

2차원 단순 물체의 초공동 유동에 대한 수치해석

이현배¹·최정규¹·김형태^{1,†}
충남대학교 선박해양공학과¹

Numerical Analysis of Supercavitating Flows of Two-Dimensional Simple Bodies

Hyun-Bae Lee¹·Jung-Kyu Choi¹·Hyoung-Tae Kim^{1,†}
Department of Naval Architecture & Ocean Engineering, Chungnam National University¹

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

In this paper, a numerical analysis is carried out to study the characteristics of supercavitating flows and the drag of relatively simple two-dimensional and axisymmetric bodies which can be used for supercavity generation device, cavitator, of a high-speed underwater vehicle. In order to investigate the suitability of numerical models, cavity flows around the hemispherical head form and two-dimensional wedge are calculated with combinations of three turbulence models(standard $k-\epsilon$, realizable $k-\epsilon$, Reynolds stress) and two cavitation models(Schnerr-Sauer, Zwart-Gerber-Belamri). From the results, it is confirmed that the calculated cavity flow is more affected by the turbulence model than the cavitation model. For the calculation of steady state cavity flows, the convergence in case of the realizable $k-\epsilon$ model is better than the other turbulence models. The numerical result of the Schnerr-Sauer cavitation model is changed less by turbulence model and more robust than the Zwart-Gerber-Belamri model. Thus the realizable $k-\epsilon$ turbulence model and the Schnerr-Sauer cavitation model are applied to calculate supercavitating flows around disks, two dimensional 10° and 30° wedges. In case of the disk, the cavitation number dependences of the cavity size and the drag coefficient predicted are similar to either experimental data or Reichardt's semi-empirical equations, but the drag coefficient is overestimated about 3% higher than the Reichardt's equation. In case of the wedges, the cavitation number dependences of the cavity size are similar to experimental data and Newman's linear theory, and the agreement of the cavity length predicted and Newman's linear theory becomes better as decreasing cavitation number. However, the drag coefficients of wedges agree more with experimental data than those of Newman's analytic solution. The cavitation number dependences of the drag coefficients of both the disk and the wedge appear linear and simple formula for estimating the drag of supercavitating disks and wedges are suggested. Consequently, the CFD scheme of this study can be applied for numerical analysis of supercavitating flows of the cavitator and the cavitator design.

Keywords : Supercavitating flows(초공동 유동), Supercavity(초월공동), Cavitator(캐비테이터), Drag(항력), CFD(전산유체역학)

1. 서론

수중에서 운동하는 물체는 공기 중에서 운동하는 물체나 수상선에 비해 큰 압력 항력과 마찰 항력이 작용하게 되며, 속도가 증가할수록 항력이 급격하게 증가하기 때문에 제한적인 속도로 운항해 온 것이 사실이다. 최근 들어, 통상적인 운항 속도의 한계를 극복하고 수중에서 고속으로 운항 가능하도록 하는 기술이 특히 국방기술 분야에서 요구되고 있고, 러시아, 미국, 독일 등 국방기술 선진국을 중심으로 다양한 기술 개발이 이루어지고 있으며, 대표적인 예로 초월공동 또는 초공동(Supercavity)을 이용하는 기술을 들 수 있다.

초공동을 이용한 수중운동체 고속화 기술은 물체의 앞부분에 캐비테이터(cavitator)를 장착하여 의도적으로 초공동을 발생시켜 물체 전체를 감싸서 물체 표면이 물과 접촉하는 면적을 줄이고, 표면 압력분포를 변화시킴으로써 전체적인 항력을 낮추어 고속으로 운항할 수 있는 기술이다.

초공동을 이용한 수중운동체 고속화의 선두 주자로는 초공동 어뢰인 러시아의 Shkval (Kim & Nah, 2011)과 독일의 Barracuda가 있다. Shkval은 원판(disk) 형상(Fig. 1 (a)), Barracuda는 원뿔(cone) 형상의 캐비테이터(Fig. 1 (b))를 앞머리에 장착하고 있으며, 수중에서 200노트 이상으로 운항 가능한 것으로 알려져 있다. 일반 어뢰의 주행속도가 40노트 전후임을 감안하면 초공동 어뢰는 매우 빠른 속도로 항주함을 알 수 있다.

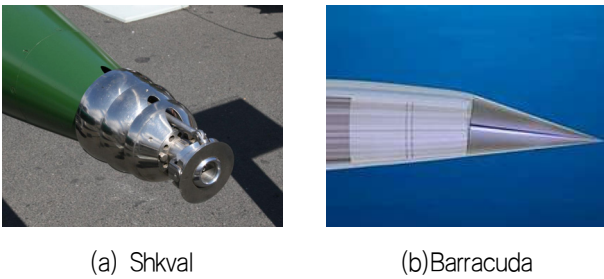


Fig. 1 Shape of cavitator

초공동 어뢰를 개발하기 위해서는 초공동발생기술 (Alyanak, et al., 2004; Rabiee, et al., 2011a,b; Savchenko, 2002; Semenenko, 2001), 로켓추진기술 (Foot, et al. 1996; Miller & Herr, 2004), 운동 제어기술(Ahn, 2007; Balas, et al., 2006; Kim & Kim, 2013) 등 다양한 핵심기술이 집약되어야 하는데, 이들은 통상적인 수중운동체 기술과 차이가 많아서 기존 기술의 적용에 한계가 있으며, 개발되어 있는 기술도 군사, 안보적인 이유로 공개되지 않아서 핵심기술에 관련된 연구결과 및 자료에 대한 접근이 극히 제한되어 있는 실정이다. 국내에서도 초공동 수중운동체에 대한 핵심기술의 개발이 중요한 이슈로 떠오르고, 관련 연구도 활발해지고 있지만(Ahn, et al., 2010; Ahn, et al., 2012; Kim, et al., 2013; Petipas, et al., 2011; Yoon, et al., 2011; Chung, et al., 2012; Byun, et al., 2011), 군사, 안보 기술의 특성상 연구와 기술의 교류가 거의 불가능하여 연구의 활성화 및 기술 개발에 어려움이 있다.

현재 초공동 수중운동체의 핵심기술인 공동발생장치, 즉 캐비테이터의 성능해석 및 형상설계에 필요한 국내의 기술은 부족하므로 캐비테이터의 초공동 발생 및 항력 특성을 해석하고 기본 형상을 설계하여 성능을 평가하는 기초기술에 대한 연구가 필요하며, 초공동 수중운동체의 형상 설계에 필요한 유동 및 유체력 정보에 대한 확보가 요구된다.

CFD 기법과 컴퓨터의 발전은 선박 주위 난류유동의 수치해석을 통한 성능 추정과 평가를 가능케 하고 있다. 최근에는 캐비테이션 해석모델과 수치해석해의 정도 향상을 위한 노력으로 인해 선박의 프로펠러, 타 등에서 발생하는 캐비테이션 유동에 대한 해석도 시도하게 되었다. 이러한 CFD 기술의 현 수준은 초공동 유동에 대한 수치해석을 통해 초공동 수중운동체의 성능 추정과 형상 설계에 필요한 유체력 정보의 취득이 가능함을 시사한다.

따라서 현재의 CFD 기술을 적용하여 수중운동체의 초공동 유동과 유체력 특성에 대한 수치해석 연구를 수행하는 것은 의미 있고 시의 적절하다고 판단되며, 본 논문에서는 비교적 단순한 축대칭 및 2차원 형상을 대상으로 초공동 유동에 대한 수치해석을 수행함으로써 대상 형상들에 대한 초공동 발생 및 항력 특성에 대해 연구하였다.

2. 수치해석 방법

2.1 지배방정식

점성 유동에 대한 지배방정식은 연속방정식과 운동량 방정식

인 RANS(Reynolds averaged Navier–Stokes) 방정식이다. 공동 유동(cavity flows)에 대한 해석을 위해 지배방정식에 비압축성과 혼합 모델(mixture model)을 적용하면, 연속방정식과 RANS 방정식은 다음 식 (1) 및 (2)와 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_m) + \nabla(\rho_m U_i^m) = 0 \tag{1}$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\rho_m U_i^m) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho_m U_i^m U_j^m) \\ & = -\frac{\partial p_i}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \mu_m \left(\frac{\partial U_i^m}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j^m}{\partial x_i} \right) - \overline{\rho_m u_i^m u_j^m} \right\} \\ & \quad + \rho_m g_i + F_i + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\sum_{q=1}^2 \alpha_q \rho_l U_i^{dr,q} U_j^{dr,q} \right) \end{aligned} \tag{2}$$

여기서 m 은 혼합 유체(mixture fluid)를 나타내며, $U_i^m, u_i^m, U_i^{dr,q}$ 는 각각 혼합 유체의 질량 평균된 평균 속도(mass averaged mean velocity), 질량 평균된 변동 속도(mass averaged fluctuating velocity), 2개(물, 증기) 상 유체의 혼합 유체 속도(U_i^m)에 대한 상대 속도이며, ρ_m 은 혼합 밀도(mixture density)이다. 질량 평균 속도와 혼합 밀도는 각각 식 (3), (4)와 같다.

$$U_i^m = \frac{\sum_{q=1}^2 \alpha_q \rho_q U_i^q}{\rho_m} \tag{3}$$

$$\rho_m = \sum_{q=1}^2 \alpha_q \rho_q, \quad \sum_{q=1}^2 \alpha_q = 1 \tag{4}$$

여기서 q 는 혼합 유체 내에 존재하는 유체의 상이며, α_q 는 q 상의 체적분율(volume fraction)이다. 상의 개수는 2개(물, 증기)이며, F_i 는 물체력(body force)이며, μ_m 은 혼합 점성으로 다음 식 (5)와 같다.

$$\mu_m = \sum_{q=1}^2 \alpha_q \mu_q \tag{5}$$

$-\overline{\rho_m u_i^m u_j^m}$ 는 혼합 유체 유동에 대한 레이놀즈 응력(Reynolds stresses)으로서 수송방정식으로부터 레이놀즈 응력을 직접 푸는 Reynolds stress turbulence model(RSM)을 사용하였다. 또한 Boussinesq 가정으로부터 식 (6)과 같이 레이놀즈 응력을 가정하고, turbulent eddy viscosity μ_t 는 2방정식 난류모델인 standard $k-\epsilon$ 과 realizable $k-\epsilon$ 난류모델을 사용하였다. 여기서 k 는 난류운동에너지로서 2차원에 대해 $(\overline{u^m u^m} + \overline{v^m v^m})/2$

이며, 물체 벽면에서의 처리는 표준 벽함수(standard wall function)를 사용하였다.

$$-\rho_m u_i^m u_j^m = \mu_t \left(\frac{\partial U_i^m}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j^m}{\partial x_i} \right) + \frac{2}{3} \rho_m k \delta_{ij} \quad (6)$$

한편, 상과 상 사이의 경계는 체적분율로 결정되며, 이는 또한 혼합 밀도, 혼합 점성, 혼합 속도에 관계된다.

체적분율은 2차상(secondary phase)에 대한 체적분율 방정식(volume fraction equation)으로부터 2차상의 체적분율을 구하고, 식 (4)로부터 1차상(primary phase)의 체적분율을 구한다. 2차상 p 에 대해서는 식 (7)과 같이 체적분율 방정식을 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_p \rho_p) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\alpha_p \rho_p U_i^m) \quad (7)$$

$$= - \frac{\partial}{\partial x_i}(\alpha_p \rho_p U_i^{dr,p}) + \sum_{q=1}^2 (\dot{m}_{qp} - \dot{m}_{pq})$$

캐비테이션 해석을 위해서는 체적분율 방정식 뿐 아니라 증기에 대한 수송방정식도 함께 풀어야 한다. 본 논문에서는 증기 수송방정식에 압력에 의한 상변화가 모델링된 두 가지의 캐비테이션 모델을 사용하였다.

2.2 캐비테이션 모델

캐비테이션 해석을 위한 증기 수송방정식은 식 (8)과 같다. 우변은 기화 압력에 대한 상대 압력에 따라 기화(evaporation) 및 응축(condensation)하는 상변화를 모델링한 소스(source) 항이다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_v \rho_v) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\alpha_v \rho_v U_i^v) = R_e - R_c \quad (8)$$

여기서 v 는 증기에 대한 상(vapor phase)을 나타내고, α_v 는 증기의 체적분율, ρ_v 는 증기 밀도이며, U_i^v 는 증기의 속도이다. R_e 와 R_c 는 캐비테이션 내의 증기와 액체 사이에서 각각 기화 및 응축을 나타내는 소스 항이며, 액체 내부에서 1 개의 기포 성장을 기초로 한 Rayleigh-Plesset 방정식을 기본으로 하고 있다(ANSYS, 2010). 따라서 기화 및 응축 항은 유사한 방식으로 표현되며, 식 (9) 및 (10)과 같다. 기화 압력(vapor pressure) P_v 를 기준으로 압력이 높고 낮음에 따라 적용 항이 판정되며, 계수 A 와 B 는 증기의 물성 및 증기 기포(bubble)의 크기와 관계된 계수로서 Table 1에 나타내었다.

$$R_e = A \cdot 3 \sqrt{\frac{2}{3} \frac{(P_v - P)}{\rho_l}}, \quad (P_v \geq P) \quad (9)$$

$$R_c = B \cdot 3 \sqrt{\frac{2}{3} \frac{(P - P_v)}{\rho_l}}, \quad (P_v < P) \quad (10)$$

Table 1에서 \mathfrak{R}_B 는 기포 반지름, α_{nuc} 는 nucleation site volume fraction이다. F_{evap} 는 기화계수(evaporation coefficient, 50), F_{cond} 는 응축계수(condensation coefficient, 0.001)이다. Schnerr-Sauer 모델은 기화와 응축에 대한 계수가 같은 반면 Zwart-Gerber-Belamri 모델은 기화가 시작되는 핵점(nucleation site)에서 증기의 체적분율 증가에 따라 밀도가 감소한다는 이유를 들어 핵점의 체적분율($\alpha_{nuc} = 5 \times 10^{-4}$)을 상수로 적용하였고, 이에 따라 기화와 응축에 대한 계수가 서로 다르다. 또한 증기 기포의 크기의 경우, Schnerr-Sauer 모델은 증기의 체적분율로부터 계산되므로 식 (8)의 증기 수송방정식으로부터 구해야하며, Zwart-Gerber-Belamri 모델은 상수로 주어진다.

Table 1 Cavitation model constants

Cavitation Model	Schnerr-Sauer	Zwart-Gerber-Belamri
A	$\frac{\rho_l \rho_v \alpha_v (1 - \alpha_v)}{\rho_m \mathfrak{R}_B}$	$F_{evap} \frac{\alpha_{nuc} (1 - \alpha_v) \rho_v}{\mathfrak{R}_B}$
B	$\frac{\rho_l \rho_v \alpha_v (1 - \alpha_v)}{\rho_m \mathfrak{R}_B}$	$F_{cond} \frac{\rho_v \alpha_v}{\mathfrak{R}_B}$
Bubble Radius (\mathfrak{R}_B)	$\left(\frac{\alpha_v}{1 - \alpha_v} \frac{3}{4\pi} \frac{1}{n} \right)^{\frac{1}{3}}$	10^{-6} m

2.3 수치해석 기법

유동해석을 위하여 선체 주위 유동해석에 많이 사용하고 있는 유한체적법(FVM) 기반의 상용코드인 FLUENT(ver. 13)를 사용하였다. 지배방정식의 확산항은 2차중심차분, 대류항은 QUICK(Quadratic Upwind Interpolation for Convective Kinematics)방법으로 이산화하였고, 속도-압력 연성은 SIMPLEC(Semi Implicit Method for Pressure Linked Equation Consistent) 방법을 사용하였다. 난류모형은 realizable $k-\epsilon$, standard $k-\epsilon$, Reynolds stress 3가지 모델을 사용하였고, 벽함수는 표준 벽함수(standard wall function)를 사용하였다.

본 논문에서 정의된 캐비테이션수는 다음 식(11)과 같다.

$$\sigma = \frac{P_0 - P_v}{1/2 \rho U_0^2} \quad (11)$$

3. 공동 유동 해석을 위한 난류 및 캐비테이션 모델의 적합성 조사

반구형 머리 실린더(hemispherical head-form cylinder)와 2차

원 웨지(wedge)를 대상으로 3가지 난류 모델과 2가지 캐비테이션 모델을 선택해서 모델 조합에 따른 수치해석의 적합성을 조사하였다. 반구형 머리 실린더에서 발생하는 공동(cavity)은 부분공동(partial cavity)으로서 본 논문의 연구 대상인 초월공동(super-cavity) 유동과 차이가 있지만, 공동이 발생한 물체 표면의 압력분포에 대한 실험 자료가 있고, 많은 연구자들에 의해서 수치해석 결과를 검증하는 목적으로 널리 활용되어온 유동이다.

또 2차원 웨지는 초월공동 형상 및 항력에 대한 실험 자료가 있고, 웨지 각에 따른 초월공동 유동의 변화에 대한 실험 및 이론 연구가 많이 수행된 형상이다.

3.1 반구형 머리 실린더

초월공동 유동 계산에 앞서, 형상이 비교적 간단하고 관련 연구 (Rouse & McNown, 1948; Kim, et al., 2012; Park, 2013)가 많이 수행된 반구형 머리 실린더를 대상으로 2가지 난류 모델과 2가지 캐비테이션 모델을 조합하여 비압축성 정상 부분공동 유동에 대하여 축대칭 수치해석을 수행하였다.

3.1.1 좌표계 및 격자계

Fig. 2와 같이 반구형 머리 실린더의 코(nose)를 원점으로 잡고, 하류 방향을 x 축의 양의 방향, 반경 방향을 r 축의 양의 방향으로 설정하였다. 반구형 머리 실린더의 직경(d_B)은 0.2 m이다.

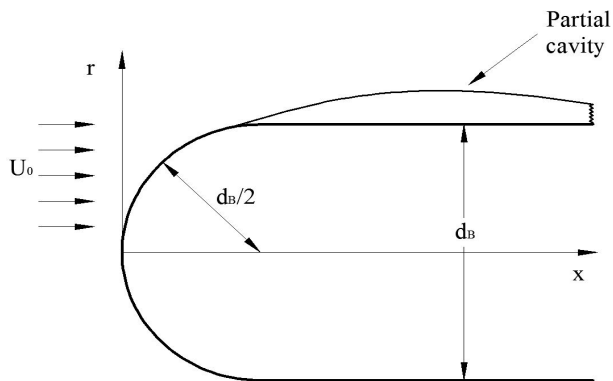


Fig. 2 Definition of hemispherical head-form cylinder and partial cavity

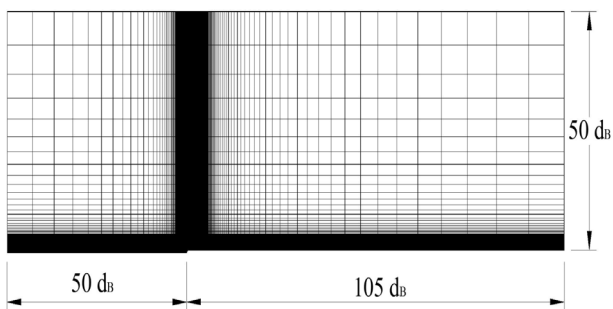


Fig. 3 Structured grids for hemispherical head-form cylinder

유동 계산을 위한 수치격자는 상용코드인 Gridgen을 사용하여 축대칭 조건을 적용한 2차원 정렬격자계로 생성하였다(Fig. 3). 유입경계는 실린더 직경의 50배, 유출경계는 105배, 외부경계는 50배로 정하여 유동 영역을 한정하였으며, 격자수는 약 62,500 개 이다.

3.1.2 수치해석 조건

수치해석을 수행하기 위해 유입속도(U_0)는 0.7 m/s로 고정하였으며 계산에 사용된 조건들을 Table 2에 나타내었다. 표준 벽함수를 사용하였으며 물체 표면으로부터 떨어진 첫 격자점의 y_1^+ 는 Reynolds수를 고려하여 약 60 이다(Choi & Kim, 2010). 속도를 고정하고 기준 압력을 변경하여 캐비테이션수를 조정하였으며, 0.2 ~ 0.5 까지 0.1간격으로 4개의 캐비테이션수에 대해 수치해석을 수행하였다(Table 2).

Table 2 Calculation conditions for hemispherical head-form cylinder

σ	P_0 (Pa)	U_0 (m/s)	Re_{d_B}
0.2	2416.7	0.7	1.36×10^5
0.3	2441.2		
0.4	2465.6		
0.5	2490.1		

Fig. 4에는 반구형 머리 실린더의 부분공동 유동을 해석하기 위해 선택한 난류 및 캐비테이션 모델을 나타내었다. Reynolds stress 모델은 계산 시간은 많이 걸리지만 대체로 정도가 높은 수치해를 주는 것으로 알려져 있으며, realizable $k-\epsilon$ 모델은 비교적 좋은 해석 결과를 주면서도 계산에 소요되는 시간이 짧아서 선박의 선미 유동 해석에 많이 활용되고 있다.

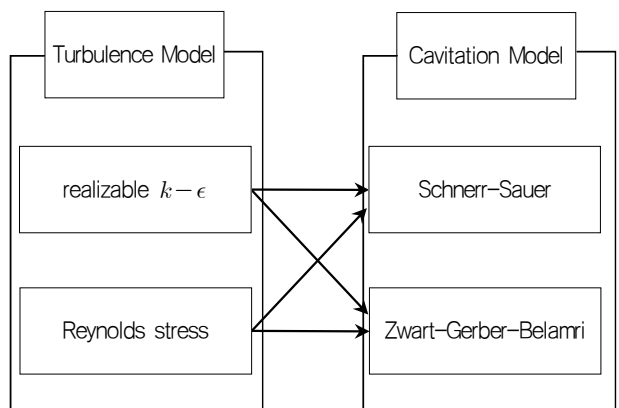


Fig. 4 Combination of turbulence and cavitation models for hemispherical head-form cylinder

3.1.3. 수치해석 결과

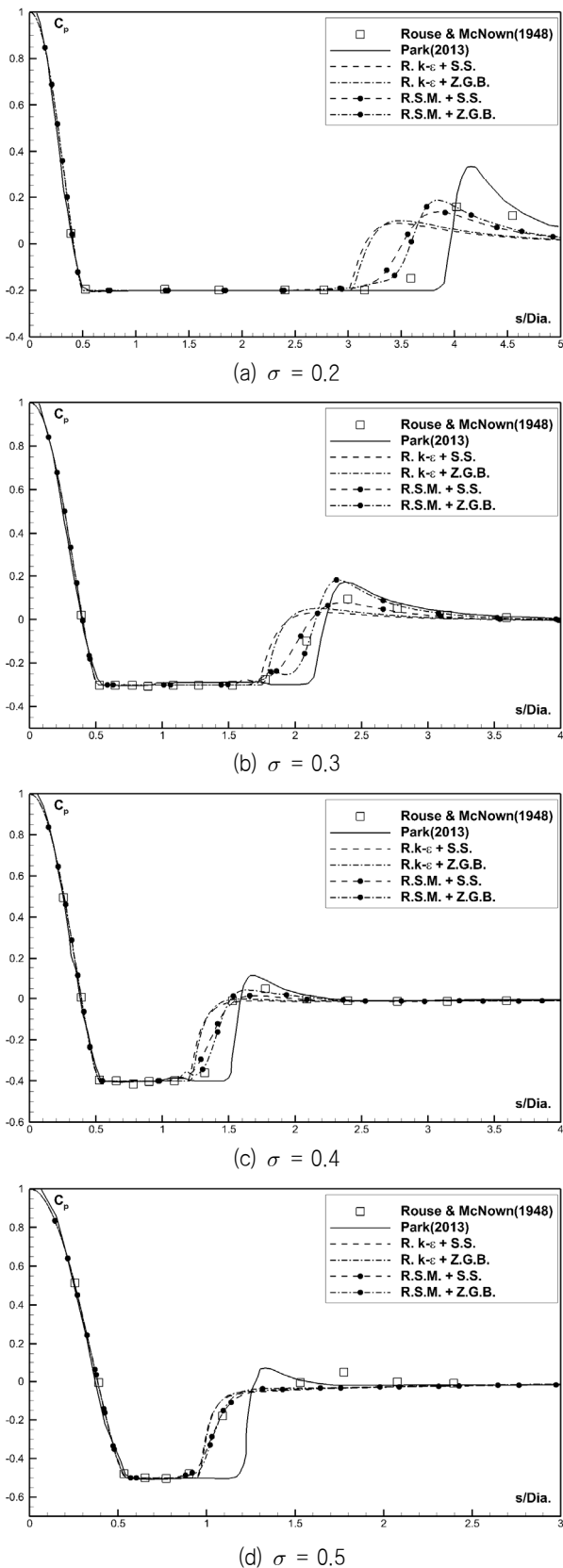


Fig. 5 C_p distribution on hemispherical head-form cylinder surface

Fig. 5는 난류 및 캐비테이션 모델의 조합에 의해 수행된 본 연구의 유동 해석으로부터 구한 반구형 머리 실린더의 압력분포를 실험 데이터 및 타 연구자의 수치해석 결과와 함께 나타내었다. 참고로 Park(2013)의 결과는 standard $k-\epsilon$ 난류 모델과 Singhal 캐비테이션 모델을 사용한 수치해석 결과이며, Rouse & McNown (1948)은 water tunnel 에서의 실험결과이다.

본 연구의 모든 수치해석 결과는 정체점인 반구형 머리 실린더 코(nose)에서 공동의 초생 위치까지 실험과 잘 일치하는 것을 보여준다. 하지만, 공동이 닫히는 위치 부근에서 압력이 회복되는 모양은 모델 조합에 따라서 차이를 나타내며, 캐비테이션수가 작을수록, 또는 캐비티 길이가 클수록, 주로 난류 모델에 따라 압력 분포의 차이가 크다.

Realizable $k-\epsilon$ 모델의 경우, 실험 및 Reynolds stress 모델 보다 압력 회복이 더 앞서 일어나며, 캐비테이션 모델과의 조합에 따른 차이가 작다. Reynolds stress 모델의 경우는 압력이 회복되는 과정이 실험에 보다 근접한 결과를 보여주지만, 캐비테이션수가 작을 때 캐비테이션 모델의 조합에 따른 차이가 비교적 크게 나타난다.

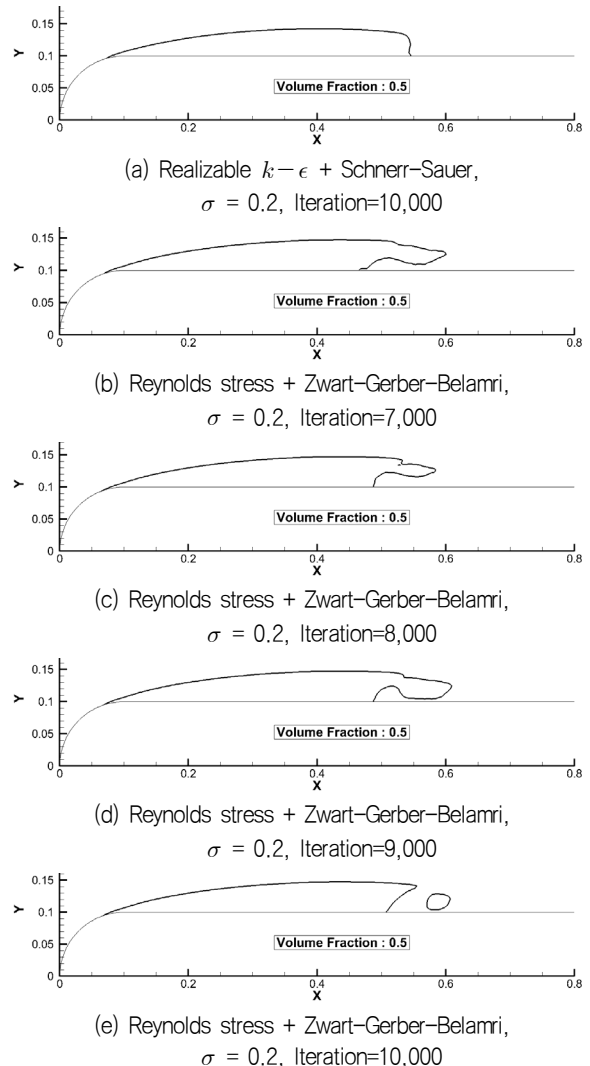


Fig. 6 Cavity closure appearance

더욱 주목할 부분은, 본 연구에서 정상(steady) 유동해석을 수행하였음에도 불구하고 Reynolds stress 모델의 경우에는 공동이 정상상태로 수렴하지 못하고, 특히 공동의 꼬리(tail) 부분이 계속 변동하는 현상이 나타났다. 이러한 캐비티 단합의 불안정한 현상을 Fig. 6의 반복계산 횟수에 따른 캐비티 체적분을 분포의 변동을 통해 나타내었다.

Fig. 6에는 캐비티 형상을 나타내었다(본 연구에서는 캐비티 형상을 나타내기 위해 체적분을 0.5인 선을 상 접촉면으로 정의하였다). 캐비테이션 모델에 따른 캐비티 형상의 차이는 작게 나타났기 때문에, 각 난류 모델과 1개의 캐비테이션 모델의 조합에 대한 결과만을 대표적으로 나타내었다.

Fig. 6 (a)와 같이 realizable $k-\epsilon$ 모델은 캐비티 단합이 안정되고 정상 부분공동 유동의 수치해석해에 잘 수렴한다. 반면에 Reynolds stress 모델의 경우에는 Fig. 6 (b) ~ (e)에 보인 것처럼 캐비티 단합이 불안정하고, 캐비티 꼬리부에서 물체 표면과 캐비티 사이로 물이 다시 유입되는 're-entry jet' 양상이 나타나며, 캐비티 일부가 후류로 떨어져 나아가 소멸되는 것도 볼 수 있다.

이상으로부터 Reynolds stress 모델이 마치 실제 현상에 보다 가까운 결과를 재현하는 것처럼 보이지만, 정상 공동유동에 대해 수렴된 수치해석해를 얻기 어렵고, 캐비테이션 모델에 따라서 상대적으로 큰 차이가 발생하는 것을 알 수 있다. 반면에 realizable $k-\epsilon$ 모델은 캐비테이션 모델과의 조합에 관계없이 캐비테이션의 초생 및 단합이 안정되고, 캐비티를 포함한 정상 공동유동에 잘 수렴하며, 일관된 수치해석해를 주는 것을 확인하였다.

3.2 이차원 웨지(웨지 각 10°)

난류모델과 캐비테이션 모델의 조합에 따른 초공동 유동 해석의 적합성을 알아보기 위해 웨지 각 10°인 대칭 웨지를 대상으로 3가지 난류모델과 2가지 캐비테이션 모델의 조합으로 비압축성 정상 초공동 유동에 대한 수치해석을 수행하였다.

3.2.1 좌표계 및 격자계

Fig. 7과 같이 웨지 뒷면의 중심을 원점으로 잡고, 하류 방향을 x 축의 양의 방향으로, 위쪽 방향을 y 축의 양의 방향으로 설정하였다. 웨지 형상은 웨지 길이(ℓ_B), 웨지 두께(w_B), 웨지 각(β)으로 정의하였으며, 웨지 뒷면으로부터 가장 긴 끝 부분까지를 캐비티 길이(ℓ_C)로, 캐비티 윗면과 아래면 사이의 수직거리 중 가장 큰 값을 캐비티 두께(w_C)로 정의하여 초월공동의 크기를 정량화하였다.

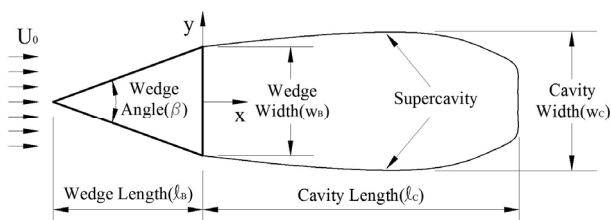


Fig. 7 Definition of wedge and supercavity

유동 계산을 위한 수치격자는 상용 코드인 Gridgen을 사용하여 대칭 조건을 적용한 이차원 정렬 격자계로 생성하였다(Fig. 8). 유입경계는 웨지 길이의 30배, 유출경계는 60배, 외부경계는 40배로 정하여 유동 영역을 한정하였으며, 격자수는 약 67,000 개 이다.

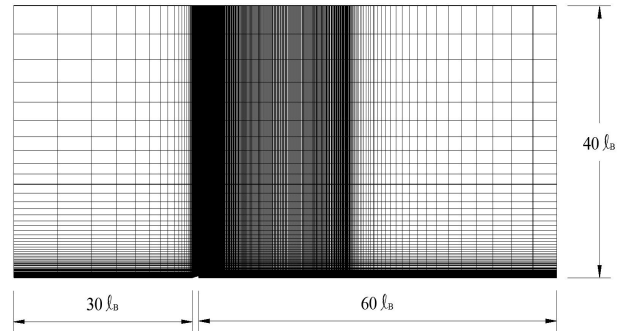


Fig. 8 Structured grids for 2D wedge

3.2.2 수치해석 조건

웨지가 잠김 깊이 10 m에서 등속도로 수평 운동한다고 가정하여 이때의 정수압을 기준 압력으로 주었다. 캐비테이션수 0.07 ~ 0.60 범위에서 수치해석을 수행하였고, 캐비테이션수에 맞추어 유입속도를 25.64 ~ 75.05 m/s로 정하였다. 웨지 길이로 정의된 Reynolds수는 $2.73 \times 10^7 \sim 6.60 \times 10^7$ 이고, 웨지 표면으로부터 떨어진 첫 격자점의 y_1^+ 는 250~410 이다(Table 3).

Table 3 Calculation conditions for 2D wedge

β	σ	P_0 (Pa)	U_0 (m/s)	Re_{ℓ_B}
10°	0.07	199331.8	75.05	6.60×10^7
	0.10		62.79	5.52×10^7
	0.15		51.27	4.51×10^7
	0.20		44.40	3.90×10^7
	0.30		36.25	3.19×10^7
	0.40		31.40	2.76×10^7
	0.50		28.08	2.47×10^7
	0.60		25.64	2.25×10^7

앞서 반구형 머리 실린더에 대한 공동 유동의 수치해석에 사용한 난류모델에 standard $k-\epsilon$ 난류 모델을 추가하여 총 6가지 모델 조합에 대해 수치해석을 실시하였다(Fig. 9).

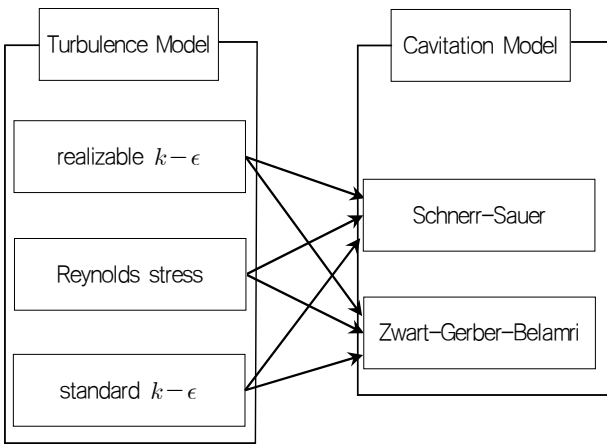


Fig. 9 Combination of turbulence and cavitation models for 2D wedge

3.2.3 수치해석 결과

수치해석해로부터 추정된 캐비티 길이와 두께 그리고 항력의 상대적 비교를 통해 난류 및 캐비테이션 모델 조합에 따른 초공동 유동 계산의 적합성을 살펴보았다(Fig. 10 ~ Fig. 12). 캐비테이션수 0.07 ~ 0.60 범위에서 수치해석을 수행하였지만, 캐비테이션수가 0.3 보다 큰 경우에는 수치해석해에서 캐비테이션이 발생하지 않았기 때문에 캐비테이션수가 0.3 이하인 경우만 나타내었다.

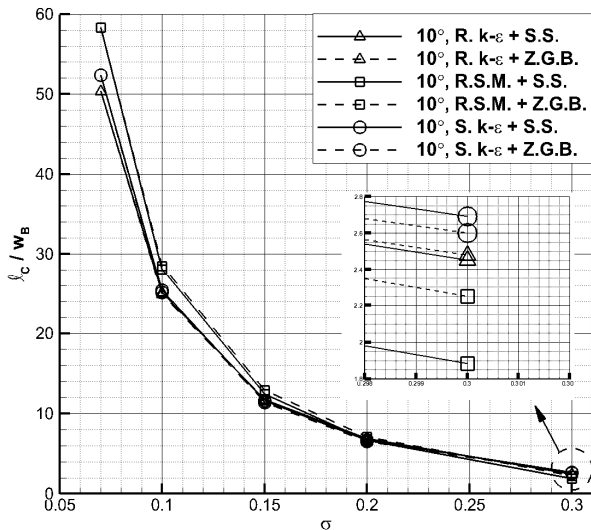


Fig. 10 Cavity length of 10° wedge

Fig. 10은 각 모델 조합에 대해 수치해석해가 추정한 캐비티 길이를 보여준다. 캐비테이션수가 작을 때 모델 조합에 따른 캐비티 길이의 차이가 비교적 크며, 주로 난류 모델에 따라 더 큰 차이를 나타낸다. 캐비테이션수가 작아지면 캐비티 길이가 커지는 정성적인 경향은 같지만, $k-\epsilon$ 모델 계열의 조합이 Reynolds stress 모델 조합보다 캐비티 길이를 작게 추정하며, $k-\epsilon$ 모델

계열 내에서는 realizable $k-\epsilon$ 모델 조합이 standard $k-\epsilon$ 모델 조합보다 캐비티 길이를 좀 더 작게 추정한다.

각 난류 모델에 대해 캐비테이션 모델과의 조합에 따른 차이를 살펴보면, 캐비테이션수가 작을 때($\sigma = 0.07$)는 캐비테이션 모델에 따른 캐비티 길이의 차이가 보이지 않다가, 캐비테이션수가 커지면 차이가 나타나며, $k-\epsilon$ 모델 계열 조합보다 Reynolds stress 모델 조합에서 좀 더 큰 차이를 보인다. 캐비테이션수 0.3에서 확대하여 보면 realizable $k-\epsilon$ 모델 조합에서 캐비테이션 모델에 따른 캐비티 길이의 차이가 가장 작은 것을 볼 수 있다.

Fig. 11은 각 모델 조합에 대해 캐비티 두께의 차이를 보여준다. 캐비티 두께에도 난류모델의 영향이 지배적으로 나타난다. 캐비테이션수가 작을 때 캐비티 두께의 차이가 크게 나타나며, $k-\epsilon$ 모델 계열의 조합이 Reynolds stress 모델 조합보다 캐비티 두께를 작게 추정하고, $k-\epsilon$ 모델 계열 내에서는 realizable $k-\epsilon$ 모델 조합이 standard $k-\epsilon$ 모델 조합보다 캐비티 두께를 좀 더 작게 추정한다.

각 난류 모델에 대해 캐비테이션 모델과의 조합에 따른 차이를 살펴보면, 캐비테이션수가 작을 때($\sigma = 0.07$)는 캐비테이션 모델에 따른 캐비티 두께의 차이가 거의 보이지 않다가, 캐비테이션수가 커지면 차이가 나타나며, $k-\epsilon$ 모델 계열 조합보다 Reynolds stress 모델 조합에서 더 큰 차이를 보인다. 캐비테이션수 0.3에서 확대해 보면 realizable $k-\epsilon$ 모델 조합에서 캐비테이션 모델에 따른 캐비티 두께 차이가 가장 작음을 알 수 있다.

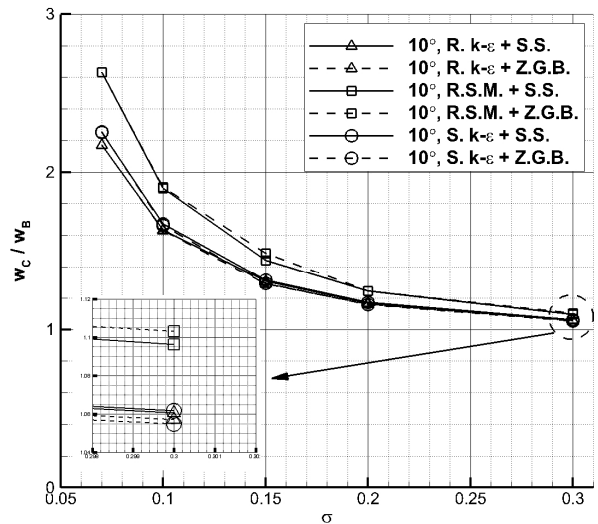


Fig. 11 Cavity width of 10° wedge

Fig. 12는 모델 조합에 따른 웨지 항력 계수를 보여준다. 항력 계수의 경우에도 난류 모델의 영향이 지배적이다. standard $k-\epsilon$ 모델 조합은 항력 계수를 상대적으로 크게 추정한다. realizable $k-\epsilon$ 모델과 Reynolds stress 모델 조합의 항력 계수 차이는 작지만, Reynolds stress 모델 조합이 항력 계수를 좀 더 작게 추정한다.

캐비테이션 모델에 따른 항력 계수의 차이는 매우 작지만, $k-\epsilon$ 모델 계열 조합보다는 Reynolds stress 모델 조합에서 상

대적으로 큰 차이를 나타내며, 특히 realizable $k-\epsilon$ 모델 조합의 차이가 가장 작다.

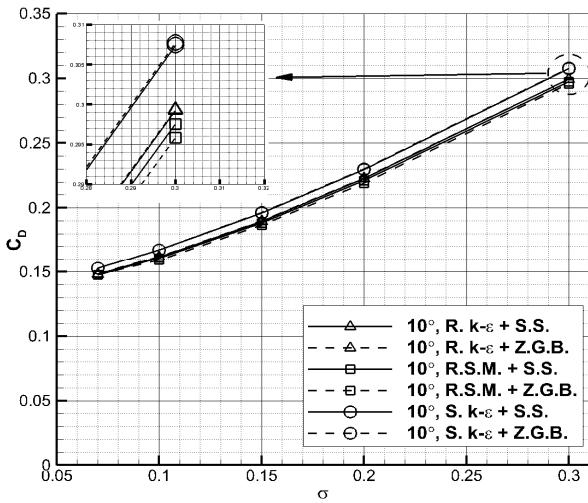


Fig. 12 Cavity drag coefficient of 10° wedge

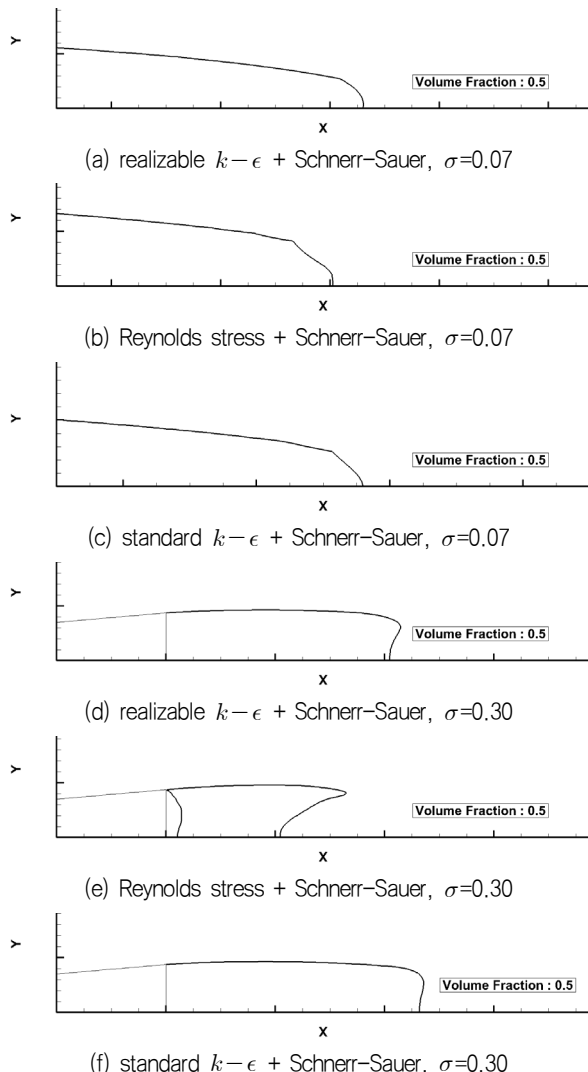


Fig. 13 Cavity closure appearance of 10° wedge

Fig. 13은 난류 모델과 캐비테이션 모델의 조합에 대해 초월공동이 닫히는 양상을 비교하여 보여주기 위해 캐비테이션수 0.07과 0.30 조건에서 캐비티 형상을 나타내었다.

캐비테이션수 0.07로 초월공동의 길이가 긴 Fig. 13(a), (b), (c)의 경우에는 캐비티가 닫히는 부분에서 ‘re-entry jet’ 양상이 나타나지 않지만, 캐비테이션수가 0.3인 Fig. 13(d), (e), (f)의 경우에는 캐비티가 닫히는 부분에서 ‘re-entry jet’ 양상이 나타난다. $k-\epsilon$ 모델 계열에서는 보다 안정적인 형상으로 나타나지만, Reynolds stress 모델 (Fig. 13(e))의 조합에서는 이러한 현상이 더욱 두드러지게 나타나며, 웨지 바로 뒤쪽의 캐비티 내부에 물과 수증기가 혼재되어 있는 양상으로까지 나타난다.

이상과 같이 반구형 머리 실린더와 웨지 각 10°인 2차원 웨지를 대상으로 난류 및 캐비테이션 모델 조합의 적합성을 조사한 결과를 바탕으로, 계산 시간이 짧고, 수렴성이 우수하며, 안정적인 정상 공동 유동의 수치해석해를 제공하는 realizable $k-\epsilon$ 난류 모델과 Schnerr-Sauer 캐비테이션 모델 조합을 최종 선택하였다. 이후 본 논문의 수치해석해는 모두 이 모델 조합을 사용해서 계산되었다.

4. 2차원 단순 형상의 초공동 유동 해석

초공동 어뢰에서 초공동을 발생시키는 핵심부인 캐비테이터는 그 기본 형상으로 원판(disk) 또는 원뿔(cone)을 채택하고 있다. 본 장에서는 캐비테이터의 초공동 발생 및 항력에 대한 기본적인 특성을 파악하기 위해 원판과 2차원 웨지를 대상으로 축대칭 및 2차원 정상 초공동 유동에 대한 수치해석을 수행하였다.

4.1 원판의 초공동 유동

현재 운용되고 있는 초공동 어뢰인 Shkval에서 채택하고 있는 캐비테이터의 기본 형상이며, 관련 실험 연구 (Self & Ripken, 1955)가 많이 수행된 원판을 대상으로 앞서 연구를 통해 선택한 realizable $k-\epsilon$ 난류모델과 Schnerr-Sauer 캐비테이션 모델 조합을 사용해서 초공동 유동해석을 수행하고 초공동 형상 및 항력 특성에 대해 살펴보았다.

4.1.1 좌표계 및 격자계

Fig. 14와 같이 원판 앞면의 중심을 원점으로 잡고, 하류 방향을 x 축의 양의 방향으로, 반경 방향을 r 의 양의 방향으로 설정하여 좌표계를 정의하였다. 원판의 형상은 직경(d_B)과 원판 두께 (25% d_B)로 정의하였고, 초공동의 형상은 x 축 방향으로 가장 두꺼운 부분을 캐비티 두께(w_C), 가장 긴 끝 부분까지를 캐비티 길이(l_C)로 정의하였다.

유동 계산을 위한 수치격자는 상용코드인 Gridgen을 사용하여 축대칭 조건을 적용한 2차원 정렬 격자를 생성하였다(Fig. 15). 유입경계는 원판 직경(d_B)의 20배, 유출경계는 100배, 외부경계

는 25배로 유동 영역을 한정하여 격자를 생성하였으며, 격자수는 약 67,000개 이다.

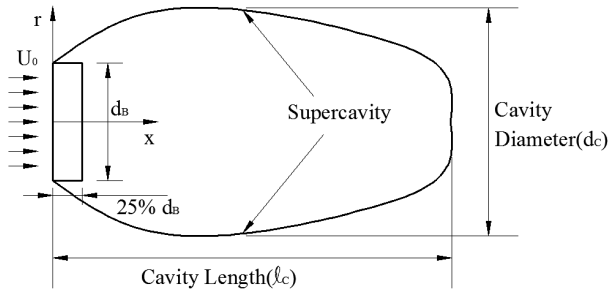


Fig. 14 Definition of disk and supercavity

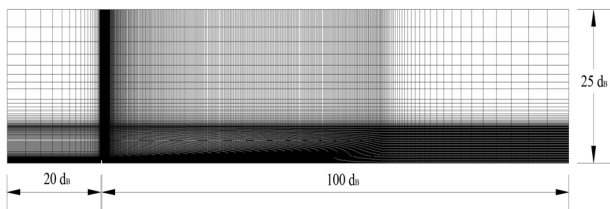


Fig. 15 Structured grids for disk

4.1.2 수치해석 조건

원판의 직경은 0.25, 0.5, 1.0 인치로 실험과 동일한 직경의 원판을 선택하였고, 실험이 수행된 유속 범위는 약 13 ~ 15 m/s의 중간 값인 14 m/s로 유속을 정하였다. 원판 직경을 사용하여 정의한 Reynolds수는 $8.89 \times 10^4 \sim 3.56 \times 10^5$ 이며, 캐비테이션수는 0.03 ~ 0.4 구간에서 7개를 선정하여 수치해석해를 계산하였다(Table 4). 캐비티 길이와 두께는 원판 직경으로, 항력 계수는 정체압과 원판 면적의 곱으로 무차원화 하였다.

Table 4 Calculation conditions for disk

d_B (in)	σ	U_0 (m/s)	Re_{d_B}
0.25	0.03, 0.05, 0.075, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4	14	8.89×10^4
0.50			1.78×10^5
1.00			3.56×10^5

4.1.3 수치해석 결과

대표적인 계산결과로서 직경 1 in 인 원판에 대해 캐비테이션 수 0.2인 경우의 압력 분포와 유선 및 캐비티 형상을 Fig. 16에 나타내었다. 원판의 앞면 압력계수가 정체압으로, 뒤쪽 캐비티 내부 압력 계수가 음의 캐비테이션수($C_p = -0.2$)로 잘 나타나고 있으며, 원판 앞면을 지난 유선이 캐비티의 경계면을 따라감

볼 수 있다. 캐비티가 닫히는 부근의 형상은 re-entry jet 현상을 보여주고 있으며, 이에 관련하여 캐비티가 닫히는 꼬리 부근에서 'vortex ring'이 형성되는 것을 볼 수 있다.

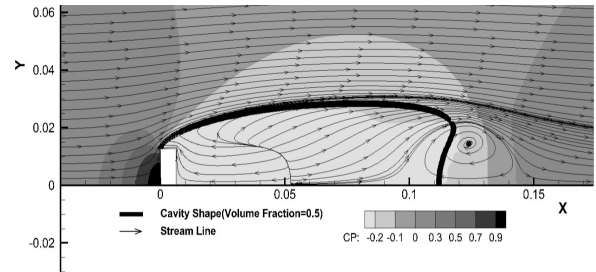


Fig. 16 Pressure coefficient, stream line and cavity shape of 1 in disk ($\sigma=0.2$)

다음으로 수치해석 결과를 검증하기 위하여 실험 데이터 및 Reichardt의 경험식(Self & Ripken, 1955)과 비교하여 함께 나타내었다(Fig. 17, 18). 직경이 서로 다른 3개 원판을 대상으로 캐비테이션수 0.4까지 공동 유동에 대한 수치해석을 수행하였지만, 수치해석해는 캐비테이션수 0.3 이하에서만 캐비티가 발생하였기 때문에 0.3이하의 데이터를 나타내었다.

원판 직경으로 나눈 캐비티 길이(Fig. 17)는 계산이 수행된 캐비테이션수에서 거의 동일한 값을 보여주며, 이는 원판 직경의 크기에 관계없이 기하학적으로 상사인 원판에서 발생하는 캐비티의 길이가 직경에 비례함을 의미한다. 실험 데이터와 비교하여 볼 때, 수치해석해가 초월공동의 길이를 조금 작게 추정하고 있지만, 캐비테이션수에 따른 캐비티 길이의 변화에 대한 정성적인 경향은 잘 일치한다. 캐비테이션수가 큰 경우, 수치해석해는 Reichardt의 경험식보다 작은 값을 추정하지만, 캐비테이션수가 작아지면 이론해석해에 근접해 가며, 캐비테이션수 0.05 이하에서는 이론해석해보다 조금 더 큰 값을 보여준다.

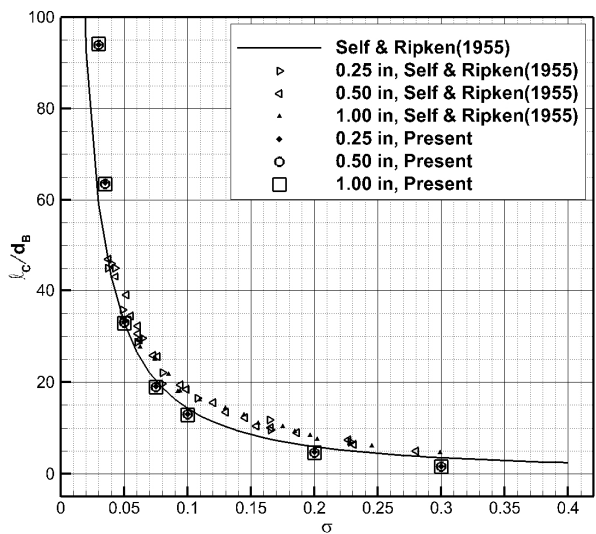


Fig. 17 Cavity length of disk

원판 직경으로 나눈 캐비티 직경(Fig. 18)도 캐비티 길이의 경우와 마찬가지로 직경이 서로 다른 3개의 원판에 대해 거의 동일한 값을 보여준다. 또한 수치해석해가 추정된 캐비티 직경을 이론해석해와 비교해보면 캐비테이션수가 작을 때 이론해석해보다 작게 나타나며, 캐비테이션수가 감소함에 따라 이론해석해에 근접하다가 캐비테이션수 0.05 이하 구간에서는 해석해보다 약간 큰 값을 보여준다. 한편, 캐비티 직경의 실험 데이터는 캐비티 길이의 경우와 반대로 수치해석해 및 이론해석해가 추정된 직경보다 작게 나타나는데, 이는 수직낙하형 free-jet water tunnel에서 수행된 실험에서 발생한 중력의 영향 때문으로 생각된다.

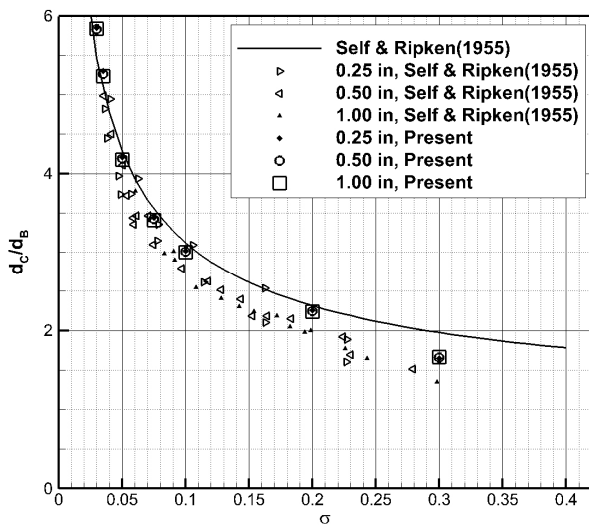


Fig. 18 Cavity diameter of disk

원판의 항력 계수(Fig. 19) 역시 캐비티 길이 및 직경과 마찬가지로 3개 직경의 원판에 대해 거의 동일한 값을 보여준다. 마찰 항력 계수는 원판의 기하학적 특성상 거의 0인 것을 볼 수 있고, 전체 항력의 대부분은 압력 항력이다. 수치해석해의 항력 계수는 캐비테이션수가 작아짐에 따라 감소하고 캐비테이션수에 따라 선형적으로 변화하며, 이론해석해보다 거의 일정한 차이만큼 크게 나타난다. Reichardt가 제시한 경험식의 항력 계수는 식 (12)와 같이 표현된다. 여기서 $C_{D_{0-disk}}$ 는 캐비테이션수가 0 일 때의 항력 계수로서 원판의 경우에 대해서 Reichardt는 $C_{D_{0-disk}} = 0.8$ 을 도출하였다.

$$C_D = C_{D_{0-disk}} (1 + \sigma) \quad (12)$$

같은 방식으로 본 수치해석해의 경우에는 $C_{D_{0-disk}}$ 를 0.827로 도출하였으며, 이론해석해의 $C_{D_{0-disk}}$ 보다 약 3%크게 추정되고 있다. 이는 유체 점성의 영향과 이론해석해와는 다르게 두께를 갖는 형상을 대상으로 하였기 때문에 나타난 차이로 추측할 수 있는데, 원판의 경우 항력에 관한 실험 데이터가 없어서 정량적 비교우위를 확인할 수 없기 때문에 항력 차이에 대한 정확한 원인을 찾기는 어려운 실정이다.

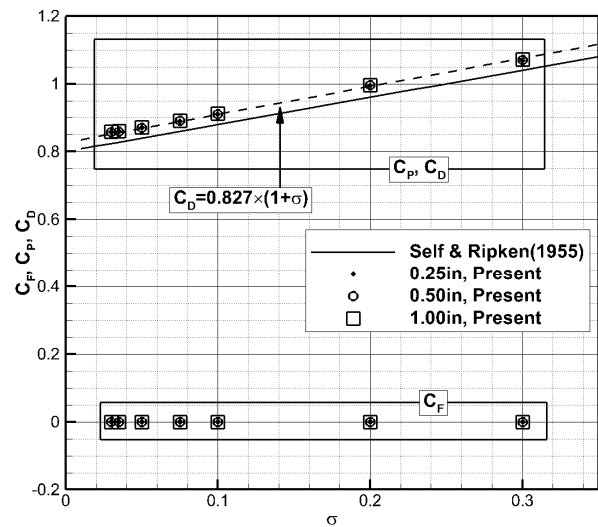


Fig. 19 Cavity drag of disk

이상의 결과를 정리하면, 원판에서 발생하는 초월공동의 길이, 직경, 항력계수에 대한 수치해석해의 추정치는 실험 데이터 및 이론해석해와 전반적으로 잘 일치한다. 따라서 본 수치해석 방법을 사용해서 원판 캐비테이터의 초월공동 발생 및 항력에 대한 기본 특성을 파악할 수 있다고 판단된다.

4.2 이차원 웨지의 초공동 유동

현재 연구, 개발되고 있는 초공동 어뢰인 Barracuda는 원뿔 형상의 캐비테이터를 채택하고 있다. 하지만, 원뿔에서 발생하는 초월공동 유동에 관한 연구 결과와 수치해석해를 비교하여 검증하는데 사용할 수 있는 실험 데이터를 찾기 어렵기 때문에, 관련 연구(Knapp, et al., 1970)가 많이 수행된 바 있고 원뿔에 대응되는 2차원 형상인 2차원 웨지를 대상으로 초공동 유동해석을 수행하고 초공동 발생 및 항력 특성에 대해 살펴보았다.

4.2.1 좌표계 및 격자계

좌표계 및 격자계는 앞서 수치해석을 수행한 3.2.1절의 좌표계 (Fig. 7) 및 격자계 (Fig. 8)와 동일하며, 웨지 각 30° 웨지의 초공동 유동에 대해 추가적으로 수치해석을 수행하였다. 30° 웨지 계산에 사용한 격자수는 약 81,000개 이다.

4.2.2 수치해석 조건

30° 웨지의 경우에도 10° 웨지의 경우와 마찬가지로 잠김 깊이 10 m 기준압력을 사용하였고, 캐비테이션수 0.15 ~ 1.00 구간에서 공동 유동 수치해석을 수행하였다. 캐비테이션수에 맞추어 유입속도는 51.27 ~ 19.86 m/s로 하였으며, 웨지 길이로 정의한 Reynolds수는 $1.75 \times 10^7 \sim 4.51 \times 10^7$ 이다. Table 5에 웨지 각 10°와 30°인 웨지에 대한 수치해석에 사용된 계산 조건을 정리하였다.

Table 5 Calculation conditions for 10° and 30° wedge

β	σ	P_0 (Pa)	U_0 (m/s)	Re_{ℓ_B}
10°	0.07	199331.8	75.05	6.60×10^7
	0.10		62.79	5.52×10^7
	0.15		51.27	4.51×10^7
	0.20		44.40	3.90×10^7
	0.30		36.25	3.19×10^7
	0.40		31.40	2.76×10^7
	0.50		28.08	2.47×10^7
	0.60		25.64	2.25×10^7
30°	0.15	199331.8	51.27	4.51×10^7
	0.20		44.40	3.90×10^7
	0.25		39.72	3.49×10^7
	0.30		36.25	3.19×10^7
	0.35		33.57	2.95×10^7
	0.40		31.40	2.76×10^7
	0.45		29.60	2.60×10^7
	0.50		28.08	2.47×10^7
	0.60		25.64	2.25×10^7
	0.80		22.20	1.95×10^7
1.00	19.86	1.75×10^7		

4.2.3 수치해석 결과

10° 및 30° 웨지의 초공동 유동에 대한 수치해석해 결과를 실험 데이터 및 선형이론해(Newman, 1977)의 결과와 비교하였다.

초월공동 캐비티의 길이와 두께 그리고 웨지의 항력 계수에 대해 비교하였으며(Fig. 20 ~ Fig. 22), 30° 웨지의 초공동 유동에 대한 수치해석해는 캐비테이션수가 0.4보다 큰 경우에는 캐비티가 발생하지 않았다.

캐비티 길이(Fig. 20)는 모두 캐비테이션수가 작아지면 지수적으로 커지는 경향을 보이지만, 수치해석해의 추정치가 실험 데이터 및 선형이론해보다 대체로 작게 나타난다. 캐비테이션수가 큰 경우, 즉 캐비티 길이가 짧을 때는 선형해석해와 비교적 큰 차이를 보이지만, 캐비테이션수가 작아져서 캐비티 길이가 길어질수록 선형이론해에 근접한다. Table 6은 동일한 캐비테이션수에서 선형이론해의 캐비티 길이에 대비한 수치해석해의 캐비티 길이를 백분율로 보여준다. 캐비테이션수가 작을 때, 30° 웨지가 10° 웨지보다 선형이론해와 더 근사한 것이 일견 불합리해 보일 수 있으나, 실은 웨지 두께로 나눈 캐비티 길이가 더 클수록 선형이론해에 근접하는 것이므로 합리적인 결과임을 알 수 있다.

Table 6 Cavity length differences between present and analytic solution

10°	σ	0.07	0.10	0.15	0.20	0.30	
	Present	50.6	25.1	11.8	6.9	2.5	
	Analytic Solution	59.7	30.1	14.3	8.6	4.4	
	Difference (%)	84.8	83.3	82.5	80.4	55.3	
30°	σ	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35	0.40
	Present	36.9	19.1	11.8	7.8	5.3	3.4
	Analytic Solution	39.2	22.3	14.5	10.2	7.7	6.0
	Difference (%)	94.0	85.6	81.4	76.5	69.5	56.2

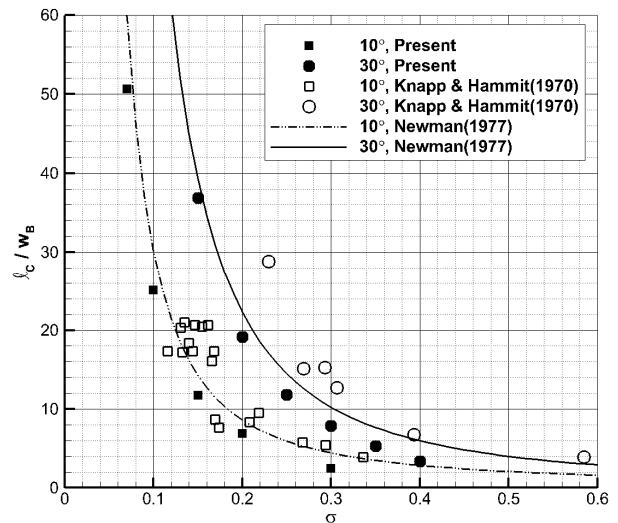


Fig. 20 Cavity length of 2D wedges

한편, 실험에서 측정된 캐비티 길이는 비교 가능한 캐비테이션수 구간에서 수치해석해와 선형이론해보다 대체로 크게 나타났다. 현재로서는 정확한 원인을 알기가 쉽지 않지만, 캐비테이션수가 비교적 큰 경우에도 실험에서 캐비티 길이가 선형이론해보다 크게 측정된 것은 실험의 정확도에 의문을 갖게 한다. 10° 웨지의 경우, 캐비테이션수가 작은 구간에서 실험 데이터는 상당히 큰 분산을 보이고 있다.

캐비티 두께(Fig. 21) 역시 캐비티 길이와 매우 유사한 경향을 나타낸다. 30° 웨지의 실험 데이터와 비교하면 수치해석해가 추정된 캐비티 두께가 약 20 ~ 25 % 정도 작지만, 캐비테이션수가 작아지면 캐비티 두께가 더 많이 커지는 정상적인 경향은 같다. 동일한 캐비테이션수에서 30° 웨지가 10° 웨지보다, 웨지 두께로 나눈 캐비티 두께가, 더 큰 캐비티를 발생시키며, 캐비테이션수가 작아지면 그 차이가 더욱 커지는 것으로 나타났다.

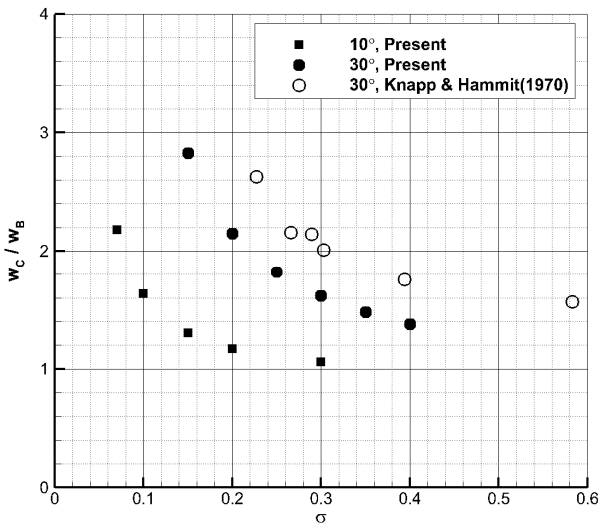


Fig. 21 Cavity width of 2D wedges

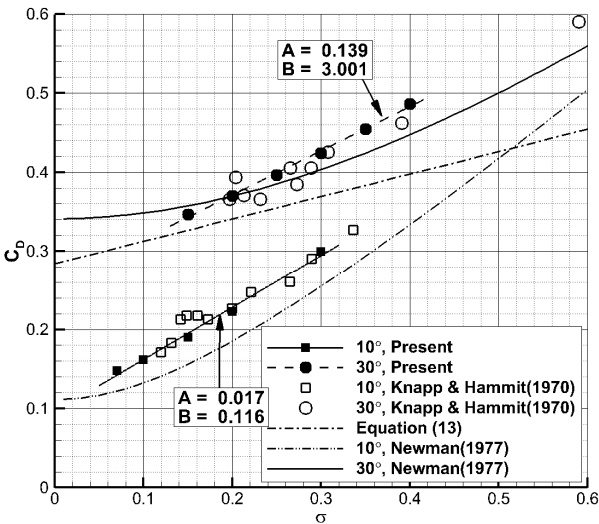


Fig. 22 Cavity drag coefficient of 2D wedges

마지막으로 웨지 항력 계수(Fig. 22)를 비교해 보았다. 수치해석해가 추정한 항력 계수는 10°와 30° 웨지 모두 실험 데이터와 잘 일치하며 선형이론해보다 대부분 크게 나타났다. 또한, 수치해석해가 추정한 항력 계수는 캐비테이션수에 따라 거의 선형적으로 변화하는데 비해 선형이론해의 항력 계수는 비선형적으로 변화한다.

한편, 30° 웨지에서 캐비테이션수 0.2 이하에서 실험 및 수치해석해가 선형이론해보다 작은 항력 계수를 보이는 것은 납득하기 힘들지만, 현재 이에 대한 원인은 알 수 없다.

Fig. 22의 1점 쇄선은 Plesset and Shaffer가 Riabouchinsky-model을 사용하여 구한 이론해이며, 캐비테이션수가 작을 때 항력 계수는 식(13)으로 표현된다.

$$C_D = C_{D0-wedge} (1 + \sigma) \tag{13}$$

여기서 $C_{D0-wedge}$ 는 캐비테이션수가 제로일 때의 항력 계수로서 30° 웨지의 경우에 실험 데이터로부터 외삽을 하여 얻은 값은 $C_{D0-wedge} = 0.284$ 이다. 그러나 이 식의 항력 계수는 실험 데이터 및 수치해석해 결과와 비교할 때, 정량적 차이가 클 뿐 아니라, 캐비테이션수에 따른 변화의 경향도 상당히 다르다.

수치해석해가 추정한 항력 계수를 캐비테이션수의 1차 함수(14)로 표현해 보았다. 도출된 식은 다음과 같으며, 계수 A, B를 Table 7에 표시하였다.

$$C_{D-wedge} = A + B\sigma \tag{14}$$

Table 7 Values of A and B of formular (14) to estimate drag coefficient

β	A	B
10°	-1.894	-2.230
30°	-1.124	-0.628

이와 같이 신뢰할 수 있는 추정식을 도출할 수 있다면 캐비테이터에 작용하는 항력을 간단히 추정함으로써 초공동 어뢰의 캐비테이터 초기 설계 시에 매우 유용하게 사용될 수 있을 것이다.

5. 결 론

반구형 머리 실린더와 2차원 10° 웨지를 대상으로 standard $k-\epsilon$, realizable $k-\epsilon$, Reynolds stress의 3가지 난류 모델과 Schnerr-Sauer, Zwart-Gerber-Belamri의 2가지 캐비테이션모델을 조합하여 수치해석을 수행하였다. 수치해석해의 분석 결과 realizable $k-\epsilon$ 난류 모델과 Schnerr-Sauer 캐비테이션 모델 조합이 계산시간이 짧고, 캐비티의 초생 및 단핍이 안정되어 정상 공동유동에 잘 수렴하며, 일관된 수치해석해를 주는 것을 확인하였다. 이로부터 realizable $k-\epsilon$ 난류 모델과 Schnerr-Sauer 캐비테이션 모델 조합을 최종 선택하고, 이후 본 논문의 수치해석해는 모두 이 모델 조합을 사용해서 계산하였다.

실험 데이터와 해석해가 있는 원판 및 2차원 10°, 30° 웨지에 대해 수치해석을 수행하였다. 원판에서 발생하는 초월공동의 길이와 직경에 대한 수치해석해의 추정치는 실험 및 이론해석해와 전반적으로 잘 일치한다. 항력계수는 캐비테이션수에 대한 이론해석해의 함수적 변화와 정성적으로 잘 일치하고 있으나, 약 3% 정도 크게 추정한다. 2차원 웨지의 경우, 수치해석해가 추정된 캐비티 길이는 이론해석해와 비교적 잘 일치하지만, 캐비테이션수가 커질수록 이론해석해보다 길이를 짧게 추정한다. 추정된 캐비티 길이와 두께는 모두 실험에 비해 작게 나타난다. 웨지 항력 계수는 이론해석해와 상이한 함수적 변화를 나타내는 반면에 실험과는 비교적 잘 일치한다. 수치해석해로부터 초공동이 발생하

는 원판과 웨지의 항력계수를 간단히 추정할 수 있는 공식을 도출하였다.

본 논문의 연구 결과는 초공동 어뢰의 핵심부인 캐비테이터의 초공동 발생 및 항력 특성을 파악하기 위해 사용할 수 있고, 본 연구의 수치해석 방법은 캐비테이터의 기본 형상 설계에 유용한 도구가 될 수 있다고 판단된다.

후 기

이 연구는 국방과학연구소 초공동 수중운동체 통합연구(09-01-05-26)의 지원으로 수행된 연구임

References

- Ahn, B.K. Lee, C.S. & Kim, H.T., 2010. Experimental and Numerical Studies on Super-cavitating Flow of Axisymmetric Cavitator. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 2(1), pp.39-44.
- Ahn, B.K. Lee, T.K. Kim, H.T. & Lee, C.S., 2012. Experimental Investigation of Supercavitating Flows. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 4(2), pp.123-131.
- Ahn, S.S., 2007. *An integrated approach to the design of supercavitating underwater vehicles*. Ph.D. Atlanta, School of Aerospace, Georgia Institute of Technology.
- ANSYS 13.0, 2010. *User's Guide, 2010 SAS IP Inc.*
- Alyanak, E. Venkayya, V. Grandhi, R. & Penmetsa, R., 2004. Variable shape cavitator design for a super-cavitating torpedo. *Proceedings of 10th AIAA/ISSNMO Multidisciplinary Analysis and Optimization Conference, Albany, NY, USA*, 30 August-1 September 2004.
- Balas, G.J. Bokor J. Vanek, B. & Arndt, R.E.A., 2006. Control of High-Speed Underwater Vehicles. *Control of Uncertain Systems, LNCIS 329*, pp. 25-44.
- Byun, W. Kim, M.K. Park, K.J. Kim, S.J. Chung, M. Cho, J.Y. & Park, S.H., 2011. Buckling Analysis and Optimal Structural Design of Supercavitating Vehicles Using Finite Element Technology. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 3(4), pp. 274-285.
- Choi, J.K. & Kim, H.T., 2010. A Study of using Wall Function for Numerical Analysis of High Reynolds Number Turbulence Flow. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 47(5), pp. 647-655.
- Chung, M. Lee, H.J. Kang, Y.C. Lim, W.B. Kim, J.H. Cho, J.Y. Byun, W. Kim, S.J. & Park, S.H., 2012. Experimental Study on Dynamic Buckling Phenomena for Supercavitating Underwater Vehicle. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 4(3), pp. 183-198.
- Foot, J.P. Lineberry, J.T. Thompson, B.R. & Winkelman, B.C., 1996. Investigation of Aluminium Particle Combustion for Underwater Propulsion Applications. *AIAA, ASME, SAE, and ASEE, Joint Propulsion Conference and Exhibit, 32nd*, Lake Buena Vista, FL, 1-3 July 1996.
- Kim, D.H. Park, W.G. & Jung, C.M., 2012. Numerical Simulation of Cavitating Flow Past Axisymmetric Body. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 4(3), pp.256-266.
- Kim, J.H. Jang, H.G. Ahn, B.K. & Lee, C.S., 2013. A Numerical Analysis of the Supercavitating Flow around Three-Dimensional Axisymmetric Cavitators. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 50(3), pp. 160-166.
- Kim, S.H. & Kim, N., 2013. Controller Design for a Supercavitating Vehicle in Transition Phase. The Korean Association of Ocean Science and Technology Societies, Jeju, Republic of Korea, 23-25 May 2013.
- Kim, Y.G. & Nah, Y.I., 2011. Propulsion technologies of supercavitating rocket torpedo. Proceedings of the Korean Society of Propulsion Engineers, Fall Conference, Busan, Republic of Korea, 24-25 November 2011, pp.383-387.
- Knapp, R.T. Daily, J.W. & Hammit, F.G., 1970. *Cavitation*. University of Iowa, Iowa Institute of Hydraulic Research, IOWA : Institute of Hydraulic Research.
- Miller, T.F. & Herr, J.D., 2004. Green rocket propulsion by reaction of Al and Mg powder and water. *Proceedings of 40th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit*, Fort Lauderdale, Florida, USA, 11-14 July 2004.
- Newman, J.N., 1977. *Marine Hydrodynamics*. Massachusetts : MIT Press.
- Park, S.H., 2013. *Development of practical method for prediction of cavitation erosion with turbulent flow using computational fluid dynamics*. Ph.D. Seoul: Dept. of Naval Architecture and Ocean Engineering, Seoul National University.
- Petitpas, F. Saurel, R. Ahn, B.K. & Ko, S., 2011. Modelling Cavitating Flow around Underwater Missiles. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 3(4), pp. 263-273.
- Rouse, H. Mcnown, J.S., 1948. *Cavitation and Pressure*

- Distribution Head Forms at Angles of Yaw. *State University of Iowa, Studies in Engineering Bulletin* 32, No 420.
- Rabiee, A. Alishahi, M.M. Emdad, H. & Saranjam, B., 2011a. Part A: Experimental Investigation of Unsteady Supercavitating Flows. *Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Mechanical Engineering.*, 35(M1), pp.15–29.
- Rabiee, A. Alishahi, M.M. Emdad, H. & Saranjam, B., 2011b. Part B: Numerical Investigation of Unsteady Supercavitating Flows. *Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Mechanical Engineering.*, 35(M1), pp.31–46.
- Savchenko, Y.N., 2002. Experimental Investigation of Supercavitating Motion of Bodies. *RTO/NATO Lecture Series 005 Supercavitating Flows*, von Karman Institute.
- Semenenko, V.N., 2001. Artificial Supercavitation, Physics and Calculation. *Lecture Notes for RTO AVT/VKI Special Course on Supercavitating Flows*. Belgium, Rhode Saint Genese: Von Karman Institute for Fluid Dynamics.
- Self, M.W. & Ripken, H.F., 1955. Steady-State Cavity Studies in a Free-Jet Water Tunnel. *St. Anthony Falls Hydraulic Laboratory, University of Minnesota, Report No. 47.*
- Yoon, J. Chung, J.M. & Yoon, Y., 2011. Study on Self-Pulsation Characteristics of Gas Centered Shear Coaxial Injector for Supercavitating Underwater Propulsion System. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 3(4), pp.286–292.

