

수중함의 긴급기동 해석을 위한 유체력계수 모델링에 관한 연구

신용구^{†*}, 이승건^{**}

국방과학연구소^{*}
부산대학교 조선해양공학과^{**}

A Study on the Modeling of Hydrodynamic Coefficient for the Emergency Maneuver Simulation of Underwater Vehicle

Yong-Ku Shin^{†*} and Seung-Keon Lee^{**}

Agency for Defense Development^{*}
Department of Naval Architecture & Ocean Engineering, Pusan National University^{**}

Abstract

This paper describes a hydrodynamic modelling study based on the Feldman's equation to predict the nonlinear and coupled maneuvering characteristics of high speed submarine.

The hydrodynamic coefficients set is obtained from the modeling of the cross flow drag force and sail induced vorticity, and the captive model experiments(VPMM and RA test) results used to improved the accuracy.

The results contained in this paper will be helpful to predict the behavior of tight turn maneuver and to improve the SOE(Safety Operational Envelope) analysis in case of emergency maneuver.

※Keywords: Equation of motion(운동방정식), Hydrodynamic coefficient(유체력계수), Emergency maneuver(긴급 기동), VPMM test(연직 강제동요시험), RA test(회전팔 시험)

1. 본문

수중함이 긴급선회 및 긴급부상과 같은 기동을 할 경우에는 큰 비선형항 및 연성항이 유발되어 순간적으로 과도한 운동 응답이 발생된다.

이로 인해 수중함의 조종안정 특성은 일반적인 기동특성과는 현저히 다른 거동을 보이게 되며, 이런 운동특성을 제대로 분석하지 못하면 수중함의 기동제어에 중대한 문제가 발생된다.

이와 같은 운동의 해석을 위해서는 대상선형에 대한 과도 운동특성을 잘 표현할 수 있는 비선형 운동방정식의 적용이 필수적이다.

Gertler and Hagen(1967)에 의해 제안된 운동 방정식은 주로 연직 강제동요(VPMM) 모형시험을

접수일: 2005년 4월 1일, 승인일: 2005년 10월 24일

†주저자, E-mail: ykshin@add.re.kr

Tel: 055-540-6126

통해 도출할 수 있는 유체력계수들로 구성되었다. 선체에 작용되는 힘은 여러 개의 비선형계수들의 조합으로 분해하였으며, 각 계수들은 선체 길이에 걸쳐 일정하다고 가정하였다.

강제동요시험과 같은 구속모형시험 결과는 통상적으로 받음각 18° 이하에서 타당한 결과를 주므로 운동범위가 크지 않은 일반적인 운동특성은 잘 모사하나 급격한 선회운동이나 긴급부상시 발생하는 비선형 운동특성들은 잘 모사하지 못하는 단점을 가지고 있다.

위 방식의 단점을 극복하기 위하여 Feldman (1979)은 급격한 운동시에 선체길이에 걸쳐 다르게 작용되는 비선형형 및 연성힘을 선체길이에 따라 적분하여 사용하는 방법을 적용하여 운동방정식을 구성하였다.

본 논문에서는 Feldman의 운동방정식에서 사용된 횡저항(cross flow drag), 세일후류 보텍스 영향 및 비선형 roll 모멘트를 적절하게 모델링하여 대각도 운동의 예측 정밀도를 높이기 위한 방법에 대해 기술하고자 한다.

2. 유체력 모델링

Feldman 방정식을 사용하여 대각도 운동시에 수중함에 미치는 힘 및 모멘트를 예측하기 위해서는 대표적으로 횡저항, 보텍스, 유기 roll 모멘트의 세 가지 영향을 고려해 주어야 한다. 아래에서 각각의 영향에 대한 모델링 방안에 대해 상세히 기술한다. 좌표계 및 사용된 부호는 Feldman(1979)의 방법을 따랐으며, 무차원화는 표준 ITTC 방법을 적용하였다. 모델링의 세부 적용을 위해서 일반적인 수중함 형상인 Fig. 1에 대해 수행된 연직 강제동요시험 및 회전팔시험 결과를 사용하였다.

2.1. 횡저항 모델링

Gertler and Hagen의 운동방정식에서 y-축 및 z-축에 대한 힘과 모멘트의 횡저항 계수들은 횡방향 속도성분인 $w\sqrt{w^2+v^2}$ 항이 곱해진다. 그러나 급격한 운동 시에는 받음각(angle of attack or angle of drift)이 5° 이상이 되며 비선형 영향이 급격히 증가된다. 또한 각속도의 영향으로 z-방향

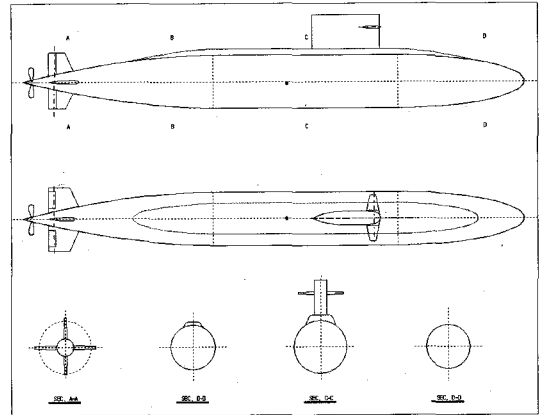


Fig. 1 Generic submarine hull form

속도인 w나 y-방향 속도인 v값이 일정하지 않고 선체의 길이에 걸쳐 변화하고 선체길이에 따라 작용하는 힘이 달라진다.

이를 계산하기 위해서는 횡유동 원리(cross-flow-principle)를 사용하여 선체를 여러 단면으로 절단하여 각 단면에서의 국부유속 및 횡저항계수 $C_d(x)$ 값을 적용해야 한다.

$$\int C_d(x) w_2(x) D(x) dx \tag{1}$$

여기서, $D(x)$ 는 선체단면의 직경이며, 국부유속 $w_2(x)$ 는 다음과 같다.

$$w_2(x) = (w-xq)\sqrt{(w-xq)^2+(v+xr)^2}$$

횡유동 원리를 적용하여 각 힘의 성분으로 횡력을 모델링하면 다음과 같다.

$$Y_{cross} = -\frac{\rho}{2} C_{dy} \int_{\ell} h(x) v(x) \sqrt{v(x)^2 + u(x)^2} dx$$

$$Z_{cross} = -\frac{\rho}{2} C_{dz} \int_{\ell} b(x) u(x) \sqrt{v(x)^2 + u(x)^2} dx$$

$$M_{cross} = -\frac{\rho}{2} C_{dx} \int_{\ell} x b(x) u(x) \sqrt{v(x)^2 + u(x)^2} dx$$

$$N_{cross} = -\frac{\rho}{2} C_{dy} \int_{\ell} x h(x) v(x) \sqrt{v(x)^2 + u(x)^2} dx$$

여기서,

$$u(x) = v + xr$$

$$u(x) = w - xq$$

- $h(x)$: x-단면에서의 선체높이
- $b(x)$: x-단면에서의 선체 폭
- C_{dy} : y 방향의 평균 횡저항계수
- C_{dz} : z 방향의 평균 횡저항계수
- x : 선체의 무게중심에서 각 단면까지 거리
- dx : 선체단면의 적분간격

횡저항계수를 결정하기 위해서 연직면의 정적 경사시험(Static Inclined Test)을 통해 얻어지는 비선형 힘과 모멘트 계수인 Z'_{uid} 및 M'_{uid} 를 활용하였다. 강제동요시험 결과만 가지고는 수중항 몸체(특히 선미부)에서의 유동박리(separation) 및 제어판+몸체 상호간섭 영향을 정확히 모델링하기 어렵다. 형상변화가 완만한 수중운동체의 몸체에 대한 횡저항은 전체길이에 걸쳐서 일정한 값을 사용해도 크게 오차가 발생하지 않을 것이므로 $C_{d_z}(x) = C_{d_z}$ 로 가정하고, 나머지 저항 변동 성분은 제어판의 면적에 비례하도록 조정하는 방법을 적용하면 이 힘들은 알몸선체와 선미부가물에 대해서 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$Z'_{uid} = -\frac{1}{\rho^2} \int_{\ell} C_{d_z}(x) h(x) dx - C_d^{ow} \frac{1}{\rho^2} \sum_{i=1}^4 S_{ui}^o \cdot |\cos^3 \epsilon_i| \quad (2)$$

$$M'_{uid} = \frac{1}{\rho^3} \int_{\ell} x \cdot C_{d_z}(x) h(x) dx - C_d^{ow} \frac{1}{\rho^3} \sum_{i=1}^4 S_{ui}^o \cdot |\cos^3 \epsilon_i| \cdot x_{wi} \quad (3)$$

여기서,

- C_d^{ow} : 제어판/선체 조합시 제어판의 횡저항계수
- S_{ui}^o : i-번째 제어판의 면적
- x_{wi} : i-번째 제어판의 압력중심의 x-좌표
- ϵ_i : i-번째 제어판과 y-축이 이루는 각

Fig. 1 형상에 대한 연직 강제동요시험 결과(공인영 등 1998)로부터 Z'_{uid} 와 M'_{uid} 값은 각각 -0.050368과 -0.01109 이었으며, 선체 형상데이터와 함께 이 값들을 식 (2), (3)에 적용하여 다음과 같은 횡저항 계수값을 얻었다.

$$C_{d_z} = 0.287$$

$$C_d^{ow} = 5.47$$

수평면상의 횡저항계수인 C_{dy} 를 구하기 위해 Y'_{uid} 및 N'_{uid} 를 활용하는 방법은 세일에 대한 횡저항계수를 추가로 고려해서 모델링해야 하나, 몸체에 대해서는 연직면 및 수평면 횡력이 크게 차이가 나지 않을 것이므로 $C_{d_y} = C_{d_z}$ 으로 가정하였다.

2.2 세일 보텍스 모델링

수중항이 선회 운동하면 세일에서 박리되는 보텍스가 선체와 제어판에 부가적인 힘을 유발한다. 즉, 보텍스는 선체에 순환(circulation)을 생성하며 선체 및 선미 부가물에 양력을 유발한다.

세일 후방의 선체 임의의 점에 작용하는 순간적인 양력은 세일 양력계수, 국부적인 횡방향 속도 성분 및 보텍스 박리로 유기되는 세일에서의 횡속도의 곱으로 구해지며, 수평면운동의 경우 힘과 모멘트는 아래 식들과 같이 Feldman 방정식과 유사하게 모델링하였다.

$$Y_{vortex} = -\frac{\rho \ell}{2} \overline{C_L} \int_{x_2}^{x_{FW}} (w-xq) v_{FW}(t-\tau[x]) dx \quad (4)$$

$$K_{vortex} = +\frac{\rho \ell}{2} \overline{C_L} z_{\mathcal{F}} \int_{x_2}^{x_{FW}} (w-xq) v_{FW}(t-\tau[x]) dx \quad (5)$$

$$N_{vortex} = -\frac{\rho \ell}{2} \overline{C_L} \int_{x_2}^{x_{FW}} x(w-xq) v_{FW}(t-\tau[x]) dx \quad (6)$$

여기서, $\overline{C_L}$ 은 세일에 작용하는 양력계수이며, x_2 는 보텍스가 선체에서 이탈되는 위치의 x-좌표이다. τ 는 세일의 위치 $X_{\mathcal{F}}$ 에서 선체 후방의 임의의 점인 X까지 전파되는 시간이며, x_{FW} 와 z_{FW} 는 선체 무게중심에서 세일 압력중심까지의 x 및 z-방향 거리이다. 속도 v_{FW} 는 다음과 같다.

$$v_{FW}(t-\tau[x]) = (v + x_{FW}r - z_{FW}p)$$

$z_{\mathcal{F}}$ 는 roll 운동시의 회전중심 위치이다. $\overline{C_L}$ 은 이론적으로는 세일의 양력에 선체와의 간섭영향을 고려하여 결정할 수 있다.

x_2 는 받음각(drift angle)의 함수로서 경계각 β_{s_2} 를 넘는 즉시 보텍스는 선체로부터 분리된다고 가정하여 다음식과 같이 모델링하였다. 이때 β_{s_2} 는 연직 강제동요시험 결과를 평가해서 결정할 수 있으며 대체적으로 약 20°의 값을 가진다.

$$x_2 = \frac{|v - u \cdot \tan|\beta_{x_2}|}{|v|} \text{ for } \frac{|v - u \cdot \tan|\beta_{x_2}|}{|v|} > x_{AP}$$

$$x_2 = x_{AP} \text{ for } \frac{|v - u \cdot \tan|\beta_{x_2}|}{|v|} \leq x_{AP}$$

2.3 Roll 모멘트 모델링

십자형 선미타를 부착한 수중함이 선회할 때에는 roll 및 yaw 운동이 결합되어 roll 모멘트가 유발된다.

선회초기에 세일의 받음각은 10°이상으로는 증가되지 않지만 선미제어판에서의 유효 받음각은 세일의 2~3배가 되며, yaw 운동으로 인해서 유발되는 국부유속이 매우 크게 증가한다. 그러므로 2가지의 영향이 나타난다. 즉, 세일에서 박리되는 보텍스로 인해 선미제어판에 유기되는 roll 모멘트인 K'_R 와 선체의 마스크 효과(masking effect)로 인해 선미제어판에 유기되는 roll 모멘트인 K'_{4s} 와 K'_{8s} 이다. K'_{iR} 항은 실험 계측치 K'_v 와 세일 보텍스로 인해 유기되는 roll 모멘트의 차이이다.

K'_R 항은 운동방정식에서 다음식과 같이 표시된다.

$$\frac{\rho}{2} \ell^3 K'_{iR} w_{FW}(t - \tau_T) \quad (7)$$

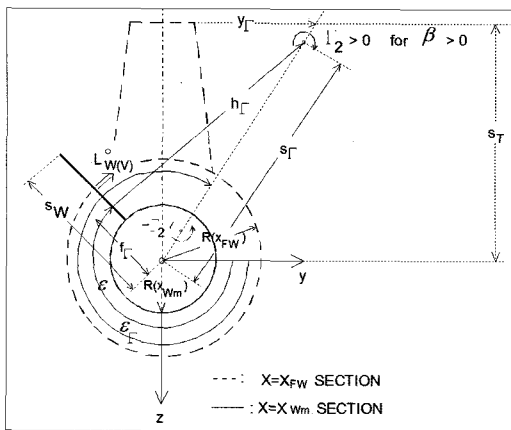


Fig. 2 Sail vortex and stern plane position

K'_i 계수값은 다음과 같이 모델링하였다. 즉, 세일에서 떨어져 나가는 길이방향 보텍스의 유동장에서 선미제어판이 받는 힘은 간섭계수 $L^o_{w(v)}$ 에 비례하는 힘으로 가정하고 스트립 방법에 따라서 계산하여 식 (8)과 같이 모델링하였다. 이때 선체는 반경 $R(x)$ 를 갖는 회전체로 이상화하였다 (Fig. 2 참조).

$$L^o_{w(v)} = \frac{U s_w - R(x_{w_m})}{\Gamma_2} \cdot \frac{L^o_{w(v)}}{\left(\frac{\partial L^o_{w(v)}}{\partial \alpha_w}\right)_{\alpha_w=0}} \quad (8)$$

$$= - \frac{\int_{R(x_{w_m})}^{s_w} \frac{U \alpha_w(y)}{\Gamma_2} c(y) dy}{\frac{1}{s_w - R(x_{w_m})} \int_{R(x_{w_m})}^{s_w} c(y) dy}$$

위에서,

$c(y)$: 선체로부터 거리 y에서의 제어판의 국부적인 프로파일 길이

$\alpha_w(y)$: 세일의 길이방향 보텍스로부터 유도되는 속도에 따른 국부적인 양각

$L^o_{w(v)}$: 세일 보텍스의 영향에 의한 제어판의 양력

$L^o_{w(v)}$ 는 부가물에 대한 양력을 선체와의 간섭계수를 고려하여 구하는 방법(신용구 등 2003)을 적용하여 다음과 같이 구하였다.

$$L^o_{w(v)} = \frac{1}{(1+\lambda)\pi} L\left(\lambda, \frac{R(x_{FW})}{s_w}, \frac{f_r}{s_w}, \frac{h_r}{s_w}\right) - L\left(\lambda, \frac{R(x_{FW})}{s_w}, \frac{f_r}{s_w}, \frac{[R(x_{w_m})]^2}{f_r^2 + h_r^2}, \frac{h_r [R(x_{w_m})]^2}{f_r^2 + h_r^2}\right)$$

$$L\left(\lambda, \frac{R}{s_w}, \frac{f_r}{s_w}, \frac{h_r}{s_w}\right) = \frac{1 - \frac{R}{s_w} \lambda - \frac{f_r}{s_w} (1-\lambda)}{2\left(1 - \frac{R}{s_w}\right)} \ln \frac{h_r^2 + \left(\frac{f_r}{s_w} - 1\right)^2}{\frac{h_r^2}{s_w^2} + \left(\frac{f_r}{s_w} - \frac{R}{s_w}\right)^2}$$

$$= \frac{1-\lambda}{1-\frac{R}{s_w}} \left[1 - \frac{R}{s_w} + \frac{h_r}{s_w} \tan^{-1} \frac{f_r - 1}{h_r} - \frac{h_r}{s_w} \tan^{-1} \frac{f_r - R}{h_r} \right]$$

h_r 와 f_r 는 독립된 길이방향 보텍스의 위치 좌표이며, 간섭힘은 다음과 같다.

$$C_r = F_w \cdot \frac{\left(\frac{\partial C_{L_T}}{\partial \alpha_T}\right)_{\alpha_T=0} \left(\frac{\partial C_{L_w}}{\partial \alpha_w}\right)_{\alpha_w=0}}{2 \ell^2 \left(s_T - \frac{R(x_{FW})^2}{s_T}\right) [s_w - R(x_{w_w})]}$$

여기서, $F_w = L_{(w)}^0 S_w^0 S_T (K_{TB}) + K_{BT}$ 이다.

결론적으로 K'_i 항은 간섭항 C_r 를 이용하여 Fig. 1 형상에 대해 다음 값을 얻었다.

$$K'_i = -C_r \frac{z_w}{\ell} \sin \varepsilon + C_r \frac{y_w}{\ell} \cos \varepsilon = 8.15e-6$$

보텍스 축에 직각 방향의 세일 보텍스의 영향은 점성효과에 의해서 상당히 약해지기 때문에, 계산 시에는 상부 선미수직타(X-형 제어판일 경우 위쪽의 두 제어판)만을 고려하였다.

K'_{4S} , K'_{8S} 는 운동방정식에서 다음과 같이 표시된다.

$$-\frac{\rho}{2} \ell^3 (u^2 + v_s^2 + w_s^2) \beta_s^2 (K'_{4s} \sin 4\phi_s + K'_{8s} \sin 8\phi_s) \quad (8)$$

여기서, $v_s (=v + x_s \gamma)$ 및 $w_s (=w - x_s \varrho)$ 는 선미타 중심에서의 v-방향 및 w-방향 속도 성분이며, x_s 는 선미타 중심의 x-좌표이다.

$\beta_s = \tan^{-1} \frac{\sqrt{v_s^2 + w_s^2}}{u}$ 는 선미제어판에서의 유동 입사각이며, $\phi_s = -\tan^{-1} \left(\frac{w_s}{v_s}\right)$ 는 선미제어판의 유체동역학적 roll 각이다.

$$K'_{4S} = \frac{K_{4S}}{\frac{1}{2} \rho \ell^3 u_s^2} \quad \text{와} \quad K'_{8S} = \frac{K_{8S}}{\frac{1}{2} \rho \ell^3 u_s^2} \quad \text{는 이론}$$

적으로 도출 곤란하므로 보통 초기값으로 0을 가정하기도 하지만 재래식 수중함에 대해서 경험적인 DB 값으로 $K'_{4S} = 0.15e-3$, $K'_{8S} = 0.26e-4$ 정도의 값을 초기값으로 주었다. 위에서 $u_s = \sqrt{u^2 + v_s^2 + w_s^2}$ 이다.

3. 유체력계수 분석

본 논문에서 제시된 유체력 모델링 결과와 함께

연직 강제동요시험 결과(공인영 등 1998) 및 회전팔시험 결과(김선영과 신용구 1999)를 바탕으로 Gertler and Hagen 및 Feldman 운동방정식에서 사용되어진 유체력계수들에 대하여 적절한 값을 부여하기 위한 분석을 수행하였다.

계수 정밀화시 운동방정식의 좌변에 나타나는 관성력 및 부가질량항들을 모형시험을 통해서 비교적 정확하게 추정할 수 있으므로 연직 강제동요 시험을 통해 구한 값을 적용하였다.

선회운동과 연관되는 각속도 관련 계수들의 정밀도를 향상시키기 위해서는 회전팔 모형시험이 주로 사용된다.

회전팔 시험에서는 yaw 각속도, 제어판 각, 받음각(drift angle) 및 추력비(propulsion ratio)를 변화시키면서 시험을 수행하여 측면힘(side force), yaw 모멘트, 저항 및 roll 모멘트를 계측한다. 수평면 및 연직면 선회를 시킴으로써 Table 1 과 같은 계수군을 도출할 수 있다. 연직 강제동요 시험 결과와 중복되는 계수들은 비교 검토를 통해 선택하여야 하며, 본 논문에서는 회전팔시험 결과를 우선적으로 적용하였다.

Table 2, 3, 4에는 대표적으로 수평면 운동에 대하여 Feldman 및 Gertler & Hagen의 운동방정식내의 각 유체력계수들에 적용된 값을 수록하였다. 각 운동방정식을 구성하는 계수항목들은 서로 상이하므로 방정식내에 포함되지 않는 계수항은

Table 1 Coefficients derived from RA test

구분	계수항
RA시험으로 도출되는 계수	$X'_{dr}, X'_{dd}, Y'_{dr}, Z'_{dd}, M'_{dd}, N'_{dd}$
VPMM시험값 대신 RA시험값을 적용한 계수	$X'_r, X'_{ar}, K'_r, K'_v, K'_{dr}, K'_{\delta r}$
VPMM시험 계수와 중복되는 계수	$X'_w, X'_{uw}, X'_{\delta w}, X'_{\delta \delta}, Y'_r, Y'_v, Y'_{dr}, Y'_{\delta r}, Z'_q, Z'_w, Z'_{dd}, Y'_{dr}, Z'_{\delta}, M'_q, M'_w, M'_{dd}, M'_{\delta}, N'_r, N'_v, N'_{dr}, N'_{\delta r}$

Table 2 Lateral force coefficients

Item	Value		Method
	Feldman eq.	Gertler eq.	
r dot	-0.00064100	-0.00064100	VPMM
p dot	-0.00026075	-0.00026075	Calculation
p p	-0.00009325	-0.00009325	Calculation
p q	-0.00006434	-0.00006434	Calculation
v dot	-0.01566700	-0.01566700	VPMM
w p	0.01203172	0.01203172	Calculation
r	0.00438000	0.00438000	RA
p	-0.00221183	-0.00221183	Calculation
v r	x	-0.01198900	RA
v	-0.04205300	-0.04205300	RA
v v	x	-0.09040100	RA
v v R	-0.00943443	x	$Y_{v r}$ 값
dr	0.00613100	0.00613100	VPMM
dr dr	-0.00474300	-0.00474300	VPMM
dr η	0.00086614	0.00086614	Calculation
C_d	0.287 (5.47)	x	()안은 부가물
C_L	0.09166000	0.09166000	VPMM

Table 3 Rolling moment coefficients

Item	Value		Method
	Feldman eq.	Gertler eq.	
p dot	-0.00001652	-0.00001652	Calculation
r dot	-0.00002203	-0.00002203	Calculation
q r	-0.00000815	-0.00000815	Calculation
p	-0.00027285	-0.00027210	Calculation
r	-0.00048200	-0.00048200	RA
v dot	-0.00026075	-0.00026075	Calculation
v q	x	0.00017949	Calculation
w p	0.00008849	0.00008849	VPMM
w r	x	0.00009332	Calculation
v	x	-0.00111800	RA
v v	x	-0.00278800	RA
vR	-0.00257772	x	Calculation
v w	x	0.00253040	Calculation
i	0.00000815	x	Calculation
dr	0.00003167	0.00003167	Calculation
dr η	0.00000633	0.00000633	Calculation
4S	0.00015000	x	추정값
8S	0.00002600	x	추정값
Qp	$\rho n^2 D^5 \cdot A D$	x	torque
dr(1)	-0.00005600	-0.00005600	RA

Table 4 Yawing moment coefficients

Item	Value		Method
	Feldman eq.	Gertler eq.	
r dot	-0.00062500	-0.00062500	VPMM
p dot	-0.00002203	-0.00002203	Calculation
p q	-0.00054748	-0.00054748	Calculation
q r	x	0.00000232	Calculation
v dot	-0.00022400	-0.00022400	VPMM
v q	x	0.00043039	Calculation
w p	x	0.00030899	
p	-0.00055621	-0.00055621	Calculation
r	-0.00366100	-0.00366100	RA
v r	x	-0.00229200	RA
v	-0.01088900	-0.01088900	RA
v v	x	0.00828200	RA
v v R	-0.00452371	x	$N_{ v r}$ 값
dr	-0.00275800	-0.00275800	VPMM
dr dr	0.00209900	0.00209900	
dr η	-0.00038169	-0.00038169	Calculation

부호 (x)로 표시하였다. 또한, 연직 강제동요시험 및 회전팔 시험으로도 도출되지 않는 항목들은 비교란의 'Calculation'으로 표시하였으며 이 계수들은 이론적인 유체력 모델링 기법(신용구와 임경식 1999)을 통해 도출된 값을 부여하였다.

4. 결론

수중함에 대한 과도운동 특성을 정밀 예측하기 위해서 과도운동 특성 모사에 적합한 Feldman 운동방정식의 적용을 위한 모델링을 수행하였으며, 과도 운동 시뮬레이션에 필요한 유체력계수들을 결정할 수 있는 방안을 제시하였다.

계수정밀화를 위한 초기값으로는 연직 강제동요 시험 결과를 활용하였으며 각속도 및 각가속도 관련 계수의 정밀화를 위해서는 회전팔시험 결과를 적용하였다.

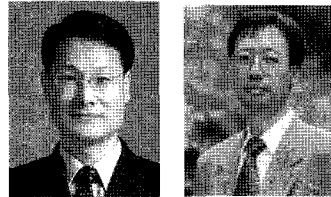
본 모델링 기법을 이용하여 긴급선회나 긴급부상과 같은 기동특성 예측시 더욱 현실성있는 시뮬레이션이 가능하며, 추후 자유운동모형 시험 결과를 확보한다면 시스템 검증 기법 등을 적용하여

현재 보유하고 있는 시뮬레이션 기법의 정밀도를 더욱 향상시킬 수 있을 것이다.

참 고 문 헌

- 공인영, 강창구, 김선영, 김연규, 1998, 물수체의 시스템 검증을 위한 연직강제동요 시험, 국방과학연구소, NWS-413 -980072.
- 김선영, 신용구, 1999, 물수체에 대한 회전팔 시험, 국방과학연구소, NSDC-513 -991075.
- 신용구, 임경식, 1999, "수중함 기동성능 해석 기법", 대한조선학회 춘계학술대회 논문집, pp. 151-154.
- 신용구, 임경식, 이승건, 2003, "수중함의 항미타 효율추정을 위한 수학모델링에 관한 연구", 대한조선학회 논문집, 제 42권, 제 3호, pp. 190-196.

- Feldman, J., 1979, DTNSRDC Revised Standard Submarine Equations of Motion, DTNSRDC/SPD-0393-09.
- Gertler, M. and Hagen, G.R., 1967. Standard Equations of Motion for Submarine Simulation, NSRDC-Report SR 009 01 01, Task 0102.



< 신 용 구 > < 이 승 건 >