

HSVA 두 탱커 선형에 대한 점성유동 계산

곽 영 기*
(99년 2월 10일 접수)

Numerical Calculation of Viscous Flows for Two HSVA Tankers

Young-ki Kwak*

Key Words : RANS Equation(RANS 방정식), $k-\epsilon$ Turbulence Model($k-\epsilon$ 난류모형), Body Fitted Coordinates(물체적합좌표계), Finite Volume Method(유한체적법), SIMPLE Method(SIMPLE법), Viscous Resistance(점성저항)

Abstract

The viscous flow around a ship hull is calculated by the use of RANS (Reynolds) by using the $k-\epsilon$ turbulence model. Body fitted coordinates are used for the ship hull geometry. The ones in the coordinate system are solved by an implicit pressure linked equation. The solution of the equation is obtained by the use of TDMA. To assess the accuracy of the calculation, the velocity and viscous resistance of the Dyne hull are compared with the results of pressure measurements and velocity vector measurements.

* 정회원, 목포대학교 선박해양공학과

1. 서론

1980년대 이후, 경계층 해석의 한계를 극복하기 위한 방법으로 RANS방정식을 사용하여 선체 주위 난류유동을 해석하려는 연구가 선박유체역학 분야에서 활발히 진행되고 있다. 이 방법은 난류유동의 지배방정식인 RANS방정식을 이용하여 전체 유동장을 난류유동 차원에서 해석하는 방법인데, 경계층 가정을 포함하지 않는다는 관점에서 많은 가능성을 보여주고 있다. 1990년 스웨덴에서 열린 SSPA-CTH-IIHR Ship Viscous Flow Workshop¹⁾과 1994년 개최된 CFD Workshop Tokyo 1994²⁾에 선체 점성유동 해석 분야의 연구 현황이 잘 요약되어 있다. SSPA-CTH-IIHR Workshop에서는 선미에서 유동 형태가 다르게 나타나는 HSVA tanker 선형과 Dyne hull 선형에 대하여 19개 그룹에서 계산한 결과들이 실험결과와 비교되어 발표되었다. 계산결과들을 보면 실험에서 나타나는 선미의 유동 특성을 정성적으로 잘 나타내 주었으며, 선체의 점성유동 해석이 선형 개발에 충분히 이용될 수 있음을 보여 주었다. 한편, 1994년 일본에서 열린 CFD Workshop Tokyo에서는 선박유체역학 전반에 걸쳐 여러가지 계산 결과가 발표되었다. 발표결과 중에는 자유표면 효과와 점성유동을 동시에 계산한 경우도 있었으며, 점성유동 해석 결과도 SSPA-CTH-IIHR Workshop에 발표된 결과와 비교해서 그간 해석방법 개발에 상당한 발전이 있었음을 알 수 있었다. 특히, 선체의 점성저항 추정, 실선 레이놀즈수에 대한 계산결과들도 한 편 발표되어 점성유동 해석이 선형개발에 직접 적용될 수 있음을 보여주고 있다. 본 논문에서는 수치해법의 타당성을 HSVA tanker 선형과 Dyne hull 선형에 대하여 계산하고 기존의 수치 및 실험 결과들과 비교함으로써 모형선으로부터 실선 규모에 이르는 영역에서 안정된 결과를 주고 있음을 검증하고자 하였으며, 또한 수치적 방법에 의한 실선 저항성능의 해석 및 점성저항의 척도효과에 대한 기초적 자료를 얻고자 하였다.

2. 지배방정식 및 경계조건

2.1 지배방정식

본 연구에서는 선체와 유동을 나타내기 위해서 원통좌표계(x, r, θ)를 사용하였다. 유체의 유동을 지배하는 방정식은 연속방정식과 Navier-Stokes 방정식이며, 난류유동의 경우에는 레이놀즈응력을 포함하는 RANS방정식으로 나타낼 수 있다. 정상 비압축성유동을 가정하고, $k-\epsilon$ 난류모델을 도입하여 레이놀즈응력을 표시하면 연속방정식과 RANS 방정식은 일반적으로 다음식으로 표현된다³⁾.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial x}(U\phi) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(rV\phi) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta}(W\phi) \\ &= \frac{\partial}{\partial x}\left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x}\right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}\left(r\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial r}\right) \\ &+ \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \theta}\left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial \theta}\right) + S_\phi \end{aligned} \quad (1)$$

여기서, ϕ 는 유동변수 (U, V, W, k, ϵ)를 나타내고, Γ_ϕ 는 유동변수 ϕ 의 확산계수를, S_ϕ 는 각 유동변수에 따른 생성항을 나타낸다. 임의의 3차원 형상 주위의 유동을 해석하기 위해서는 계산 영역상의 모든 경계면이 좌표면과 일치하는 것이 바람직하다. 이를 위해서 일반 좌표계에 기초한 물체적합좌표계 (ξ, η, ζ)를 도입하였고, 계산을 수행하기 위하여는 이에 따른 지배방정식의 변환이 필요하다. 여기서는 독립변수 (x, r, θ)만을 변환시키기로 한다. 즉, 종속변수 (U, V, W, k, ϵ)는 원통좌표계에서 정의되고, 계산은 변환된 좌표계에서 이루어진다. 변환된 지배방정식은 다음과 같은 형태가 된다³⁾.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial \xi}(G^1\phi) + \frac{\partial}{\partial \eta}(G^2\phi) + \frac{\partial}{\partial \zeta}(G^3\phi) \\ &= \frac{\partial}{\partial \xi}\left(\frac{\Gamma_\phi}{J} B_1^1 \frac{\partial \phi}{\partial \xi}\right) + \frac{\partial}{\partial \eta}\left(\frac{\Gamma_\phi}{J} B_2^2 \frac{\partial \phi}{\partial \eta}\right) \\ &+ \frac{\partial}{\partial \zeta}\left(\frac{\Gamma_\phi}{J} B_3^3 \frac{\partial \phi}{\partial \zeta}\right) + \frac{\partial}{\partial \xi}\left(\frac{\Gamma_\phi}{J} B_2^1 \frac{\partial \phi}{\partial \eta}\right) \\ &+ \frac{\partial}{\partial \eta}\left(\frac{\Gamma_\phi}{J} B_3^2 \frac{\partial \phi}{\partial \zeta}\right) + \frac{\partial}{\partial \zeta}\left(\frac{\Gamma_\phi}{J} B_1^3 \frac{\partial \phi}{\partial \xi}\right) \\ &+ \frac{\partial}{\partial \xi}\left(\frac{\Gamma_\phi}{J} B_3^1 \frac{\partial \phi}{\partial \zeta}\right) + \frac{\partial}{\partial \eta}\left(\frac{\Gamma_\phi}{J} B_1^2 \frac{\partial \phi}{\partial \xi}\right) \\ &+ \frac{\partial}{\partial \zeta}\left(\frac{\Gamma_\phi}{J} B_2^3 \frac{\partial \phi}{\partial \eta}\right) \Big] + J S_\phi \end{aligned} \quad (2)$$

여기서, B_j^i 는 변환행렬의 곱 $b_k^i b_j^k$ 로 주어지며, G^i 는 $\xi^i = \text{const.}$ 에 수직한 반변속도성분으로서 $b_j^i U_j$ 로 주어진다. 또한, S'_0 는 식 (1)의 생성항 S_0 를 변환시킨 형태로 표시된다.

2.2 경계조건

상류 경계면은 선수로부터 선체의 반 길이만큼 떨어진 곳에 놓았다. 선체가 정수 중에서 U_0 의 속도로 움직이는 경우에 선체에서 보면 선체로부터 멀리 떨어진 곳에서 U_0 의 속력을 가진 균일유동(uniform flow)이 선수로 유입되는 경우와 같다. 또한, 선수로부터 멀리 떨어진 곳이므로 물체에 의한 교란이 없으므로 $U=U_0, V=W=k=\varepsilon=0$ 으로 놓을 수 있다. 하류 경계면은 선미로부터 선체의 길이만큼 떨어진 곳으로 정하였으며, 모든 유동 변수에 대하여 Neumann조건을 사용하였다. 모형선의 경우는 벽 근처 로그속도분포 영역(log-law region; $30 < y^+ < 400$)에 벽으로부터 첫 번째 격자점을 두어 벽법칙을 적용하였다. 실선의 경우에 레이놀즈수는 $10^9 \sim 10^{10}$ 으로 매우 크게 되며 이 경우에 실선 레이놀즈수에 맞추어 격자점을 두는 것은 실제 계산에서는 매우 어렵기 때문에 실선의 표면에서 어느 정도 떨어진 위치에서 벽법칙을 적용시킬 수 있는냐가 중요한 문제로 나타난다. 주상선과 Patel⁵⁾, 오전제와 강신형⁶⁾ 등의 연구 결과를 보면, 실선의 경우 $3000 \leq y^+ \leq 5000$ 정도에서 벽법칙을 사용하여 합리적인 결과를 얻을 수 있었으므로, 본 연구에서도 실선의 경우 벽법칙이 만족되는 첫 번째 격자점의 위치를 이 정도로 설정하였다. 바깥 경계면은 반경 방향으로 선체의 길이만큼 떨어진 곳으로 정하여 입구 경계면과 같이 속도 U_0 를 가진 비점성 균일유동으로 가정하였다($U=U_0, W=k=\varepsilon=0, P=P_0$). 대칭면에서 원주방향속도는 영으로 놓았으며, 다른 유동 변수에 대해서는 대칭조건을 사용하였다. 후류 중심선에서 반경방향 및 원주방향의 속도는 영으로 놓았으며, 다른 유동변수에 대해서는 후류 중심선에 대해서 대칭조건을 사용하였다.

3. 수치해석 방법

지배방정식을 수치해석하기 위해서 검사체적에

기초한 유한체적법(FVM)을 사용하였다⁷⁾. 이 방법은 계산영역을 유동변수가 정의된 격자점을 둘러싸고 있는 일정한 검사체적으로 나눈 후에, 지배방정식을 이 체적에 대해 적분함으로써 이산화시키는 방법이다. 이와 같이 이산화방정식을 유도하는 과정에서 변수가 정의되어 있지 않은 위치에서 변수 분포의 가정이 필요하다. 이 가정에 따라서 몇몇 수치해석 기법이 개발되어 있으며, 본 해석에서는 convection term의 처리시 정확도를 높이기 위해 QUICK기법을 사용하였다⁸⁾. 이 기법을 사용하여 각 유동 변수의 검사체적에 대해서 지배방정식(2)를 적분하면, 다음과 같은 일반적인 형태의 이산화방정식을 얻을 수 있다³⁾.

$$a_p \phi_p = a_D \phi_D + a_U \phi_U + a_N \phi_N + a_S \phi_S + a_E \phi_E + a_W \phi_W + \bar{S}_\phi \quad (3)$$

여기서, a_p 는 검사체적의 중앙점인 현재점, $a_D, a_U, a_N, a_S, a_E, a_W$ 등은 인근 격자점들의 이산화계수를 나타내며, \bar{S}_ϕ 는 이산화된 형태의 생성항을 나타낸다. 압력은 운동량방정식과 연속방정식을 만족하게끔 간접적으로 구해야 하는데, 본 연구에서는 Patankar-Spalding의 SIMPLE법을 사용하였다⁷⁾. 이 방법은 압력을 가정하여 운동량방정식을 해석한 후에 연속방정식을 만족하도록 압력과 속도를 보정해 주는 방법이다. 압력보정량에 대한 이산화방정식은 연속방정식으로부터 유도되며 식(3)과 같은 형태로 나타난다.

4. 계산결과 및 검토

4.1 계산 대상 선형과 격자계

HSVA tanker와 Dyne hull 두 선형에 대해서 모형선의 레이놀즈수 5×10^6 와 실선의 레이놀즈수 2×10^9 에 대하여 계산을 수행하고, 1994년 CFD Workshop Tokyo²⁾에서 발표된 실험 및 계산결과들과 비교를 하였다. HSVA tanker선은 길이(L_{PP})가 253.0 m, 그리고 방형비척계수(C_B)가 0.85인 비대선이며, 선수는 벌브가 없는 원통형이고 선미부는 V형의 단면으로 구성되어 있다. Dyne hull은 선

미부가 약간 다름에 따라 계산결과가 어떻게 잘 예측되는지 살펴보기 위하여 HSVA tanker선을 선수부는 그대로 두고 선미부를 U자 형태를 갖도록 고친 선형이다. 따라서, 주요치수들은 원래 선형인 HSVA tanker선과 같으나, 허브(hub)가 없어지고 프로펠러면이 약간 뒤로 물러난 점이 다를 뿐이다. HSVA tanker선에 대한 저항시험 결과는 1983년 CETENA에서 실시한 시험 결과를 인용하였으며, 계산은 현대중공업(주) 선박해양연구소의 IBM 9076-SP1에서 수행하였다.

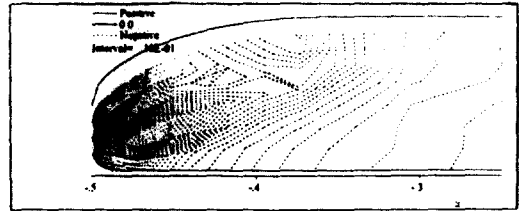
계산 상의 격자계는 앞 장에서 설명한 물체적합 좌표계를 사용하여 수치적으로 형성하였다. 주유동방향(x 방향)으로는 141개의 격자를 두었고, 반경방향(r 방향)으로는 벽면에서 바깥경계($r/L=1.0$)까지 35개의 격자를 두었으며, 원주방향(θ 방향)으로는 대칭면을 처리하기 위한 계산영역 외부의 2개의 격자를 포함하여 30개의 격자를 분포시켰다. 또한, 주유동방향으로 선형이 급격히 변화하는 선수미 부분과 유동의 변화가 극심한 벽면 근처에는 상대적으로 조밀한 격자 분포를 사용하였다. 벽법칙이 적용되는 첫번째 격자점의 위치가 모형선의 경우 y^+ 가 15~30 정도였으며, 실선 계산의 경우 모형선과 같은 격자계를 사용하여 $3000 \leq y^+ \leq 6000$ 의 범위 내에 들었다.

4.2 계산결과

4.2.1 HSVA tanker

모형선 레이놀즈수 (5×10^6)에서의 계산에 대해서 살펴보면, 선수부에서의 압력계수의 분포를 Knaack, Kux and Wieghart의 실험결과와 비교하여 Fig. 1에 표시하였고 선미부에서의 압력 분포는 Fig. 2에 표시하였다. 전체적으로 선수부나 선미부나 모두 압력 분포의 형태가 실험과 잘 일치하는 것을 살펴볼 수 있으며 정량적으로도 비슷한 값을 주는 것을 알 수 있다. 선미 주위의 유동 특성을 실험치들과 비교하기 위해 프로펠러면($x=1.005$)에서 축방향 속도의 등속도선 및 횡방향 속도벡터를 구하고, Fig. 3에 실험치와 비교하여 각각 도시하였다. 선체 밑바닥을 따라서는 매우 얇은 경계층이 형성되고 단면의 중간부에서 경계층이 갑자기 두꺼워지는 현상이 계산 결과에서 잘 나타나고 있으

Experiment (Knaack, Kux and Wieghart)



Present Method ($Re=5 \times 10^6$)

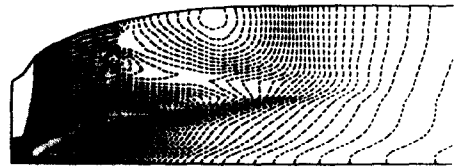
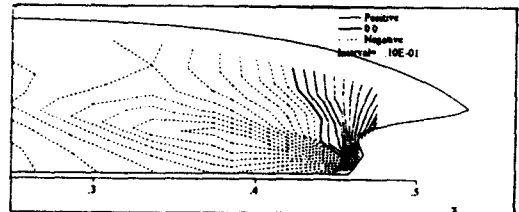


Fig. 1 Pressure Distribution on Fore Body for HSVA Tanker (Model)

Experiment (Knaack, Kux and Wieghart)



Present Method ($Re=5 \times 10^6$)

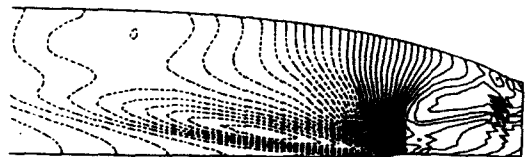
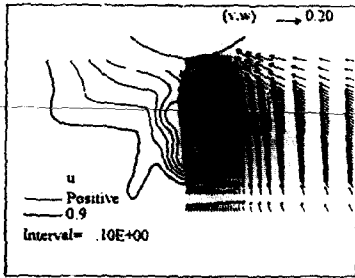


Fig. 2 Pressure Distribution on After Body for HSVA Tanker (Model)

Experiment (Knaack, Kux and Wieghart)



Present Method (Re=5x10⁶)

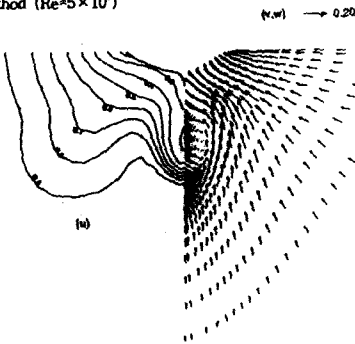
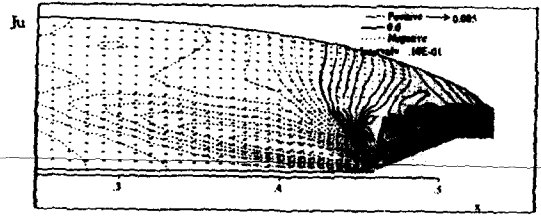


Fig. 3 Axial Velocity Contour and Transverse Velocity Vector at $x/L=1.005$ for HSVA Tanker (Model)

며, 실험치와도 정성적으로 잘 일치하고 있는 것을 알 수 있다. 또한, 횡방향 속도벡터를 살펴 보면, 선체 아래로 부터 위로 향하는 속도 성분이 있으며 선저를 따라 위로 올라 오다가 빌지를 지나면서 단면의 급격한 변화로 인해 유동의 회전 성분이 약하게 발생하고 있음을 알 수 있다. 이러한 회전 성분은 선미부 뒤쪽으로 갈수록 점차 강화되어 선미 후류에 발생하는 빌지 보텍스(bilge vortex)를 형성하는 원인이 된다.

실선크기 레이놀즈수 2×10^9 에 대해서는 실험자료가 없기 때문에 1994년 CFD Workshop Tokyo²⁾에 나와 있는 주상선의 계산결과들과 비교하였다. 선수부와 선미부에서의 압력 분포를 Fig. 4에 표시하였다. 전체적으로 모형선크기에서의 압력 분포 형태와 비슷하며, 선미부에서의 압력 분포의 형태는 주상선의 계산과 잘 일치하는 것을 살펴볼 수 있으며 정량적으로도 비슷한 값을 주는 것을 알 수 있다. 선미 주위의 평균 속도장의 경우, 주상선의 계산값들과 비교하여 모형선크기에서와 마찬가지로



Present Method (Re=2x10⁶)

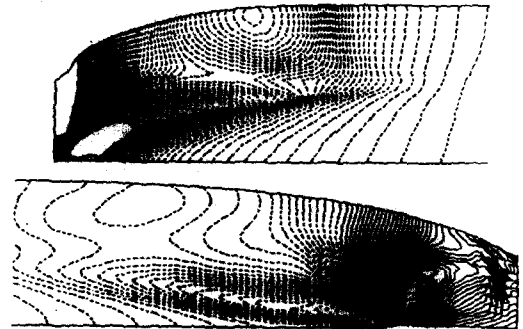
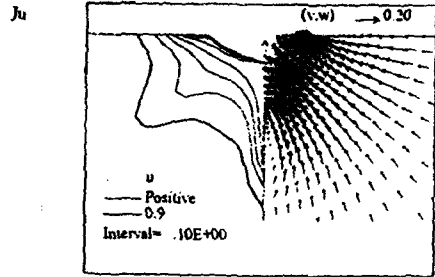


Fig. 4 Pressure Distribution on Fore and After-Body for HSVA Tanker (Ship)



Present Method (Re=2x10⁶)

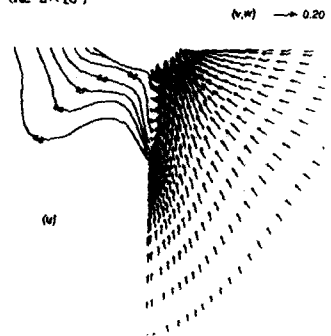


Fig. 5 Axial Velocity Contour and Transverse Velocity Vector at $x/L=1.005$ for HSVA Tanker (Ship)

로 프로펠러면($x=1.005$)에서 축방향 속도의 등속도선 및 횡방향 속도벡터를 Fig. 5에 도시하였다. 축방향 속도나 횡방향 속도나 그의 계산과 정성적으로 비슷한 결과를 주고있음을 알 수 있다.

HSVA tanker선에 대한 저항계수들은 1983년 CETENA에서 실험하여 얻은 저항값을 ITTC 1957 모형선-실선 상관곡선을 기준으로 하여 계산한 값이다. 계산에 의한 점성저항 성분(C_V)은 점성압력저항 성분(C_{PV})과 점성마찰저항 성분(C_{FV})을 더하므로써 구할 수 있으며, C_{PV} 는 압력의 축방향 성분을 선체표면에 따라서 적분하여 구하고 C_{FV} 는 마찰력의 축방향 성분을 선체표면에 따라서 적분함으로써 구할 수 있다. Table 1에는 HSVA tanker선에 대한 계산과 실험에 의한 점성저항 성분들을 정리하였다. 따라서, 성분별로 정확한 비교는 되지 않지만 전체 점성마찰저항(C_V)을 살펴보면, 모형선에서는 계산치의 C_V 값이 실험치나 주상선의 그것보다 약간 크게 나타났으나, 실선에서는 계산치의 C_V 값이 주상선의 결과보다 약간 작은 값을 주는 것으로 나타났다. 이는 C_{PV} 값의 차이에 기인한 것으로 주상선의 결과는 실선에서의 값이 모형선보다 약간 크게 계산되었기 때문이다.

Table 1 Comparison of Resistance Coefficients for HSVA Tanker

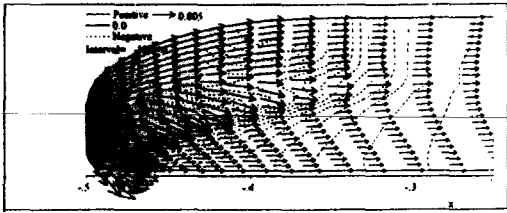
Re	Authours	$C_{FV} \times 10^3$	$C_{PV} \times 10^3$	$C_V \times 10^3$
Model (5×10^6)	Exp	3.397		4.137
	Bertram	3.728	3.551	7.279
	Ju	3.487	0.710	4.197
	Van et al.	2.911	0.422	3.333
	Lew	3.542	0.627	4.169
	Choi et al.	0.227	1.229	1.456
	Chen et al.	3.526	0.368	3.871
	Ishikawa	3.233	0.958	4.191
	Jaw et al.	3.539	2.177	5.716
	Present	3.415	0.822	4.237
Ship (2×10^9)	ITTC57	1.407		
	Ju	1.402	0.727	2.129
	Present	1.452	0.577	2.029

4.2.2 Dyne hull

모형선 레이놀즈수 (5×10^6)에서의 계산에 대해서 살펴보면, 압력분포에 대한 실험자료가 없기 때문에 그 중 계산이 가장 잘 된 것으로 평가되는 Ishikawa의 계산결과와 비교하였다. 선수부에서의 압력 분포는 Fig. 6에 표시하였고 선미부에서의 압력 분포는 Fig. 7에 표시하였다. 전체적으로 선수부나 선미부나 모두 압력 분포의 형태가 계산결과와 정성적으로 잘 일치하는 것을 살펴볼 수 있으며 정량적으로도 비슷한 값을 주는 것을 알 수 있다. 프로펠러면($x=1.018$)에서 축방향 속도의 등속도선 및 횡방향 속도벡터를 Fig. 8에 실험값과 비교하여 도시하였다. 계산된 결과는 실험과 정성적으로 잘 일치하고 있으나, 실험에서 나타나는 'hook' 현상은 잡아내지 못하고 있음을 알 수 있다. 그 원인으로 여러 가지가 있겠으나 본 계산에서는 선박의 저항 성능을 해석하는데 있어 필수적인 점성저항의 정확한 예측을 위해 전체적으로 매우 안정적이고 비교적 정확한 벽법칙을 사용하는바 거기에 일차적인 원인이 있다 하겠다. Dyne hull은 선미 단면들이 V자 형태를 갖는 HSVA tanker와는 달리 단면 형상이 U자 형태를 갖기 때문에 축방향 속도 u 를 살펴 보면 프로펠러 축을 중심으로 HSVA tanker보다 더 균일하게 분포되고, 횡방향 속도벡터에 있어서는 더 강한 빌지 보텍스(bilge vortex)가 형성되는 것으로 나타나고 있다. 이 결과는 Dyne hull이 HSVA tanker보다 더 큰 저항값을 갖게 되나, 추진효율이나 캐비테이션 그리고 진동 측면에 있어서는 더 유리함을 암시하는 것이다.

실선 레이놀즈수 (2×10^9)에서의 계산에 대해서도 실험자료가 없기 때문에 1994년 CFD Workshop Tokyo²⁾에 나와 있는 주상선의 계산결과들과 비교하여 표시하였다. 선수부와 선미부에서의 압력 분포를 Fig. 9에 표시하였다. 전체적으로 모형선크기에서의 압력 분포 형태와 비슷하며, 선미부에서의 압력 분포는 주상선의 계산과 정성적으로 잘 일치하는 것을 살펴볼 수 있으며 정량적으로도 비슷한 값을 주는 것을 알 수 있다. 프로펠러면($x=1.018$)에서 축방향 속도의 등속도선 및 횡방향 속도벡터를 구하고 주상선의 결과와 비교하여 Fig. 10을 얻었다. 축방향 속도나 횡방향 속도 모

Ishikawa



Present Method ($Re=5 \times 10^6$)

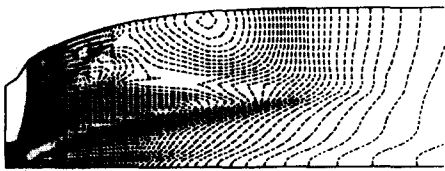
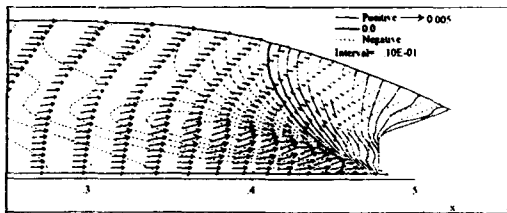


Fig. 6 Pressure Distribution on Fore Body for Dyne hull (Model)

Ishikawa



Present Method ($Re=5 \times 10^6$)

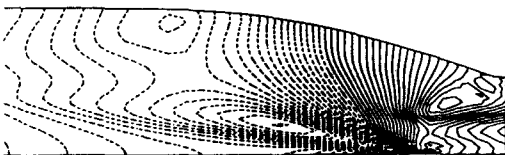
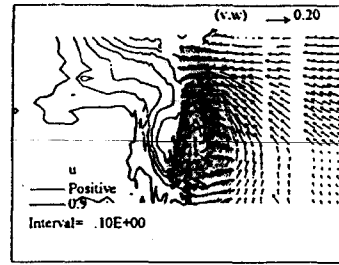


Fig. 7 Pressure Distribution on After Body for Dyne hull (Model)

Experiment (Knaack, Kux and Wiegart)



Present Method ($Re=5 \times 10^6$)

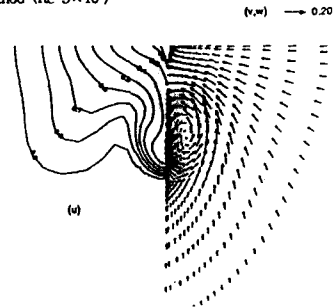
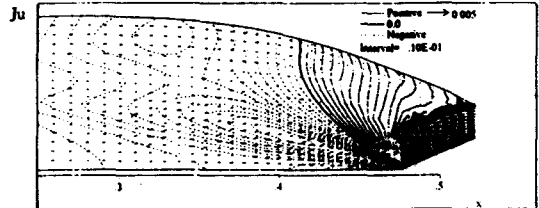


Fig. 8 Axial Velocity Contour and Transverse Velocity Vector at $x/L=1.018$ for Dyne hull (Model)



Present Method ($Re=2 \times 10^6$)

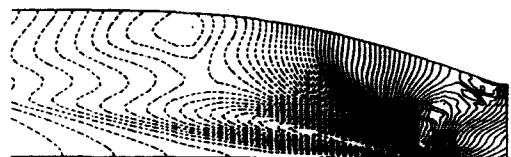
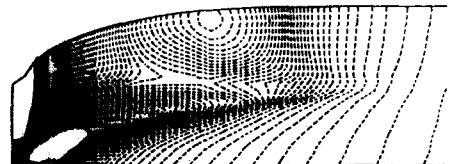


Fig. 9 Pressure Distribution on Fore and After Body for Dyne hull (Ship)

두 두 가지 계산이 점성적으로 비슷한 결과를 주고 있음을 알 수 있다.

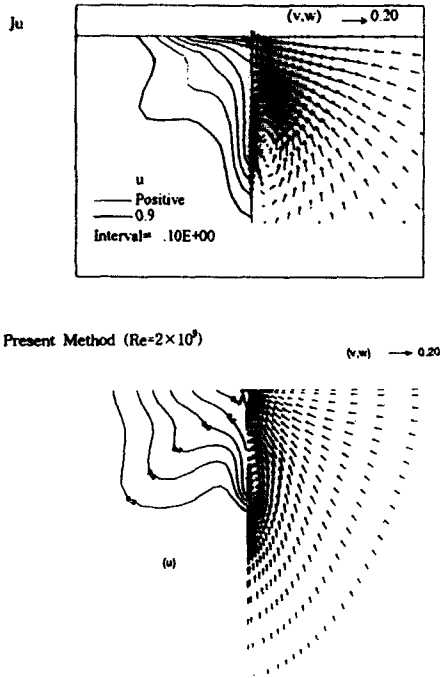


Fig.10 Axial Velocity Contour and Transverse Velocity Vector at $x/L=1.018$ for Dyne hull (Ship)

Table 2 Comparison of Resistance Coefficients for Dyne hull

Re	Authours	$C_{FV} \times 10^3$	$C_{PV} \times 10^3$	$C_V \times 10^3$
Model (5×10^6)	ITTC57	3.397		
	Ju	3.457	0.916	4.373
	Van et al.	2.872	0.430	3.302
	Choi et al.	0.281	1.150	1.431
	Chen et al.	3.502	0.791	4.293
	Ishikawa	3.207	1.075	4.283
Ship (2×10^9)	Present	3.423	0.984	4.407
	ITTC57	1.407		
	line	1.397	0.670	2.190
	Ju	1.456	0.611	2.126
	Present			

Dyne hull에 대한 계산과 실험에 의한 점성저항 성분들을 Table 2에 정리하였다. 전체 점성마찰저항(C_V)을 살펴보면, 앞에서 예측했던 바와 같이 C_V 값이 HSVA tanker의 그것보다 약간 크게 나타났다, 실선에서는 계산치의 C_V 값이 HSVA tanker의 경우와 마찬가지로 주상선의 그것보다 약간 작은 값을 주고 있다.

5. 결론

본 연구에서는 실제 선박에 대한 점성유동을 정확히 예측하기 위한 작업의 일환으로 RANS 방정식의 해를 HSVA tanker선과 Dyne hull에 대해서 모형선과 실선의 레이놀즈수에 대하여 수치적으로 해석하였으며, 그 계산 결과들을 1994년 CFD Workshop Tokyo²⁾에서 발표된 실험 및 계산결과들과 선체 전체에 걸친 압력 분포, 프로펠러 면에서의 반류 분포, 그리고 점성저항 등을 비교, 고찰하였다. 선수는 같으나 선미 부분의 형상만 약간 다른 두 척의 tanker 선형에 적용하여 계산한 결과, 속도 및 압력 분포 그리고 점성저항 성분등이 합리적으로 예측되었다. 따라서, 본 연구에서의 방법이 일반 선형에 효율적으로 적용될 수 있으며, 선형 개발이나 기타 부가물의 설계 등에 활용될 수 있음을 보여 주었다. 앞으로, 선수 벌브 및 프로펠러 허브부분 등 복잡한 3차원 형상을 좀 더 정확히 표현할 수 있는 격자생성 방법 연구와 자유표면을 포함하는 연구가 이루어져야 할 것이다.

참고문헌

- 1) Larsson, L., V. C. Patel and G. Dyne, "Ship Viscous Flow : Proceedings of 1990 SSPA-CTH-IIHR Workshop", FLOWTECH INTERNATIONAL AB, Gothenburg, Sweden, 1991
- 2) Proceedings of CFD Workshop Tokyo 1994, Tokyo, Japan, 1994
- 3) 오건제, "선미 주위의 점성유동에 관한 수치해석적 연구", 서울대학교 박사학위 논문, 서울대학교, 1989
- 4) Gosman, A.D. and F.J.K. Ideriah, "TEACH-2E

- Computation Code Manual", Dept. of Mechanical Eng., Imperial College, England, 1976
- 5) Ju, S. and V.C. Patel, "Stern Flows at Full-Scale Reynolds Number", J. Ship Research, Vol.35, No.2, 1991
- 6) Oh, K. and S. Kang, "Full Scale Reynolds Number Effects for the Viscous Flow around the Ship Stern", Computational Mechanics, Vol.9, No.2, 1992
- 7) Patankar, S.V., "Numerical Heat Transfer and Fluid Flow", Mcgraw-Hill, 1980
- 8) Hayase, T., J. A. C. Humphrey & R. Grief, "A Consistently Formulated QUICK Scheme for Fast and Stable Convergence Using Finite-Volume Iterative Calculation Procedures", JCP, Vol.98, 1992