.

극저온 공동현상의 온도효과는 다음과 같이 설명할 수 있다. 일반적으로 극저온 유체는 물에 비해 기체 밀도 대비 액체 밀도가 상대적으로

* 서울대학교 기계항공공학부

† 교신저자, E-mail: chongam@snu.ac.kr

작다. 그러므로 극저온 유체는 공동을 발생시키는데 상대적으로 많은 양의 액체가 기화되어야 한다. 이 과정에서 흡열 반응이 더 두드러지게 나타나게 되고, 극저온 유체의 공동 내부에서는 온도가 상대적으로 더 많이 감소하게 된다. 그런데 유체의 포화 압력은 온도의 함수로써 국부적으로 나타나는 온도의 감소는 해당영역에서의 포화 압력 감소로 이어지게 된다. 이는 결국 공동현상의 발생을 억제하는 효과를 가지게 되는데 이를 극저온 공동현상의 온도효과라고 한다. 일반적으로 이런 온도효과에 의한 공동 억제현상은 일반적인 펌프보다 극저온 유체를 작동유체로 하는 펌프시스템에 있어 성능을 높여주는 역할을 하기도 하지만, 유동의 비정상성에 의한 온도상승은 공동 불안정성에 원인이 되기도 한다.

극저온 공동현상에 대한 수치적 연구는 다양한 연구 그룹들에 의해 광범위하게 수행되어 왔다. Reboud 그룹은 비압축성 유체 solver인 Fine/turbo와 barotropic equation of state을 통해 2차원 cascade 문제 및 3차원 Turbopump inducer를 해석하였다[1]. Merkle 그룹은 경험적인 상수를 포함한 공동모형을 개발하였고[2], Kunz 그룹도 유사한 형태의 공동모형을 개발하였으나 공동이 발생하는 과정을 Ginzburg-Landau potential로부터 유도했다는 점에서 차이가 있다[3]. Singhal 그룹은 Rayleigh-Plesset equation을 기반으로 한 공동모형을 개발하였으며[4], Shyy 그룹은 공동과 외부 사이의 interfacial dynamics를 기반으로 한 공동모형을 개발하였다[5]. Hosangadi 그룹은 압축성/비압축성이 solver와 Merkle 그룹의 공동모형을 결합하여 다양한 문제를 해석하였다[6].

본 연구에서는 압축성/비압축성이 혼재된 공동이 형성된 유동 해석을 위해 예조건화를 도입하였고, 본 연구그룹에서 개발된 정확하고 강건한 이상유동 RoeM 수치기법을 사용하였다. 또한 극저온 유체의 물성치를 정확하고 효율적으로 모사하기 위해 NIST database[7]에 대한 regression analysis model을 상태방정식으로 근사하였다. 이를 바탕으로 다양한 2차원 형상에서

의 공동현상을 해석하고 각 공동모형의 특징을 비교하였다. 마지막으로 3차원 Turbopump inducer에 대한 수치해석을 수행하고, 실험 결과와 타 연구결과와 비교함과 동시에 극저온 유체에서 나타나는 공동현상의 특징을 살펴보았다.

2. 수치기법

2.1 지배방정식

균질 혼합류 모델(Homogeneous Equilibrium Model)을 이용한 압축성/비압축성 이상유동 지배방정식은 혼합류의 질량, 운동량, 에너지 보존식과 기체상의 질량보존식으로 구성된다. 각각의 상을 구분하는 함수로는 여러 가지 방법이 있지만 본 연구에서는 질량비율(mass fraction)을 이용하여 액체상과 기체상을 구분하였다. 예조건화된 2차원 이상유동 지배방정식은 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + \Gamma \frac{\partial Q_p}{\partial \tau} + \frac{\partial E}{\partial x} + \frac{\partial F}{\partial y} + \frac{\partial G}{\partial z} = D_V + S_{pc} \quad (1)$$

보존량 벡터 Q 와 원시변수벡터 Q_p 는 다음과 같다.

$$Q = [\rho_m, \rho_m u, \rho_m v, \rho_m w, \rho_m E_m, \rho_m Y_1] \quad (2)$$

$$Q_p = [p, u, v, w, T, Y_1]$$

예조건화를 위한 행렬 Γ 에서는 시스템의 고유값들이 서로 유사한 차원의 값을 갖도록 pseudo-compressibility parameter를 정의하였다. 이에 대한 자세한 수식은 [8]에 소개되어 있다.

2.2 상태방정식

극저온 유체는 잠열이 상온의 다른 유체에 비해 훨씬 작기 때문에 작은 온도변화에도 물성치들의 변화가 민감하게 나타난다. 또한 액체상으로 존재하기 위한 온도가 낮고, 이 경우 점성이 낮아지기 때문에 유동장이 난류로 천이하기 쉽다. 이러한 특성 때문에 극저온 유동장을 해석하

는데 정확한 상태방정식을 사용해야 하며 기존의 극저온 유체의 상태방정식으로 Virial EOS, Beattie-Bridgeman EOS[9, 10], BWR EOS[11], 다양한 형태의 cubic equation EOS[12~14], MEOS(Multiparameter EOS)[15~17] 등이 존재한다. 이 중 MEOS는 높은 정확도를 보장함과 동시에 넓은 온도 및 압력 적용범위를 가지고 있는 상태방정식으로써 미국 국립 표준 기술원에서 개발한 프로그램 REFPROP(Reference Fluid Thermo dynamic and Transport Properties)에서 사용하고 있다.

본 연구에서는 지배방정식을 예조건화하는 과정에서 보존변수 중 밀도를 압력으로 대체하였으나 위의 열거한 상태방정식들은 압력을 밀도와 온도의 함수로 표현하는 형태로 되어 있다. 그러므로 음속을 계산하는 과정에서 밀도를 계산하기 위해 상태방정식에 대한 비선형해법을 필요로 한다. 그러나 이러한 과정은 수치해석 과정의 효율성을 크게 감소하는 원인으로 작용하기 때문에 본 연구에서는 상태방정식의 물성치 값에 대한 regression analysis를 수행하여 상태방정식으로 대체하였다.

2.3 공동모델

본 연구에서 공동 형성 과정은 해당 영역에서의 압력을 통해 상 변화 소스항을 계산하여 다음과 같이 모델링하였다.

$$S_{pc} = (0, 0, 0, 0, 0, \dot{m}_t) \dot{m}_t = m_e - m_c \quad (3)$$

여기에서 m_e 는 액체상이 기화하는 변화량이고 m_c 는 기체상이 응축되는 변화량이다. 이 변화량들은 다양한 모델들에 의해 결정되며 본 연구에서는 Merkle's model, Kunz's model, Singhal's model, Mushy IDM들을 적용하여 계산하고 비교하였다. 각 모델들은 표1과 같이 표현된다. Merkle's model과 Kunz's model은 공동의 생성 및 소멸항을 경험적인 상수를 통해 조절한다. Singhal's model은 경험적인 상수를 사용하지 않고 작동 유체의 물리적 특성을 반영하기 위해 표면 장력(σ)를 사용한다. Mushy IDM

표 1 각 공동모델별 공동 생성량 및 소멸항

Model	공동 생성량 및 소멸항
Merkle's model	$m_e = \frac{C_e \max(P_v - P, 0) \rho_l \alpha_l}{(0.5 \times \rho_\infty u_\infty^2) t_\infty}$ $m_c = \frac{C_c \max(P - P_v, 0) \rho_v \alpha_v}{(0.5 \times \rho_\infty u_\infty^2) t_\infty}$
Kunz's model	$m_e = \frac{C_e \max(P_v - P, 0) \rho_l \alpha_l}{(0.5 \times \rho_\infty u_\infty^2) t_\infty}$ $m_c = \frac{C_c \rho_v \alpha_v \alpha_l^2}{t_\infty}$
Singhal's model	$m_e = C_e \frac{u_\infty}{\sigma} \rho_l \rho_v (1 - Y_1) \times \sqrt{\frac{2 \max(P_v - P, 0)}{3 \rho_l}}$ $m_c = C_c \frac{u_\infty}{\sigma} \rho_l \rho_v Y_1 \times \sqrt{\frac{2 \max(P - P_v, 0)}{3 \rho_l}}$
Mushy IDM	$m_e = \left\{ \frac{\rho_l}{\rho_v} + \left(1 - \frac{\rho_l}{\rho_v}\right) e^{-(1-\alpha_l)/\beta} \right\} \times \frac{\rho_v}{\rho_l} \left\{ \frac{\max(P_v - P, 0) \rho_l \alpha_l}{(U_{m,n} - U_{l,n})^2 (\rho_l - \rho_v) t_\infty} \right\}$ $m_c = \frac{\rho_l}{\rho_m} \frac{\max(P - P_v, 0) \rho_v \alpha_v}{(U_{m,n} - U_{l,n})^2 (\rho_l - \rho_v) t_\infty}$

은 경험적인 상수 대신에 공동과 외부의 경계면에서의 유동 속도를 사용한다.

2.4 공간차분기법

공동현상이 존재하는 유동장은 액체상과 기체상 사이의 음속의 차가 크기 때문에 압축성 영역과 비압축성 영역이 혼재하게 된다. 그러므로 공간차분기법도 압축성/비압축성 영역을 동시에 해석할 수 있어야 하는데 본 연구에서는 예조건화한 RoeM을 사용했다. 이 RoeM 공간차분기법은 충격과 불안정성을 해결하기 위해 국부 압력과 마하수 분포를 기반으로 제어함수 f와 g를 정의한다. 또한 접촉 불안속면을 정확하게 포착하면서도 팽창영역의 불안정성을 제거하기 위해

signal velocity b_1 과 b_2 를 사용하는데, 여기에서는 최종적인 수식만 소개하겠다. 이에 대한 자세한 설명은 참고문헌 [8]에서 볼 수 있다.

$$E_{1/2} = \frac{1}{b_1^* - b_2^*} [b_1^* \times E_L - b_2^* \times E_R + b_1^* \times b_2^* \times \left(\Delta Q^* - \frac{g}{1 + |\widehat{M}^*|} B \Delta Q^{**} \right)] \quad (4)$$

$$Q^* = [\rho_m, \rho_m u, \rho_m v, \rho_m w, \rho_m H, \rho_m Y_1]^T \quad (5)$$

$$B \Delta Q^{**} = \left(\Delta \rho_m - f \frac{\Delta P}{D^2} \right) \begin{pmatrix} \hat{u} \\ \hat{v} \\ \hat{w} \\ \hat{H} \\ \hat{Y}_1 \end{pmatrix} + \hat{\rho}_m \begin{pmatrix} 0 \\ \Delta u - n_x \Delta U \\ \Delta v - n_y \Delta U \\ \Delta w - n_z \Delta U \\ \Delta H \\ \Delta Y_1 \end{pmatrix} \quad (6)$$

$$\widehat{M}^* = \text{sign}(\widehat{M}^*) \times \min(1, |\widehat{M}^*|) \quad , \quad \widehat{M}^* = \widehat{U}' / \widehat{D} \quad (7)$$

$$\text{여기서 } b_1^* = \max(\widehat{U}' + \widehat{D}, U_L' + \widehat{D}, 0) \\ b_2^* = \min(\widehat{U}' - \widehat{D}, U_R' + \widehat{D}, 0) \quad (8)$$

$$f = \begin{cases} 1 & , \quad \hat{u}^2 + \hat{v}^2 = 0 \\ |\widehat{M}^*|^h & , \quad \hat{u}^2 + \hat{v}^2 \neq 0 \end{cases} \quad (9)$$

$$g = \begin{cases} 1 & , \quad \widehat{M} = 0 \\ |\widehat{M}^*|^{1 - H_{1/2}} & , \quad \widehat{M} \neq 0 \end{cases} \quad (10)$$

$$h = 1 - \min(\Pi_{1/2}^*, \Pi_{L,1/2}^*, \Pi_{L,-1/2}^*, \Pi_{R,1/2}^*, \Pi_{R,-1/2}^*)$$

2.5 시간적분기법

LU-SGS는 Block diagonal solver가 필요 없는 내재적 시간 적분 기법으로, 효율성이 좋기 때문에 널리 사용되고 있다. 본 연구에서는 예조건화 행렬을 포함하는 비정상 2차원 점성 문제에 대해, 비점성항과 점성항 모두를 내재적으로 처리한 LU-SGS를 사용하였고, 다음과 같다.

$$\text{Lower sweep: } L \Delta Q_P^* = RHS$$

$$\text{Upper sweep: } U \Delta Q_P^* = D \Delta Q_P^*$$

$$L = \left[\frac{\Gamma_{C,i,j}}{J \Delta \tau} - A_{p,i-1,j}^+ - B_{p,i,j}^+ - r_{Mv,i+1,j} \Gamma_{e,i-1,j} - r_{Mv,i,j-1} \Gamma_{e,i,j-1} \right] \quad (11)$$

$$D = \frac{\Gamma_{C,i,j}}{J \Delta \tau} \quad (12)$$

$$U = \left[\frac{\Gamma_{C,i,j}}{J \Delta \tau} + A_{p,i+1,j}^- + B_{p,i,j+1}^- - r_{Mv,i+1,j} \Gamma_{e,i+1,j} - r_{Mv,i,j+1} \Gamma_{e,i,j+1} \right] \quad (13)$$

3. 수치해석 결과

3.1 Hord hydrofoil problem

우선 1973년 Hord가 수행한 실험연구를 수치적으로 해석하였다. 이 문제는 액체 질소 및 액체 수소를 작동 유체로 하여 수행하였으며 실험 연구에 사용된 터널 및 수중익형의 형상은 참고문헌 [18]에 설명되어 있다. Hord는 이 수중익형 실험에서 다양한 유동조건을 적용하였으나 본 연구에서는 표 2, 표 3에 정리된 7가지 유동조건에 대해 수치해석을 수행하였다.

액체 질소의 해석조건 289C, 290C, 293A은 유사한 자유류 속도를 가지나 자유류 온도가 다르거나 공동상수가 다른 경우이고, 293A와 294F는 유사한 자유류 온도 및 공동상수를 가지나 자유류 속도가 다른 경우이다. 액체 수소의 해석조건 231C, 247B, 249D는 유사한 자유류 속도 및 온도를 가지나 공동상수가 서로 다른 경우이다.

표 2 액체질소를 작동유체로 한 해석 조건

해석조건	온도(K)	속도(m/s)	공동상수
289C	88.64	23.5	1.55
290C	83.06	23.9	1.7
293A	77.64	24	1.75
294F	77.94	9.8	1.78

표 3 액체수소를 작동유체로 한 해석 조건

해석조건	온도(K)	속도(m/s)	공동상수
231C	20.63	51.4	1.34
247B	20.69	65.2	1.68
249D	20.7	58.1	1.57

그림 1은 해석 결과의 한 예로써 각각 압력, 온도, 마하수 분포를 표현한 것이다. 그림 2-(a)에서 볼 수 있듯이 수중익형과 터널 사이의 거리 간격이 크지 않아 압력장에 영향을 미치고

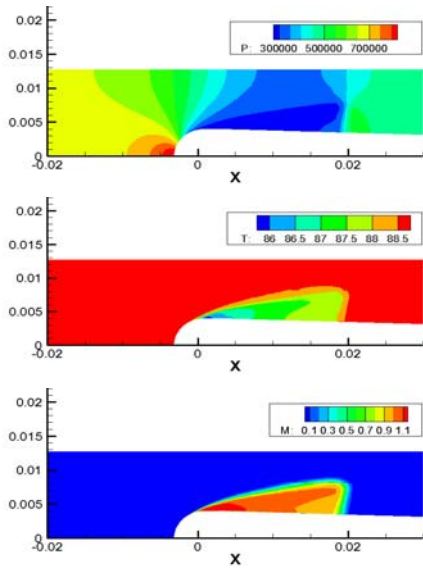


그림 1 작동유체가 액체질소인 경우에서의 해석 결과(해석조건 289C, Merkle's model)

있어 해석 모델에 대한 정확한 모사가 필요함을 알 수 있다. 그림 2-(b)의 온도 분포에서 보면 공동 영역 내부에서 온도 변화가 약 2~2.5(K) 정도 나타난 것을 볼 수 있다. 이는 열용량이 큰 물의 경우에 비해 판이하게 다른 결과라고 볼 수 있다. 또한 마하수 분포를 나타내는 그림 2-(c)를 보면 기체상이 존재하는 공동 영역 내부와 액체상만이 존재하는 공동 영역 외부 사이에 마하수 차이가 크고 압축성 영역과 비압축성 영역이 혼재하고 있음을 볼 수 있다. 그림 3과 4는 두 작동유체에서의 해석 결과 중 표면에서의 압력 강하 분포 및 온도 분포를 나타낸 것이다. 여기에서 압력 강하 분포란 해당 위치에서의 압력과 자유류 포화 압력의 차이($P - P_{V,\infty}$)를 나타낸 것으로, 일반적으로 온도 효과가 거의 없는 물의 경우 이 압력 강하량은 거의 0에 가깝다. 그러나 극저온 유체는 이와는 달리 온도의 변화가 쉽게 일어나 음수를 나타내는 것을 확인할 수 있다.

또한 그림 3과 그림 4에서는 각 공동 모델별로 해석 결과를 비교하기도 했는데, 다른 공동모델과는 달리 Singhal's model만이 공동이 끝나는 영역에서의 압력 분포가 다른 공동모델에 비해 부드럽게 회복되는 것을 볼 수 있다. 이런 차이

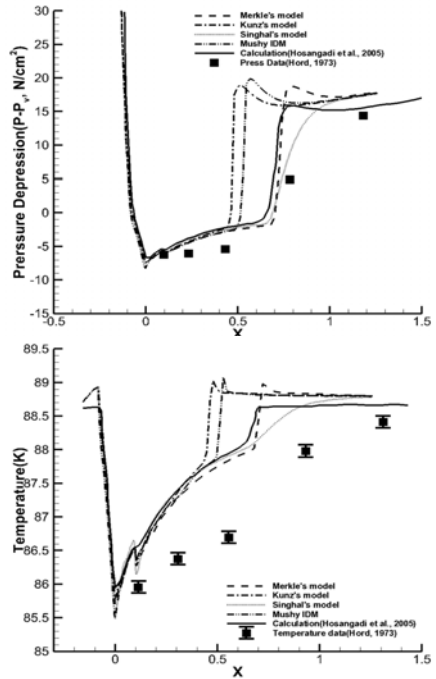


그림 2 작동유체가 액체 질소인 경우의 압력 강하 분포(위) 및 온도 분포(아래), 289C

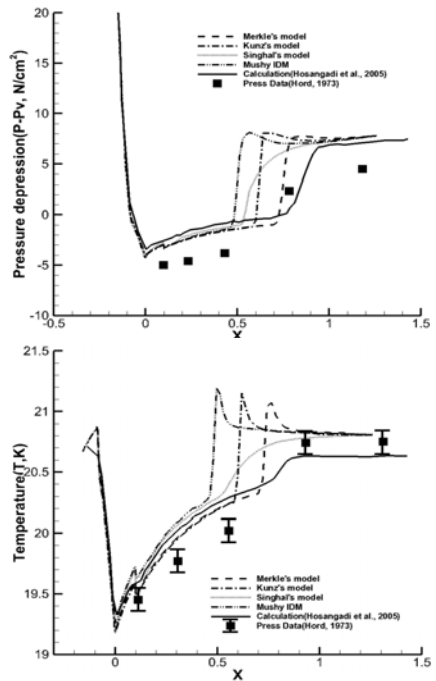


그림 3 작동유체가 액체 수소인 경우의 압력 강하 분포(위) 및 온도 분포(아래), 231C

가 나타나는 것은 공동모델의 수치적 모델링에 의한 것으로서, Singhal's model은 다른 모델과는 달리 포화압력과 국부 압력간의 차이($P_v - P$)를 제곱근항 안으로 표현했기 때문이다.

액체수소는 삼중점과 끓는점 사이의 온도범위가 액체질소에 비해 좁지만 포화압력의 범위는 유사하기 때문에 일반적으로 공동현상의 온도효과가 상대적으로 크게 일어나며, 이는 최대 압력강하량을 비교하면 확연히 알 수 있다. 작동유체가 액체질소인 해석조건 289C는 최대 압력강하량 대비 자유류 포화압력의 비가 25.4%이지만 작동유체가 액체수소인 해석조건 231C는 38.8%이다. 즉, 온도변화에 의해 나타나는 포화 물성치의 변화가 상대적으로 크게 일어나며 이는 온도효과도 상대적으로 크다는 점을 보여주는 것이다.

3.2 Hord ogive problem

2차원 축대칭 문제로 Hord가 ogive형 형상을 대상으로 한 실험연구를 수치적으로 해석해보았다. 이 실험연구에서는 터널이 전의 문제와는 달리 확장부가 있으며 실험 장비 구성에 대한 자세한 사항은 참고문헌[19]에 정리되어 있다. 또한 해석조건은 표 4, 표5에 정리하였다.

그림 4는 해석결과와 한 예로써 압력, 온도, 마하수 분포를 나타내고 있다. Hord hydrofoil problem과는 다르게 이 문제에서는 터널의 확장부에서도 공동 영역이 발생하고 있지만 공동 영역 내부에도 온도변화가 나타나고, 압축성 영역과 비압축성 영역이 혼재하는 등 전 문제와 유사한 결과를 보여주고 있다.

표 4 액체질소를 작동유체로 한 해석 조건

해석조건	온도(K)	속도(m/s)	공동상수
312D	83	23.5	0.46
322E	88.56	25.8	0.44

표 5 액체수소를 작동유체로 한 해석 조건

해석조건	온도(K)	속도(m/s)	공동상수
349B	21.33	63.9	0.38

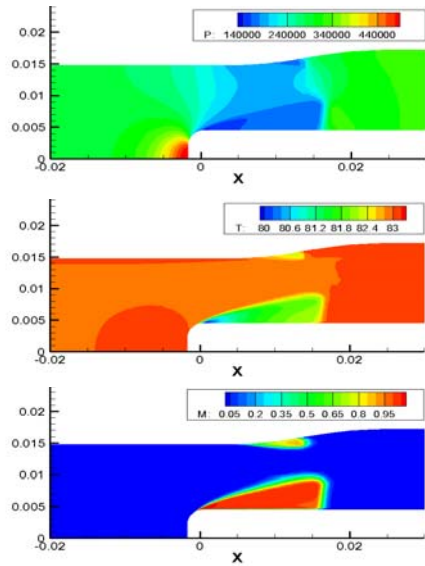


그림 4 작동유체가 액체질소인 경우에서의 해석 결과(해석조건 312D, Merkle's model)

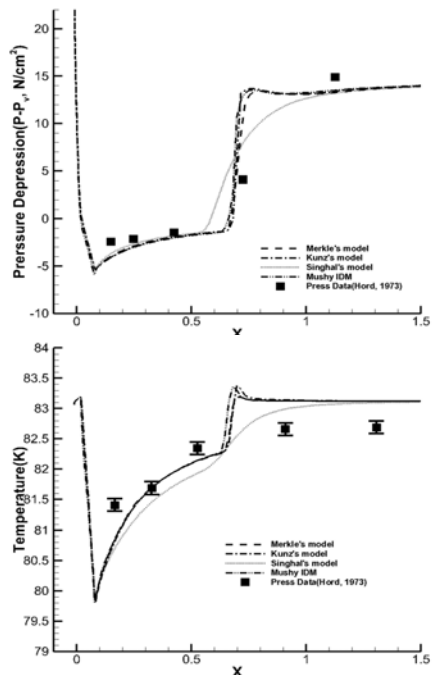


그림 5 작동유체가 액체질소인 경우의 압력 강하 분포(위) 및 온도 분포(아래), 312D

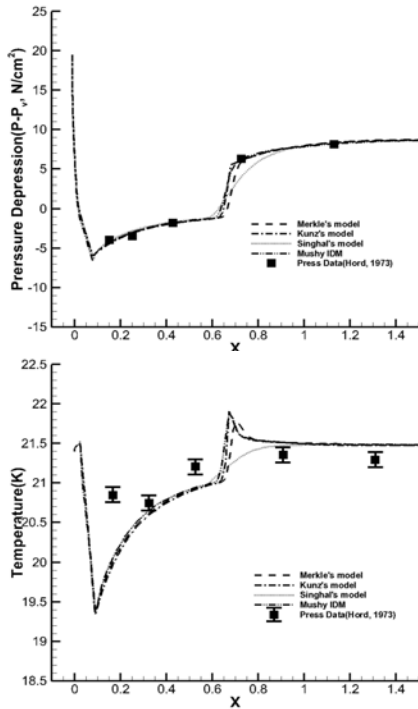


그림 6 작동유체가 액체질소인 경우의 압력 강하 분포(위) 및 온도 분포(아래), 349B

그림 5, 그림 6에서 볼 수 있듯이 각 공동모델 별 해석 결과를 비교해보면 전 문제와 마찬가지로 Singhal's model만이 공동이 끝나는 영역 부근에서 압력이 부드럽게 회복되는 것을 볼 수 있다. 또한 작동유체별로 최대 압력강하와 자유류 포화압력 비를 비교해보면, 작동유체가 액체 질소인 312D는 31.4%인 것에 비해 액체수소인 349B는 47%로 나타나 액체수소가 온도효과가 더 크게 나타남을 확인할 수 있다.

3.3 Turbopump inducer

본 연구의 목표라 할 수 있는 3차원 Turbopump inducer에 대한 수치해석 연구의 대상은 NASA Glenn 연구소에서 1970년에 실험 연구를 한 바 있는 Flat-plate helical inducer이다[20]. 해석 대상에 대한 정보는 표 6에 정리했으며 그림 7은 Leading edge 및 Trailing edge의 형상이다.

표 6 해석 대상 Inducer의 재원

Geometry parameter	TN D-7016 inducer
Rotor tip diam, cm	12.639
Rotor hub diam, cm	6.294
Number of blades	3
Tip blade angle, deg	84
Axial length, cm	5.08
Radial tip clearance, cm	0.064
Wrap angle, deg	440
Tip thickness, cm	0.170
Hub thickness, cm	0.254

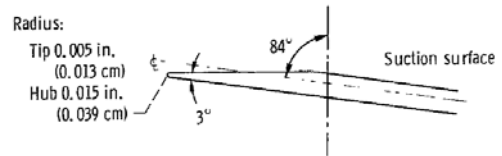


그림 7 해석대상 Inducer의 Leading edge 및 Trailing edge 형상

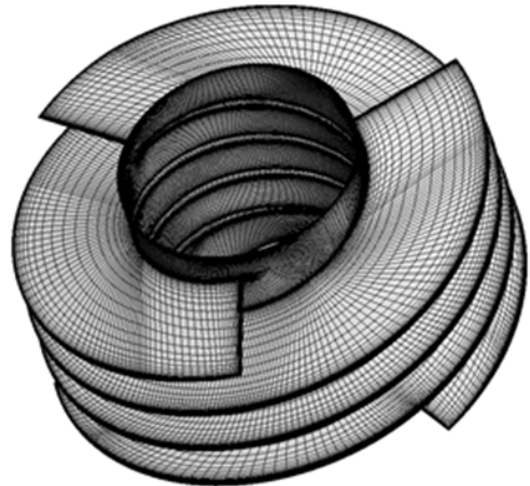


그림 8 해석대상 Inducer에 대한 표면격자 구성

해석을 위해 각 채널 당 250만개의 격자를 사용했으며, Inducer의 표면 격자를 그림 8과 같다. 해석조건은 Flow coefficient $\phi = 0.072$ 이고, Inducer의 회전 속도는 작동유체가 물인 경우 14,140RPM, 작동유체가 액체수소인 경우는

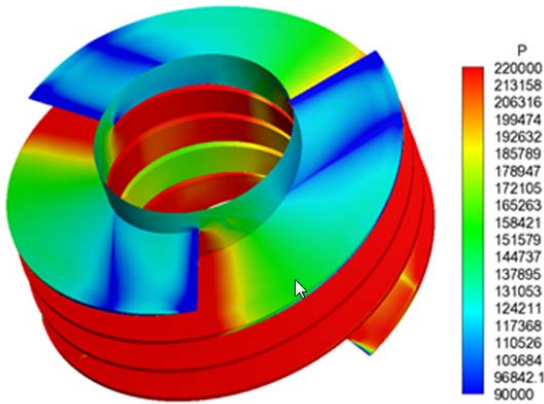


그림 9 작동유체가 수소인 경우 표면 압력 분포

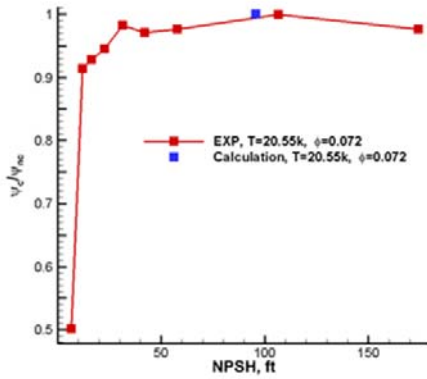


그림 10 실험값 대비 계산결과의 흡입성능 비교

20,000RPM이다. 마지막으로 Specific speed는 두 경우 모두 $N_{ss} = 25,000$ 이다.

그림 9는 작동유체가 수소인 경우의 압력분포이고 그림 10은 Inflow coefficient 대비 Total head coefficient를 나타낸 것으로 실험결과와 비교적 일치함을 볼 수 있다.

3. 결 론

본 연구에서는 액체로켓 Turbopump 등에서 발생하는 극저온 유체의 공동현상을 해석하기 위해 온도효과를 묘사할 수 있는 지배방정식 및

상태방정식을 구성하였고, 비압축성에서 압축성에 이르는 넓은 범위의 마하수에서 정확하고 안정적으로 작동하는 수치기법을 사용하여 극저온 유체의 공동현상을 해석하였다. 그 결과 극저온 유체에서 발생하는 온도효과를 공동영역에서의 온도분포 및 자유류 포화압력과 압력강하량의 차이를 비교함으로써 확인할 수 있었다. 또한 작동유체별로 최대압력 강하량 대비 자유류 포화압력 비를 비교하여 액체질소가 온도효과가 더 크게 나타남을 확인할 수 있었다. 또한 공동영역에서의 마하수 분포를 통해 압축성/비압축성 동시해석의 중요성을 확인할 수 있었다.

해석에 사용된 공동모델 별로 그 결과를 비교하면 Singhal's model은 공동이 응축되는 영역에서 부드러운 압력회복을 보여줌을 볼 수 있었으며, 3차원 Turbopump inducer를 수치적으로 해석하여 실험값과 유사한 결과를 도출할 수 있었다.

후 기

본 연구는 교육과학기술부의 우주기초원천기술개발 사업(NSL, National Space Lab, No. 20110029871), 한국항공우주연구원의 학연협력강화사업과 지원을 받아 이루어졌으며 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. O.Coutier-Delgosha, P.Morel, R.Fortes-Patella, and J.L.Reboud, "Numerical simulation of turbopump inducer cavitating behavior", Int. J. Rotating Machinery., Vol 2 (2005), pp.135-142
2. Merkle, C.L, Feng J.Z. and Buelow, P.E.O., "Computational modeling of the dynamics of sheet cavitation", Proc. Third Intern. Symp. On Cavitation, Grenoble, France, 1998
3. Kunz, R.F., Boger, D.A., Stinebring, D.R.,

- Chyczewski, T.S., Lindau, J.W., Glbeling, H.J., Venkateswaran, S. and Govindan, T.R., "A preconditioned Navier-Stokes method for two phase flows with application to cavitation prediction", *Computers and Fluids*, Vol 29(2000), 849
4. Singhal, A.K. Li, N.H., Athavale, M., and Jiang, Y., "Mathematical basis and validation of the full cavitation model", ASME Fluids engineering division summer meeting, ASME paper FEDSM2001-18015, 2001
 5. Inanc Senocak and Wei Shyy, "Interfacial dynamics-based modelling of turbulent cavitating flows, Part-I : Model development and steady-state computations", *Int. J. Numer. Math. Fluids*, Vol 44(2004), pp.975-995
 6. Ashvin Hosangadi and Vineet Ahuja, "Numerical study of cavitation in cryogenic fluids", *Journal of fluids engineering*, Vol 127(2005), pp.267-281
 7. NIST Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties Database(REFPROP) : version 8.0, NIST standard reference database 23[online database], <http://www.nist.gov/srd/nist23.htm>
 8. Ihm, S. and C. Kim, "Computations of homogeneous equilibrium two-phase flows with accurate and efficient shock-stable schemes", *AIAA journal* Vol 46(2008), pp.3012 - 3037
 9. James A. Beattie and Oscar C. Bridgeman "A new equation of state for fluids. I. Application to gaseous ethyl ether and carbon dioxide", *Journal of the American Chemical Society* 49 pp. 1665 - 1667, 1927
 10. James A. Beattie and Oscar C. Bridgeman "A new equation of state for fluids. II. Application to helium, neon, argon, hydrogen, nitrogen, oxygen, air and methane", *Journal of the American Chemical Society* 50 pp. 3133 - 3138, 1928
 11. Manson Benedict, George B. Webb, and Louis C. Rubin, "An empirical equation for thermodynamic properties of light hydrocarbons and their mixtures", *Journal of chemical physics*, Vol 10, 1942
 12. van der Waals, J. D. (1873). "On the Continuity of the Gaseous and Liquid States" (*doctoral dissertation*). Universiteit Leiden.
 13. Peng, DY, and Robinson, DB (1976). "A New Two-Constant Equation of State". *Industrial and Engineering Chemistry: Fundamentals* 15, pp 59 - 64
 14. Murdock, James W. (1993), "Fundamental fluid mechanics for the practicing engineer", *CRC Press*, pp. 25 - 27
 15. Roland Span, Eric W. Lemmon, Richard T Jacobsen, "A reference equation of state for the thermodynamic properties of nitrogen for temperature from 63.151 to 1000K and pressures to 2200Mpa", *J. Phys. Chem. Ref. Data*, Vol 29, 2000
 16. Richard B. Stewart, Richard T Jacobsen, W. Wagner, "Thermodynamic properties of oxygen from the triple point to 300K with pressures to 80Mpa", *J. Phys. Chem. Ref. Data* Vol 20, 1991
 17. J. W. Leachman, R. T Jacobsen, S. G. Penoncello, E. W. Lemmon, "Fundamental equation of state for parahydrogen, normal hydrogen, and ortho hydrogen", *J. Phys. Chem. Ref. Data* Vol 38, 2009
 18. J. Hord, and L.M.Anderson, "Cavitations in liquid cryogenics : 2-hydrofoil", NASA contraction report : NASA CR-2054, 1973
 19. J. Hord, and L.M.Anderson, "Cavitations in liquid cryogenics : 3-ogive", NASA contraction report : NASA CR-2054, 1973
 20. George Kovich, "Comparison of predicted and experimental cavitation performance of 84deg helical inducer in water and hydrogen", NASA technical note TN D-7016, 1970