

## 사항중인 선체 주위의 점성유동 계산 및 조종유체력에 선미형상이 미치는 영향

김선영\*, 김연규\*

Computation of Viscous Flows around a Ship with a Drift Angle  
and the Effects of Stern Hull Form on the Hydrodynamic Forces

Sun-Young Kim\* and Yeon-Gyu Kim\*

### 요 약

사항상태의 선박 주위의 점성유동 계산을 위하여 RANS 방정식에 대한 수치계산법을 개발하였다. 수치계산법은 이산화방법으로 유한체적법에 기초하여, 비점성 대류항에 대하여는 3차 정도의 flux-difference splitting 방법을 사용하고 시간 적분은 Euler 음해법을 사용하였다. 난류모형으로는 Spalart-Allmaras one-equation 모형을 사용하였다. 개발된 수치계산법을 이용하여 선 수형상은 같으나 선미형상이 다른 두 VLCC 선형에 대한 조종유체력 및 유동 특성을 계산하고 이를 실험결과와 함께 비교하고 살펴보았다. 계산결과는 구속모형시험과 국부유동계측으로부터 얻은 유체력 및 유동을 잘 예측하고 있을 뿐 아니라 선미형상 차이에서 나타나는 유체력 및 유동 특성의 차이도 잘 보여주었다.

\*Keywords : Computation of Viscous Flow(점성유동계산), Drift Angle(사항각), Hydrodynamic Force(조종유체력), Stern Hull Form(선미형상)

### Abstract

RANS solver has been developed to solve the flows past a ship with a drift angle. The solver employs a finite volume method for the spatial discretization and Euler implicit method for the time integration. Turbulent flows are simulated by Spalart-Allmaras one-equation model. Developed solver is applied to analyze the hydrodynamic forces and flows of two tankers with a same forebody but different afterbodies. The computed flows and hydrodynamic forces are compared with the measured flows and captive model test data. The computed results show good agreements with experimental data and show clearly the effects of stern hull form on the hydrodynamic forces and the flows.

접수일자: 2001년 4월 16일, 승인일자: 2001년 7월 12일

\* 정회원, 한국해양연구원, 해양시스템안전연구소(E-mail:sykim@kriso.re.kr)

\* 정회원, 한국해양연구원, 해양시스템안전연구소(E-mail:ygkim@kriso.re.kr)

## 1. 서 언

IMO(1993)는 1993년 선박 조종성 잠정기준안을 채택하고 새로이 건조되는 길이 100m 이상 및 위험물 운반 선박에 대하여 이 기준을 만족시킬 것을 권고하였다. 이에 따라 선박의 설계단계에서 조종성능 평가 및 IMO 조종성 기준 만족여부의 검토는 중요한 요소가 되었다.

설계단계에서 조종성능을 추정하는 방법으로 가장 널리 쓰이고 있는 것은 선박의 조종운동 수학적 모형을 이용하여 시뮬레이션하는 방법이다. 이 방법에서의 핵심은 조종유체력계수의 정확한 추정이다. 모형시험을 통해 조종유체력계수를 추정하는 것이 가장 정확하나 시간과 경비가 많이 들기 때문에 실험데이터베이스나 경험식에 의해 추정하는 방법이 선호되고 있다.

조종유체력계수에 크게 영향을 미치는 변수는 선박의 길이, 폭, 흘수, 비척계수 등의 주요 제원으로, 조종유체력계수 추정식도 대부분은 이들 주요 제원을 매개변수로 만들어진다. 그러나 최근 연구 결과들은 선미형상 역시 조종유체력계수 및 조종성능에 큰 영향을 줄 수 있음을 보여주고 있다(Kang et al. 1998, Fujino 1996). 예를 들어 70-80년대에 많이 건조되었던 역 G-type 선미형상의 선박은 최근 주종을 이루고 있는 stern bulb 선미형상의 선박에 비하여 훨씬 좋은 조종성능을 갖는다(Kose et al 1989, 손경호/이경우 1994). 또한 소위 "U-형" 선미형상의 선박이 "V-형" 선미형상의 선박에 비하여 조종성이 우수하다는 것이 잘 알려져 있다. 그러나 U-형, V-형 선박이라고 하는 것은 일반적인 개념으로 특정 선박이 어느 정도 U-형인지를 수치적으로 나타내는 방법에 대하여는 여러 가지가 있을 수 있다. 이에 따라 조종성능과 상관이 높은 선미형상 파라미터를 찾아내고 이들을 조종유체력계수 추정식의 매개변수로 사용함으로써 선미형상이 조종성능에 미치는 영향을 고려하고자 하는 연구들이 여러 연구자들에 의하여 수행되어 왔다(Kang/Kim 1995, 이승진 등 1999, 이태일 등 1999). 이들 결과들은 선미형상의 특성을 어느 정도 고려하기는 하였

으나 그들이 사용한 데이터베이스가 제한적이기 때문에 데이터베이스에서 벗어난 선박에 대하여는 잘 맞지 않는 문제점이 남아있다.

한편, 급속히 발전하고 있는 전산유체역학기술을 이용하여 조종운동 중인 선박 주위의 점성유동을 계산하고 이로부터 조종유체력계수를 직접 구하고자 하는 연구가 본격적으로 진행되고 있다(Sato/Miyata 1998, Ohmori 1998, Makino/Kodama 1990, Mascio/Campana 1999). 이러한 수치계산은 선박의 3차원 형상을 그대로 고려할 수 있는 장점을 갖고 있다. 특히, 계산된 유동의 해석으로부터 선미형상이 조종유체력계수에 미치는 영향을 좀 더 체계적으로 분석할 수도 있다.

본 논문에서는 전산유체역학기술을 이용하여 어느 정도까지 실용적으로 선박의 조종유체력계수를 추정할 수 있는지 살펴보고자 한다. 또한 선형 설계 단계에서 빈번히 검토되는 선미형상의 변화에 대한 조종유체력계수의 변화를 계산에 의해 찾아낼 수 있는지 살펴봄으로써 전산유체역학기술이 직접적으로 설계에 응용될 수 있는 가능성에 대하여도 살펴보고자 한다.

먼저, 본 논문에서는 선박의 주요한 조종운동중의 하나인 사항 상태에서의 점성유동을 해석하기 위하여 개발한 RANS 방정식에 대한 수치계산방법을 기술하였다. 수치계산방법은 아산화방법으로 유한체적법에 기초하여, 비점성 대류항에 대하여는 3차 정도의 flux-difference splitting 방법을 사용하고 시간 적분은 Euler 음해법을 사용하였다. 난류모형으로는 Spalart-Allmaras one-equation 모형을 사용하였다.

개발된 수치계산 방법의 검증을 위하여 계산결과를 모형시험결과와 비교하였다. 선수 형상은 같으나 선미형상이 다른 두 VLCC 탱커에 대하여 사항각이 있는 상태에서 계산을 수행하였다. V-형 선미형상을 가진 선박에 대하여 측정된 선미 유동장과 계산결과의 비교로부터 계산이 사항각이 있을 때의 유동을 잘 예측하고 있음을 확인하였다. 0도에서 10도까지 사항각을 바꿔가며 수행한 두 선박에 대한 유체력 계산결과를 구속모형시험결과

와 비교하였다. 계산결과는 시험결과와 매우 잘 맞을 뿐만 아니라 시험에서 나타난 선미형상의 차이에 따른 유체력의 차이를 잘 보여주었다. 또한, 두 선박의 선체 압력분포의 비교를 통하여 수치계산이 앞으로 선미형상과 유체력과의 상관관계를 찾아낼 수 있는 도구가 될 수 있음을 보였다.

2. 선미형상이 다른 두 탱커의 조종성능 특성

선수형상은 같으나 선미형상이 다른 두 300K VLCC 선형(KVLCC, KVLCC2)을 본 연구의 대상 선형으로 선택하였다. 두 선형의 주요 제원 및 선도는 Table 1과 Fig.1에 각각 나타내고 있다. 선도에서 보는 바와 같이 첫 번째 선형 KVLCC는 V-형 선미형상을 가지며 두 번째 선형 KVLCC2는 U-형 선미형상을 가진다. 두 선형의 선미형상은 6 스테이션부터 서로 다르다. 선미에서 두 선형은 각 스테이션에서 거의 같은 선체 횡단면적을 가지나 KVLCC2 선형에 비하여 KVLCC 선형은 수선면 근처에서는 폭이 크고 아래쪽에서는 폭이 작다.

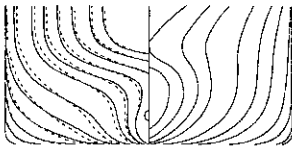


Fig.1 Body plans of 300K VLCC tankers (solid:KVLCC, dashed:KVLCC2)

Table 1 Principal particulars of 300K VLCC tankers

Ship Name	KVLCC	KVLCC2
Scale ratio	58.0	
Speed (kts)	15.5	
L <sub>PP</sub> (m)	320.0	
B (m)	58.0	
T (m)	20.8	
C <sub>B</sub>	0.8101	0.8098
LCB(fwd.+) %	3.48	3.50

Table 2 Hydrodynamic coefficients and stability indices

Hydrodynamic Coefficients	KVLCC (V-Type)	KVLCC2 (U-Type)
$Y_v'$	-0.01836	-0.01798
$N_v'$	-0.00882	-0.00751
$Y_r' - m'$	-0.01381	-0.01280
$N_r' - m'x_G'$	-0.00439	-0.00438
$l_v' (= N_v' / Y_v')$	0.4805	0.4180
$l_r' (= \frac{N_r' - m'x_G'}{Y_r' - m'})$	0.3178	0.3424
$l_d' (= l_r' - l_v')$	-0.1627	-0.0757

두 선형에 대하여 구속모형시험(HPMM 시험)을 수행하고 시뮬레이션을 통하여 조종성능을 비교하였다. 자세한 시험 및 해석 방법은 참고문헌(Kim 2000, 1988)에 설명되어 있으며 여기서는 결과만을 살펴보기로 한다. Table 2에 시험으로부터 얻은 두 선형에 대한 선형조종유체력계수 및 안정성 지수를 비교하였다.  $N_v'$  와  $Y_r' - m'$ 의 차이가 큰 것을 알 수 있다. 선박의 직진안정성은 직진안정성지수(dynamic stability lever)  $l_d'$ 로써 판정할 수 있는데  $l_d'$ 가 클수록 직진안정성이 큰 선박이다. KVLCC(V-형)는 KVLCC2(U-형)에 비하여  $l_v'$ 는 크나  $l_r'$ 은 작아서 결국 작은  $l_d'$  값을 가지므로 KVLCC가 KVLCC2에 비하여 침로 불안정함을 알 수 있다. 이는 일반적으로 알려져 있는 V-형 선미를 가진 선박이 U-형의 선미를 가진 선박에 비하여 침로 불안정하다는 사실과 일치한다.

구속모형시험에서 얻은 조종유체력계수들을 이용하여 두 선박의 10°/10° Zig-Zag 조종운동과 나선시험(spiral test) 특성을 시뮬레이션하고 이를 Fig.2와 Fig.3에 각기 비교하였다. 나선 곡선(spiral curve)에서 KVLCC는 나선 폭(spiral loop)이 약 4도 정도로 KVLCC2 선형에 비하여 훨씬 커서 직진 안정성이 나쁜 것을 알 수 있다.

10°/10° Zig-Zag 시험 결과에서도 KVLCC의 두 번째 오버슈트각이 KVLCC2에 비하여 매우

크다. 시뮬레이션에서도 선미형상이 V-형인 선박이 U-형인 선박에 비하여 직진 안정성이 불량함을 확인하였다. 주목할만한 것은 선미 형상의 미소한 변화에도 조종성능이 크게 차이가 날 수 있다는 것이다.

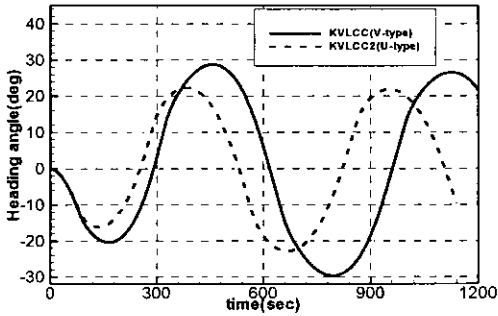


Fig.2 10°/10° Zig-Zag maneuvers

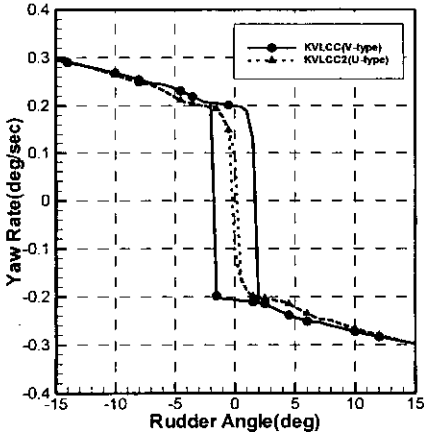


Fig.3 Spiral maneuvers

### 3. 수치계산 방법

#### 3.1 지배방정식 및 난류모형

사항중인 선체 주위의 난류유동을 다루기 위하여 사용한 지배방정식은 연속방정식과 RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes) 방정식이다. 무차원화된 RANS 방정식 및 연속방정식은 직교좌표계에서 다음과 같이 표시된다.

$$\mathbf{q}_t + \mathbf{F}_x + \mathbf{G}_y + \mathbf{H}_z + (\mathbf{F}_v)_x + (\mathbf{G}_v)_y + (\mathbf{H}_v)_z = 0 \quad (1)$$

$$\mathbf{q} = \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \\ p \end{bmatrix}, \mathbf{F} = \begin{bmatrix} u^2 + p \\ uv \\ uw \\ \beta^* u \end{bmatrix}, \mathbf{G} = \begin{bmatrix} uv \\ v^2 + p \\ vw \\ \beta^* v \end{bmatrix}, \mathbf{H} = \begin{bmatrix} uw \\ yw \\ w^2 + p \\ \beta^* w \end{bmatrix}, \mathbf{F}_v = -\nu_{\text{eff}} \begin{bmatrix} 2u_x \\ u_y + v_x \\ u_z + w_x \\ 0 \end{bmatrix}, \mathbf{G}_v = -\nu_{\text{eff}} \begin{bmatrix} u_y + v_x \\ 2v_{yy} \\ v_z + w_y \\ 0 \end{bmatrix}, \mathbf{H}_v = -\nu_{\text{eff}} \begin{bmatrix} u_z + w_x \\ v_z + w_y \\ 2w_{zz} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2)$$

윗 식에서 아랫 첨자는 미분을 나타내며,  $t$ 는 시간,  $p$ 는 압력,  $u, v, w$ 는  $x, y, z$  방향의 속도 성분이고  $\beta^*$ 는 연속방정식을 압력과 연성시키기 위하여 도입한 인공압축계수이다.  $\nu_{\text{eff}} (= 1/R_n + \nu_t)$ 는 분자점성계수와 와점성계수 (eddy viscosity)의 합인 유효점성계수이다.

난류 모형은 최근에 항공분야에서 주목을 받기 시작하고 있는 Spalart-Allmaras one-equation 모형(S-A 모형, Spalart/ Allmaras 1992)을 사용한다. 이 모형은 와점성계수를 직접 풀도록 되어 있는 one-equation 모형으로 벽 근처까지 모델링이 되어 있어 벽 근처에서 별도의 모형이 필요 없고 복잡한 물체에서 길이 scale을 찾는 어려움도 피할 수 있다.

S-A 모형에서는 와점성계수가 다음 식으로 주어지며

$$\nu_t = \tilde{\nu} f_{\nu 1}, f_{\nu 1} = \frac{\chi^3}{\chi^3 + c_{\nu 1}^3}, \chi = \frac{\tilde{\nu}}{\nu} \quad (3)$$

작업변수  $\tilde{\nu}$ 는 다음의 이동방정식(transport equation)으로부터 구한다.

$$\frac{D\tilde{\nu}}{Dt} = c_{b1} S \tilde{\nu} + \frac{1}{\sigma} [\nabla \cdot ((\nu + \tilde{\nu}) \nabla \tilde{\nu}) + c_{b2} (\nabla \tilde{\nu})^2] - c_{w1} f_w \left(\frac{\tilde{\nu}}{d}\right)^2 \quad (4)$$

윗 식에서 우변의 세 항은 와점성계수의 생성항 (production), 분산항(diffusion), 소멸항 (destruction)을 각기 모형한 것으로  $S$ 는 보오티 시티의 크기,  $d$ 는 벽으로부터의 거리이고 기타 함

수 및 상수는 다음과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned} \tilde{S} &\equiv S + \frac{\tilde{v}}{\chi^2 a^2} f_{w2}, \quad f_{w2} = 1 - \frac{\chi}{1 + \chi f_{v1}} \\ f_w &= g \left[ \frac{1 + c_{w3}^6}{g^6 + c_{w3}^6} \right]^{1/6}, \quad g = r + c_{w2}(r^6 - r), \\ r &\equiv \frac{\tilde{v}}{S \chi^2 a^2}, \quad c_{b1} = 0.1355, \quad c_{b2} = 0.622, \quad (5) \\ \chi &= 0.41, \quad c_{w1} = c_{b1}/\chi^2 + (1 + c_{b2})/\sigma, \\ c_{w2} &= 0.3, \quad c_{w3} = 2, \quad c_{v1} = 7.1, \quad \sigma = 2/3 \end{aligned}$$

### 3.2 유한체적법에 의한 이산화

수치해석을 위한 지배 방정식의 이산화는 유한체적법을 이용하였다. 즉, 식 (1)을 격자 체적 V에 대하여 적분하고 Gauss 정리를 적용하면 다음과 같은 이산화된 방정식을 얻는다(Kodama, 1990).

$$\begin{aligned} & \left( \frac{\partial qV}{\partial t} \right)_{i,j,k} + (\hat{F} + \hat{F}_v)_{i-\frac{1}{2},j,k}^{i+\frac{1}{2},j,k} \\ & + (\hat{G} + \hat{G}_v)_{i,j-\frac{1}{2},k}^{i,j+\frac{1}{2},k} + (\hat{H} + \hat{H}_v)_{i,j,k-\frac{1}{2}}^{i,j,k+\frac{1}{2}} = 0 \\ \hat{F} &= (Sn_x)^\xi F + (Sn_y)^\eta G + (Sn_z)^\zeta H \\ \hat{G} &= (Sn_x)^\eta F + (Sn_y)^\eta G + (Sn_z)^\eta H \\ \hat{H} &= (Sn_x)^\xi F + (Sn_y)^\xi G + (Sn_z)^\xi H \\ \hat{F}_v &= (Sn_x)^\xi F_v + (Sn_y)^\xi G_v + (Sn_z)^\xi H_v \\ \hat{G}_v &= (Sn_x)^\eta F_v + (Sn_y)^\eta G_v + (Sn_z)^\eta H_v \\ \hat{H}_v &= (Sn_x)^\xi F_v + (Sn_y)^\xi G_v + (Sn_z)^\xi H_v \end{aligned} \quad (6)$$

윗 식에서 유동변수는 cell의 중심에서 정의되며  $(Sn_x)^\xi, (Sn_y)^\eta$  등은 면적벡터이고 윗 첨자  $\xi, \eta, \zeta$ 는 cell의 경계면을 나타낸다.

식 (6)에서 비점성 flux  $\hat{F}, \hat{G}, \hat{H}$ 의 계산은 flux-difference splitting(Hirsch 1992)을 이용하여 다음과 같이 계산한다.

$$\begin{aligned} \hat{F}_{i+1/2} &= \frac{1}{2} [ \hat{F}(q^L) + \hat{F}(q^R) \\ & - |A^{LR}|(q^R - q^L) ]_{i+1/2} \end{aligned} \quad (8)$$

여기서  $q^R$  과  $q^L$  은  $(i+1/2)$ 면에 대한 좌우에서의 유동변수로 3차 상류차분법에 의하여 다음

식으로 계산한다.

$$\begin{aligned} q_{i+1/2}^L &= \frac{2}{6} q_{i+1} + \frac{5}{6} q_i - \frac{1}{6} q_{i-1} \\ q_{i+1/2}^R &= \frac{2}{6} q_i + \frac{5}{6} q_{i+1} - \frac{1}{6} q_{i+2} \end{aligned} \quad (9)$$

$A^{LR}$ 은 다음과 같이 정의되는 flux F의 Jacobian 행렬이다.

$$\begin{aligned} A(q, Sn) &= \frac{\partial F}{\partial q} \\ &= S \begin{bmatrix} U + n_x u & n_y u & n_z u & n_x \\ n_x v & U + n_y v & n_z v & n_y \\ n_x w & n_y w & U + n_z w & n_z \\ n_x \beta & n_y \beta & n_z \beta & 0 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (10)$$

where  $U = un_x + vn_y + wn_z$ .

한편, 점성 flux는 cell의 경계면을 둘러싸는 체적에 대하여 Gauss 법칙을 적용하여 cell의 경계면에서의 유동변수들의 미분값들을 구하고 이들에 면적을 곱하여 점성 flux값을 계산한다.

### 3.3 시간 적분법

식 (6)의 시간미분에 대하여 Euler 후방차분을 적용하면 다음 식을 얻는다.

$$\begin{aligned} & [ I + \frac{\Delta t}{V} ( \frac{\partial}{\partial \xi} \hat{A} + \frac{\partial}{\partial \eta} \hat{B} + \frac{\partial}{\partial \zeta} \hat{C} ) ] \Delta q^n \\ & = - \frac{\Delta t}{V} [ (\hat{F} + \hat{F}_v)_{i-1/2}^{i+1/2} + (\hat{G} + \hat{G}_v)_{i-1/2}^{i+1/2} \\ & + (\hat{H} + \hat{H}_v)_{k-1/2}^{k+1/2} ]^n \end{aligned} \quad (9)$$

여기서 위첨자 n은 n번째 시간간계를 의미하며,  $\Delta q^n = q^{n+1} - q^n$  이고  $\hat{A}, \hat{B}, \hat{C}$ 는 다음과 같이 정의되는 Jacobian 행렬이다.

$$\begin{aligned} \hat{A} &= \frac{\partial}{\partial q} ( \hat{F} + \hat{F}_v ) \\ \hat{B} &= \frac{\partial}{\partial q} ( \hat{G} + \hat{G}_v ) \\ \hat{C} &= \frac{\partial}{\partial q} ( \hat{H} + \hat{H}_v ) \end{aligned} \quad (10)$$

식(9)는 인수분해 근사법(approximate factorization)과 ADI법을 사용하면  $\xi-, \eta-, \zeta-$  3방향의 블록삼중대각행렬 시스템으로 바뀌게 되어 효율적으로 풀 수 있다.

### 3.4 난류모형 계산 방법

와점성계수  $\nu_i$  의 계산은 유동계산과 분리하여 수행하였다. 지배방정식 (4)의 이산화 및 시간 적분은 유동방정식과 같은 방법으로 하였다. 단, 난류모형에 포함된 source term(생성항 및 소멸항)은 Shih/Chyu(1991)가 제안한 방법에 따라 계산하였다. 수치 오차로 인하여  $\bar{v}$  가 음의 값이 되는 것을 막기 위하여 Spalart와 Allmaras가 제시한 방법에 따라 이산화하였으며 인수분해오차 는 이전 단계에서의 해를 이용하여 보정하였다.

### 3.5 격자계 및 경계조건

격자계는 선수, 선미의 형상을 좀 더 정확히 표현할 수 있는 O-O형 격자계를 사용하였다. 격자는 3차원 Poisson 방정식을 풀어 생성하였고 경계면에서의 격자 조절은 Sorenson의 방법을 3차원으로 확장하여 적용하였다(김우진 등 1999).

Fig.4는 O-O 격자계의 계산영역과 실제영역에서의 격자 구조를 보여 준다.  $\xi$ -면과  $\zeta$ -면에서 각각 reentry 경계가 있다.

경계조건으로는 자유표면에서는 대칭 조건을 사용하였고, 선체표면에서는 속도에 대하여는 no-slip 조건, 압력에 대하여는 0-구배 조건을 각기 사용하였다. 외부 경계에서는 경계면에서 flux vector의 특성치의 부호에 따라 유입유동과 유출유동으로 구분하고 유출유동에 대하여는 계산값으로부터 외삽하고, 유입유동에 대하여는 유입되는 특성파의 변화를 0으로 놓는 소위 non-reflecting 경계조건(Hirsch 1992)을 사용하였다.

### 3.6 계산 조건

KVLCC와 KVLCC2에 대하여  $R_{\mu} = 4.0 \times 10^6$ 에서 표류각을 2.5도에서 10도까지 2.5도 간격으로 바꿔가면서 유동을 계산하였다. 격자수는  $201 \times 50 \times 41$ 이고 선체로부터 첫 번째 떨어진 격자의 거리는 0.00001로 세밀한 격자를 사용하였다. Fig.5는 계산에서 사용되고 있는 좌표계이다. 계산 영역은 아래와 같다.

$$-1.5 \leq x \leq 1.5, \quad -1.0 \leq y \leq 1.0, \quad 0 \leq z \leq 1.0.$$

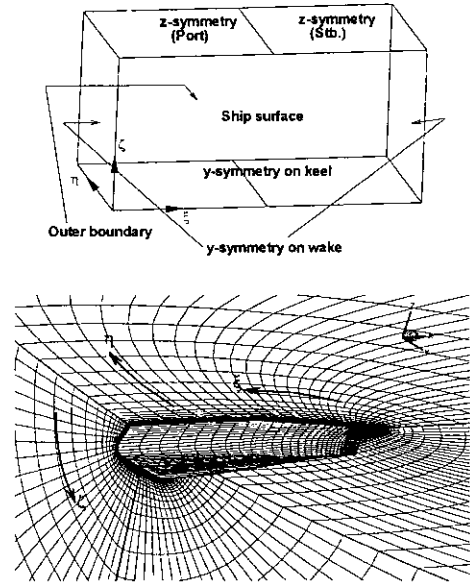


Fig.4 O-O grid topology in computational domain and physical domain

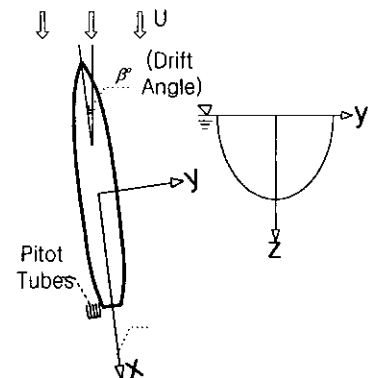


Fig.5 Coordinate system

모든 사항각에 대한 계산은 동일한 격자를 사용하였으며, 사항각을 바꾸는 것은 선체의 회전 대신에 외부 경계에서의 유입유동의 경계조건을 바꿔줌으로서 처리하였다.

계산 수렴의 판단은 연속방정식의 최대 잔차와 계산 유체력의 수렴 정도로 하였다. 대부분의 계산은 1500회 정도의 반복계산으로 수렴되었으며 이 때 최대 잔차는  $10^{-4}$  이하였다.

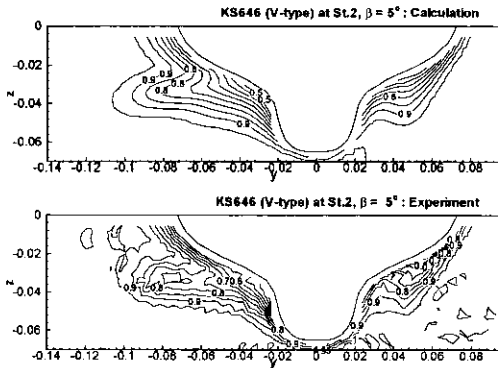


Fig.6 Axial velocity contours of KVLCC(V-type) at St.2 :  $\beta = 5^\circ$

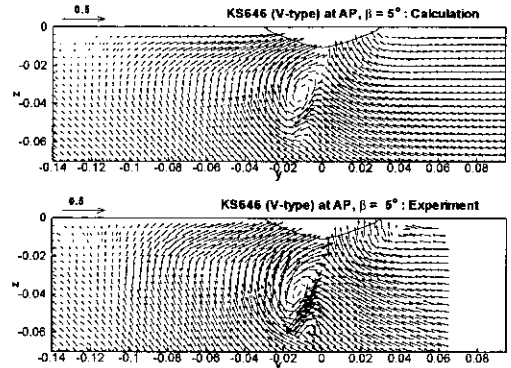


Fig.9 Transverse velocity vectors of KVLCC(V-type) at A.P :  $\beta = 5^\circ$

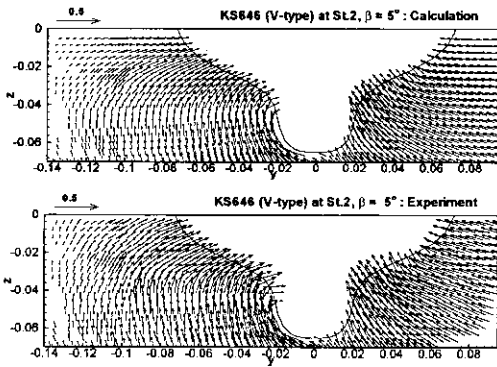


Fig.7 Transverse velocity vectors of KVLCC(V-type) at St.2 :  $\beta = 5^\circ$

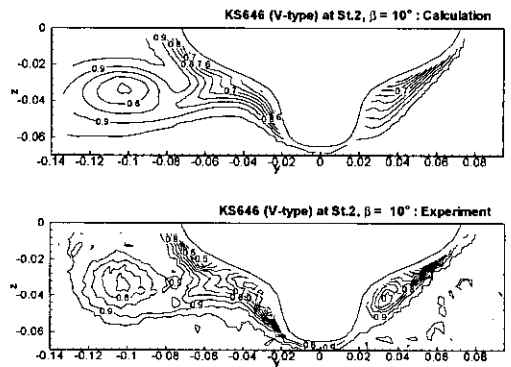


Fig.10 Axial velocity contours of KVLCC(V-type) at St.2 :  $\beta = 10^\circ$

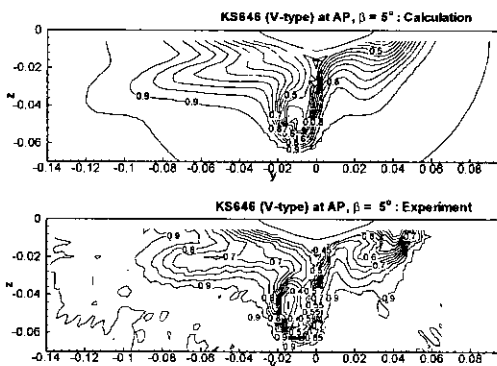


Fig.8 Axial velocity contours of KVLCC(V-type) at A.P :  $\beta = 5^\circ$

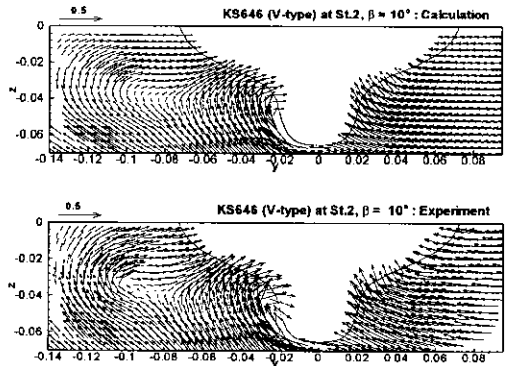


Fig.11 Transverse velocity vectors of KVLCC(V-type) at St.2 :  $\beta = 10^\circ$

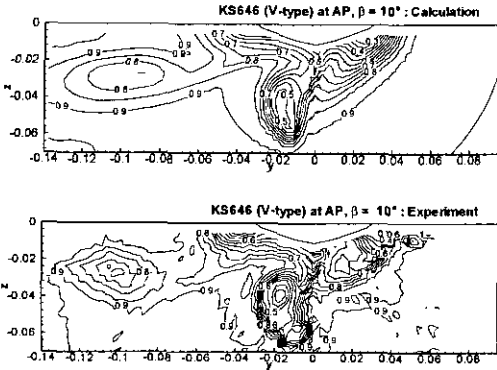


Fig.12 Axial velocity contours of KVLCC(V-type) at A.P. :  $\beta = 10^\circ$

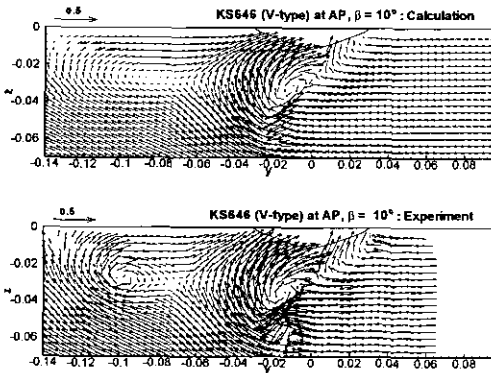


Fig.13 Transverse velocity vectors of KVLCC(V-type) at A.P. :  $\beta = 10^\circ$

3.7 사항중인 탱커의 선미 유동 특성

Figs.6~13에 KVLCC(V-형)의 표류각 5도와 10도에 대한 유동 계산결과를 St.2( $x=0.4$ )와 A.P( $x=0.5$ )에서 실험결과(김우전 등 2001)와 비교하여 보여주고 있다. 김우전 등(2001)에서 설명한 바와 같이 표류각을 갖고 들어오는 유입류 때문에 직진 상태에 비하여 경계층의 두께는 압력면(우현)쪽에서는 감소하고 흡입면(좌현)쪽에서는 증가한다. 흡입면 쪽에서는 선수쪽에서부터 두꺼워진 경계층이 박리되어 생성되는 커다란 크기의 보텍스를 볼 수 있다(표류각 10도의 경우 A.P에서  $y=-0.1$  부근).

이 보텍스의 생성 과정은 Fig.14에 보이는 종방향 유속 등속선에 대한 단면별 분포로부터 이해할 수 있다. 선저면을 따라 발달해온 경계층이 흡입면쪽으로 넘어 오면서 흡입면쪽 선측에서 발달해온 경계층과 만나서 경계층 두께가 급속히 증가하고 이 경계층이 떨어지면서 보텍스가 생성되는 과정을 잘 볼 수 있다. 표류각이 커져도 유동 구조는 변하지 않으나 입사류의 영향이 커져서 좌우현의 경계층 두께의 차이가 더욱 커지며 박리되는 보텍스의 크기 및 세기도 커지게 된다. 특히, A.P. 단면에서의 4개의 보텍스가 포함된 복잡한 유동 구조가 한층 명확히 보인다. 계산결과도 실험에서 나타난 유동 특성을 잘 보여주고 있다. 보텍스의 모양이나 위치는 실험결과와 잘 맞고 있으나 세기는 약하게 추정하고 있다. 특히 선체로부터 멀리 떨어짐에 따라 그 차이가 커지고 있는데

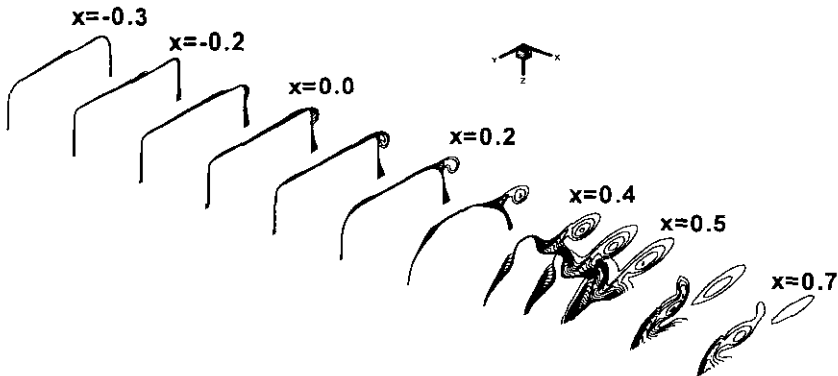


Fig.14 Axial velocity contours along the hull(KVLCC) :  $\beta = 10^\circ$



이는 격자에 의한 수치적인 확산이 커졌기 때문으로 보여진다. A.P.에 보이는 4개의 보텍스가 만들어지는 모습은 Fig.15에 보인 계산된 3차원 유선으로부터 추측할 수 있다. 선수부터 선미 빌지 부근까지 선저를 따라 온 유동이 선미 빌지 부근에서 급격히 올라가며 강한 빌지 보텍스를 형성하는 것을 볼 수 있다. 또한, 선체 중앙 부근에서 선체 측면을 따라 올라온 유동이 선미의 상부 부분과 부딪히면서 Fig.12와 Fig.13에서 우현 상부에 보이는 보텍스가 형성되는 것을 볼 수 있다.

Figs.16~17은 KVLCC2(U-type) 선형에 대한 표류각 10도에 대하여 계산된 St. 2와 A.P.에서의 유동이다. KVLCC의 계산결과와 비교하면 그 차이가 매우 작아 구별하기 어렵다. 그러나 자세히 보면 미소하지만 KVLCC2 선형 쪽이 선미 빌지 보텍스의 세기가 크고 위치도 선저 쪽으로 치져 있음을 볼 수 있다.

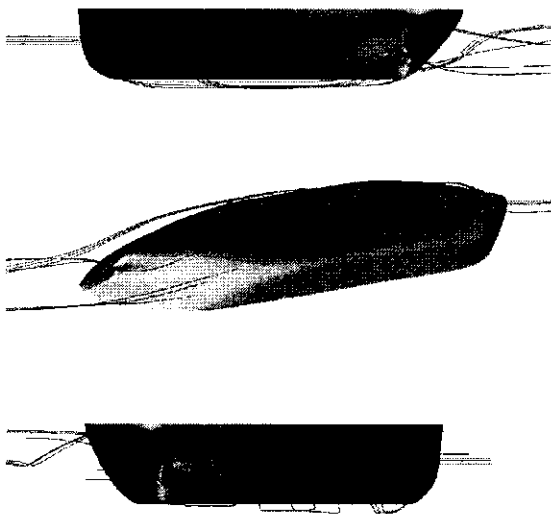


Fig.15 Streamlines(KVLCC) :  $\beta = 10^\circ$

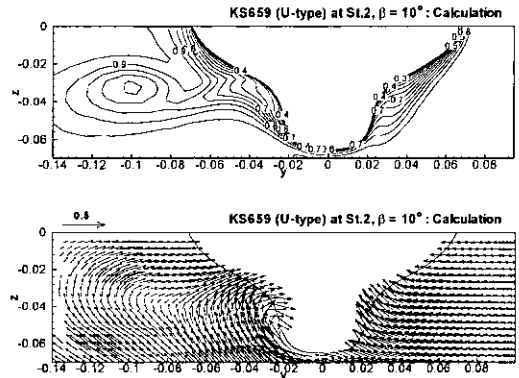


Fig.16 Flows of KVLCC2(U-type) at St.2 :  $\beta = 10^\circ$

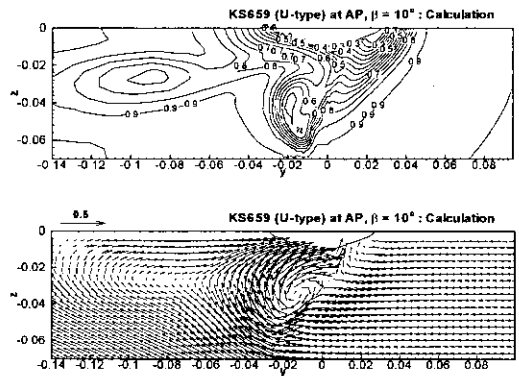


Fig.17 Flows of KVLCC2(U-type) at A.P. :  $\beta = 10^\circ$

### 3.8 유체력 특성

Figs.18~19에 수치계산에 의하여 구한 두 VLCC 선형에 대한 횡방향 힘(Y) 및 선회모멘트(N)을 구축모형시험 결과와 비교하였다. 계산값은 실험값과 매우 좋은 일치를 보이고 있다. 약간의 차이는 있으나 시험 계속 오차 범위 내이다. 중요한 것은 선미 선형의 차이에 따른 유체력의 차이를 계산에서 보여 주고 있다는 점이다. 실험값은 계속 오차로 각도에 따라 그 크기가 바뀌기도 하나 계산에서는 일관성 있게 KVLCC(V-형)이 KVLCC2(U-형)에 비하여 횡방향 힘은 작고 선회모멘트는 크게 나타나고 있다. 즉, 계산결과

로 볼 때 KVLCC가 KVLCC2에 비하여  $l_y$  가 커서 조종성이 나쁠 것이라는 것을 예측할 수 있다.

두 선형에서 보이는 힘의 차이의 원인에 대하여 좀 더 구체적으로 살펴보기로 한다. 계산으로부터 얻어진 압력을 선체의 횡단면별로 적분하면 각 단면에 작용하는 단면 유체력을 구할 수 있다. 단면 유체력을 선체 길이에 걸쳐 적분하게 되면 선체 전체에 작용하는 유체력이 얻어지게 된다. 단면 유체력의 선체 길이 방향의 분포는 어느 단면이 전체 유체력에 기여하는 양이 큰 지를 파악할 수 있어 선미 형상이 유체력에 미치는 영향을 파악하는 데 도움이 된다. Fig.20과 Fig.21은 표

류각 5도와 10도에 대하여 두 선형의 단면 유체력( $\Delta Y$ )의 선체 길이 방향 분포를 각기 나타낸 것이다. 단면 유체력은 표류각이 양일 때 선수부에서는 좌현쪽으로 선미부에서는 우현쪽으로 각기 작용하여 선체를 표류각 방향으로 회전시키려는 소위 회두 모멘트를 발생하게 된다. 선수쪽에 작용하는 힘은 포텐셜 유동과 관련 있어 매우 큰 힘이 작용하나, 그 크기는 선미쪽으로 가면서 점차 작아지고 St. 7 부근에서 단면유체력의 방향은 바뀌게 된다. 선미 쪽에서 우현으로 작용하는 힘은 St. 5 부근에서 극대값을 가진 후 감소하기 시작하는데 표류각이 큰 경우에는 선미 근처에서 다

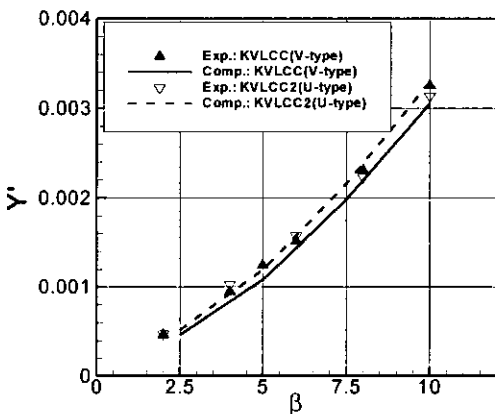


Fig.18 Side forces with drift angles

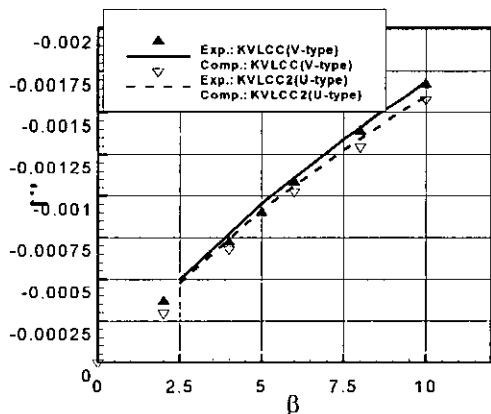


Fig.19 Yaw moments with drift angles

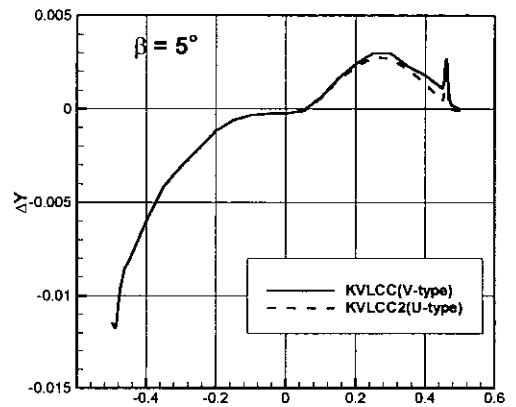


Fig.20 Longitudinal distribution of lateral sectional forces :  $\beta = 5^\circ$

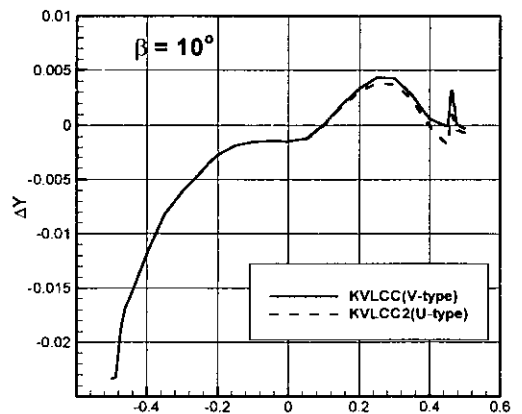


Fig.21 Longitudinal distribution of lateral sectional forces :  $\beta = 10^\circ$

시 한번 힘의 방향이 좌편 쪽으로 바뀌기도 한다. A.P. 근처에서는 선형이 급격히 변화하기 때문에 단면 유체력도 급격히 변하는 모습을 보여준다. 두 선형의 단면 유체력은 St. 6 ( $x=0.2$ )부터 차이가 나기 시작하여 St. 4 ( $x=0.3$ )까지 차이가 점점 더 커진다. 두 선형의 frameline 역시 St. 7 뒤쪽부터 차이가 나기 시작한다. 선미 형상이 V형에서 U형으로 바뀌면서 선미에서 우현 쪽으로 작용하는 힘들이 줄어들게 되는 데 이 것이 Fig. 18과 Fig.19에서의 횡방향 힘과 선회모멘트의 차이로 나타나게 된다. 표류각 10도에 대한 단면 유체력 분포는 표류각 5도의 것과 유사하나 A.P. 부근에서 단면 유체력이 좀 더 많이 줄어들며 KVLCC(V-형)의 경우는 음의 값까지 떨어진다.

표류각 10도일 때 두 선형의 선미에서 선체 표면 압력분포를 Fig.22에 나타내었다. 위에는 단면 유체력 분포를 같이 비교하였다. 선체 표면 압력분포에서 윗쪽이 압력면이다. A.P. 부근을 제외하고는 모든 영역에서 음의 압력분포를 보이고 있다. 두 선형의 압력분포에서 차이가 크게 나는 곳은 3부분을 들 수 있다. 첫 번째  $x=0.25$  부근의 압력면 상부에서는 KVLCC 선형이 KVLCC2 선형에 비하여 낮은 음압을 가진다. 두 번째,  $x=0.3$ 에서  $x=0.4$  사이의 흡입면 선저부에는 넓은 음압 영역을 볼 수 있는데 여기서는 KVLCC2 선형이 KVLCC 선형에 비하여 낮은 음압을 가진다. 세 번째, A.P. 부근의 압력면쪽에서는 KVLCC 선형이 KVLCC2 선형에 비하여 높은 양압을 가진다. 이러한 세 영역에서의 압력 차이는 선미에서 KVLCC 선형이 KVLCC2 선형보다 큰 단면 유체력을 갖는 원인이 된다.

Fig. 23은 표류각 10도일 때 KVLCC 선형의 선체 표면 압력분포를 이해하기 쉽도록 선미 단면 위에 백터형으로 표시한 것이다. 앞에서 설명한 바와 같이  $x=0.4$ 에서 좌편 선저 부분에 큰 음압이 작용하는 것을 볼 수 있다. St.1에서 A.P. 사이에는 단면의 형상이 급격히 변하면서 선체 표면 압력 분포도 급격히 변하고 있다. 이러한 형태의 그림은 설계시 선미 형상을 변화시킬 때 선미 형상과 선체 표면 압력분포의 변화를 직접적으로 볼

수 있는 수단이 된다.

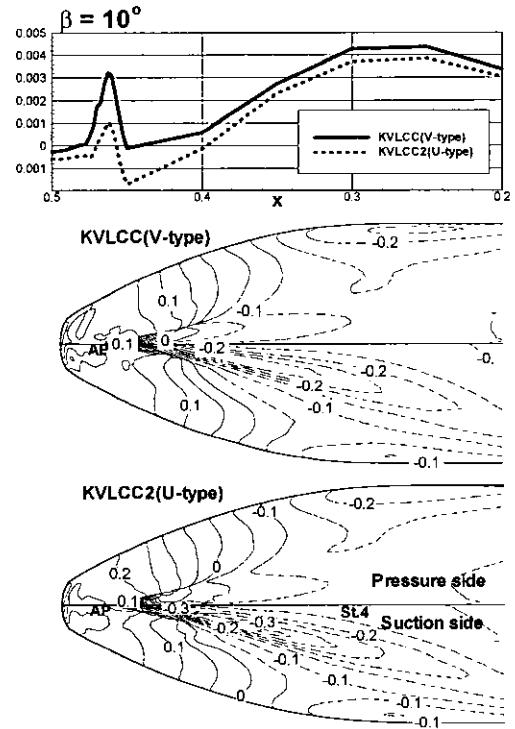


Fig.22 Comparison of surface pressure distribution :  $\beta = 10^\circ$

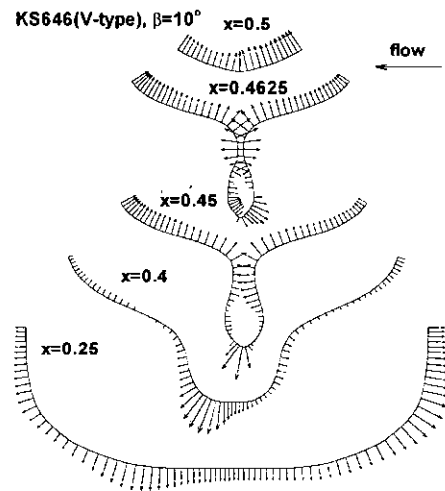


Fig.23 Surface pressure distribution along the cross section: KVLCC,  $\beta = 10^\circ$

#### 4. 결 언

선박의 3차원 형상을 고려하여 조종유체력계수를 구하기 위하여 사항상태에서의 선박의 점성유동에 대한 수치계산법을 유한체적법에 기초하여 개발하였다. 개발된 수치계산법을 선수형상은 같으나 선미형상이 다른 두 VLCC 선형에 대하여 적용하였으며, 계산결과는 구속모형시험과 국부유동계측으로부터 얻은 유체력 및 유동과 비교하였다. 계산결과는 실험결과와 잘 맞을 뿐 아니라 U형과 V형의 선미형상 차이에서 나타나는 유체력 및 유동 특성의 차이도 잘 보여주었다. 본 연구를 통하여 점성유동계산에 의하여 직접적으로 선박의 조종유체력계수를 추정하는 것이 실용적으로 가능함을 볼 수 있었다. 더욱이 선미 형상의 변화에 따라 변화하는 조종유체력계수의 변화량의 추정이 가능하여 선형 개발 단계에도 응용할 수 있을 것으로 보인다. 본 연구에서 수행된 사항상태에 대한 계산과 함께 선화상태에 대한 계산이 추가로 이루어진다면 선박의 기본적인 조종성능에 대한 평가가 수치계산으로 가능하게 된다. 또 나아가 이들 조종운동 상태에서의 유동 해석을 통하여 조종유체력계수에 영향을 미치는 주요 선미 형상 파라미터를 찾아내는 일도 앞으로 수행되어야 할 연구로 생각된다.

#### 후 기

본 연구는 한국조선기술연구조합의 주관하에 현대중공업, 대우중공업, 삼성중공업, 한진중공업, 해양시스템안전연구소가 공동으로 수행한 연구과제 "선박의 조종성능 추정 정도 향상을 위한 연구"의 일부로서 수행되었음을 밝힙니다.

#### 참 고 문 헌

- 김선영 등 1988 "조종성능 추정기법 개발", 한국기계연구원 보고서, UCE. 337-1082. D..
- 김우전, 반석호 1999 "기본 오프셋을 이용한 상선의 선체표면 격자계 생성방법", 대한조선학회 논문집, 36권, 1호, pp.61-69.
- 김우전, 김도현, 반석호 1999 "선체주위의 점성유동 계산을 위한 3차원 공간 격자계 생성방법", 대한조선학회 논문집, 36권, 1호, pp.70-81. .
- 김우전, 김도현, 김연규, 김선영, 반석호 2001 "사항 중인 대형유조선 모형 주위의 선미 유동장에 관한 실험적 연구", 대한조선학회 논문집 38권 1호, pp.52-61.
- 이승건, 최재영, 서영석, 이우진 1999 "초기설계시 선박의 선미 형상을 고려한 조종성능 추정에 관한 연구", 대한조선학회 논문집, 36권, 2호, pp.72-76.
- 이태일, 염덕준, 신상성, 이성식 1999 "선미 형상을 고려한 조종유체력계수 추정에 대한 연구", 대한조선학회 1999년도 추계학술대회 논문집, pp.193-196.
- 손경호, 이 경우 1994 "선미벌브를 갖는 선박의 조종특성에 관한 연구", 대한조선학회 논문집, 31권, 3호, pp.65-79.
- Fujino, M. 1996 "Prediction of Ship Manoeuvrability : State of Art", Proceedings of MARSIM '96., Copenhagen, Denmark, pp.371-387. .
- Hirsch, C. 1992 "Numerical Computation of International and External Flows: Vol.2 Computational Methods for Inviscid and Viscous Flows", John Wiley & Sons.
- IMO 1993 "The Interim Standards for the Ship Manoeuvrability" - Resolution A.751 (XVII).
- Kang, C.G., Kim, Y. G. 1995 "A Prediction Method of Maneuverability including the Effects of Side Profile at the Initial Design Stage" PRADS '95., the 6th International Symposium on Practical Ships and Mobil Units, Seoul, Korea, pp.1629-1637.
- Kang, C.G. et al. 1998 "The Maneuverability of Full Form Ships with Low Speed", MAN '98., Symposium

- on Forces Acting on A Manoeuvring Vessel, Val de Reuil, France, pp.165-171.
- Kim, S. Y. and Kim, Y. G. 2000 "Effects of Stern Hull Form on the Manoeuvrability for a Tanker", Intl. Conf. on Marin Simulator and Ship Manoeuvring, MARSIM 2000.
  - Kodama, Y. 1990 "A Cell-centered Finite-Volume Upwind Scheme with Global Conservation", J. of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 168.
  - Kose, K. et al. 1989 "Study on Effects of Stern Forms on Manoeuvrability", Transactions of the West-Japan Society of Naval Architects, No. 78, pp.129-136. (in Japanese)
  - Makino, M. and Kodama, Y. 1990 "Computation of Flows around Full Hull Forms in Oblique Towing or Turning Using NICE Code", J. of SNAJ, Vol. 168.
  - Makino, M. and Kodama, Y. 1990 "Computation of Flows around Full Hull Forms in Oblique Towing or Turning Using NICE Code", J. of SNAJ, Vol. 168.
  - Mascio, A. Di and Campana, E. F. 1999 "The Numerical Simulation of the Yaw Flow of a Free Surface Ship", 7th Intl. Conference on Numerical Ship Hydrodynamics.
  - Ohmori, T. 1998 "Finite-Volume Simulation of Flows about a Ship in Maneuvering Motion", J. of Marine Science and Technology, Vol. 3, No.2.
  - Sato, T, Izumi, K. and Miyata, H. 1998 "Numerical Simulation of Manoeuvring Motion", 23rd Symp. on Naval Hydro..
  - Shih, T. I.-P. and Chyu, W. J. 1991 "Approximate Factorization with Source Terms", AIAA J., Vol. 29, No. 10.
  - Spalart, P. R. and Allmaras, S. R. 1992 "A One-Equation Turbulence Model for Aerodynamic Flows", AIAA Paper 92-0439.



〈 김선영 〉



〈 김연규 〉