



Stabilisation du roulis d'un navire de type frégate

Hervé Tanguy, Guy Lebret

► To cite this version:

Hervé Tanguy, Guy Lebret. Stabilisation du roulis d'un navire de type frégate. Journal Européen des Systèmes Automatisés (JESA), 2003, 37/2, pp.287-302. hal-00369694

HAL Id: hal-00369694

<https://hal.science/hal-00369694>

Submitted on 20 Mar 2009

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Stabilisation du roulis d'un navire de type frégate

Hervé Tanguy* — Guy Lebrete**

* SIREHNA

1, rue de la Noë, BP 42105
44321 Nantes Cedex 3

Herve.Tanguy@ircsyn.ec-nantes.fr

** Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes

1 rue de la Noë, BP 92101
44321 Nantes Cedex 3

guy.lebrete@ircsyn.ec-nantes.fr

RÉSUMÉ. L'étude développée ici concerne l'atténuation du roulis d'un navire du type frégate évoluant sur une mer houleuse. Une modélisation aussi réaliste que possible est détaillée. Trois lois de commande «de base» sont proposées afin de montrer qu'il est possible d'aller au-delà de ce qui est classiquement (industriellement) utilisé.

ABSTRACT. The study described here is about the attenuation of the roll motion of frigate-type ship in a seaway. A modelisation as realistic as possible is detailed. Three basic control laws are proposed so as to show it is possible to reach better performances than with the ones typically used in industry.

MOTS-CLÉS : application, commande de navire, modélisation, LQG/H_2 , contrôle d'état standard, H_∞ .

KEYWORDS: Application, ship control, modelisation, LQG/H_2 , standard state control, H_∞ .

1. Introduction

Parmi les problèmes rencontrés dans la gestion des mouvements d'un navire, l'automatique intervient de façon importante dans trois d'entre eux : déplacer un navire d'un point à un autre, en suivant une route déterminée (manœuvrabilité) ; faire garder un emplacement fixe, à un navire baliseur par exemple (positionnement dynamique) ; atténuer les mouvements de plate-forme (roulis, tangage), pour le confort des passagers d'un navire rapide, par exemple (tenue à la mer). C'est ce dernier problème qui nous intéressera dans cet article, dans le cadre particulier de l'atténuation des mouvements d'un navire militaire de type frégate. Notons que ces trois problèmes nécessitent des modèles et des méthodes de commande différents.

L'objectif principal est de poser rigoureusement le problème, c'est-à-dire de fournir «un modèle du processus» de type tenue à la mer (§2). Nous nous appuierons ici sur l'étude d'une frégate munie d'ailerons de stabilisation. Dans un deuxième temps (§3), nous aborderons la résolution de l'atténuation du roulis en proposant deux lois de commande, l'une de type modèle interne (basé sur le *CES* [LAR 00]) et l'autre de type H_∞ , qui vont au-delà de ce qui est classiquement (industriellement) utilisé (PDD^2 , LQ ou LQG). Les limites de notre étude seront détaillées dans l'introduction de ce deuxième paragraphe. Elle mettra en avant les difficultés inhérentes du problème qui formeront les perspectives des travaux à venir.

2. Modélisation

2.1. Introduction

La description de la mécanique d'un navire sur la houle est un problème complexe. Précisément, on veut décrire l'interaction entre un solide et un fluide, dont on ne peut donner des caractéristiques que de façon approchée. Néanmoins, avec des approximations adéquates, on décrit le comportement local du navire de façon acceptable.

Ce paragraphe traite de la modélisation du comportement d'une frégate, avançant à une vitesse V_0 moyenne constante, à cap constant ψ_0 , et disposant d'ailerons de stabilisation et de gouvernails. On donnera l'expression des équations, étant entendu que la description de beaucoup des outils théoriques utilisés ici dépasse le cadre de cet article.

2.2. Mécanique du solide indéformable

Un navire, en première approximation, est un solide indéformable : on ne se soucie pas des couplages entre le fluide et les déformations de la structure du navire.

De plus, on sait, grâce aux symétries, que les interactions entre les différents mouvements ne sont pas tous de la même force pour un navire classique ; on peut ainsi séparer les mouvements en deux groupes indépendants, d'une part, les mouvements

verticaux (tangage, cavalement et pilonnement), et d'autre part, les mouvements horizontaux (embardée, roulis, lacet) ; seuls les derniers nous intéressent ici.

2.2.1. Repères

L'écriture des équations de la mécanique dépend beaucoup du repère dans lequel on se base. On utilise principalement trois repères liés par des relations cinématiques :

- un repère géographique noté R_G , lié à la terre et supposé Galiléen (les vitesses d'un navire sont suffisamment faibles pour admettre cette hypothèse) ;
- le repère de manœuvrabilité noté R_M , dont les axes sont liés à l'attitude instantanée du navire : centré au centre de gravité G du navire, ses axes sont dirigés pour Gx vers l'avant du navire, suivant sa ligne médiane, Gy vers tribord, et Gz complétant le trièdre (donc vers le bas) ; R_M est lié à R_G par une rotation d'angles d'Euler (ϕ , θ et ψ) ;
- le repère de tenue à la mer noté R_S , lié au mouvement moyen du navire ; il est centré à la position moyenne de G .

Pour simplifier les choses on considérera qu'il n'y a pas de rotation entre le repère géographique et le repère de tenue à la mer, puisque l'aspect navigation n'est pas l'objet de cet article. Ainsi les équations de la mécanique s'écrivent de la même façon dans les deux repères.

2.2.2. Equation fondamentale

On notera η la position instantanée du centre de gravité dans le repère de tenue à la mer. Alors, le principe fondamental de la mécanique s'écrit :

$$M(\eta) \ddot{\eta} + C(\eta, \dot{\eta}) \dot{\eta} = \tau \quad [1]$$

On simplifiera cette expression car la vitesse moyenne du navire est grande par rapport aux autres variables, et les mouvements sont supposés petits. Classiquement, de façon à réduire la complexité du modèle et à ne prendre en compte que les forces intéressantes pour notre problème, on se limitera aux efforts hydrodynamiques dus à la houle dans une théorie linéaire, et aux efforts produits par les actionneurs (ailerons et gouvernails).

On écrira ainsi : $\tau = \tau_{Hydro} + \tau_{Act}$

Rappelons que nous n'étudierons que les mouvements en embardée, roulis et lacet, donc ici,

$$\eta = (y \quad \phi \quad \psi)^T \quad [2]$$

2.3. Efforts hydrodynamiques et hydrostatiques

La houle et sa perturbation par le navire sont particulièrement difficiles à décrire. On peut par contre donner des descriptions approchées, pertinentes et largement utilisées dans la littérature ([FOS 94, SGO 99, DER 87]).

En linéarisant (en supposant tous les mouvements petits), on peut décomposer les efforts que la houle crée sur une carène en trois (on les superpose) :

- efforts hydrostatiques (les forces d'Archimède) ;
- efforts de radiation : efforts subis par le navire lorsqu'il bouge, sur une mer initialement au repos ;
- efforts de houle incidente et diffractée : efforts subis par le navire immobile sur la houle.

2.3.1. La houle

La houle est le mouvement ondulatoire de la mer provoquée par l'action prolongée du vent sur une surface étendue. Son étude est nécessaire au calcul des deux derniers types d'efforts. Classiquement on considère qu'il s'agit de la superposition d'une infinité d'ondes monochromatiques, solutions des équations hydrodynamiques de propagation ([FAL 90]).

On définira un état de mer comme la donnée de la répartition, en puissance, de ces différentes composantes. L'étude des répartitions spectrales de la houle est classique, et on dispose de spectres analytiques précis correspondant à des endroits précis de la planète. En Atlantique nord, le spectre correspondant à un état de mer 5 est donné par le spectre de Pierson-Moskowitz modifié ([FOS 94]) :

$$S_W(\omega) = \frac{4\pi^3 H_s^2}{T_z^4 \omega^5} \exp\left(\frac{-16\pi^3}{T_z^4 \omega^4}\right) \quad [3]$$

où H_s et T_z caractérisent respectivement la hauteur des vagues et la période de pic du spectre (voir figure 1). Le spectre de mer montré a pour caractéristiques : $T_z = 0,710 \times 10s$ et $H_s = 3,25m$. La vitesse du navire modifie par effet Doppler la fréquence perçue des ondes rencontrées (ainsi que le spectre) ; on parle alors de pulsation de rencontre ω_e , donnée par l'équation :

$$\omega_e = \omega \left(1 - \omega \frac{V_0}{g} \cos(\psi_e)\right) \quad [4]$$

où ψ_e est l'angle de rencontre des vagues, supposé constant (on prendra par convention 180 degrés pour des vagues venant de l'avant et 90 degrés pour des vagues venant de travers à bâbord).

2.3.2. Efforts hydrostatiques

Les forces d'Archimède appliquées sur la carène dépendent de sa position par rapport à la surface libre. En considérant que les mouvements du navire sont petits,

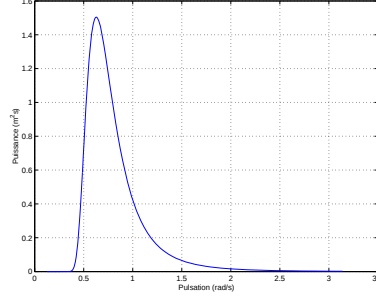


Figure 1. Spectre MPM pour une mer 5

ces efforts sont proportionnels à l'attitude instantanée du navire (enfoncement, gîte et assiette). On écrira donc (G est la matrice de rappel hydrostatique) :

$$\tau_{Archimede} = -G\eta \quad [5]$$

Cette expression est une approximation car les mouvements ne sont pas toujours petits et l'eau rarement plate (la houle et les mouvements du navire en déforment la surface), mais c'est une simplification réaliste et largement utilisée.

2.3.3. Efforts de radiation

On se place maintenant dans le cas où le navire est sur une houle monochromatique et où aucun effet non linéaire n'est envisagé.

Lorsqu'on force les mouvements du navire sur une mer au repos, les efforts subis comportent deux composantes, l'une suivant son accélération, et l'autre suivant sa vitesse. Dans le cas de mouvements sinusoïdaux, de pulsation ω_e , les coefficients de proportionnalité sont des matrices appelées respectivement d'inertie ajoutée et d'amortissement ajouté. Ces coefficients peuvent être calculés de façon numérique par un code dédié de tenue à la mer (AQUA+ dans notre cas). Dans le repère géographique, on écrit¹ :

$$\tau_{radiation} = -M_A(\omega_e)\ddot{\eta} - D_A(\omega_e)\dot{\eta} \quad [6]$$

On transforme alors le modèle dynamique de la façon suivante (M_A est la matrice d'inertie ajoutée, et D_A la matrice d'amortissement ajoutée) :

$$(M + M_A(\omega_e))\ddot{\eta} + D_A(\omega_e)\dot{\eta} + G\eta = \tau_{Act} + \tau_W \quad [7]$$

On voit ici que les matrices, pour une vitesse d'avance V_0 donnée, dépendent de la fréquence de la houle de rencontre. Malheureusement, comme mentionné paragraphe 2.3.1, la houle ne se limite jamais à une pulsation. Pour résoudre ce problème, on tient

1. AQUA+ donne en fait directement les effets centrifuges $C(\eta, \dot{\eta})\eta$ dans la matrice D_A , soit $D_A \simeq D_A + C$.

compte en fait que le navire répond en roulis beaucoup plus à une fréquence donnée qu'aux autres. On l'appellera fréquence de résonance en roulis, et on la notera ω_0 . L'approximation faite habituellement est de calculer les matrices de masse ajoutée et d'amortissement pour cette pulsation ω_0 , comme synthèse de la réponse du navire. Une modélisation théoriquement plus correcte est accessible *via* l'approche dite des fonctions de convolution ([CUM 62]), mais est d'utilisation pratique difficile (et rare) pour la commande ([AYA 01, BAI 95, RHE 00]).

2.3.4. Efforts de houle incidente et diffractée

On considère maintenant que le navire est fixe, mais qu'il subit les efforts oscillatoires dus à la houle. On calcule alors la hauteur fictive (comme si le navire n'était pas là) de l'eau ζ au centre de gravité du navire et ainsi :

$$\tau_W(t) = \int_0^t K_W(\tau) \zeta(t - \tau) d\tau \quad [8]$$

où K_W désigne le noyau de convolution des efforts de houle (calculé également par AQUA+), calculé numériquement. Nous avons généré des séries temporelles à partir d'une réalisation de la hauteur de houle donnée par un spectre particulier (Pierson Moskowitz, équation [3]) correspondant à un état de mer 5.

2.4. Modélisation des actionneurs

Jusqu'ici, on a décrit le comportement du navire sur la houle, c'est-à-dire sa réponse aux perturbations. L'influence des actionneurs sur son comportement est le sujet de ce paragraphe. On verra d'abord le modèle d'efforts d'un aileron seul, puis l'influence des mouvements du navire sur les efforts produits, et enfin comment ils peuvent être intégrés dans le modèle complet du navire.

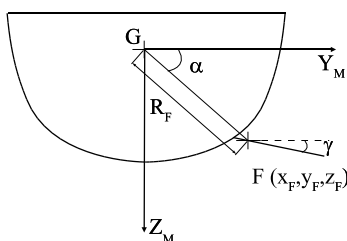


Figure 2. Description géométrique de l'emplacement des ailerons

2.4.1. Ailerons

Dans un fluide, un aileron en incidence subit des efforts qui dépendent uniquement de son attitude relative à l'écoulement, la poussée s'établissant instantanément.

Par contre, la dynamique de réponse en braquage des ailerons sera approchée par un système linéaire constant du second ordre (de paramètres ω_a et ζ_a). Ainsi placé (voir

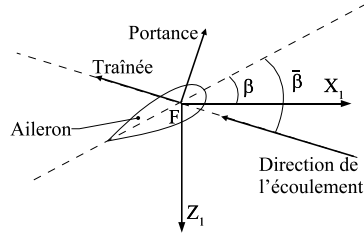


Figure 3. Incidence d'un aileron

figures 2 et 3), l'aileron subit une force qu'on décompose en trois :

- la portance L , effort orthogonal à la direction de l'écoulement, proportionnelle à l'incidence, et quadratique en vitesse ;
- la traînée D , effort résistif porté par la direction de l'écoulement, qui correspond aux efforts nécessaires pour faire avancer l'aileron dans le fluide. Cette force est quadratique en incidence et en vitesse ;
- les efforts A dus à l'accélération de l'aileron par rapport au fluide.

Si on note $\bar{\beta}$ l'incidence, ρ la masse volumique de l'eau et S_F la surface de l'aileron, l'expression de la portance est classiquement :

$$L = \frac{1}{2} \rho S_F V_0^2 C_{L\bar{\beta}} \bar{\beta} \quad [9]$$

Nous ne tenons pas compte de la traînée qui est compensée par l'appareil de propulsion (problème qui sort du cadre de cet article).

Pour les efforts de l'accélération, on a approximativement (a_F représente l'accélération de l'aileron par rapport au fluide dans la direction Z_1 , voir figure 3 ; $\bar{c}$, sa corde moyenne, C_M son coefficient de masse ajoutée) :

$$A = \rho S_F \bar{c} C_M a_F \quad [10]$$

En résumé, les efforts subis par un aileron sont :

$$\tau_{Aileron} = (L + A) \vec{e}_n \quad [11]$$

où $\vec{e}_n$ est le vecteur unitaire suivant la portance (voir figure 3). Cette modélisation n'est valable que pour des grandes vitesses sur l'eau (en pratique au-delà de 10 nœuds). On néglige les mouvements de l'eau dus à la houle.

Incidence relative² Nous supposons que les mouvements de pignonement, cavalement et de tangage sont faibles. Alors, après calculs (longs, non détaillés) on trouve :

$$\bar{\beta} \simeq \beta - (\dot{y} + x_F \dot{\psi}) \frac{\sin(\gamma)}{V_0} + \dot{\phi} \frac{y_F \cos(\gamma) + z_F \sin(\gamma)}{V_0} \quad [12]$$

Expression de l'accélération de l'aileron. Par application des théorèmes classiques de la mécanique sur le transport des vitesses et la dérivation dans un repère en rotation, on trouve l'expression suivante :

$$a_F = -(\ddot{y}_G + \ddot{\psi} x_F) \sin(\gamma) + \ddot{\phi} \frac{y_F \cos(\gamma) + z_F \sin(\gamma)}{V_0} \quad [13]$$

2.4.2. Expression des efforts

A partir de (9), (12) et (10), (13) on peut finalement calculer les efforts créés par une paire d'ailerons disposés symétriquement d'un côté et de l'autre de la carène.

Ainsi, en faisant une approximation au premier ordre, pour une paire d'ailerons (de stabilisation ou de gouverne) de braquage $\beta_1 = \beta$ pour l'aileron tribord et $\beta_2 = -\beta$ pour l'aileron bâbord, on a :

$$\tau_F = -M_{FA} \ddot{\eta} - D_{FA} \dot{\eta} + B_F \beta \quad [14]$$

où

$$M_{FA} = 2\rho \bar{c} C_M \Gamma_F \Gamma_F^T \quad [15]$$

$$D_{FA} = \rho S_f V_0 C_{L\bar{\beta}} \Gamma_F \Gamma_F^T \quad [16]$$

$$B_F = \rho S_f V_0^2 C_{L\bar{\beta}} \Gamma_F \quad [17]$$

avec $\Gamma_F = \begin{pmatrix} \sin(\gamma) & -R_f \cos(\alpha - \gamma) & x_f \sin(\gamma) \end{pmatrix}^T$.

2.5. Modélisation complète

À partir des données géométriques des actionneurs (position, bras de levier, orientation), on peut donc donner le modèle dynamique suivant :

$$\bar{M} \ddot{\eta} + \bar{D} \dot{\eta} + G \eta = B \lambda + \tau_W \quad [18]$$

avec $\eta = \begin{pmatrix} y & \phi & \psi \end{pmatrix}^T$. On a noté aussi $\bar{M} = M + M_A(\omega_0) + \sum M_{FA}$ et $\bar{D} = D_A(\omega_0) + \sum D_{FA}$. $B \lambda$ donne les efforts des différentes paires d'ailerons disponibles ($B = \sum B_F$).

2. Expressions identiques à celles développées dans [DER 87].

3. Commande

3.1. Introduction

Les lois de commande classiquement implantées sur les navires de type frégates sont des PDD^2 (proportionnel au roulis, à sa dérivée et sa dérivée seconde), des commandes linéaires quadratiques (LQ ou LQG). Le but de cette partie est de montrer les améliorations possibles en utilisant deux autres lois de commande, d'une part le Contrôle d'État Standard (CES) (mélange du problème du régulateur et de commande LQ [LAR 00]) et, d'autre part, une commande H_∞ .

Soyons clair sur les limites de notre travail. Le modèle d'étude (18) est classiquement considéré comme fiable pour des houles de travers (90°), de 3/4 avant (135°) ou d'avant (180°). Il l'est encore probablement pour des mers correspondant à un angle de 60° . Mais pour des mers de 3/4 arrière à arrière (45° à 0°) il ne l'est plus. La recherche de modèle pratique pour les mers de l'arrière est en fait un travail d'actualité en hydrodynamique. Aussi ne pouvons-nous valider nos lois de commande que pour des angles allant de 60° à 180° .

De plus, pour le modèle étudié (18), et pour le bateau considéré, nous avons constaté qu'il y avait peu d'effet de la houle sur le lacet pour des angles de rencontres de 90° à 180° . Pour ces configurations une simple loi monovariable utilisant les ailerons peut être mise en œuvre pour atténuer le roulis et cela sans perturber non plus le lacet. Par contre de 60° à 90° le lacet diverge de façon telle qu'une commande en cap devient nécessaire. Et plus précisément, dans ce cas, les couplages entrées-sorties (ailerons, gouvernail - roulis, lacet) sont tels qu'une commande multivariable deviendrait nécessaire.

En conclusion, dans un souci de simplicité nous nous bornerons ici à étudier l'atténuation du roulis pour des houles de travers et jusqu'à l'avant (90° à 180°) pour lesquelles de simples lois monovariables suffisent.

3.2. Le cahier des charges

Dans la synthèse des lois de commande développées ci-dessous, nous avons tenu compte des contraintes réelles :

- atténuer au mieux, à l'aide des ailerons, le roulis du bateau supposé évoluer sur une mer 5,
- ne pas compenser la gîte (roulis constant) par les ailerons qui ne sont pas prévus pour cela,
- ne pas trop saturer les actionneurs :
 - braquage maximum : 25° ,
 - vitesse maximum de braquage : $35^\circ/\text{s}$,

– avoir des marges de stabilité (gain, phase) les plus grandes possibles, une marge de retard supérieure à 0.1s.

3.3. Le modèle de synthèse des lois de commande ou modèle de commande

Etant donné la faible action des efforts de houle sur le lacet, le modèle de synthèse a été obtenu en ne gardant que les éléments diagonaux de la 2^e équation de (18), m_φ pour la matrice d'inertie, d_φ pour la matrice d'amortissement, g_φ pour l'hydrostatique et l'expression des efforts en roulis engendrés par les ailerons (en tenant compte de (17) et de la dynamique de braquage des ailerons du type second ordre (ω_a, ζ_a)). On obtient donc le système du 4^e ordre ci-dessous où β est l'angle de braquage des ailerons, β_c leur consigne et $\tau_{W\varphi}$ l'effort de houle en roulis :

$$\begin{pmatrix} \dot{\varphi} \\ \ddot{\varphi} \\ \dot{\beta} \\ \ddot{\beta} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ \frac{-g_\varphi}{m_\varphi} & \frac{-d_\varphi}{m_\varphi} & \frac{-B_{F\varphi}}{m_\varphi} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & -\omega_a^2 & -2\zeta_a\omega_a \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varphi \\ \dot{\varphi} \\ \beta \\ \dot{\beta} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ \omega_a^2 \end{pmatrix} \beta_c + \begin{pmatrix} 0 \\ \frac{1}{m_\varphi} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \tau_{W\varphi} \quad [19]$$

En outre, sachant que l'on souhaite atténuer l'effet de la houle sur le roulis sans pour autant supprimer la gîte, nous avons décidé de prendre comme variable mesurée celle à piloter c'est-à-dire la dérivée du roulis. Nous utiliserons donc simplement les notations :

$$\dot{x} = Ax + Bu + B_W \tau_{W\varphi} \quad y = Cx \quad [20]$$

avec $y = \dot{\varphi}$, $x = (\varphi \ \dot{\varphi} \ \beta \ \dot{\beta})^\top$, $u = \beta_c$. L'expression des matrices se déduit alors sans ambiguïté de (19).

3.4. Loi de commande LQG-H2

La première commande mise en place est issue d'une optimisation H_2 (commande LQG). Elle consiste à mettre en place un observateur et un retour d'état. Les gains d'observateur (K_{lqg}) et de retour d'état (F_{lqg}) étant fonction des solutions de deux équations de Riccati comme suit :

$$F_{lqg} = -R_1^{-1} B^\top X_2 \quad \text{et} \quad K_{lqg} = Y_2 C^\top R_2^{-1} \quad [21]$$

avec X_2 et Y_2 solutions des équations

$$\begin{aligned} A^\top X + XA - XBR_1^{-1}B^\top X + Q_1 &= 0 \\ AY + YA^\top - YC^\top R_2^{-1}CY + Q_2 &= 0 \end{aligned}$$

Reste ici à détailler le choix des matrices de pondération R_1, Q_1, R_2, Q_2 . Dans un soucis de robustesse nous avons utilisé une technique LTR sur les sorties [SAB 93] (ou duale [LAR 00]). Pour la phase de restauration du LTR, donc pour Q_1 et R_1 nous

avons utilisé le grammien partiel préconisé par [LAR 00] par contre la spécificité de notre problème (non standard) nous a conduit à modifier le choix de Q_2 (nous avons tout d'abord gardé la diagonale du grammien partiel d'observabilité puis modifié les termes par une procédure de type essai erreur). En final, nous avons pris³ :

$$R_2 = 1 \quad Q_2 = \text{diag} \{50, 750, 1, 1\} \quad R_1 = 1$$

$$Q_1 = \frac{1}{T_c} C^\top \left[C \int_0^{T_c} e^{At} B B^\top e^{A^\top t} dt C^\top \right]^{-1} C \quad \text{avec } T_c = 0.15$$

Comme on peut le voir sur la figure 4, l'effet de $\tau_{W\varphi}$ sur $\dot{\varphi}$ est bien atténué dans la bande de fréquence du spectre de houle. Mais nous allons expliquer maintenant comment obtenir un régulateur de type CES qui permettra encore d'améliorer l'atténuation (on le voit déjà sur la figure 4) en créant "un puits" centré sur une pulsation bien choisie.

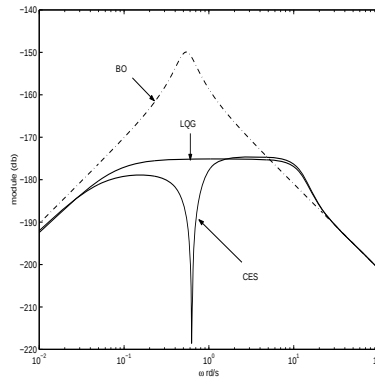


Figure 4. Atténuation de l'effet de $\tau_{W\varphi}$ sur $\dot{\varphi}$ par LQG et CES

3.5. Loi de commande type modèle interne, CES

La technique du CES est décrite précisément dans [LAR 00]. Indiquons simplement que le modèle standard déterministe (6^e ordre) fait intervenir un modèle prédictif de perturbation de type sinusoïdale de *pulsation fixée* additif sur l'équation de $\dot{\varphi}$ (2^e éq. de (19)). On modélise ainsi un effort perturbateur sinusoïdal monochromatique. Quelle pulsation choisir ? L'abscisse du pic du spectre des efforts se déplaçant avec la fréquence de rencontre, fonction de l'angle de la houle, il faudrait pouvoir

3. Les valeurs de Q_2 et de T_c n'ont pas d'intérêt en soi. On pourra au mieux comparer la matrice Q_2 à celle prise pour le CES et noter qu'elles sont diagonales.

l'adapter à celui-ci. La technique développée dans [LAR 00] ne le permet pas, aussi, nous avons décidé de la fixer à $2\pi/10$ abscisse du pic pour un angle de 90° (V_0 et ψ_0 sont fixés). Autre point, la variable à piloter et mesurée, reste la dérivée du roulis comme pour le H_2/LQG .

Le régulateur est encore du type observateur-retour d'état mais sur le système augmenté du modèle de la perturbation. Le gain d'observateur est obtenu par une démarche H_2 similaire à celle du §3.4 mais sur le modèle du 6^e ordre. Nous avons pris (voir note de bas de page 295),

$$Q_2 = \text{diag} \{50, 750, 1, 1, 1000, 1000\}, \quad R_2 = 1 \quad [22]$$

Le gain de retour d'état, lui, se calcule en deux étapes, en résolvant les équations de rejet asymptotique ([LAR 00]), puis en résolvant un problème d'optimisation H_2 par retour d'état sur le système (19) du 4^e ordre. Nous avons pris ici exactement les mêmes matrices de pondération R_1 et Q_1 que pour la synthèse LQG .

L'avantage du CES sur le LQG est visible sur la figure 4. Un puits infini a été creusé autour de la pulsation associée au pic du spectre de houle (angle de rencontre de 90°). On peut donc être sûr que cet effet sera bénéfique pour des houles associées à un angle de 90° . Par contre, pour des angles entre 90° et 180° le puits n'étant plus centré sur le pic du spectre on peut douter *a priori* de son efficacité. On verra toutefois son impact au travers des réponses temporelles du §3.7. Une idée simple pour améliorer encore les performances serait d'augmenter la largeur "du puits" créé. En fait, ni la largeur du puits ni la courbure en haut de ce "puits" n'est facile à régler avec le CES. La technique fréquentielle du H_∞ va permettre d'améliorer cette atténuation par un choix judicieux de gabarit.

3.6. Loi de commande H_∞

C'est un problème de type sensibilité mixte que nous avons résolu ici sur la base du schéma de la figure 5,

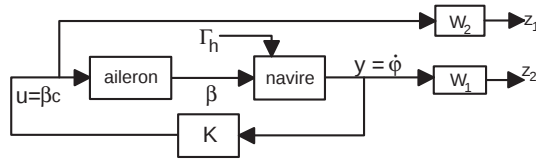


Figure 5. Schéma de synthèse H_∞

Nous avons recherché le régulateur $K(s)$ minimisant,

$$\left\| \begin{bmatrix} W_1 S \\ W_2 K S \end{bmatrix} \right\|_\infty \quad [23]$$

où S est le transfert de sensibilité entre l'effort de houle en roulis ($\tau_{W\varphi}$) et la dérivée du roulis $\dot{\varphi}$ ($T_{\tau_{W\varphi} \rightarrow \dot{\varphi}}$). La mise au point des calculs ([DOY 89], [ZHO 98]) a nécessité de trop nombreux développements pour être décrits ici.

L'inverse de la pondération W_1 choisie sur $\dot{\varphi}$ est visible sur la figure 6. Nous ne détaillons pas son expression analytique ; on peut régler les caractéristiques du puits centré en $2\pi/10$: sa profondeur (inutile de la rendre infinie) et sa largeur. La pondération W_2 est une simple constante égale à 6.10^5 . Le réglage présenté n'augmente pas

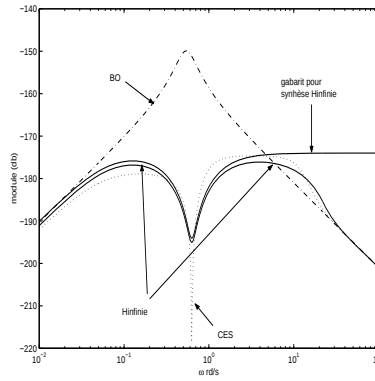


Figure 6. Atténuation de l'effet de $\tau_{W\varphi}$ sur $\dot{\varphi}$ par H_∞

considérablement la largeur du puits entre -195 db et -190 db mais la modification apportée dans la partie supérieure droite a un effet non négligeable comme le montrent les résultats temporels du paragraphe suivant.

3.7. Synthèse des résultats

Indiquons tout d'abord que les marges de stabilité obtenues pour les trois régulateurs sont acceptables (tableau 1). En particulier les marges de retard sont supérieures à 0.1 s.

Loi de commande	lqg	ces	hinf
Marge de gain (db)	9.88	9.03	10.05
Marge de phase (deg)	64.63	55.04	58.22
Marge de retard (s)	0.23	0.18	0.16

Tableau 1. Marges obtenues pour les différents correcteurs

Notons que les figures 4 et 6 montrent uniquement l'atténuation de $(\dot{\varphi})$. La figure 7 montre d'un point de vue fréquentiel que l'objectif initial d'atténuation de φ est aussi obtenu dans la bande de fréquence du spectre de houle.

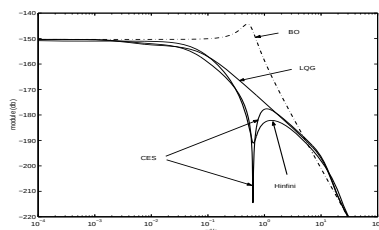


Figure 7. Atténuation de l'effet de $\tau_{W\varphi}$ sur φ par LQG, CES et Hinfini

Finalement, des réponses temporelles (figure 8) confirment l'interprétation fréquentielle. Nous avons obtenu les meilleures performances avec le régulateur H_∞ ; et le régulateur CES fournit de meilleures performances que le régulateur LQG. Noter l'importance de ces réponses réalisées sur le modèle d'étude (18) et non pas sur le modèle de synthèse (19) pour un bateau évoluant avec une vitesse de 25 nœuds sur une mer 5 (voir §2.3.1 et figure 1).

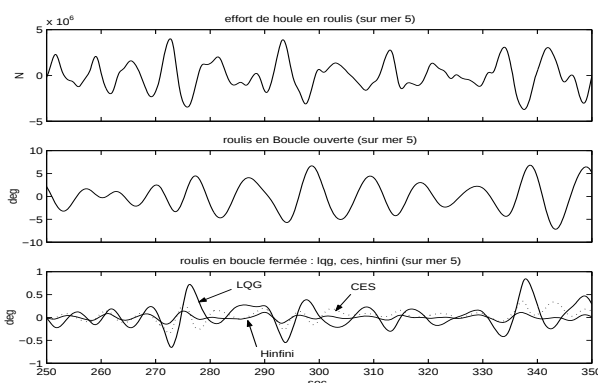


Figure 8. Réponses temporelles

Les statistiques ci-dessous (tableau 2) évaluées sur 1200s confirment ces performances (voir les écarts types σ_{lqg} , σ_{ces} et σ_{hinf}) et indiquent que les actionneurs ne saturaient pas dans les configurations simulées.

4. Conclusion

Nous avons montré comment nous avons obtenu un modèle réaliste de tenue à la mer, précisant qu'il n'était fiable que pour des angles de rencontre de 60° à 180° et pour une vitesse d'avance constante. Pour la synthèse de commande nous nous

Angle de rencontre	90°	120 °	150°
$\sigma_{bo}(\varphi)$ (deg)	2.87	1.011	0.424
$\sigma_{lqg}(\varphi)$ (deg)	0.21	0.109	0.065
$\sigma_{ces}(\varphi)$ (deg)	0.11	0.071	0.057
$\sigma_{hinf}(\varphi)$ (deg)	0.04	0.038	0.029
$\max_{lqg}(\beta)$ (deg)	10.9	7.3	5.0
$\max_{ces}(\beta)$ (deg)	13.1	8.2	5.9
$\max_{hinf}(\beta)$ (deg)	12.0	7.9	5.6
$\max_{lqg}(\dot{\beta})$ (deg/s)	13.5	14.9	16.3
$\max_{ces}(\dot{\beta})$ (deg/s)	16.9	15.7	19.2
$\max_{hinf}(\dot{\beta})$ (deg/s)	11.5	8.4	9.5

Tableau 2. Performances pour les différents correcteurs

sommes en plus restreints à des angles de 90° à 180° car dans ce cas les effets de la houle sur le lacet sont négligeables. De simples lois monovariabiles suffisent alors pour atténuer le roulis. Ces limites dans notre étude ouvrent donc différentes perspectives de travail : faire la synthèse d'un régulateur multivariable tenant compte des couplages (aileron-gouvernail, roulis-lacet), en considérant toujours des angles de rencontres de 60° à 180° ; en fonction de la connaissance de l'état de mer, calculer un régulateur unique, adaptatif ou à gains programmés. A plus long terme il faudrait considérer également le cas plus délicat des angles de 0° à 60°.

5. Bibliographie

- [AYA 01] AYAZ Z., SPYROU K., VASSALOS D., « An Improved Numerical Model for the Study of Controlled Ship Motions in Extreme Following and Quartering Seas », *Proceedings of the 2001 Control Applications in Marine Systems Conference (CAMS'01)*, Glasgow, 18-20 juillet 2001, IFAC.
- [BAI 95] BAILEY P., PRICE W., TEMAREL P., « The Dynamic Stability and Maneuvering of a Ship in a Seaway », *Proceedings of the Sixth Int. Symp. on Practical Design of Ships and Mobile Units*, 17-22 septembre 1995, p. 479-493.
- [CUM 62] CUMMINS W., « The Impulse Response Function and Ship Motions », *Schifftechnik*, vol. 9, n° 47, 1962, p. 101-109.
- [DER 87] DERN J., HARDIER G., JUNG J., « Modélisation hydrodynamique et lois de commande du système de stabilisation du porte-avions à propulsion nucléaire », *Actes de la conférence ATMA*, 1987.
- [DOY 89] DOYLE J., GLOVER K., P.P.KHARGONEKAR, B.A.FRANCIS, « State-Space Solutions to Standard H2 and H_∞ Control Problems », *IEEE TAC*, vol. 34, n° 8, 1989, p. 831-846.
- [FAL 90] FALTINSEN O., *Sea Loads on Ships and Offshore Structures*, Ocean Technology Series, Cambridge University Press, Cambridge, 1990.

- [FOS 94] FOSSEN T. I., *Navigation and Guidance of Ocean Vehicles*, John Wiley & sons, New York, 1994.
- [LAR 00] DE LARMINAT P., *Contrôle d'état standard*, Collection pédagogie d'automatique, Hermès, Paris, 2000.
- [RHE 00] RHEE K., KIM S., « A Modelling of frequency dependent vertical ship motions in irregular waves », *Proceedings of HPMV 2000*, Shanghai (Chine), 19-20 avril 2000.
- [SAB 93] SABERI A., CHEN B., SANNUTI P., *Loop transfer Recovery : Analysis and Design*, Springer Verlag, New York, 1993.
- [SGO 99] SGOBBO J., PEARSONS M., « Rudder/Fin Roll Stabilization of the USCG WMEC 901 Class Vessel », *Marine Technology*, vol. 36, n° 3, 1999, p. 157-170.
- [ZHO 98] ZHOU K., *Essentials of Robust Control*, Prentice Hall, New Jersey, 1998.

Annexe pour le service de fabrication

Article pour la revue :

RS-JESA

Auteurs :

Hervé Tanguy — Guy Lebre^t***

Titre de l'article :

*Stabilisation du roulis d'un navire
de type frégate*

Titre abrégé :

Stabilisation en roulis d'un navire

Traduction du titre :

Roll stabilisation of a frigate

Date de cette version :

1^{er} avril 2003

Coordonnées des auteurs :

- téléphone : 02 51 86 02 85
- télécopie : 02 40 74 17 36
- Email : Herve.Tanguy@ircsyn.ec-nantes.fr

Logiciel utilisé pour la préparation de cet article :

L^AT_EX, avec le fichier de style `article-hermes.cls`,
version 1.10 du 17/09/2001.

Formulaire de copyright :

Joindre le formulaire de copyright signé, récupéré sur le web à l'adresse
<http://www.hermes-science.com>