

CONTROL EN MODO DESLIZANTE ADAPTATIVO BORROSO DE LAS VARIABLES CINEMÁTICAS DEL VEHÍCULO SUBACUÁTICO SNORKEL

Eduardo Sebastián*, Miguel A. Sotelo**

* *Centro de Astrobiología (CAB). Grupo de Robótica y Exploración Planetaria. Ctra. Ajalvir Km. 4. Torrejón de Ardoz. Madrid (Spain) email: sebastianme@inta.es*

** *Universidad de Alcalá. Departamento de Electrónica. Ctra. N-II Km. 33. Alcalá de Henares. Madrid (Spain)*

Resumen: Este artículo analiza el problema del control de las variables cinemáticas en maniobras a baja velocidad de un vehículo subacuático subactuado de bajo coste. El control de vehículos subacuáticos no es sencillo debido principalmente al carácter no lineal y acoplado de las ecuaciones que los describen, la falta de conocimiento preciso del modelo y sus parámetros, así como por la existencia de perturbaciones externas e internas. La metodología propuesta recurre a algoritmos aplicados de manera novedosa dentro del control de vehículos subacuáticos, basados en la fusión de un controlador en modo deslizante y un sistema adaptativo borroso, aportando las ventajas propias de ambos sistemas. Su propiedad fundamental es que permite relajar el conocimiento requerido del modelo del vehículo, reduciendo el coste de diseño. La aplicación práctica está basada en un modelo semi-desacoplado y no lineal del vehículo Snorkel, compuesto por tres controladores independientes, uno por cada DOF controlable. Los resultados experimentales demuestran las altas prestaciones del controlador propuesto dentro de las restricciones del sistema sensorial y la incertidumbre del modelo teórico del vehículo. *Copyright © 2007 CEA-IFAC*

Palabras Clave: Control en modo deslizante, ecualización adaptativa, sistemas borrosos, sistemas marinos, dinámica de robots.

1. INTRODUCCIÓN

Los vehículos subacuáticos se han convertido en numerosas circunstancias en un sustituto del ser humano a la hora de llevar a cabo tareas de carácter peligroso o preciso. La exploración de cuevas subacuáticas o la ejecución de tareas de exploración de manera automática, hacen imprescindible el diseño de sistemas automáticos de navegación y control que aporten la precisión y autonomía necesarias al robot. El problema de control de vehículos subacuáticos es complejo debido a su hidrodinámica no lineal y desconocida, la incertidumbre paramétrica, y la existencia de perturbaciones como las corrientes de agua o el efecto de desplazamiento lateral (*sideslip*).

El problema analizado en este artículo, el control a baja velocidad de las variables cinemáticas de un

vehículo subacuático subactuado puede ser definido de esta forma: Dado el modelo de un vehículo subacuático parcialmente conocido, y unas referencias de posición y velocidad continuas y acotadas, el controlador diseñado debe asegurar que los estados de la planta converjan asintóticamente a las referencias.

El control adaptativo de sistemas no lineal con incertidumbre paramétrica y de modelo ha sido un foco de investigación en el que se han obtenido progresos significativos (Ioannous and Sun, 1996; Gee *et al.*, 1998). Muchos de ellos se han focalizado en el campo de sistemas afines no lineales, y linealización por realimentación con redes neuronales y lógica borrosa (Gee *et al.*, 1999; Wang, 1994).

Muchos de los vehículos subacuáticos en uso hoy en día emplean controladores PD o PID para cada

variable cinemática. Sin embargo, el control PID no puede compensar dinámicamente las fuerzas hidrodinámicas no modeladas o las perturbaciones como las corrientes de agua. Para evitar este problema un reducido número de vehículos comerciales emplean linealización basada en modelo de los términos hidrodinámicos y de la aceleración deseada. La razón por la que estos controladores no son ampliamente utilizados es por que el modelo y los parámetros de la planta son desconocidos y difíciles de estimar con precisión.

Desde este punto de vista, muchos de los esquemas de control propuestos tienen en cuenta la incertidumbre en el modelo, recurriendo a estrategias adaptativas y robustas. Así, un número significativo de estudios previos utilizan aproximaciones lineales de la planta para posteriormente aplicar técnicas lineales de control (Goheen and Jeffereys, 1990; Koivo, 1980; Hsu *et al.*, 2000).

En el área del control no lineal, un escaso número de estudios tratan directamente el control no lineal desacoplado de vehículos subacuáticos. En (Yoerger and Slotine, 1985) los autores muestran un control en modo deslizante no lineal para los movimientos de avance, lateral y de guiñada. También han sido ensayadas versiones adaptativas de controladores deslizantes (Yoerger and Slotine, 1991; Cristi *et al.*, 1991), reduciendo la incertidumbre del modelo y la actividad de control, manteniendo la robustez sin sacrificar prestaciones. En (Fossen and Paulsen, 1991) es estudiado un control por realimentación de estados, basado en un modelo conocido de la planta. El control adaptativo no lineal (Choi and Yuh, 1996) supone un paso adelante, que cual presenta un problema de sensibilidad al ruido en la medida de las variables cinemáticas. En (Fossen and Fjellstad, 1995) se presenta una modificación de la ley de control adaptativo no lineal, en el que en el proceso de adaptación las medidas de posición y velocidad son remplazadas por las referencias de entrada. En (Smallwood and Whitcomb, 2004) los autores comparan, usando datos experimentales, alguno de los controladores antes descritos, basándose en un modelo no lineal y desacoplado del vehículo JHUROV.

Otros estudios tratan el problema de control basándose en un modelo lineal y acoplado de la planta (Antonelli *et al.*, 1999; Antonelli *et al.*, 2001). En (Indiveri *et al.*, 2000) un control en modo deslizante es usado para estabilizar el vehículo sobre una trayectoria en línea recta, considerando la incertidumbre del modelo y perturbaciones externas. Otros autores (Aguilar *et al.*, 1998; Aicardi *et al.*, 2001) han tenido en cuenta la dinámica del vehículo, para lo cual introducen la curvatura de la trayectoria como una nueva variable de estado. Finalmente, en (Encarnacao, 2002) el autor aporta una solución al problema de las perturbaciones internas como el efecto del desplazamiento lateral, o perturbaciones externas como las corrientes de agua, proporcionando

una metodología integrada de guiado y control. Para ello utiliza la técnica de control backstepping, que proporciona un marco de diseño recursivo garantizando la estabilidad global mediante la teoría de Lyapunov, y contemplando las corrientes de agua mediante su estimación. A pesar de ello, el diseño de un único controlador para el total de los DOF de un vehículo subacuático es una área abierta (Yuh, 2000).

Dentro del campo del control inteligente en (Yuh, 1994) se propone un control neuronal usando un algoritmo de adaptación recursivo. El autor emplea una metodología de control no paramétrica que no requiere el conocimiento de la dinámica de la planta. El control ha sido probado exitosamente en el vehículo ODIN. Finalmente, en (DeBitetto, 1994) se investiga un controlador borroso de 14 reglas para el control de profundidad de un AUV.

Este artículo estudia un algoritmo de control para las variables cinemáticas, aplicado de manera novedosa en un vehículo subacuático, el vehículo Snorkel, y que está basado en los trabajos y resultados de (Wang *et al.*, 2000), sobre control en modo deslizante adaptativo borroso (AFSM). El controlador usa los ángulos Euler y un sistema de ejes de referencia local al vehículo, para describir el modelo semi-acoplado y no lineal del vehículo en sus tres DOF controlables. El controlador está basado en la fusión de un controlador en modo deslizante y un sistema adaptativo borroso, exhibiendo características adaptativas y robustas. La principal ventaja de la teoría propuesta frente a previos estudios es que emplea una técnica de adaptación no paramétrica, que requiere un conocimiento mínimo de la dinámica de la planta, siendo sólo necesario un modelo simple y teórico de la misma. La estabilidad del algoritmo de control es analizada mediante la teoría de Lyapunov, asegurando la estabilidad del proceso de adaptación y la convergencia hacia los valores de referencia.

El controlador diseñado es parte de una arquitectura de control y guiado, que está basada en tres controladores encadenados (propulsión, variables cinemáticas y guiado). El objetivo de los controladores es normalizar la respuesta del vehículo para su uso por los controladores de superior orden jerárquico (Espinosa *et al.*, 1999). El control de variables cinemáticas está encargado del seguimiento de las referencias cinemáticas locales (velocidades de avance y guiñada, y la profundidad), generadas por el sistema de guiado.

La ley de control AFSM es validada en experimentos prácticos. Adicionalmente, el artículo muestra una comparación directa de las prestaciones del controlador AFSM, con esquemas de control más simples como controladores deslizantes (SM) o PD, investigando el efecto del mal modelado de la planta en las prestaciones de seguimiento de referencias.

El artículo se organiza del siguiente modo. La sección 2 introduce las ecuaciones dinámicas

simplificadas de un UUV. En la sección 3 se introducen las ecuaciones del controlador AFSM y su demostración teórica de estabilidad, además controladores más simples como SM o PD son también analizados. La sección 4 está dedicada a la descripción de los ensayos. En la sección 5 se presentan un conjunto de ensayos prácticos, en los que las prestaciones de los controladores son descritas y comparadas. Finalmente, la sección 6 concluye resumiendo los resultados.

2. DINÁMICA DEL VEHÍCULO

El modelado de vehículos subacuáticos se basa en una aproximación de dimensión finita en la cual los parámetros de la planta entran de forma lineal en un conjunto de ecuaciones diferenciales no lineales de movimiento. En este trabajo se ha seleccionado como método de formulación las ecuaciones de Newton-Euler y como sistema de referencia unos ejes no-inerciales. Los ángulos Euler no presentan singularidades en el vehículo Snorkel, debido a su moderado o nulo movimiento de cabeceo y balanceo. Considerando el vehículo subacuático de la Figura 1, su modelo dimensionalmente finito (Fossen, 1994) más aceptado (1), responde a ecuaciones dinámicas no lineales de 6-DOF, que pueden ser representadas de forma compacta,

$$M\dot{\mathbf{v}} + \mathbf{C}(\mathbf{v})\mathbf{v} + \mathbf{D}(\mathbf{v})\mathbf{v} + \mathbf{g}(\boldsymbol{\eta}) = \boldsymbol{\tau} \quad (1)$$

donde $M \in \mathfrak{R}^{6 \times 6}$ es la matriz de inercia que incluye el efecto de la masa añadida y cumple que $M = M^T > 0$ y $\dot{M} = 0$, $\mathbf{D}(\mathbf{v})\mathbf{v} \in \mathfrak{R}^{6 \times 6}$ es una matriz que contiene los coeficientes de rozamiento hidrodinámico, $\mathbf{g}(\boldsymbol{\eta}) \in \mathfrak{R}^6$ es el vector que comprende los términos de flotación y peso, $\mathbf{C}(\mathbf{v}) \in \mathfrak{R}^{6 \times 6}$ es la matriz y centrípeta que incluye el efecto de la masa añadida satisfaciendo $\mathbf{C}(\mathbf{v}) = -\mathbf{C}(\mathbf{v})^T$, $\mathbf{v} \in \mathfrak{R}^6$ es la velocidad del vehículo relativa a la velocidad del fluido en un sistema de ejes no-inerciales, $\boldsymbol{\eta} \in \mathfrak{R}^3$ es el vector de ángulos Euler, y $\boldsymbol{\tau} \in \mathfrak{R}^6$ es el vector de actuación de fuerzas y pares, realizados por los cuatro propulsores con los que cuenta el vehículo.

Actualmente no existe un modelo exacto para describir el valor de ciertas matrices y vectores de (1). La dinámica de fluidos es bastante compleja, y por tanto es difícil desarrollar un modelo fiable para algunos efectos hidrodinámicos. Un análisis riguroso para fluidos incompresibles requeriría el desarrollo de las ecuaciones de Navier-Stokes.

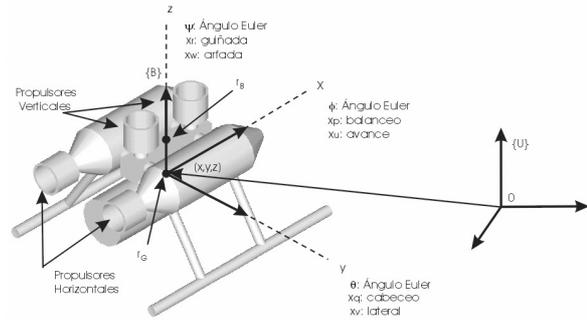


Figura 1. Ejes y movimientos elementales del vehículo

Basándose en las prestaciones del control AFSM, se adopta un modelo simplificado del vehículo (Fossen, 1994) que considera valores nulos para: términos fuera de la diagonal de $\mathbf{D}(\mathbf{v})$, con formas lineales y/o cuadráticas, productos de inercia, la dinámica de cable umbilical, así como suponer constante la masa añadida. Desde este punto de vista, la ecuación (1) puede ser simplificada (Smallwood and Whitcomb, 2004), y dividida en cada uno de los DOF semi-desacoplados del vehículo, quedando,

$$\tau_i = m_i \ddot{x}_i + c_i(\mathbf{v}) + X_{|\dot{x}_i| \dot{x}_i} |\dot{x}_i| \dot{x}_i + g_i(\boldsymbol{\eta}) + d_i(t) \quad (2)$$

donde, para cada DOF i , τ_i es la fuerza o par, m_i es la inercia efectiva, $c_i(\mathbf{v})$ son los términos de Coriolis y centrípetos, $X_{|\dot{x}_i| \dot{x}_i}$ es el término cuadrático de rozamiento hidrodinámico, $g_i(\boldsymbol{\eta})$ es el término de flotación y peso, d_i es un término que representa a la dinámica no modelada y a las perturbaciones, y \dot{x}_i y \ddot{x}_i son la velocidad y aceleración del vehículo en un sistema de referencia local. De aquí en adelante, se usará la nomenclatura descrita en la Tabla 1. En otras palabras,

$$\ddot{x}_i = f_i(\xi) + g_i(\xi) \tau_i \quad (3)$$

donde $f_i(\xi) = \frac{-I}{m_i} [c_i(\mathbf{v}) + X_{|\dot{x}_i| \dot{x}_i} |\dot{x}_i| \dot{x}_i + g_i(\boldsymbol{\eta}) + d_i]$, $g_i(\xi) = \frac{I}{m_i}$.

3. CONTROL EN MODLO DESLIZANTE ADAPTATIVO BORROSO

En esta sección se presentan las ecuaciones y el análisis de estabilidad del sistema en lazo cerrado resultante de aplicar el control AFSM. Adicionalmente, son también estudiados un controlador PD, y un controlador SM basado en el modelo de la planta.

Tabla 1 Nomenclatura

DOF	Avance	Lateral	Arfada	Guiñada	Cabeceo	Balanceo
Fuerza/Par	τ_u [N]		τ_w [N]			τ_r [Nm]
Velocidades	\dot{x}_u [m/seg]	\dot{x}_v [m/seg]	\dot{x}_w [m/seg]	\dot{x}_p [rad/seg]	\dot{x}_q [rad/seg]	\dot{x}_r [rad/seg]
Posición/Ángulo	x_u [m]	x_v [m]	x_w [m]	x_p [rad]	x_q [rad]	x_r [rad]

3.1 Controlador PD.

El controlador PD para un único DOF toma la siguiente forma,

$$\tau = K_p \tilde{x} + K_d \dot{\tilde{x}} \quad (4)$$

donde K_p y K_d son las ganancias de realimentación. Y los errores son definidos del siguiente modo,

$$\tilde{x} = x - x_d, \quad \dot{\tilde{x}} = \dot{x} - \dot{x}_d \quad (5)$$

donde x_d y \dot{x}_d son la posición y velocidad deseadas, y x y \dot{x} son las posiciones y velocidades actuales. Sustituyendo (4) en (2), el sistema dinámico resultante en lazo cerrado es,

$$0 = m\ddot{x} + c(\dot{x}) + X_{|\dot{x}|}|\dot{x}| + g(\eta) + d_i - K_p \tilde{x} - K_d \dot{\tilde{x}} \quad (6)$$

En el caso en el que el término $g(\eta) + d_i$ sea nulo, el controlador PD alcanzará la regulación del sistema, pero no el seguimiento de una trayectoria (Smallwood and Whitcomb, 2004). A pesar de que el control PD no alcanza altas prestaciones, representa el controlador más ampliamente utilizado, sirviendo de elemento de comparación de las prestaciones de un controlador.

3.2 Controlador en Modo Deslizante (SM)

El controlador SM para un único DOF toma la forma,

$$\tau = \hat{g}(\xi)^{-1} [\hat{f}(\xi) - \lambda \dot{\tilde{x}} + \ddot{x}_d - \eta_\Delta \text{sat}(s/b)] \quad (7)$$

donde λ , b y η_Δ son constantes positivas, s es la superficie deslizante definida como $s = \dot{\tilde{x}} + \lambda \tilde{x}$, y $\hat{g}(\xi)$ y $\hat{f}(\xi)$ son la estimación de las funciones $g(\xi)$ y $f(\xi)$ respectivamente, debido al hecho de que estas funciones no son completamente conocidas para el vehículo Snorkel.

La función candidata de Lyapunov V (8) ha sido elegida para analizar si la ley de control (7) es estable, así como para determinar los valores de η_Δ que hacen que la derivada de la función de Lyapunov tome valores negativos,

$$V = \frac{1}{2} [s_i^2] \quad (8)$$

La derivada de V tomara el valor,

$$\dot{V} = \frac{1}{2} \frac{d}{dt} s^2 = s\dot{s} \quad (9)$$

Si la condición $s\dot{s} \leq \eta|s|$ es aplicada, donde η es una constante positiva, la derivada será $\dot{V} \leq 0$. Así, a

partir de las expresiones (3) y (7), y para valores positivos de s todos ellos mayores que b , se puede obtener,

$$\dot{s} = f(\xi) - \frac{g(\xi)}{\hat{g}(\xi)} \hat{f}(\xi) + \frac{g(\xi)}{\hat{g}(\xi)} \ddot{x}_d - \ddot{x} - \frac{g(\xi)}{\hat{g}(\xi)} \lambda \dot{\tilde{x}} + \lambda \dot{\tilde{x}} + d - \frac{g(\xi)}{\hat{g}(\xi)} \eta_\Delta \leq \eta$$

Y despejando η_Δ ,

$$\eta_\Delta \geq \eta + \left[\frac{\hat{g}(\xi)}{g(\xi)} f(\xi) - \hat{f}(\xi) \right] + \left[\ddot{x}_d - \frac{\hat{g}(\xi)}{g(\xi)} \ddot{x}_d \right] + \left[\frac{\hat{g}(\xi)}{g(\xi)} \lambda \dot{\tilde{x}} - \lambda \dot{\tilde{x}} \right] + \frac{\hat{g}(\xi)}{g(\xi)} d \quad (10)$$

Como se puede ver en (10), el valor de η_Δ depende de η , que al mismo tiempo está definido por T , o el tiempo que el vector de estado tarda en alcanzar la condición deslizante. La interpretación numérica de este parámetro, para valores positivos de s , se desprende de la condición $\dot{s} \leq -\eta$, integrando desde el valor inicial de s_0 , $\int_{s_0}^0 \partial s \leq -\eta \int_0^T \partial t$, así $T \leq \frac{s_0}{\eta}$.

En resumen, todas las señales permanecerán acotadas, y el error de velocidad tenderá asintóticamente a cero, si se cumple (10). Este controlador es una aplicación práctica de la teoría general expresada en (Slotine and Li, 1991).

3.3 Controlador en Modo Deslizante Adaptativo Borroso (AFSM)

El controlador AFSM comparte la ley de control con el controlador SM (7). Pero en este caso un conjunto de estimadores borrosos son utilizados para la estimación de las funciones $f(\xi)$ y $g(\xi)$, quedando el diagrama de control como en la Figura 2.

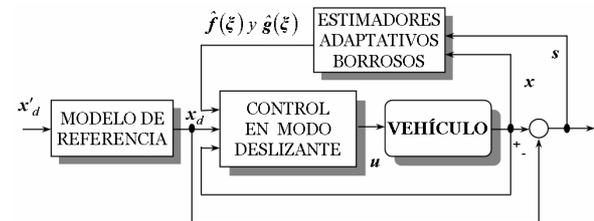


Figura 2. Diagrama del controlador AFSM

Sistema adaptativo borroso. Un sistema borroso puede ser utilizado como un sistema de aproximación funcional dada su habilidad para introducir información lingüística, y su capacidad de aproximar uniformemente cualquier función continua y real con diversos grados de precisión (Wang *et al.*, 2000). En general, una buena información lingüística puede ayudar al diseño de las condiciones iniciales, y de este modo conseguir una adaptación más rápida.

Todo sistema borroso es una colección de normas del tipo SI-ENTONCES con la forma: $R^{(j)} : SI x_j \text{ es } A_j^i \text{ y } \dots \text{ y } x_n \text{ es } A_n^j \text{ ENTONCES } y \text{ es } B^j$. Usando un sistema borroso tipo Sugeno, una estrategia de borrosificación por singleton y intersección por producto, la salida del sistema borroso toma el valor,

$$y(\xi) = \theta^T \zeta(\xi) \quad (11)$$

donde $\theta = (y^1, \dots, y^m)^T$, $\zeta(\xi) = (\zeta^1(\xi), \dots, \zeta^m(\xi))^T$ con

$$\zeta^j(\xi) = \frac{\prod_{i=1}^n \mu_{A_i^j}(\xi_i)}{\sum_{j=1}^m \left[\prod_{i=1}^n \mu_{A_i^j}(\xi_i) \right]}$$

son las funciones de pertenencia borrosas de la variable ξ_i , y y^j es el punto en el cual μ_{B^j} alcanza su máximo valor $\mu_{B^j}(y^j) = 1$.

Así las funciones $f(\xi)$ y $g(\xi)$ son parametrizadas por sistemas borrosos,

$$\hat{f}(\xi | \theta_f) = \theta_f^T \zeta(\xi), \quad \hat{g}(\xi | \theta_g) = \theta_g^T \zeta(\xi) \quad (12)$$

donde el vector $\zeta(\xi)$ se supone fijo, mientras que los parámetros de θ_f y θ_g pueden ser ajustados adaptativamente, hasta que estos alcanzan sus valores óptimos, θ_f^* y θ_g^* .

Ley de adaptación. Dado el siguiente algoritmo de adaptación de parámetros (Wang et al., 2000)

$$\Sigma_1 : \dot{\theta}_f = \begin{cases} r_1 s \zeta(\xi) & \text{si } (|\theta_f| < M_f) \text{ o} \\ (\theta_f = M_f \text{ y } s \theta_f^T \zeta(\xi) \leq 0) \\ P\{r_1 s \zeta(\xi)\} & \text{si } (|\theta_f| = M_f \text{ y } s \theta_f^T \zeta(\xi) > 0) \end{cases} \quad (13a)$$

$$\Sigma_2 : \dot{\theta}_g \text{ } b_{g_i} > \epsilon = \begin{cases} r_2 s \zeta(\xi) \tau & \text{si } (|\theta_g| < M_g) \text{ o} \\ (\theta_g = M_g \text{ y } s \theta_g^T \zeta(\xi) \tau \leq 0) \\ P\{r_2 s \zeta(\xi) \tau\} & \text{si } (|\theta_g| = M_g \text{ y } s \theta_g^T \zeta(\xi) \tau > 0) \end{cases} \quad (13b)$$

$$\Sigma_3 : \dot{\theta}_{gj} \text{ } b_{gj} = \epsilon = \begin{cases} r_2 s \zeta_j(\xi) \tau & \text{si } s \zeta_j(\xi) \tau > 0 \\ 0 & \text{si } s \zeta_j(\xi) \tau \leq 0 \end{cases} \quad (13c)$$

donde r_1 y r_2 son constantes positivas fijadas por el diseñador que definen la velocidad de ajuste, M_{fi} y M_{gi} son constantes positivas, que definen los valores máximos de θ_f y θ_g respectivamente, ϵ es una constante positiva que define el valor mínimo de θ_{gj} , $\zeta_j(\xi)$ es el j^{th} elemento de $\zeta(\xi)$, θ_{gj} es el j^{th} elemento de θ_g , s y τ son los valores de la superficie deslizante y la acción de control, y los operadores de proyección están definidos como

$$P\{r_1 s \zeta(\xi)\} = r_1 s \zeta(\xi) - r_1 s \frac{\theta_f \theta_f^T \zeta(\xi)}{|\theta_f|^2} \quad \text{y}$$

$$P\{r_2 s \zeta(\xi) \tau\} = r_2 s \zeta(\xi) \tau - r_2 s \frac{\theta_g \theta_g^T \zeta(\xi) \tau}{|\theta_g|^2}$$

Teorema (Wang et al., 2000) *Dado un sistema no lineal(3) y considerando el controlador (7), si el algoritmo de adaptación de los parámetros (13) es aplicado, entonces para todo el sistema se puede garantizar que: (a) los parámetros están acotados, y (b) las señales en lazo cerrado están acotadas y el error de seguimiento converge asintóticamente a cero si se asume que el error de aproximación borroso es integrable.*

Prueba de la acotación de θ_f y θ_g . Considerando el algoritmo de adaptación de θ_f , se selecciona la función candidata de Lyapunov $V_f = \frac{1}{2} \theta_f^T \theta_f$. Si la primera línea de (13a) es cierta, entonces si $|\theta_f| < M_f$

$\dot{V}_f = r_1 s \theta_f^T \zeta(\xi) \leq 0$, pero si $|\theta_f| = M_f$ entonces $|\theta_f| \leq M_f$ siempre. Si la segunda línea de (13a) es cierta, entonces $|\theta_f| = M_f$ y

$$\dot{V}_f = r_1 s \theta_f^T \zeta(\xi) - r_1 s \frac{|\theta_f|^2 \theta_f^T \zeta(\xi)}{|\theta_f|^2} = 0, \quad \text{esto es}$$

$|\theta_f| \leq M_f$. Para resumir, está garantizado que $|\theta_f(t)| \leq M_f \quad \forall t > 0$. Del mismo modo se puede probar que $|\theta_g(t)| \leq M_g \quad \forall t > 0$.

La prueba de que $\theta_{gj} \geq \epsilon$ puede ser demostrada a partir de (13c) si $\theta_{gj} = \epsilon$ entonces $\dot{\theta}_{gj} \geq 0$, esto implica que $\theta_{gj} \geq \epsilon$ para todos los elementos θ_{gj} de θ_g , y esto garantiza que el controlador (7) puede ser construido.

Prueba de la acotación de s y análisis de estabilidad. Definido el error de mínima aproximación $\omega = f(\xi) - \hat{f}(\xi | \theta_f^*) + (g(\xi) - \hat{g}(\xi | \theta_g^*)) \tau$, y asumiendo que η_Δ es el parámetro para alcanzar la condición deslizante (10). A partir de las ecuaciones (3) y (7) se puede demostrar que,

$$\dot{s} = \tilde{\theta}_f^T \zeta(\xi) + \tilde{\theta}_g^T \zeta(\xi) \tau + d + \omega - \eta_\Delta \text{sat}(s/b) \quad (14)$$

donde $\tilde{\theta}_f = \theta_f^* - \theta_f$ y $\tilde{\theta}_g = \theta_g^* - \theta_g$.

Considerando la función candidata de Lyapunov,

$$V = \frac{1}{2} \left[s^2 + \frac{1}{r_1} \tilde{\theta}_f^T \tilde{\theta}_f + \frac{1}{r_2} \tilde{\theta}_g^T \tilde{\theta}_g \right] \quad (15)$$

se puede demostrar que la derivada es,

$$\dot{V} = s\dot{s} + \frac{1}{r_1} \tilde{\theta}_f^T \dot{\tilde{\theta}}_f + \frac{1}{r_2} \tilde{\theta}_g^T \dot{\tilde{\theta}}_g \quad (16a)$$

$$\dot{V} \leq s\omega + I_1 s \frac{\tilde{\theta}_f^T \theta_f \theta_f^T \zeta(\xi)}{|\theta_f|^T} + I_2 s \frac{\tilde{\theta}_{g+}^T \theta_{g+} \theta_{g+}^T \zeta_+(\xi) \tau}{|\theta_{g+}|^T} - I_3 \tilde{\theta}_{g\in}^T \zeta_-(\xi) s \tau \quad (16b)$$

donde $I_{1,2,3} = \begin{cases} 0, & \text{Si la primera línea del algoritmo de adaptación es cierta,} \\ 1, & \text{Si la segunda línea del algoritmo de adaptación es cierta} \end{cases}$
 θ_{g+} denota el conjunto de $\theta_{g_j} > \epsilon$, $\theta_{g\in}$ es el conjunto de $\theta_{g_j} = \epsilon$, $\tilde{\theta}_{g+} = \theta_{g+} - \theta_{g+}^*$, $\tilde{\theta}_{g\in} = \theta_{g\in} - \theta_{g\in}^*$, $\zeta_+(\xi)$ y $\zeta_-(\xi)$ son las funciones básicas correspondientes a θ_{g+} y $\theta_{g\in}$ respectivamente.

Es necesario probar que los términos de I_1 y I_2 en (16b) son no-positivos, y I_3 es no-negativo. Para $I_1=1$ esto significa $|\theta_f| = M_f$ y $s\theta_f^T \zeta(\xi) > 0$, y puesto que $|\theta_f| = M_f \geq |\theta_f^*|$ entonces

$$\tilde{\theta}_f^T \theta_f = (\theta_f^* - \theta_f)^T \theta_f = \frac{1}{2} \left[|\theta_f^*|^2 - |\theta_f|^2 + |\theta_f^* - \theta_f|^2 \right] \leq 0.$$

Por lo tanto el término de I_1 es no-positivo. Siguiendo con el mismo procedimiento deductivo, se puede probar que el término de I_2 es también no-positivo. Para el caso $I_3=1$, basándose en la ecuación (16c) y en que $\tilde{\theta}_{g\in} = \theta_{g\in} - \theta_{g\in}^* - \epsilon > 0$ se puede concluir que el término de I_3 es no-negativo. Así, esto implica $\dot{V} \leq s\omega$. Aplicando el teorema de aproximación universal, se puede demostrar que el término $s\omega$ es muy pequeño o igual a cero en el sistema adaptativo borroso (Wang *et al.*, 2000). De este modo $\dot{V} \leq 0$.

Finalmente se puede concluir que s , θ_f y θ_g están acotados. Así, si la señal de referencia x_d está acotada, la variable de estado del sistema x estará acotada, y tanto el error de seguimiento de velocidad como la derivada de los parámetros estimados convergerán asintóticamente a cero. Sin embargo, en ausencia de argumentos adicionales, no se puede afirmar que $\lim_{t \rightarrow \infty} |x(t)| = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} |\dot{x}(t)| = 0$ o que $\lim_{t \rightarrow \infty} |\tilde{\theta}_f| = 0$ y $\lim_{t \rightarrow \infty} |\tilde{\theta}_g| = 0$. Ésta es la primera aplicación a un vehículo subacuático de la metodología expuesta en (Wang *et al.*, 2000).

Tabla 2 Instrumentación del vehículo Snorkel

Variable	Sensor	Compañía	Precisión	Periodo
Velocidad angular	ENV-05D giróscopos	Murata	0.14°/seg	100mseg
Profundidad	600Kpa sensor presión	Bosh	5cm	100mseg
Velocidad arfada	Derivada de presión	Bosh	1cm/seg	100mseg
Ángulos Euler	HMR3000	Honeywell	0.1°	50mseg
Velocidades lineales	DVL	Sontek	1mm	100mseg

Tabla 3 Parámetros del modelo teórico del vehículo Snorkel

DOF	Inercia (m_i)	Coriolis-centrípeta (c_i)	Rozamiento Cuadrático (X_{utili})	Flotación
Avance	82.5 [Kg]	$226 \cdot \dot{x}_v \cdot \dot{x}_r$ [Kg·m/seg ²]	100 [N/(m/seg) ²]	0 [N]
Arfada	226 [Kg]	0 [Kg·m/seg ²]	215.25 [N/(m/seg) ²]	0 [N]
Guiñada	10.84 [Kg·m ²]	$133.5 \cdot \dot{x}_u \cdot \dot{x}_v$ [Kg·m ⁴ /seg ²]	9 [N·m/(rad/seg) ²]	0 [N·m]

4. DESCRIPCIÓN DEL EXPERIMENTO

4.1 El vehículo Snorkel

El vehículo Snorkel, Figura 3, desarrollado en el Centro de Astrobiología es un UUV operado remotamente mediante un cable umbilical. El coste reducido del vehículo ha condicionado la instrumentación y los métodos de diseño, limitando los ensayos de identificación. El principal objetivo del vehículo es llevar a cabo la inspección científica y autónoma del río Tinto, un entorno remoto y desconocido, cuyas características biológicas y geológicas despiertan el interés de la Astrobiología.

El vehículo Snorkel, alimentado por una tensión AC con 300W, tiene un peso en aire que alcanza los 75Kg, y sus dimensiones son 0.7m de largo, 0.5m de ancho y 0.5m de alto. La actuación es realizada por cuatro motores eléctricos DC, con dos propulsores en un plano horizontal y otros dos en uno vertical, Figura 1. Adicionalmente está equipado con una arquitectura electrónica distribuida, y un sistema sensorial de bajo coste, Tabla 2. Para una descripción completa del vehículo (Sebastián, 2005).

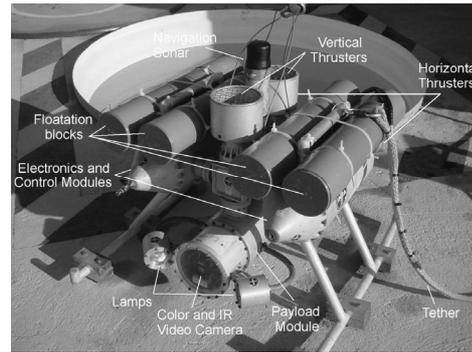


Figura 3. Imagen del vehículo Snorkel

4.2 Cuestiones de implementación

Los experimentos se han llevado a cabo en un tanque de 1.8m de diámetro y 2m de profundidad. Basándose en estos límites y con el objetivo de evitar el choque con las paredes del tanque, los experimentos en lazo cerrado estudian el comportamiento del controlador

en los movimientos de guiñada y arfada. De cualquier modo resultados similares podrían ser extendidos al movimiento de avance. Adicionalmente y durante los ensayos, las referencias del resto de DOF controlables serán nulas.

Basándose en las propiedades de adaptación y robustez de la ley de control propuesta, solamente es necesario la obtención de un modelo teórico de los parámetros que determinan el modelo semi-desacoplado para cada uno de los DOF de la dinámica del vehículo (2).

La Tabla 3 resume el valor de los parámetros de la planta para los tres DOF controlables. Estos valores han sido obtenidos teóricamente mediante la aplicación de teorías simplificadas de dinámica de vehículos subacuáticos (Fossen, 1994).

Finalmente, un modelo de empuje simplificado y estático ha sido empleado en los ensayos. La fuerza generada por los propulsores se asume que sigue una relación cuadrática entre la velocidad de giro de la hélice y el empuje del propulsor (Manfredi *et al.*, 2001). De este modo, en los ensayos los propulsores se encuentran localmente realimentados mediante el uso de un encoder asociado a cada propulsor. Existen modelos de propulsión más avanzados (Whitcomb and Yoerger, 1999) (Bachmayer and Whitcomb, 2002), que requieren una mejor caracterización de la dinámica del propulsor.

4.3 Definición de los parámetros de control

Antes de comenzar con los ensayos es necesario fijar de manera razonada el valor de los parámetros que intervienen en los controladores. Cabría destacar que se ha utilizado, en todos los DOF, un modelo de referencia implementado por un filtro paso bajo Butterworth para suavizar las consignas de entrada, tratando de obtener un esfuerzo de control razonable. Dado que la planta es un sistema no lineal, la constante de tiempo del filtro se ha tomado igual al valor más restrictivo o menor del tiempo de respuesta del vehículo en cada DOF, Tabla 4.

Tabla 4 Modelo referencia. Constante de tiempo

DOF	Avance	Arfada	Guiñada
Constante de tiempo	1,66seg	3,33seg	1,66seg

En el caso del controlador PD sus parámetros K_{di} y K_{pi} han sido fijados por identificación con las constantes del controlador SM, eliminando la función $f_i(\xi)$ y el término de saturación. Esto significa,

$$K_{di} = \frac{\lambda_i + \eta_{\Delta_i} \cdot b_i}{g_i(\xi)}, \quad K_{pi} = \frac{\lambda_i \cdot \eta_{\Delta_i} \cdot b_i}{g_i(\xi)} \quad (17)$$

En el controlador SM también deben ser fijados ciertos parámetros. Con el objetivo de no someter al sistema a grandes esfuerzos de control, los valores

seccionados para las constantes de tiempo de la fase deslizante ($1/\lambda_i$) y de aproximación (T_i), serán dos veces mayores que la constante natural del sistema. Adicionalmente, para fijar el valor de η_{Δ_i} (10), debe ser establecido el valor máximo de la incertidumbre de las funciones $f_i(\xi)$, $g_i(\xi)$ y d_i , y el valor inicial de la superficie deslizante s_{i0} (Sebastián, 2005). Finalmente, los espesores de las zonas de vecindad b_i han sido fijados experimentalmente. A modo de resumen, en la Tabla 5 recoge el valor de los parámetros de los controladores PD y SM.

Tabla 5. Parámetros de los controladores PD y SM

DOF	K_p	K_d	λ	μ_A	b
Avance	56.42	212.85	0.3	0.38	6
Arfada	26.44	210.18	0.15	0.13	6
Guiñada	3.13	13.68	0.3	0.55	1.75

Con el objetivo de definir los estimadores borrosos, primero es necesario establecer las variables cinemáticas usadas en cada estimador. Este conocimiento puede ser obtenido a partir del modelo teórico del vehículo, o a partir del conocimiento a priori que un operador posee del sistema. Así, se han establecido las dependencias de la Tabla 7, donde $\mu_{A_i}(k)$ son las funciones de pertenencia de la variable k . La dependencia de $\hat{g}_i(\xi)$ con respecto a la velocidad de cada DOF permite mantener activo el proceso de adaptación. Adicionalmente, es necesario definir el número y tipo de funciones de pertenencia. Un número diferente de funciones de pertenencia ha sido utilizado, dependiendo de la precisión requerida en el ajuste, siempre tratando de cubrir por completo todo el rango dinámico de las variables, así como solapando las funciones de pertenencia contiguas. En esta aplicación las funciones tendrán forma gaussiana. En la Tabla 6 se pueden observar los valores numéricos asociados a cada función de pertenencia.

Tabla 6. Descripción funciones de pertenencia

Variable	Centros de las funciones	Desviación típica
$\mu_{A_1}(\dot{x}_u)$	[-0.5 -0.25 0 0.25 0.5] m/seg	0.125 m/seg
$\mu_{A_2}(\dot{x}_u)$	[-0.5 0 0.5] m/seg	0.25 m/seg
$\mu_A(\dot{x}_v)$	[-0.3 0 0.3] m/seg	0.15 m/seg
$\mu_{A_1}(\dot{x}_w)$	[-0.3 -0.15 0 0.15 0.3] m/seg	0.075 m/seg
$\mu_{A_2}(\dot{x}_w)$	[-0.3 0 0.3] m/seg	0.15 m/seg
$\mu_{A_1}(\dot{x}_r)$	[-0.7 -0.35 0 0.35 0.7] rad/seg	0.175 rad/seg
$\mu_{A_1}(\dot{x}_r)$	[-0.7 0 0.7] rad/seg	0.35 rad/seg

Otros parámetros específicos de los estimadores borrosos están relacionados con el ajuste de los consecuentes de salida. El valor de las constantes M_{fi} y M_{gi} , han sido fijadas siguiendo el criterio de doblar los valores teóricos de las funciones $\hat{f}_i(\xi)$ y $\hat{g}_i(\xi)$. Adicionalmente, el criterio seguido para fijar los valores de ϵ_i es multiplicar el mismo valor teórico de $\hat{g}_i(\xi)$ por el factor $1/2$.

Tabla 7 Parámetros de los estimadores borrosos

DOF	$f(\zeta)$	$g(\zeta)$	M_f	M_g	ϵ	r_1	r_2
Avance	$\mu_{A_1}(\dot{x}_u), \mu_A(\dot{x}_v), \mu_{A_2}(\dot{x}_r)$	$\mu_{A_2}(\dot{x}_u)$	0.36-2	0.012-2	0.012/2	0.2	0.005
Arfada	$\mu_{A_1}(\dot{x}_w)$	$\mu_{A_2}(\dot{x}_w)$	0.13-2	0.0044-2	0.0044/2	0.2	0.01
Guiñada	$\mu_{A_1}(\dot{x}_r), \mu_{A_2}(\dot{x}_u), \mu_A(\dot{x}_v)$	$\mu_{A_1}(\dot{x}_r)$	0.53-2	0.0177-2	0.0177/2	10	0.005

Estos parámetros determinan los valores entre los que el sistema es capaz de absorber la incertidumbre. Las velocidades de adaptación han sido fijadas mediante el análisis de datos de simulación, alcanzando un compromiso entre velocidad y oscilación en el proceso de adaptación. La Tabla 7 muestra el valor de estos parámetros.

Finalmente, para una adecuada interpretación de los ensayos, hay que destacar que los valores iniciales de los parámetros θ_{fi} han sido inicializados a un valor nulo, y el valor inicial de los parámetros θ_{gi} tomarán como valor inicial el valor teórico de $\hat{g}_i(\xi)$, Tabla 8.

Tabla 8. Valores iniciales de θ_{fi} y θ_{gi}

DOF	θ_f^T	θ_g^T
Avance	[0.. 0] _{45x1}	[0.012 0.012 0.012]
Arfada	[0.. 0] _{5x1}	[0.0044 0.0044 0.0044]
Guiñada	[0.. 0] _{45x1}	[0.0177 0.0177 0.0177]

5. RESULTADOS EXPERIMENTALES

Esta sección muestra experimentos comparativos de los controladores descritos con anterioridad, usando consignas de velocidad y posición. Los ensayos investigan la capacidad de adaptación del controlador AFISM, los efectos de la precisión del modelo, ruido en la medida de las variables cinemáticas, y el efecto de saturación de los propulsores. Para implementar los controladores se ha utilizado una versión digital de los mismos con el algoritmo de integración de Euler y un periodo de muestreo de 100mseg.

La Tabla 9 muestra las referencias usadas en los ensayos. La forma oscilatoria de las referencias permite mantener activo el proceso de estimación. Las referencias tienen forma de onda cuadrada, dado que su contenido espectral es amplio, evitando efectos frecuenciales particulares, y mejorando el valor de los resultados.

Tabla 9. Referencias en ejes locales

Referencias	Amplitud	Offset	Frecuencia	Periodo
V. Guiñada	10°/seg	0°/seg	0.025Hz	40seg
Á. Guiñada	50°	70°	0.025Hz	40seg
Profundidad	0,3m	0,7m	0.025Hz	40seg

Se han adoptado algunas normas para comparar cuantitativamente las prestaciones de los controladores en cada DOF. La norma para la medida del error de posición será calculada como $\tilde{x} = \text{mean}(|x_d - x|)$, la de velocidad es

$\tilde{\dot{x}} = \text{mean}(|\dot{x}_d - \dot{x}|)$, y finalmente la norma del esfuerzo de control del propulsor activo es calculada como $\tau_{TOTAL} = \text{mean}(|\tau_d|)$.

5.1 Referencia de velocidad y capacidad de adaptación

Esta primera sección muestra una comparación directa de las prestaciones de los controladores PD, SM y AFISM, mientras se realiza el seguimiento de una referencia de velocidad de guiñada, Tabla 9. Adicionalmente, trata de mostrar las prestaciones del controlador AFISM para estimar la dinámica del vehículo, desde un modelo puramente teórico. Con el objetivo de implementar la ley de control, las posiciones reales y de referencia son obtenidas mediante la integración de la velocidad y referencia de velocidad respectivamente.

Del análisis de la Figura 4a se puede observar que el seguimiento de la referencia para el control AFISM es casi perfecto, con un esfuerzo de control razonable, Figura 4a (abajo), a pesar del comportamiento oscilatorio de la salida cuando su valor está próximo a cero. Este efecto es causado por un error en el algoritmo de ajuste *on line* de la señal procedente de los giróscopos. Hay que destacar que estas figuras corresponden al periodo posterior a la adaptación inicial de las funciones $\hat{f}_r(\xi)$ y $\hat{g}_r(\xi)$.

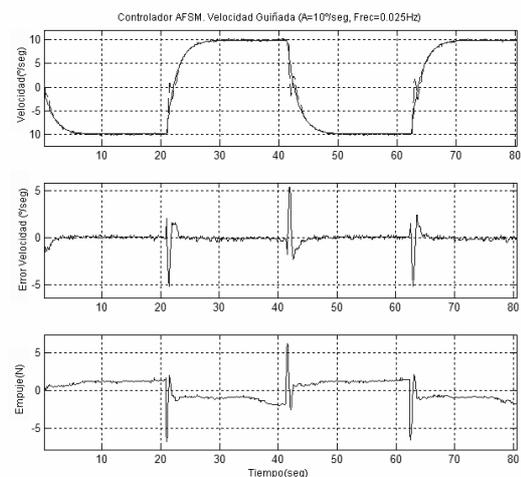


Figura 4a. Ensayo controlador AFISM en el movimiento de guiñada. (arriba) Velocidad real \dot{x} (- -) y referencia \dot{x}_{rd} (—). (medio) Error seguimiento. (abajo) Empuje propulsores horizontales.

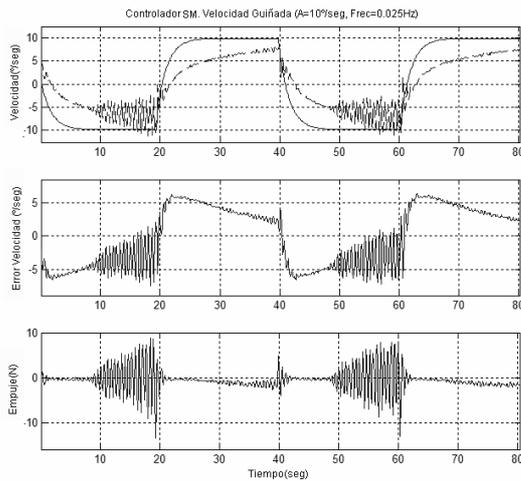


Figura 4b. Ensayo del controlador SM en el movimiento de guiñada. (arriba) Velocidad real \dot{x}_r (- -) y referencia \dot{x}_{rd} (—). (medio) Error seguimiento. (abajo) Empuje propulsores horizontales.

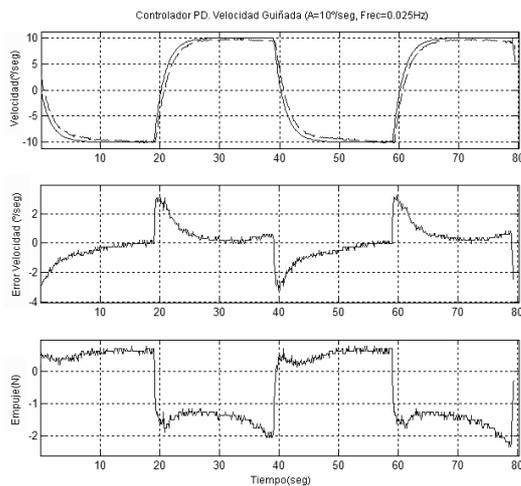


Figura 4c. Ensayo del controlador PD en el movimiento de guiñada. (arriba) Velocidad real \dot{x}_r (- -) y referencia \dot{x}_{rd} (—). (medio) Error seguimiento. (abajo) Empuje propulsor horizontal.

La estimación de $\hat{f}_r(\xi)$, Figura 5(arriba), es estable durante el ensayo a pesar de la aparición de picos, cuyo origen es la oscilación de la salida descrita con anterioridad. Del mismo modo la estimación de la función $\hat{g}_r(\xi)$ alcanza un valor estable por encima del mínimo establecido, Figura 5 (abajo).

Las Figura 4b y Figura 4c muestran el error de seguimiento y el esfuerzo de control de los controladores PD y SM, usando la misma referencia. Se puede observar fácilmente que el controlador PD presenta peores prestaciones, y el controlador SM incluso peor, que el control AFSM. En la Figura 6, esta comparación se realiza analíticamente, y concluye que el controlador AFSM presenta un menor error de velocidad, mientras su esfuerzo de control es solo ligeramente superior que para el

control PD. Esto es debido a las prestaciones de adaptación del controlador AFSM, basada en los estimadores borrosos y en una correcta ley de adaptación. Las prestaciones de un controlador basado en modelo, como el SM, dependen enteramente en la exactitud del modelo dinámico usado en el diseño del controlador. Este ensayo además corrobora la falta de exactitud del modelo teórico del vehículo Snorkel.

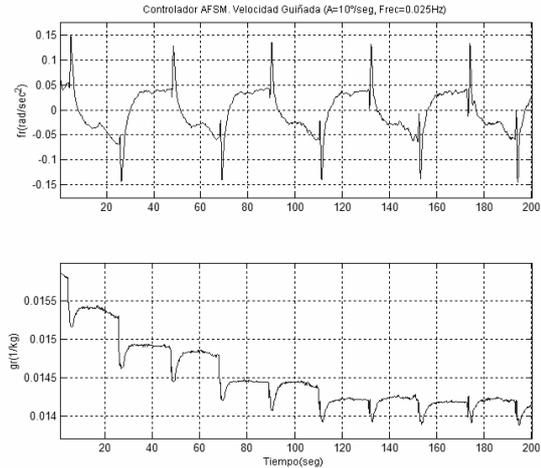


Figura 5. Ensayo del controlador AFSM en el movimiento de guiñada. (arriba) Evolución $\hat{f}_r(\xi)$. (abajo) Evolución $\hat{g}_r(\xi)$.

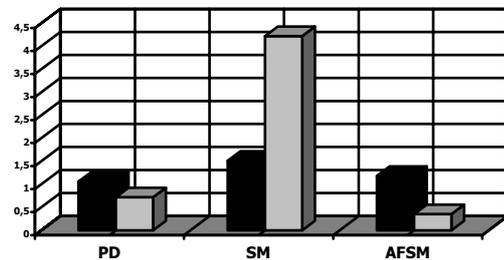


Figura 6. Comparativa con consigna de velocidad de guiñada, error de velocidad \dot{x} [°/seg] (gris), y esfuerzo de control τ_{TOTAL} [N] (negro), para controladores PD, SM y AFSM.

5.2 Referencia de posición y saturación de propulsores

El segundo conjunto de ensayos muestra una comparación de las prestaciones de los controladores PD, SM y AFSM en el seguimiento de una referencia angular de guiñada, Tabla 9. Adicionalmente, trata de mostrar la influencia de la saturación de los propulsores en el seguimiento de las consignas de posición y velocidad. En el ensayo, la referencia de velocidad es la derivada de la referencia angular.

Es evidente, Figura 7, que existe un déficit en la respuesta transitoria de las señales de posición y velocidad, para el caso del controlador AFSM. Sin embargo, el régimen permanente de las referencias es

alcanzado a pesar del sobreimpulso de la respuesta. Este déficit es debido a la rápida y elevada referencia de velocidad, generando al mismo tiempo referencias de empuje que no pueden ser alcanzadas por el sistema de propulsión (Manfredi, 2001)

La Figura 8 muestra una comparación directa y analítica entre los controladores PD, SM y AFS, usando la misma referencia en onda cuadrada. Se puede concluir que el controlador PD presenta menores errores de seguimiento de la consigna de velocidad y ángulo, así como un menor esfuerzo de control que en el controlador AFSM. Esta ventaja es debida a las mejores prestaciones bajo el efecto de saturación de los propulsores. La saturación de los propulsores presenta una dinámica discontinua (Smallwood and Whitcomb, 2004), y se puede afirmar que esto tiene un efecto negativo en controladores adaptativos, ya que al no estar solamente basados en un modelo impreciso el controlador AFSM trata de estimar los valores de los parámetros del modelo de la planta mal estructurados. Nuevamente, las peores prestaciones del controlador SM están justificadas dadas las carencias del modelo teórico del vehículo Snorkel.

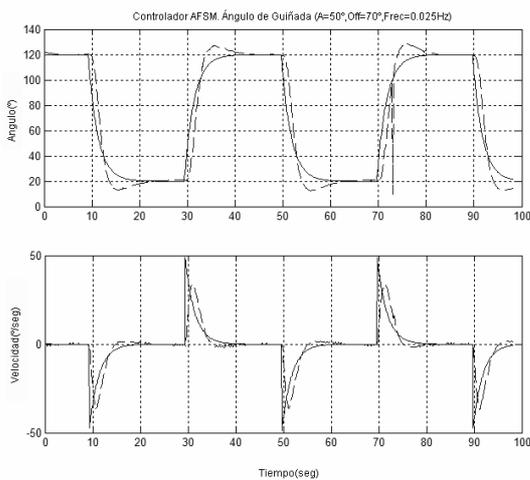


Figura 7. Ensayo del controlador AFSM en el DOF de guiñada. (arriba)Ángulo real x_r (- -) y referencia x_{rd} (—). (abajo) Velocidad real \dot{x}_r (- -) y referencia \dot{x}_{rd} (—).

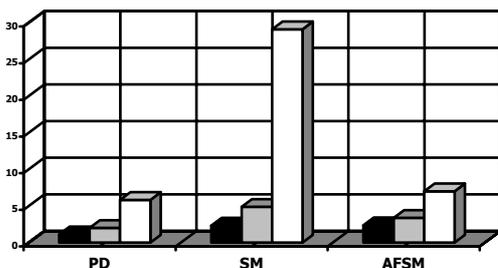


Figura 8. Comparativa con consigna de guiñada, error angular \tilde{x} [°](blanco), error de velocidad, $\tilde{\dot{x}}$ [°/sec](gris) y esfuerzo de control, τ_{TOTAL} [N] (negro) para los controladores PD, SM y AFSM.

5.3 Capacidad de adaptación y ruido en las medidas

La última sección trata de mostrar las prestaciones de los controladores PD, SM y AFSM, en el seguimiento de la consigna de profundidad de la Tabla 9, y en presencia de un cambio en la flotabilidad del vehículo, no considerado en el modelo del vehículo. Contrariamente a los ensayos anteriores, en este caso existe un elevado nivel de ruido asociado a la medida de la profundidad y de la velocidad de arfada. De nuevo la referencia de velocidad es la derivada de la referencia de posición.

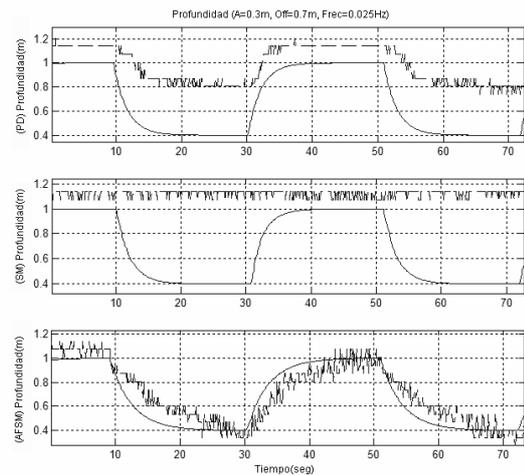


Figura 9. Ensayo evolución de profundidad x_w (- -) real y referencia x_{wd} (—) para (arriba) Controlador PD, (medio) Controlador SM y (abajo) Controlador AFSM.

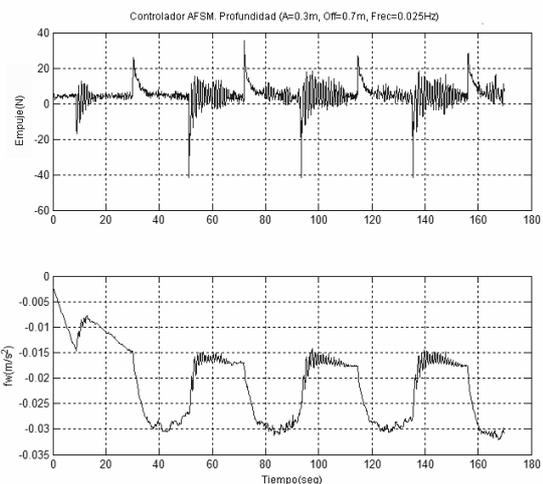


Figura 10. Ensayo controlador AFSM en movimiento de arfada. (Arriba) Referencia de propulsores verticales. (Abajo) Evolución de $\hat{f}_w(\xi)$.

En la Figura 9, se pueden observar las mejores prestaciones del controlador AFSM (abajo). Esta técnica de control es capaz de alcanzar el régimen permanente de la referencia, mientras que las otras técnicas no lo consiguen. A pesar de ello, la respuesta transitoria no se ajusta a las referencias debido a dos

razones diferentes: el alto nivel de ruido de cuantificación asociado a las medidas de profundidad y de velocidad de arfada, Tabla 2, y la referencia de profundidad que genera al mismo tiempo altos valores en la consigna de velocidad, que no pueden ser seguidos por el sistema de propulsión (Smallwood and Whitcomb, 2004), Figura 10 (arriba). Una posible solución a este problema es la obtención de las consignas de posición a partir de la integración de las consignas de velocidad, saturadas a valores razonables para el sistema de propulsión.

Las mejores prestaciones del controlador AFSM están basadas en la capacidad de adaptación del controlador. Durante el desarrollo del ensayo la flotabilidad del vehículo era negativa, no siendo considerada previamente en el modelo del vehículo. Así, sólo una ley de control con capacidad para estimar la función $\hat{f}_w(\xi)$, Figura 10 (abajo), puede absorber este problema. De nuevo, si el modelo de la planta es incorrecto, el controlador SM no alcanza las prestaciones de los controladores PD y AFSM.

6. CONCLUSIONES

Este artículo presenta una evaluación experimental y preliminar de un controlador en modo deslizante adaptativo borroso (AFSM) para las variables cinemáticas de un UUV subactuado maniobrado a baja velocidad. Este controlador es aplicado por primera vez en un UUV, y permite considerar la no-linealidad del sistema sin tener que recurrir a linealización basada en modelo. Además, es capaz de adaptarse a la incertidumbre de los parámetros del modelo y del propio modelo. Esta característica permite al diseñador trabajar con una cantidad mínima de información sobre la planta, evitando el tedioso proceso de identificación, y ayudando a reducir el coste de diseño.

Se ha demostrado la estabilidad teórico-práctica del controlador AFSM, asegurándose la convergencia del sistema hacia las referencias de entrada, con un esfuerzo de control razonable. El controlador es capaz de incorporar los problemas dinámicos de estos sistemas y las perturbaciones que afectan a los vehículos subacuáticos. Además, genera diseños fáciles de implementar e interpretar.

Desde un punto de vista teórico, el control planteado se podría definir como una combinación de un sistema adaptativo y robusto. De este modo presenta las ventajas propias del control deslizante como son: la capacidad de adaptarse a variaciones rápidas de los parámetros, perturbaciones y ruidos de dinámicas no modeladas, e insensibilidad teórica a errores en la medición del estado y sus derivadas. Además de las ventajas de los sistemas adaptativos tales como: no requerir un conocimiento preciso de la incertidumbre a priori, disminuyendo el conocimiento requerido modelo y de sus cotas de incertidumbre, y la

capacidad de mejorar en el control conforme el sistema se adapta.

La parte adaptativa del control permite relajar las condiciones de diseño de la parte deslizante del sistema, ya que parte de las perturbaciones y variaciones de parámetros del modelo son absorbidos por la parte adaptativa borrosa del sistema. Ello permite disminuir las oscilaciones demandadas del sistema de propulsión por la alta ganancia discontinua existente en los sistemas puramente deslizantes.

Una de las restricciones de la parte adaptativa borrosa es la lentitud de ajuste paramétrica, aunque en vehículos subacuáticos esto no suele ser importante. La velocidad de adaptación depende del valor de la constante de velocidad de ajuste, a medida que aumenta la velocidad de ajuste, también lo hace el sobreimpulso de la respuesta. Sin embargo, la adaptación lenta de parámetros se ve compensada por la parte deslizante del controlador.

Los ensayos experimentales en lazo cerrado de los controladores estudiados corroboran las predicciones teóricas. Así, los experimentos sugieren que el controlador AFSM es un método válido para ser aplicado en vehículos subacuáticos que supera en prestaciones a los controladores PD y SM en el caso de usar trayectorias de velocidad. La saturación de los propulsores degrada significativamente las prestaciones del controlador AFSM, mientras que el controlador PD muestra mejores cualidades en estas circunstancias. El éxito del controlador SM recae en la exactitud de los parámetros estimados de la planta, mientras que el controlador AFSM basándose en su capacidad de adaptación, no se ve tan afectado por las imprecisiones en el modelo teórico de la planta. El ruido en la medida de las variables cinemáticas es otro factor que afecta significativamente al controlador SM, y menos seriamente al AFSM.

En el controlador AFSM, la estimación de las funciones $\hat{f}(\xi)$ y $\hat{g}(\xi)$ puede hacer que no se alcancen los valores reales de las mismas, sino una solución que hace cero el valor de la superficie deslizante y está condicionada por los valores de la velocidad de adaptación. Los estimadores borrosos de las funciones $\hat{g}(\xi)$ permiten de una parte absorber la incertidumbre asociada a la evolución de la ganancia del sistema de propulsión, compensando la influencia no modelada que sobre el empuje de los propulsores reales tiene la velocidad de desplazamiento del vehículo. Y de otra absorber la variación de parámetros tales como la masa, momentos de inercia o posición del centro de masas.

Como futuro trabajo destacaría la realización de ensayos sobre las variables cinemáticas con consignas combinadas, liberándose de las restricciones del tanque de agua.

Agradecimientos

Nos gustaría agradecer a ciertas personas su colaboración y asistencia técnica en la construcción y puesta a punto del vehículo Snorkel: Javier Gómez Elvira, Josefina Torres, José Antonio Rodríguez, Julio Romeral y Javier Martín. El vehículo ha sido diseñado gracias a los fondos del Centro de Astrobiología y de las instituciones a las que pertenece CSIC e INTA.

REFERENCIAS

- Antonelli G., S. Chiaverini, N. Sarkar and M. West (2001) Adaptive control of an autonomous underwater vehicle: Experimental results on ODIN, *IEEE Transaction in Control Systems and Technology*, **9**, 756-765.
- Bachmayer R. and L. Whitcomb (2002) Adaptive parameter Identification of an Accurate Non-linear Model for Marine Thruster. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, **2**, 125-131.
- Cristi R., F.A. Papoulias and A. Healey (1991) Adaptive sliding control mode of autonomous underwater vehicles in the dive plane. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, **15**(3), 462-470.
- DeBitetto P.A. (1994) Fuzzy logic for depth control for unmanned undersea vehicles, *Proc. of Symposium of Autonomous Underwater Vehicle Technology*.
- Encarnacao P. (2002) *Non-linear Path Following Control Systems for Ocean Vehicles*. Tesis doctoral, Universidad Técnica de Lisboa. Instituto Superior Técnico.
- Espinosa F., E. López, R. Mateos, M. Mazo and R. García (1999) Application of advanced digital control techniques to the drive and trajectory tracking systems of a wheelchair for the disabled. *Proc. of Emerging Technologies and Factory Automation*, pp. 521-528.
- Fossen T.I. (1994) *Underwater vehicle dynamics*, John Wiley, Sons Ltd, Baffins Lane, Chichester.
- Fossen T.I. and O.E. Fjellstad (1995) Robust Adaptive Control of Underwater Vehicles: A Comparative Study. *Proc. of the IFAC Workshop on Control Applications in Marine Systems*, pp. 66-74.
- Fossen T.I. and M. Paulsen (1991) Adaptive Feedback linearization Applied to Steering of Ships. *Proc. of the IEEE Conference on Control Applications*, pp. 1088-1093.
- Gee S.S., T.H. Lee and C.J. Harris (1998) *Adaptive Neural Network Control of Robotic Manipulator*, Word Scientific, London, UK.
- Gee S.S., C. Hang & T. Zhang (1999) A direct method for robust adaptive non-linear with guaranteed performance. *Systems and Control Letters*, **37**, 275-284.
- Goheen K. and E.R. Jefferys (1990) On the adaptive control of remotely operated underwater vehicles, *Journal Adaptive Control and signal processing*, **4**(4), 287-297.
- Hsu L., R.R. Costa, F. Lizaralde & J.P.V.S. Cunha (2000) Dynamic positioning of remotely operated underwater vehicles, *IEEE Robot Automatic Magazine*, **7**, 21-31.
- Indiveri G.H., M. Aicardi & G. Casalino (2000) Non-linear time-invariant feedback control of an underactuated marine vehicle along a straight course, *Proc. of the IFAC Conference on Manoeuvring and Control of Marine Craft*.
- Ioannou P.A. and J. Sun (1996) *Robust Adaptive Control*. Prentice Hall, Englewood Cliffs NJ.
- Koivo H.N. (1980) A multivariable self-tuning controller, *Automatica*, **16**(4), 351-366.
- Manfredi J.A., E. Sebastián, J. Gomez-Elvira, J. Martín and J. Torres (2001) Snorkel: vehículo subacuático para la exploración del río Tinto. *Proc. of XXII Jornadas de Automática*.
- Sebastián E. (2005) *Control y navegación semi-autónoma de un robot subacuático para la inspección de entornos desconocidos*, Tesis doctoral, Universidad de Alcalá.
- Smallwood D.A. and L.L. Whitcomb (2004) Model-based Dynamic positioning of underwater Robotic Vehicles: Theory and Experiment. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, **29**(1).
- Slotine J.J. and W. Li (1991) *Applied non-linear control*, Prentice Hall, Englewood Cliffs, NJ.
- Wang L.X. (1994) *Adaptive Fuzzy Systems and Control*, Prentice Hall, Englewood Cliff, NJ.
- Wang J., S.S. Get and T.H. Lee (2000) Adaptive Fuzzy Sliding Mode Control of a Class of Non-linear Systems. *Proc. of the 3rd Asian Control Conference*.
- Whitcomb L. and D. Yoeger (1999) Preliminary Experiment in the Model-Based Thrusters Control for Underwater Vehicle Positioning. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, **15**(3).
- Yoeger D.R. and J.J. Slotine (1991) Adaptive sliding control of an experimental underwater vehicle. *Proc. of IEEE International conference on Robotics and Automation*, pp. 2746-2751.
- Yoeger D.R. and J.J. Slotine (1985) Robust Trajectory Control of Underwater Vehicles. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, **10**(4), 462-470.
- Yuh J. (2000) Design and Control of Autonomous Underwater Robots: A Survey. *Autonomous Robots*, **8**, 7-24.
- Yuh J. (1994) Learning control for Underwater Robotics Vehicles. *IEEE Control System Magazine*, **14**(2), 39-46.