

CONTROL ADAPTATIVO NO LINEAL PARA VEHÍCULOS SUBACUÁTICOS

E. Sebastián*, M.A. Sotelo**, Josefina Torres*, Javier Gomez-Elvira*, José A. Rodríguez Manfredi*, Javier Martín Soler*.

*Grupo de Robótica. Centro de Astrobiología.(INTA-CSIC) Instituto Nacional de Técnica Aeroespacial. Carretera de Ajalvir km.4. 28850 Torrejón de Ardoz. Madrid (España)
E-mail: {sebastianme, torrestj, gomezj, rodriguezjm, martinsj}@inta.es

**Departamento de Electrónica de la Universidad de Alcalá. Grupo de Robótica. E. Politécnica. Campus Universitario s/n. 28871. Alcalá de Henares. Madrid (España)
E-mail: michael@depeca.alcala.es

Resumen

Los vehículos subacuáticos se han convertido en muchas circunstancias en un sustituto del ser humano a la hora de llevar a cabo distintas tareas de carácter peligroso o preciso bajo el agua. Sin embargo el control de este tipo de sistemas no es sencillo debido principalmente al carácter altamente no lineal y acoplado de las ecuaciones que describen el sistema para velocidades bajas de éste, así como la falta de conocimiento preciso de los parámetros del modelo y las variaciones de éstos con el tiempo. Este artículo describe un control adaptativo no lineal basado en la teoría de linealización por realimentación y de Liapunov así como un modelo dinámico del robot con el cual se han llevado a cabo simulaciones del control aplicado.

Palabras Clave: Vehículo subacuático, control no lineal, control adaptativo.

1 INTRODUCCIÓN.

Las tareas a realizar por vehículos subacuáticos, como son 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.

Varios han sido los controladores que se han planteado para este tipo de sistemas, cuya dinámica es mal conocida y no lineal. Entre ellos han destacado aquellos basados en técnicas de control robusto[4], control adaptativo neuronal [6,7] o controles borrosos.

El objetivo de este estudio es ensayar una nueva técnica de control adaptativo no lineal, utilizado en otros ámbitos del control, y que es capaz de adaptarse a la incertidumbre en el conocimiento de los parámetros del vehículo y absorber cierta incertidumbre sobre el modelo.



Figura 1: Imagen del robot.

Este trabajo se ha servido de la arquitectura del robot Snorkel[5] desarrollado por el Centro de Astrobiología para llevar a cabo los modelos de simulación.

2 DINAMICA DEL VEHÍCULO.

La dinámica de un vehículo subacuático es altamente no lineal, debido al carácter de las fuerzas y ecuaciones. El control de estos vehículos a bajas velocidades es, en muchos aspectos, más complicado que el control de barcos, submarinos y aviones, con nuevas dinámicas mal conocidas. Además existe una gran incertidumbre en cuanto a los distintos parámetros que constituyen el modelo debido a las variaciones de carga de pago que estos robots soportan, así como incertidumbre en el propio modelo con comportamiento físicos difícilmente modelables e influencia de la velocidad relativa del fluido [6,7].

Las ecuaciones utilizadas se basan en modelos simplificados pudiéndose ahondar más en la exactitud del modelo. Sin embargo esto simplificará el modelo matemático del controlador e incluye la dinámica principal de la planta.

2.1 ECUACIONES DEL SÓLIDO RÍGIDO.

Las ecuaciones dinámicas del robot corresponden a las ecuaciones de un sólido rígido con un total de seis grados de libertad [11], de los que por diseño sólo se pueden controlar cuatro de ellos. Tres ecuaciones describen los movimientos lineales y las otras tres los movimientos angulares, estando acoplados entre ellas. Como el robot gira con respecto a los ejes de referencia inerciales, el modelo del vehículo dependerá de los ángulos de inclinación particulares. Para evitar este efecto es necesario fijar los ejes de referencia dentro del propio robot. En la figura 2 se puede ver la disposición del sistema de ejes de referencia.

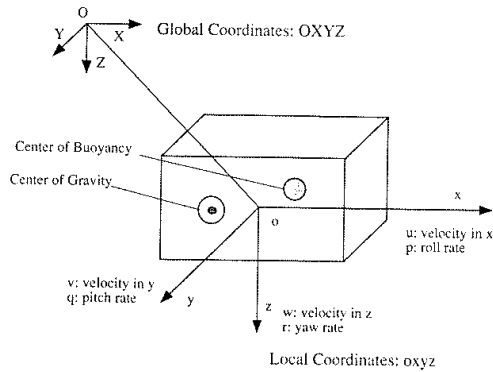


Figura 2: Sistema de ejes del robot.

Eje	x	y	z	x	y	z
Velocidad(Linear/Angular)	u	v	w	p	q	r
Posición(Linear/Angular)	x	y	z	φ	θ	ψ
Centro Flotación.				r _B		
Centro de masas.				r _C		
Posición del propulsor				r _E		

Tabla 1: Nomenclatura de las ecuaciones.

Si se hace coincidir el centro de referencia del sistema de ejes que se mueve con el vehículo con el centro de gravedad, al aplicar la segunda ley de Newton para fuerzas y momentos desaparecerán muchos de los términos que describen el movimiento, simplificando el modelado. Sin embargo una variación en el centro de masa, debido por ejemplo a una distinta carga de pago, conlleva un cambio de todas las distancias relativas del robot, afectando al modelo así como a las mediciones del sistema inercial.

Como resultado las ecuaciones pueden ser expresadas de una forma sencilla: Una matriz de inercia (6x6) multiplicada por una matriz de aceleraciones (6x1) y una matriz de coriolis y centrípeta (6x6) que depende de las velocidades del sistema por una matriz de velocidades relativas del robot frente al fluido (6x1).

$$\tau = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & I_x & 0 & -I_{xz} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & I_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -I_{xz} & 0 & I_z \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{u} \\ \dot{v} \\ \dot{w} \\ p \\ q \\ r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & mw & -mv \\ 0 & 0 & 0 & -mw & 0 & mu \\ 0 & 0 & 0 & mv & -mu & 0 \\ 0 & mw & -mv & 0 & -I_{xz}p + I_zr & -I_yq \\ -mw & 0 & mu & I_{xz}p - I_zr & 0 & -I_{xz}r + I_xp \\ mv & -mu & 0 & -I_yq & I_{xz}r - I_xp & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \\ p \\ q \\ r \end{bmatrix}$$

$$M_{INERCIA} \cdot \dot{v} + M_{CORIOLIS+CENTRIPETA}(v) \cdot v = \tau \quad (1)$$

En el modelo se han omitido efectos como el de la masa añadida, o incremento de la masa del sistema debido al agua que éste arrastra cuando se desplaza a pequeñas velocidades, se han despreciado también los valores de los productos de inercia debido a la simetría del sistema.

2.2 FUERZAS Y MOMENTOS.

Con objeto de descomponer las fuerzas presentes en el vehículo es necesario conocer las ecuaciones que describen el cambio de ejes entre el sistema inercial y el que se mueve con el propio cuerpo. Estas transformaciones dependen del valor de los ángulos Euler y de términos no lineales.

2.2.1 Peso y Flotación.

Las fuerzas de peso y flotación son aquellas que experimentará cualquier objeto sumergido en un fluido. Son siempre aplicadas en sentido vertical global con lo que deben ser descompuestas en los ejes del cuerpo.

$$F_{B+P} = \begin{bmatrix} (mg - \rho \cdot g \cdot V) \cdot \sin \theta \\ (\rho \cdot g \cdot V - mg) \cdot \cos \theta \cdot \sin \phi \\ (\rho \cdot g \cdot V - mg) \cdot \cos \theta \cdot \cos \phi \end{bmatrix}^T \quad (2)$$

Los momentos generados por estas fuerzas dependerán del punto de aplicación. Para todas aquellas fuerzas de origen hidrodinámico el punto de aplicación será el centro de flotación mientras

que en el caso de el peso se aplicará sobre el centro de masas, que por coincidir con el origen de referencas no generará momento.

$$M = r_C \times F_p = 0 \quad M_B = r_B \times F_B \quad (3)$$

2.2.2 Velocidad del Fluido.

Otro efecto que se tiene que incluir en el modelo es el efecto de corrientes de agua o de su velocidad v_f , cuya importancia para bajas velocidades de desplazamiento del robot puede ser importante.

$$F_F = m \cdot v_f \quad M_F = r_B \times F_F \quad (4)$$

La masa en la anterior formula (4) representa la masa del volumen desalojado por el robot más la masa de agua desplazada por el robot (masa añadida). Dado que se ha despreciado el efecto de la masa añadida y se supone que el robot es perfectamente neutro, la masa coincide con la del robot.

2.2.3 Rozamiento Hidrodinámico.

Cuando un cuerpo se desplaza en un fluido viscoso se genera una fuerza de rozamiento que se opone al movimiento y que depende fundamentalmente de la velocidad a la que se desplaza el robot en el fluido y de parámetros hidrodinámicos del mismo.

En el fluido se van a dar fuerzas de rozamiento así como momentos de rozamiento. Las fuerzas de carácter hidrodinámico por aplicarse sobre el centro de flotación generan a su vez un momento. Para el cálculo de las fuerzas y momentos totales se deben sumar aquellos que se aplican sobre cada uno de los cuerpos del vehículo.

$$F_D = \sum F_{Di} \quad M_D = \sum M_{Di} + \sum r_{Bi} \times F_{Di} \quad (5)$$

La fuerza de rozamiento es función de la geometría de la superficie que se opone al movimiento, de la densidad del fluido ρ y de un coeficiente C_D que se obtiene de manera experimental. Se puede observar (6) que esta fuerza introduce términos no

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ p \\ q \\ r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left[T_1 + T_2 - \sum_{i=1}^4 D_{ix} + m \cdot g \cdot \sin \theta - \sum_{i=1}^4 B_i \cdot \sin \theta - mwq + mvr \right] \frac{1}{m} \\ \left[- \sum_{i=1}^4 D_{iy} - m \cdot g \cdot \cos \theta \cdot \sin \phi + \sum_{i=1}^4 B_i \cdot \cos \theta \cdot \sin \phi + mvp - mur \right] \frac{1}{m} \\ \left[T_3 + T_4 - \sum_{i=1}^4 D_{iz} - m \cdot g \cdot \cos \theta \cdot \cos \phi + \sum_{i=1}^4 B_i \cdot \cos \theta \cdot \cos \phi - mvp + muq \right] \frac{1}{m} \\ \frac{1}{I_x} \left[- \sum_{i=1}^4 M_{Dix} + \sum_{i=1}^4 [D_{iy} \cdot r_{Bi}] + \sum_{i=1}^4 B_i \cdot (\cos \theta \cdot \sin \phi) \cdot r_{Bi} - I_z \cdot rq + I_y \cdot qr \right] \\ \frac{1}{I_y} \left[T_2 \cdot r_{12z} + T_1 \cdot r_{11z} + T_3 \cdot r_{13x} + T_4 \cdot r_{14x} - \sum_{i=1}^4 M_{Diy} + \sum_{i=1}^4 [D_{ix} \cdot r_{Bi}] + \sum_{i=1}^4 B_i \cdot (-\sin \theta) \cdot r_{Bi} + I_z \cdot rp - I_x \cdot qp \right] \\ \frac{1}{I_z} \left[T_2 \cdot r_{12y} + T_1 \cdot r_{11y} - \sum_{i=1}^4 M_{Diz} + I_x \cdot rq - I_y \cdot qp \right] \end{bmatrix} \quad (8)$$

lineales, pues depende de variables que se encuentran elevadas al cuadrado. El parámetro S representa la superficie que se opone al movimiento mientras que b, a y m representan parámetros físicos que determinan los momentos de giro.

$$F_{Di} = -D_F \cdot v \cdot |v| \quad D_F = \frac{\partial^2 F_{Di}}{\partial v^2} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot C_D \cdot S$$

$$M_{Di} = -D_M \cdot \omega \cdot |\omega|$$

$$D_M = \frac{\partial^2 M_{Di}}{\partial \omega^2} = \frac{1}{4} \cdot \rho \cdot C_D \cdot m^2 \cdot D \cdot (b^2 + a^2) \quad (6) \\ + \frac{1}{8} \cdot \rho \cdot C_D \cdot D \cdot (b^4 + a^4)$$

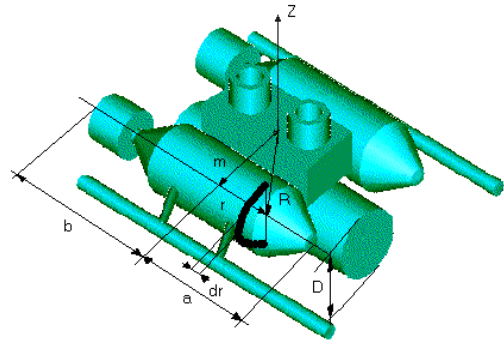


Figura 3: Cálculo coeficiente hidrodinámico D_{Mz} .

2.2.4 Propulsión.

Las fuerzas de empuje ejercidas por las hélices, debido a la situación que ocupan en el vehículo, actúan a lo largo de los ejes x y z. Estas fuerzas de propulsión generan momentos debido a que las fuerzas ejercidas por las hélices no se aplican sobre el centro de gravedad, además existirán momentos residuales debido al giro de las hélices.

$$F_E = \sum F_{Ei} \quad M_E = \sum M_{Ei} + \sum r_{Ei} \times F_{Ei} \quad (7)$$

La fuerza ejercida por las hélices depende de la dinámica del sistema de propulsión. La hidrodinámica del robot acuático así como el siseño del controlador puede versen muy influenciados por la dinámica de los propulsores

del vehículo. Por ello es necesario obtener un modelo para todo el sistema de propulsión que se describe en el siguiente apartado.

La suma de las anteriores ecuaciones sobre cada uno de los módulos del sólido rígido y posterior integración de las mismas, permitirá obtener el vector de empuje. Este vector junto con las ecuaciones de la dinámica, componen el modelo total (8), las cuales se han simplificado por simetría del diseño.

2.3 DINÁMICA DE LOS PROPULSORES.

Una de las mayores dificultades del modelo es su alta no linealidad. Las ecuaciones pueden ser divididas en tres bloques distintos: El modelo hidrodinámico, el modelo de las hélices y el modelo del motor DC[9].

2.3.1 Modelo Hidrodinámico.

Este modelo es una versión simplificada de otros más reales. En el podemos ver que la fuerza de empuje depende de la velocidad de giro de las hélices (ω) y de una constante (C_t) que depende de parámetros físicos del propulsor [2], [3], [9].

$$F_E = C_t \cdot \omega \cdot |\omega| \quad (9)$$

2.3.2 Modelo de las Hélices.

En el modelo del sistema de hélices las ecuaciones relacionan el par aplicado al eje de giro por el motor (τ), con la velocidad de giro de la hélice (ω). El valor de las constantes β y α pueden ser calculado usando algunos parámetros físicos del sistema e indican la constante de tiempo del modelo en lazo abierto[8].

$$\alpha \cdot \omega \cdot |\omega| + \dot{\omega} = \beta \cdot \tau \quad (10)$$

2.3.3 Modelo del Motor.

El último punto del modelo es el del motor DC, relaciona la tensión aplicada al motor frente al par dado por éste. Todos los parámetros son bien conocidos y se pueden obtener de las hojas de características del fabricante. Las ecuaciones son las siguientes.

$$e_b = \omega \cdot N \cdot K_b \\ I \cdot R + \dot{I} \cdot L = V - e_b \quad \tau = K_T \cdot I \cdot N \quad (11)$$

En el diagrama de la figura 4 se puede ver un montaje para simulación de los anteriores bloques.

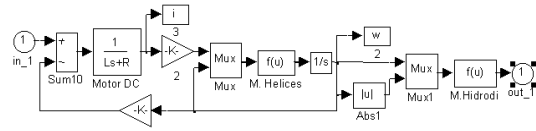


Figure 4: Diagrama de propulsor.

En las siguientes gráficas podemos ver algunas de las simulaciones. Así la constante de tiempo del sistema rondará 0,1seg y la función de transferencia es de tipo cuadrático según marca la dinámica del sistema de hélices. De este modo se puede asegurar la falta de influencia de la dinámica del propulsor en la dinámica del robot debido a su gran rapidez, si bien es necesario tenerlo en cuenta para diseñar el controlador.

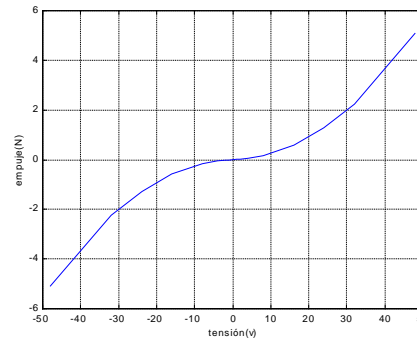
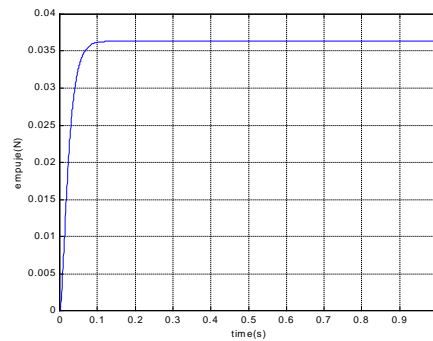


Figura 5: (a)Respuesta de empuje para 4V, (b)Función de transferencia.

3 SISTEMA DE CONTROL.

Existen distintas posibilidades a la hora de implementar un control de un sistema no lineal [1], [6], [7], [12]. En este caso se analiza el comportamiento de un controlador basado en una linealización por realimentación del sistema a controlar y en segunda instancia, y como mejora del anterior, un sistema adaptativo de los parámetros que integran el controlador.

Los objetivos de control son obtener un comportamiento deseado de las distintas variables cinemáticas del sistema en cada uno de los cuatro

grados de libertad controlables, basándose en conceptos como estabilidad, precisión y velocidad de control, robustez, y coste de control.

Las variables de estado del sistema coinciden con las magnitudes de los espacios lineales y angulares. En la siguiente formula se ve el vector de estado en el que x, y, z son respectivamente las posiciones con respecto a los ejes locales del robot y ϕ, θ, ψ son los ángulos Euler de inclinación de los ejes locales del robot.

$$X = [x \ y \ z \ \phi \ \theta \ \psi] \quad (12)$$

La ley de control basada en un control por tracking hará que el sistema se comporte de forma deseada siguiendo una trayectoria determinada. Además con objeto de independizar el control sobre cada una de las ecuaciones, que describen cada uno de las variables cinemáticas, se hace necesario un cambio de variable en (8), que posteriormente se deshará.

La dinámica de propulsión será obviada en lo que hace referencia al diseño del controlador pues como se ha visto en simulaciones es mucho más rápido. Puesto que se conoce la función de transferencia estática completa de este bloque será tan sencillo como calcular su función inversa, para eliminar su influencia y poder trabajar con el sistema.

3.1 LINALIZACIÓN DE RELIMENTACIÓN

El control por linealización consiste en la linealización del sistema para posteriormente aplicar las técnicas de control lineal, dando como resultado un controlador no lineal[12], a diferencia de la linealización clásica. Así la acción de control se encuentra dividida en dos partes. La primera de ellas cancelará, basándose en el modelo matemático, los efectos de no linealidades y perturbaciones, mientras que la segunda permitirá el comportamiento deseado mediante un modelo de referencia. Para ello se requiere que el sistema sea de fase mínima linealizable, es decir que se pueda invertir la dinámica de la planta.

Este tipo de control se aplica a sistemas en los que el modelo de la planta está perfectamente conocido al igual que sus parámetros. En nuestro caso esto no es cierto pero servirá de primera aproximación para posteriormente realizar un controlador adaptativo.

Del estudio de las ecuaciones dinámicas se puede ver claramente que el sistema responde al

siguiente modelo(13), es decir está descrito de la forma canónica controlable. Al independizar la acción de control de cada uno de los grados de libertad se puede realizar un control de cada uno de ellos por separado. Echado un vistazo a las ecuaciones cinemáticas del robot se puede observar que esto no se cumple perfectamente pues los ángulos Euler no corresponden directamente a la integral de las velocidades angulares. Si bien las simulaciones realizadas para los movimientos más reales han mostrado resultados satisfactorios.

$$x^{(2)} = \frac{u}{H} + \frac{1}{H} \sum_{i=1}^n a_i \cdot f_i(\bar{x}, t) \quad (13)$$

$$H \cdot x^{(2)} + \sum_{i=1}^n a_i \cdot f_i(\bar{x}, t) = u$$

$$f_i : \text{funciones_no-lineales}, \bar{x} = \{x_1, \dot{x}_1, \dots, y_n\}$$

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \dot{x} \\ x \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \frac{u}{H} + \frac{1}{H} \sum_{i=1}^n a_i \cdot f_i(\bar{x}, t) \end{bmatrix}$$

La ley de control define un error combinado basado en las derivadas de los errores de tracking. El sistema será estable si el polinomio de Hurwitz tiene todos sus polos en el semi-plano izquierdo. Así la evolución del error combinado, definido como se encuentra en la ecuación (14), sigue una ley exponencial que vendrá determinada por la elección de constantes adecuadas según los costes de actuación sobre el sistema y sus limitaciones.

$$u = H \cdot x_r^{(2)} - Ks + \sum_{i=1}^n a_i \cdot f_i(\bar{x}, t)$$

$$K : \text{Constante}$$

$$H \cdot \ddot{x} - H \cdot \ddot{x}_r + K \cdot s = H \cdot \dot{s} + Ks = 0$$

$$s = \dot{x} - \dot{x}_r \quad (14)$$

$$s = x - x_r$$

$$\dot{x}_r = \dot{x}_d - \lambda_o (x - x_r)$$

$$x_r = x_d - \lambda_o (x - x_r)$$

$$H(x - x_d) + (H\lambda_o + k)(x - x_d) + K \cdot \lambda_o = 0$$

$$e^{(2)} + k_1 e^{(1)} + k_0 e = 0$$

Según los criterios de diseño se han elegido las siguientes posiciones de los polos: Como la constante de tiempo(polo principal) es 20seg para tres de las variables y 3seg para el ángulo de cabeceo. El otro polo será 10 veces más rápido con objeto de que su dinámica no sea relevante.

3.2 LEY DE ADAPTACIÓN.

El control adaptativo pretende resolver el problema de incertidumbre que existe en el conocimiento de los parámetros del modelo matemático[12]. Para ello se realiza una estimación “on-line” de los parámetros del modelo, es decir aquellos que son cambiantes con el tiempo y conducen a imprecisiones, como variación de carga de pago que provocara variaciones de la masa, centro de gravedad, etc...Pero además existen otros parámetros cuyo conocimiento a priori no es exacto, como son los coeficientes de rozamiento hidrodinámico, efectos desconocidos, como es el caso de la masa añadida y otros, permitiendo conocer los valores finales de estos factores.

Existen dos modelos para la construcción de controladores adaptativos, el primero de ellos es el de modelo de referencia y el segundo es llamado self-tuning. El primero de ellos es más utilizado y puede ser representado como en la figura 8, con cada uno de los distintos diagrama de bloques.

Este tipo de controladores se basa en la ley de control de linealización por realimentación, pero ahora con los parámetros estimados, mientras que la ley de adaptación está basada en la teoría de Liapunov aplicado sobre el error de tracking o error combinado.

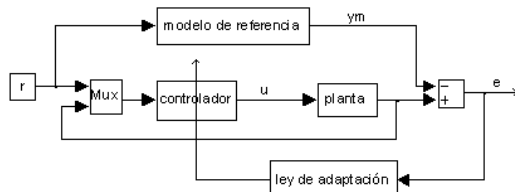


Figura 8: Esquema de controlador adaptativo.

Además requieren que la variación de los parámetros debe ser lenta es decir debe ser más lenta que la velocidad de adaptación. De lo contrario habría que modelar la dinámica de variación.

$$u = \hat{H} \cdot x_r^{(2)} - Ks + \sum_{i=1}^n \hat{a}_i \cdot f_i(\bar{x}, t) \quad (15)$$

H, a_i : *Parametros _desconocidos.*

$$H \cdot x^{(2)} + \sum_{i=1}^n a_i \cdot f_i(\bar{x}, t) = \hat{H} \cdot x_r^{(2)} - Ks + \sum_{i=1}^n \hat{a}_i \cdot f_i(\bar{x}, t)$$

$$Hs + Ks = \tilde{H}x_r^{(2)} + \sum_{i=1}^n \tilde{a}_i \cdot f_i(\bar{x}, t)$$

$$s = (H \cdot p + K)^{-1} \cdot \left[\tilde{H}x_r^{(2)} + \sum_{i=1}^n \tilde{a}_i \cdot f_i(\bar{x}, t) \right]$$

Por el lema de Liapunov y para el anterior tipo de función, la evolución de los parámetros a estimar deben tener los siguientes valores[12], donde γ representa la velocidad o dinámica de ajuste. Para ello se ha usado la función de Liapunov.

$$V = |h|s^2 + \gamma^{-1} \cdot \left[\tilde{h}^2 + \sum_{i=1}^n \tilde{a}_i^2 \right]$$

$$\dot{V} = -2|k|s^2$$

$$\dot{\hat{H}} = -\gamma \cdot \text{sgn}(H) \cdot s \cdot x_r \quad (16)$$

$$\dot{\hat{a}}_i = -\gamma \cdot \text{sgn}(H) \cdot s \cdot f_i$$

4 SIMULACIONES.

Con objeto de mostrar los resultados del sistema de control planteado se han realizado simulaciones para analizar las diferentes respuestas. En las distintas simulaciones se puede ver que el sistema de control final proporciona una buena capacidad de tracking tanto para consignas combinadas como para variaciones de los parámetros de la planta.

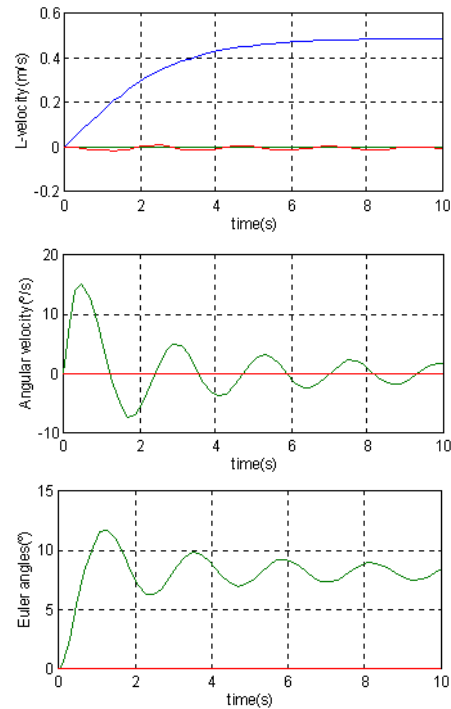


Figura 9: Propulsores horizontales con 5N cada uno.(a)Velocidades locales, (b) Velocidades angulares, (c) Angulos Euler.

La planta en lazo abierto presenta ciertas peculiaridades figura 9, cuenta con un periodo de oscilación en el ángulo de cabeceo de 1,25seg aproximadamente y una velocidad de caída en

reposito debida la falta de neutralidad. En lo que hace referencia a la las constantes de tiempo de velocidad tanto en eje x como en el eje z para la velocidad es alrededor de 3seg. También hay que tener en cuenta que el empuje sobre los propulsores horizontales provoca un cambio en el ángulo de cabeceo.

La figura 10 muestra la capacidad del sistema de control de linealización por realimentación para llevar a cabo el control del sistema, con la introducción de consignas de entrada combinadas, sin rebasar en ningún momento el esfuerzo máximo de control. Dentro de la misma simulación se puede ver el error combinado asociado al control de la trayectoria en el eje x, se hace cero con la respuesta exponencial marcada por el control, denotando el seguimiento perfecto de la consigna.

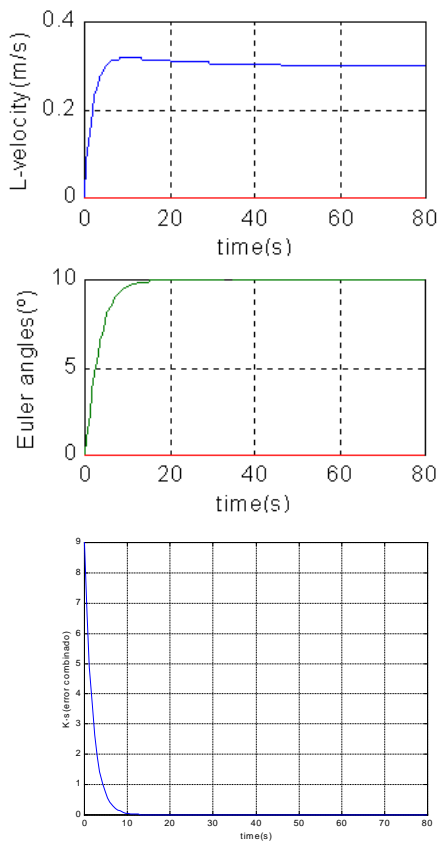


Figura 10.-Consigna combinada $V_x=0.3\text{m/s}$ y Angulo de cabeceo= 10° .(a)Velocidades locales, (b) Angulos Euler, (c) Error combinado en eje x.

La capacidad del sistema de control para implementar trayectorias sinusoidales queda de manifiesto en la figura 11 existiendo un retraso en el seguimiento marcado por la dinámica impuesta por el sistema de control para no rebasar el esfuerzo máximo de control.

Hasta este momento en las simulaciones realizadas el modelo de la planta ha coincidido con el utilizado a la hora de realizar el controlador. En caso que esto no sea así el comportamiento del controlador sin adaptación presenta una falta de capacidad para el seguimiento de la trayectoria marcada

En la figura 12 se puede ver que para un empuje real del sistema de propulsión de un 0.8 el computado, el error asociado a la consigna de ángulo de cabeceo es importante mientras que el error asociado a la velocidad en el eje x es cero. Por ello y como ya se ha visto en otras simulaciones se puede llegar a la conclusión que mientras el error de velocidad es cero, no pasa lo mismo con el error de posición.

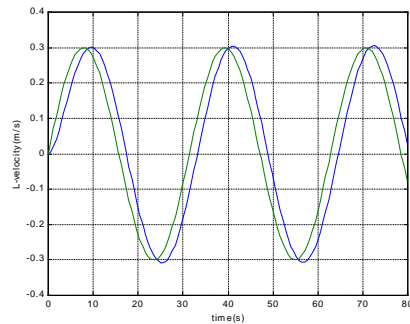


Figura 11: Respuesta sinusoidal de velocidad en eje x. (a)Periodo 31seg, (b)Periodo 62seg.

Sin embargo la versión adaptativa del controlador permite eliminar el error de posición asociado al ángulo de cabeceo, figura 13. Para ello los parámetros del controlador se adaptarán con objeto de anular el error combinado, así por ejemplo cuando hay que ajustar o adaptar varios parámetros a la vez no se alcanza el valor real de cada uno de ellos si no una solución que hace cero el error combinado. Del mismo modo existen parámetros cuyo ajuste depende de funciones cuyo valor es siempre cero pues depende de variables cinemáticas que nunca varían y toman valores nulo, por ello nunca se ajustan.

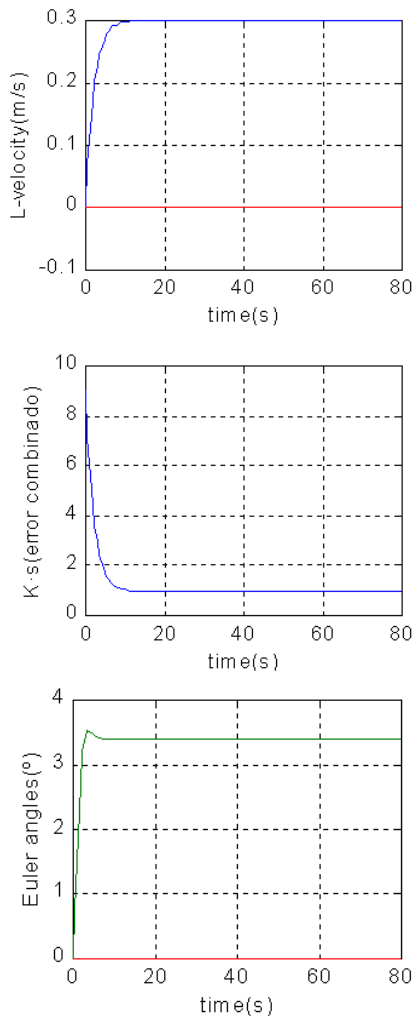


Figura 12.-Consigna combinada $V_x=0.3\text{m/s}$ y Angulo de guiñada= 10° con valor real de empuje de los propulsores de 0.8 el computado. (a)Velocidades locales, (b) Error combinado en eje x, (c) Angulos Euler.

Por último en la figura 14 se puede ver el ajuste de un parámetro que varía sinusoidalmente para dos velocidades de variación. En la primera de ellos se puede ver que el sistema sigue la evolución del parámetro con un determinado retraso determinado por la dinámica de ajuste del sistema que es bastante lenta para este parámetro. En el segundo de los casos con una variación más veloz el ajuste es peor pues el sistema de ajuste es más lento que la propia variación del parámetro.

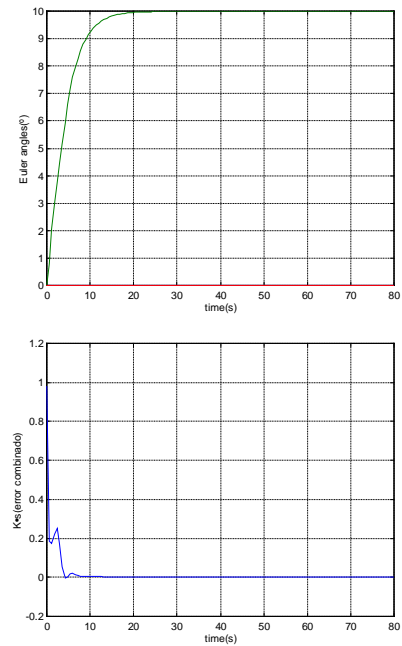


Figura 13: Control adaptativo para consigna combinada $V_x=0.3\text{m/s}$ y Angulo de guiñada= 10° con valor real de empuje de los propulsores de 0.8 el computado. (a)Angulos Euler, (b) Error combinado giro eje y (pitch).

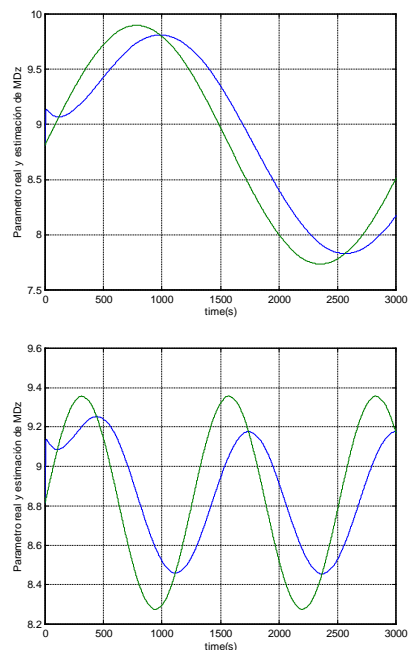


Figura 14: Control adaptativo con consigna de velocidad $V_x=0.3\text{m/s}$ y variación sinusoidal del parámetro D_{Mz} para distintas velocidades y amplitudes de mismo. (a)Seguimiento del parámetro con periodo 3300seg y amplitud 1, (b)Seguimiento del parámetro con periodo 1250seg y amplitud 0.5.

5 CONCLUSIONES.

El control adaptativo no lineal basado en linealización por realimentación se ha mostrado con un método válido para el control de vehículos subacuáticos. El método es capaz de incorporar los problemas dinámicos de estos sistemas y generar diseños que son fáciles de implementar e interpretar.

El control por realimentación es capaz de eliminar las no linealidades del sistema sin necesidad de recurrir a linealizaciones. Esto es muy importante en vehículos acuáticos en los que debido al gran número de grados de libertad linealizar en torno a distintos puntos de trabajo y diseñar un controlador puede ser algo tremendamente tedioso y sin garantías de estabilidad. Sin embargo el control de linealización por realimentación es bastante sensible a la variación en los parámetros de la planta siendo necesario una versión adaptativa del mismo.

El control adaptativo ha sido capaz de adaptarse a la incertidumbre existente en algunos de los parámetros que describen el modelo, no sólo debido a dinámicas mal modeladas sino a variaciones de la carga de pago del vehículo. Además es capaz de estimar de manera on-line el valor de los mismos, asegurándose la estabilidad del proceso de ajuste y por tanto del control.

Sin embargo hay que decir que existen efectos en la dinámica que por falta de conocimiento y cuantificación de los mismos no se han tenido en cuenta en el modelo que ha permitido el diseño, por lo que existe incertidumbre sobre el modelo que el controlador adaptativo no es capaz de absorber en su totalidad. Entre estos efectos está la dinámica del sistema de propulsión, masa añadida, productos de inercia y otros.

Otras de las restricciones del sistema de control es la lentitud del ajuste de parámetros sí bien esto no es algo que suele afectar en vehículos acuáticos tras un periodo de adaptación. Además del análisis de las ecuaciones que determinan el control, se desprende la necesidad de medir por completo el estado del sistema así como las derivadas del mismo, aunque estas últimas quizás se puedan estimar. Para llevar esto a la práctica se requiere un sistema sensorial bastante complejo con algoritmos de fusión de datos de estos sensores.

Referencias.

[1] A.J. Healey and D.B. Marco "Slow speed flight control of autonomous underwater vehicles:

Experimental results with NPS AUV II" International Offshore and Polar Engineering Conference. San Francisco, USA, 14-19 June 1992.

[2] A.J. Healey, S.M. Rock, S. Cody, D. Miles, J. P. Brown, "Toward an Improved Understanding of Thruster Dynamics for Underwater Vehicles". IEEE 0-7803-1808-0/94.

[3] C.L. Tsukamoto, J. Yuh, S.K. Choi, C. Lee, J. Lorentz, "Experimental Study of Advanced Controllers for underwater robotic vehicle thruster system" Intelligent Automation and Soft Computing, Vol 5 No 3 pp 225-238, 1999.

[4] D.R. Yoerger, Jean-Jacques E. Slotine, "Robust Trajectory Control of Underwater Vehicles" IEEE Journal of Oceanic Engineering, Vol OE-10 No 4 October 1985.

[5] José A. Rodríguez Manfredi *et al.* "Snorkel: vehículo subacuático para la exploración del río Tinto" XXII Jornadas de Automática.

[6] J. Yuh, "Learning control for Underwater Robotic Vehicles" IEEE Control System Magazine, Vol 14, No 2 pp. 39,46, 1994.

[7] J. Yuh and Kisban V. Gonugunta, "Learning control of Underwater Robotic Vehicles" in Proc. IEEE Int. Conf. Robot. Auto., pp 106-111, 1993.

[8] Lois L. Whitcomb, R. Yoerger, "Comparative Experiment in the Dynamics and Model-Based Control of Marine Thrusters". IEEE International Workshop on Intelligent Robots and Systems, Yokohama, Japan July 1993.

[9] R. Yoerger, John G. Cooke, Jean-Jacques, E. Slotine, "The influence of Thruster Dynamics on Underwater Vehicle Behavior and Their Incorporation In Control System Design" IEEE Journal of Oceanic Engineering, Vol 15 No 3 July 1990.

[10] R. Ghanadan and G.L. Blankenship, "Adaptive Output Tracking of invertible MIMO Nonlinear Systems" Conference on Information Science and Systems, Princeton, March 1992.

[11] Thor I. Fossen, "Underwater Vehicle Dynamics". The Norwegian Institute of Technology- University of Trondheim, NORWAY.

[12] Applied nonlinear control. Jean-Jacques Slotine and Weiping Li. Ed. Prentice Hall. 1991.