

2èmes JOURNEES DE L'HYDRODYNAMIQUE

13 au 15 Février 1989 - Nantes

---

## COMPORTEMENTS NON-LINEAIRES

### DES PLATES-FORMES SEMI-SUBMERSIBLES

Bernard MOLIN\*, Christian BERHAULT\*, Eric LE MARCHAND\*\*

\* INSTITUT FRANÇAIS DU PETROLE, RUEIL-MALMAISON

\*\* COFLEXIP, PARIS

#### Résumé

On présente ici un modèle numérique de simulation du comportement non-linéaire (basse fréquence) des plates-formes semi-submersibles. On s'attache principalement à montrer les difficultés associées à une formulation satisfaisante des efforts excitateurs (efforts de deuxième ordre sur houle, efforts fluctuants de vent), et des mécanismes dissipateurs d'énergie (traînée sur la carène). Malgré ces difficultés les résultats de comparaisons entre valeurs expérimentales et simulation numérique sont encourageants.

#### Summary

A numerical model is described, which permits to simulate the non linear behavior of semi-submersible platforms in waves, wind, and current. Emphasis is put on the physical phenomena for which a better knowledge is required, e. g., non linear wave loads, time-varying wind loading, and all mechanisms of energy dissipation. Nevertheless the numerical simulation shows promising results as compared to experimental ones.

## INTRODUCTION

On a, dans un article précédent [1], présenté différentes méthodes de calcul de la réponse linéaire à la houle des plates-formes semi-submersibles. Les mouvements ainsi calculés se comparent généralement bien à ceux mesurés en houle régulière, même à des amplitudes de houle importantes (cf. figure 2). Une raison de cette apparente linéarité de leur réponse tient au fait que leurs périodes propres se situent au delà des périodes de houle. La contrepartie est qu'en houle irrégulière, ou sous l'effet des rafales de vent, des réponses résonnantes apparaissent à ces périodes propres, et se superposent à la réponse "linéaire".

Les oscillations à basse fréquence des structures ancrées sont un type de comportement maintenant bien connu [3]. Pour les navires il n'affecte que les mouvements horizontaux (cavale-ment, embardée, lacet), pour les semi-submersibles par contre, du fait de leurs faibles raideurs hydrostatiques, il affecte également les mouvements verticaux (pilonnement, roulis, tangage). Il est donc important de pouvoir le calculer, non seulement pour dimensionner les ancrages et les liaisons avec le fond marin (risers flexibles ou rigides), mais aussi pour vérifier la stabilité dynamique du support.

Les mouvements auxquels on s'intéresse ici sont de type résonnant. Cela signifie qu'il est également important, pour les calculer, d'avoir accès aux efforts excitateurs et aux mécanismes de dissipation d'énergie (amortissements). On présente ici l'état de la connaissance en ce qui concerne les uns et les autres, à savoir, pour la partie excitation, les efforts de deuxième ordre sur houle et les efforts de vent, et, pour la partie amortissement, les efforts de traînée sur la carène. On en propose une formulation, mise en oeuvre dans un modèle de simulation temporelle, SIMSEM, et on présente quelques résultats numériques illustratifs.

## DESCRIPTION DU MOUVEMENT

On considère que le mouvement consiste en un déport pseudo-statique dans le plan horizontal et un mouvement de roto-translation de faible amplitude autour de cette position. En effet les périodes propres du mouvement horizontal étant grandes (100 à 200 secondes typiquement) devant les périodes de houle (10 à 20 secondes), il est licite de figer le premier pour l'étude de la réponse linéaire, qui s'obtient donc à partir des fonctions de transfert calculées au préalable. A cette réponse linéaire se superposent des mouvements de pilonnement, roulis, et tangage, également de faible amplitude, et à leurs périodes propres (typiquement 25 à 50 secondes).

On considère donc comme inconnues la position basse fréquence ( $X, Y$ ) du centre de gravité de la structure, son cap  $\gamma$ , et les mouvements lents de pilonnement ( $Z$ ), roulis ( $\alpha$ ) et tangage ( $\beta$ ) dans cette configuration. Compte tenu des basses fréquences de ces composantes du mouvement, les masses ajoutées associées peuvent être considérées comme constantes (fréquence nulle), et les amortissements de radiation sont négligeables. On peut donc formuler une équation du mouvement du type :

$$(M + M_a) \frac{d^2 \vec{x}}{dt^2} = \vec{F} \quad \vec{x} = (X, Y, Z, \alpha, \beta, \gamma) \quad (1)$$

où  $\vec{F}$  représente l'ensemble des efforts extérieurs responsables du comportement basse fréquence.

Cette équation étant intégrée numériquement dans le temps, à chaque pas de temps le mouvement total de la plate-forme sera reconstitué par ajout de la réponse linéaire, pour la position  $(X, Y, \gamma)$  instantanée.

Les efforts extérieurs sont classiquement identifiés comme :

- les efforts de deuxième ordre à basse fréquence sur houle ;
- les efforts dus au vent ;
- les efforts de traînée sur la carène ;
- les efforts de rappel dus à l'ancrage ;
- la propulsion (statique ou dynamique).

La décomposition des efforts d'origine hydrodynamique entre efforts de deuxième ordre d'origine potentielle, et efforts de traînée d'origine visqueuse, est évidemment discutable. Elle est néanmoins communément effectuée, faute de savoir mieux faire, bien que par exemple les essais en bassin montrent que efforts de dérive sur houle et efforts dus au courant ne sont pas additifs [2].

## EFFORTS DE DEUXIEME ORDRE SUR HOULE

Soit  $S(\omega)$  le spectre d'énergie de la houle incidente, supposée mono-directionnelle et d'angle de propagation  $\theta$ . Une représentation de l'élévation de surface libre est, au premier ordre d'approximation :

$$\eta = \sum_{j=1}^{\infty} a_j \cos(k_j \cos \theta x + k_j \sin \theta y - \omega_j t - \psi_j) \quad (2)$$

où :

$$a_j^2 = 2S(\omega_j)\delta\omega_j$$

les déphasages  $\psi_j$  étant équirépartis, de façon aléatoire, dans  $[0, 2\pi]$ .

Dans le cadre de la théorie linéarisée (premier ordre d'approximation), les efforts excitateurs dus à la houle s'écrivent :

$$\vec{F}^{(1)} = \sum_j a_j \operatorname{Re}\{\vec{f}^{(1)}(\omega_j) e^{-i(\omega_j t + \psi_j)}\} \quad (3)$$

De même, au deuxième ordre d'approximation, les efforts excitateurs prennent la forme générale :

$$\vec{F}^{(2)} = \sum_j \sum_k a_j a_k \operatorname{Re}\{\vec{f}_-^{(2)}(\omega_j, \omega_k) e^{-i[(\omega_j - \omega_k)t + \psi_j - \psi_k]} + \vec{f}_+^{(2)}(\omega_j, \omega_k) e^{-i[(\omega_j + \omega_k)t + \psi_j + \psi_k]}\} \quad (4)$$

et se scindent donc en efforts basse fréquence aux différences deux à deux des pulsations des composantes de houle, et en efforts haute fréquence aux sommes deux à deux.

Un préalable à la simulation est donc la détermination des opérateurs  $\vec{f}_-^{(2)}(\omega_j, \omega_k)$ , soit le

calcul des efforts de deuxième ordre en houle bichromatique. Si l'on écrit en ce cas le potentiel de l'écoulement sous la forme :

$$\Phi = \epsilon \Phi^{(1)} + \epsilon^2 \Phi^{(2)} = \epsilon \operatorname{Re} \{ a_j \phi_j^{(1)} e^{-i\omega_j t} + a_k \phi_k^{(1)} e^{-i\omega_k t} \} + \epsilon^2 \operatorname{Re} \{ a_j a_k \phi_-^{(2)} e^{-i(\omega_j - \omega_k)t} \} \quad (5)$$

(plus des termes de mode somme que l'on ignore)

$\bar{f}_-^{(2)}(\omega_j, \omega_k)$  est de la forme :

$$\bar{f}_-^{(2)} = \bar{f}_1^{(2)}(\omega_j, \omega_k) + i(\omega_j - \omega_k) \rho \int \int_{S_c} \phi_-^{(2)} \bar{n} dS \quad (6)$$

où  $\bar{f}_1^{(2)}$  dépend, quadratiquement, des potentiels et mouvements de premier ordre, et est donc accessible dès que le problème linéarisé a été résolu. Le deuxième terme, linéaire en  $\phi_-^{(2)}$ , fait intervenir les potentiels (incident et diffracté) de deuxième ordre, et est donc plus délicat à évaluer.

Dans la mesure où le système ne répond qu'à certaines fréquences, il n'est nécessaire d'évaluer correctement  $\bar{F}^{(2)}$  que pour ces fréquences. Si elles sont très basses il est légitime d'utiliser l'approximation, dite de Newman [4], qui consiste à remplacer  $\bar{f}_-^{(2)}(\omega_j, \omega_k)$  par sa valeur limite lorsque  $\omega_j - \omega_k \rightarrow 0$  :

$$\lim_{\omega_k \rightarrow \omega_j} \{ \bar{f}_-^{(2)}(\omega_j, \omega_k) \} = \bar{f}_1^{(2)}(\omega_j, \omega_j) = \bar{f}_d(\omega_j) \quad (7)$$

soit l'effort de dérive associé à une houle régulière de pulsation  $\omega_j$ . Une approximation légèrement différente, par moyenne géométrique [3], offre l'avantage de ramener la double sommation (4) à deux simples sommations, ce qui, compte tenu du grand nombre de pulsations  $\omega_j$  qu'il est nécessaire d'introduire dans le modèle de simulation, permet de diminuer sensiblement le coût du calcul.

L'utilisation de ce type d'approximation dans le cas particulier des tankers amarrés, où les périodes propres typiquement sont de l'ordre de plusieurs minutes, a reçu de nombreuses justifications tant expérimentales [5] que numériques [6]. Dans le cas des plates-formes semi-submersibles il reste acceptable pour les composantes horizontales du mouvement, mais ne peut s'appliquer aux composantes verticales pour lesquelles les périodes propres ne sont pas assez élevées. Force est alors de calculer exactement  $\bar{f}_1^{(2)}$  et de tenir compte du potentiel de deuxième ordre  $\phi_-^{(2)}$ .

Le calcul de la contribution du potentiel incident de deuxième ordre ne pose pas de problème, celui-ci étant connu. Il en va autrement en ce qui concerne le potentiel de diffraction de deuxième ordre.

### Calcul de la contribution du potentiel de diffraction de deuxième ordre

On a, dans une communication présentée lors des Premières Journées [7], montré comment il est possible de l'obtenir sans résoudre explicitement le problème de diffraction de

deuxième ordre, grâce au théorème de Haskind. Il s'agissait alors des efforts de deuxième ordre en houle monochromatique (à la pulsation double), mais la méthode s'applique tout aussi bien au cas de la houle bichromatique. Une autre communication des Deuxièmes Journées [8] portant sur cette extension on ne détaille pas ici les équations.

Cette méthode permet de faire apparaître la contribution aux efforts du potentiel de diffraction de deuxième ordre sous la forme de la somme de deux intégrales :

- la première, sur le plan moyen de surface libre, contient les non-linéarités liées au respect, au deuxième ordre d'approximation, des conditions cinématique et dynamique de surface libre. Elle est numériquement délicate et lourde à calculer.

- la deuxième, sur la carène, fait apparaître les non-linéarités liées à la condition de glissement. La difficulté principale, dans son évaluation numérique, provient de termes impliquant les dérivées secondes, en espace, du potentiel. L'application de la formule de Stokes permet heureusement de les faire disparaître [8].

Matsui [9] considère le cas de la plate-forme semi-submersible de l'ITTC, et calcule les différentes composantes aux efforts de deuxième ordre. Il conclut que la contribution du potentiel de deuxième ordre n'est appréciable devant  $\bar{f}_1^{(2)}$  qu'aux longues périodes de houle, lorsque les effets de diffraction sont faibles. En ce cas l'intégrale de surface libre devient négligeable, la houle incidente étant peu perturbée.

Chen [8] parvient aux mêmes conclusions.

Il resterait évidemment à vérifier que l'approximation qui consiste à négliger purement et simplement l'intégrale de surface libre s'applique dans tous les cas de figure. Compte tenu de la difficulté et du coût numériques que représente le calcul de cette intégrale, cette simplification a été adoptée dans SIMSEM. Une autre simplification, qui n'a pu encore être testée de façon extensive, consiste à utiliser, dans l'application du théorème de Haskind, non pas le potentiel de radiation de pulsation  $\omega_j - \omega_k$ , mais celui du double modèle (pulsation nulle). Cette deuxième simplification offre évidemment l'avantage de permettre l'utilisation du même potentiel auxiliaire pour tous les couples de pulsations  $(\omega_j, \omega_k)$  présents dans la houle incidente.

### Validité des efforts de deuxième ordre

Par rapport à l'approximation dite de Newman, le calcul "exact" (à l'intégrale de surface libre près) de  $f_-^{(2)}(\omega_j, \omega_k)$  présente deux inconvénients majeurs : calculs préalables à la simulation assez lourds, et nécessité, dans la simulation temporelle, de recourir à la double sommation (4) très préjudiciable au niveau du temps calcul (il est nécessaire de représenter le signal houle par plusieurs centaines de composantes). Compte tenu de ce que l'hypothèse de Newman est satisfaisante pour l'étude des mouvements horizontaux, il convient de se demander si le jeu en vaut la chandelle.

A ce niveau il convient de prendre conscience du fait que l'utilisation des efforts de deuxième ordre ainsi calculés repose sur une contradiction manifeste : le schéma de perturbation utilisé suppose le mouvement de deuxième ordre "petit" devant celui de premier ordre. Or in fine les efforts de deuxième ordre ainsi calculés vont générer des mouvements d'amplitudes égales ou supérieures à celles des mouvements de premier ordre. Dans le cas du mouvement horizontal on peut sortir de cette contradiction en arguant du fait que les deux échelles de temps sont suffisamment différentes [3] (encore qu'il apparaisse des effets pervers comme l'amortissement de dérive lié à la variation des efforts de dérive avec la vitesse d'avance et de recul de la structure). Les trop faibles périodes propres des mouvements verticaux ne

permettent pas de recourir à cet argument.

Une illustration des limites de la théorie est le "steady tilt" pris par certaines semi-submersibles, dû apparemment au fait que le moment de dérive en roulis dépend fortement de l'angle moyen de roulis. Les figures 3 et 4 présentent les efforts de dérive en embardée et en roulis exercés par des houles de travers sur la plate-forme décrite sur la figure 1 (NEKTON 8000). On remarque des pics appréciables pour des périodes voisines de 10 secondes, telles que les longueurs d'onde associées fassent deux fois l'entre axes des colonnes. La figure 5 présente la variation du moment de dérive en roulis avec l'angle d'assiette, pour des périodes de 9 et 10 secondes. On note une sensibilité importante, dont ne peut rendre compte l'approche deuxième ordre.

A ce point on peut se demander si la voie d'avenir n'est pas l'approche instationnaire, les conditions linéaires de surface libre étant conservées mais les efforts étant calculés exactement en incluant les composantes non linéaires de la pression.

On peut par ailleurs se poser des questions sur la façon dont les effets visqueux peuvent venir "polluer" le deuxième ordre, particulièrement si la vitesse du courant n'est pas nulle. Enfin il convient de garder à l'esprit que le vent est un autre élément excitateur important en ce qui concerne le comportement basse fréquence des plates-formes semi-submersibles, et que de ce côté là également l'état de la connaissance est insuffisant.

## EFFORTS DE TRAINEE SUR LA CARENE

Ainsi qu'on l'a déjà mentionné, le mouvement de la plate-forme étant de type résonnant, il est indispensable d'introduire correctement, dans le modèle, les effets dissipateurs d'énergie.

La figure 6 reproduit l'amortissement mesuré en pilonnement d'une moitié (un ponton, deux colonnes) de plate-forme semi-submersible, en fonction de la fréquence d'oscillation (plus exactement en fonction du paramètre  $\beta$ , égal ici à 850000 fois la fréquence), comparé à l'amortissement de radiation calculé par AQUADYN. Aux fréquences des mouvements qui nous intéressent ( $f \leq 0.05$  Hz), la contribution de ce dernier est négligeable et l'amortissement résulte donc principalement de la traînée due à l'écoulement relatif sur la carène.

Lorsque la vitesse du courant n'est pas nulle, ces mêmes effets de traînée sont responsables de l'effort moyen dû au courant qui participe à l'effort d'ancrage. Il est donc souhaitable d'introduire dans le modèle numérique une formulation des efforts de traînée qui rende compte et de l'effort moyen d'ancrage et des effets amortisseurs.

### Effort moyen dû au courant

Il existe principalement deux méthodes de calcul des efforts dus au courant.

La première, utilisée au stade de l'avant-projet, consiste à décomposer la carène en éléments simples (tronçons de colonnes et de pontons), à associer à chacun un coefficient de traînée approprié, et à sommer les efforts élémentaires. C'est ce qu'on appellera par la suite la méthode locale. On peut raffiner cette évaluation en tenant compte d'effets tridimensionnels, de masque, de consolidation, etc. On aboutit alors à des coefficients d'efforts globaux.

La deuxième méthode consiste à effectuer au préalable des essais sur modèle en bassin ou en soufflerie, ce qui fournit des coefficients d'efforts globaux "exacts", aux problèmes de simili-

tude près. Les coefficients d'efforts ainsi déterminés sont souvent fort différents des précédents (effets de portance).

### Amortissements de traînée

Si l'on ne s'intéresse qu'aux mouvements de cavement et d'embarquée et si la vitesse du courant n'est pas nulle, il paraît naturel de les introduire à partir de la formulation des efforts globaux, où on a remplacé la vitesse du courant par la vitesse relative instantanée. Ce faisant on suppose que les coefficients de traînée déterminés en écoulement permanent restent inchangés en conditions instationnaires, ce qui n'est pas évident. Par ailleurs si la vitesse du courant est nulle, on ne peut utiliser les mêmes coefficients de traînée, le nombre de Keulegan et Carpenter de l'écoulement n'étant plus infini mais généralement petit (mouvements de faible amplitude devant les dimensions des colonnes et pontons). C'est ainsi que pour le cas du mouvement d'embarquée des tankers, Faltinsen et Sortland [10] montrent que les coefficients de traînée à appliquer pour reproduire les effets d'amortissement sont sans commune mesure avec ceux obtenus en courant permanent (de deux à trois fois plus élevés dans le cas de quilles anti roulis).

Des questions similaires se posent évidemment pour les autres degrés de liberté. Dans le cadre d'une thèse de Docteur-Ingénieur [11], l'IFP a mené une campagne extensive d'essais de pilonnement forcé d'un ponton typique de plate-forme semi-submersible, surmonté de deux colonnes. La figure 7 reproduit les coefficients de traînée obtenus, pour une fréquence d'oscillation voisine de la fréquence propre en pilonnement, en fonction du nombre de Keulegan et Carpenter (défini ici comme  $2 \pi z / B$ , où  $z$  est l'amplitude du mouvement forcé et  $B$  la largeur du ponton), pour trois géométries des arêtes du ponton : angles vifs ( $90^\circ$ ), biseautés, et arrondis. Dans le premier cas le coefficient de traînée obtenu est de l'ordre de 4, soit 2 à 3 fois plus élevé que celui correspondant à un écoulement permanent ( $KC = \infty$ ), alors que dans les deux autres cas le phénomène inverse est observé.

Enfin il convient d'introduire des amortissements de traînée pour les mouvements de rotation, ce qui nécessite une formulation locale des efforts de traînée, les vitesses relatives n'étant pas identiques en tous points de la carène.

Pour ces différentes raisons on a choisi dans SIMSEM d'introduire une double formulation des efforts de traînée : une formulation globale, destinée essentiellement à reproduire les efforts d'ancrage, et une formulation locale destinée à reproduire les effets amortisseurs. Dans le calcul des efforts globaux la vitesse prise en compte est la vitesse apparente du courant au centre de carène. Deux calculs des efforts locaux sont effectués :

- pour une vitesse égale à la vitesse apparente locale, compte tenu des vitesses en translation et en rotation ;
- pour une vitesse égale à la vitesse apparente globale utilisée dans le calcul des efforts globaux.

La formule finale retenue pour l'expression des efforts est alors :

$$F = F_{global}(vitesse\ globale) + \sum F_{local}(vitesse\ locale) - \sum F_{local}(vitesse\ globale)$$

Cette formulation assure de retrouver les efforts globaux si les vitesses en pilonnement roulis tangage lacet sont nulles. Si la vitesse du courant est nulle seul le deuxième terme est conservé, les coefficients d'efforts globaux étant considérés valables seulement pour des nombres de Keulegan et Carpenter infinis.

Cette décomposition offre l'avantage de séparer les deux effets, donc garantit que l'on retombe sur ses pieds en ce qui concerne les efforts d'ancrage, mais elle ne dit pas quels coefficients utiliser dans la formulation des efforts locaux, et en particulier s'il convient de les ajuster suivant que la vitesse du courant est nulle ou pas. De toute évidence davantage d'informations

expérimentales sont nécessaires pour valider cette approche (ou une autre).

Enfin on a ici suivi l'approche dite à écoulements séparés qui consiste à ne pas retenir, dans la formulation des efforts de traînée, les composantes des cinématiques fluide et solide aux fréquences de houle. Cette approche, qui a le mérite de la simplicité, a été en partie validée par Demirbilek et al. [12] dans le cas du mouvement horizontal d'une plate-forme sur lignes tendues, mais a été mise en défaut lors des essais de pilonnement forcé sur le ponton [11]. Là encore d'autres références expérimentales apparaissent nécessaires.

## EFFORTS DUS AU VENT

L'origine des efforts dus au vent est évidemment très similaire à celle des efforts dus au courant, et résulte essentiellement d'effets de traînée et de portance. Les vitesses propres de la structure étant petites devant celles du vent, l'effet "amortisseur" du vent est faible et peut être négligé en première approximation. Par contre, à la différence du courant, la vitesse du vent fluctue en temps et en espace, et les fluctuations en temps contribuent notablement aux efforts excitateurs à basse fréquence.

### Efforts en écoulement permanent

Comme pour le courant les deux mêmes méthodes sont couramment utilisées pour déterminer les efforts de vent en écoulement permanent : sommation d'efforts de traînée élémentaires sur les différentes sous-structures de la partie aérienne de la plate-forme, ou utilisation de résultats d'essais en soufflerie. La première méthode est connue pour fournir des résultats acceptables pour les efforts horizontaux, mais relativement médiocres pour les moments en tangage et roulis. En effet le pont de la plate-forme agit un peu comme une aile d'avion et les efforts de portance sont importants.

### Efforts en vent fluctuant

Les efforts de vent s'expriment, en écoulement permanent, sous la forme classique :

$$F = \frac{1}{2} \rho C_d S V^2 \quad (8)$$

il est tentant, si la vitesse de vent est de la forme :

$$V(t) = \bar{V} + \delta V(t) \quad (9)$$

d'utiliser la même relation :

$$F(t) = \frac{1}{2} \rho C_d S [\bar{V} + \delta V(t)]^2 \quad (10)$$

Ce faisant on commet deux erreurs :

- La vitesse du vent à l'instant  $t$  n'est pas la même en tout point de la structure, les rafales étant localisées en espace comme en temps. On peut éventuellement corriger la relation (10) par l'introduction d'une impédance aérodynamique.



- Comme pour le courant il n'est pas licite d'utiliser le même  $C_d$  en conditions stationnaires et instationnaires.

Un problème lié à ce deuxième point est l'effet du mouvement de roulis tangage de la plate-forme qui, en variant l'incidence du pont, modifie les effets de portance.

Les fluctuations de vitesse de vent sont généralement tirées d'un spectre d'énergie. Faisant, comme pour la houle, l'hypothèse de signal gaussien, on peut générer numériquement un signal vitesse de vent par :

$$V(t) = \bar{V} + \sum_{j=1}^{\infty} v_j \cos(\omega_j t + \varphi_j) \quad \text{où : } v_j^2 = 2S(\omega_j)\delta\omega_j \quad (11)$$

Le problème qui se pose est : quel spectre de vent utiliser? Il existe de nombreuses formulations dans la littérature, qui ont généralement été étalonnées pour des fréquences d'intérêt pour les édifices terrestres (tours, ponts), donc des périodes de l'ordre de 1 à 5 secondes. Aux fréquences qui nous intéressent ces différentes formulations présentent des disparités importantes [13]. Différentes actions sont en cours en ce moment pour analyser des enregistrements de vitesse de vent en mer et proposer des formulations plus appropriées [14] [15].

## EFFORTS DE RAPPEL DUS A L'ANCRAGE

Le programme SIMSEM permet d'introduire des lignes complexes, formées de plusieurs tronçons élastiques, avec d'éventuels pendeurs ou bouées. Chaque ligne est supposée exercer un rappel purement statique : les effets dynamiques, ainsi que la traînée due au courant et au mouvement propre, ou encore la friction sur le fond, sont ignorés. Préalablement à la simulation, les lois de rappel des lignes sont déterminées et tabulées sous forme de fichiers du type :

$$FX(X_i, Z_j) \quad FZ(X_i, Z_j)$$

où X représente l'éloignement radial du point d'accrochage de la ligne sur la plate-forme par rapport à l'ancre, et Z sa hauteur par rapport au fond. Pratiquement 9 valeurs de Z et 150 valeurs de X (à pas  $\Delta FX$  constants) sont prises en compte pour la tabulation. Au cours de la simulation le programme procède par interpolations linéaires dans le fichier ainsi créé, pour obtenir les composantes horizontales et verticales des tensions des lignes en fonction de la position instantanée de la plate-forme.

## COMPARAISON AVEC LES RESULTATS EXPERIMENTAUX

Dans ce dernier paragraphe on présente une comparaison entre les résultats de la simulation numérique et des résultats expérimentaux.

La plate-forme considérée est la NEKTON 8000, développée dans le cadre d'une coopération ACB - Bouygues Offshore - IFP. Il s'agit d'une structure en béton, destinée à la mise

en production de gisements dans les zones à icebergs, telles que les Grands Bancs au large de Terre-Neuve. L'utilisation du béton offre des avantages sur l'acier au niveau de la résistance à l'impact des glaces et des possibilités de construction à Terre-Neuve, mais conduit à un déplacement impressionnant, de l'ordre de 85000 tonnes.

La figure 1 et le tableau 1 décrivent en détail les caractéristiques géométriques de la NEKTON.

Des essais en bassin sur un modèle au quarantième ont été effectués dans les installations du Laboratoire d'Hydraulique du Conseil National de Recherches du Canada à Ottawa. Les dimensions du bassin sont de 50 x 30 x 3 mètres, la profondeur d'eau étant abaissée à 2.1 mètres de façon à simuler une profondeur au réel de 95 mètres. Lors de ces essais, l'ancrage de la NEKTON a été modélisé exactement. Il consiste en 12 lignes, formées chacune de 3 tronçons :

tronçon	longueur	poids apparent	élasticité
1	120 m	0.192 tf/m	.0014%/tf
2	40 m	2.615 tf/m	0.
3	600 m	0.165 tf/m	.00165%/tf

(en partant du chaumard). Les lignes sont réparties de façon anisotrope, les efforts d'ancrage étant plus importants par le travers, et prétendues à 110 tonnes. La figure 8 présente la loi de rappel de l'ancrage.

Préalablement aux simulations effectuées avec SIMSEM, les caractéristiques hydrodynamiques de la plate-forme ont été déterminées avec un code de diffraction-radiation. Fonctions de transfert et efforts de dérive (pour les six degrés de liberté) sont calculés et stockés pour un grand nombre de fréquences et d'incidences de houle. La figure 2 montre la fonction de transfert en embardée comparée à celle déduite des essais en houle régulière. Pour chaque période deux amplitudes de houle, une faible et une proche du déferlement, ont été générées dans le bassin. Le caractère linéaire de ce type de réponse apparaît clairement, même si l'accord avec la prédiction numérique n'est pas parfait.

Les figures 3, 4 et 5, qui présentent les efforts et moments de dérive, toujours par houle de travers, ont déjà été en partie commentées. On observe que l'effort de dérive en embardée suit relativement bien la loi quadratique en fonction de l'amplitude de houle, alors que des déviations importantes apparaissent pour le moment en roulis. A noter toutefois que la détermination du moment de dérive à partir de l'inclinaison moyenne n'est pas immédiate, cette inclinaison étant en grande partie due au rappel de l'ancrage, et donc fonction également du déport moyen. Il en résulte une certaine incertitude sur la valeur déduite des mesures.

Les essais en houle irrégulière ont été conduits dans des conditions d'environnement correspondant aux conditions dites opérationnelles et de survie. Les spectres de houle modélisés sont déduits de la formulation de JONSWAP, le paramètre  $\gamma$  valant 1.3, et les couples (hauteur significative, période de pic) respectivement (10m, 12.5s) et (16m, 17.5s). Le vent et le courant étaient également simulés, le vent à l'aide d'une batterie de ventilateurs, et le courant par un système de circulation locale de l'eau du bassin. Les couples de vitesses de vent et de courant correspondant aux deux conditions ci-dessus sont respectivement (24.5m/s, 1m/s) et (36.5m/s, 1.6m/s). Les essais ont été effectués en houle seule tout d'abord, puis répétés avec vent et courant superposés. La durée de chaque essai était d'environ 2 heures au réel, soit environ 100 oscillations basse fréquence en embardée.

Les mêmes conditions d'environnement ont été simulées avec le programme SIMSEM, pour des durées de simulation égales. 180 fréquences et déphasages ont été tirés au sort pour générer le signal houle, et les efforts de dérive à basse fréquence ont été exprimés à partir de l'approximation de Newman, suivant la méthode exposée en [3]. Les historiques des signaux houle en bassin et dans SIMSEM étant différents, on est conduit à supposer que les mouvements et tensions obtenus sont comparables dans un sens statistique. Dans ce qui suit on présente les paramètres statistiques comparés des mouvements d'embarquée et de roulis, pour les quatre conditions d'environnement précitées, houle, vent et courant venant par le travers.

### Embarquée

Le tableau suivant présente les valeurs moyennes, écarts moyens quadratiques, et valeurs extrêmes obtenus en bassin et par la simulation numérique. Les enregistrements correspondant aux cas sans vent ni courant sont présentés sur les figures 9 et 10.

HS (m)	Vent Courant	Ymoy (m)	$\sigma_Y$ (m)	Ymin (m)	Ymax (m)	
10	Non	2.0	2.7	-6.3	15.6	mesuré
10	Non	2.1	3.6	-7.6	16.3	calculé
10	Oui	3.9	3.0	-4.2	20.1	mesuré
10	Oui	4.5	4.2	-8.9	22.8	calculé
16	Non	1.8	3.7	-9.1	15.2	mesuré
16	Non	1.9	4.1	-9.0	19.3	calculé
16	Oui	5.8	3.9	-4.8	20.4	mesuré
16	Oui	7.5	4.4	-5.3	24.5	calculé

(Pour les états de mer annuels, la réponse au premier ordre de la plate-forme étant faible, les valeurs données dans le tableau concernent le mouvement basse fréquence seul, pour les essais comme pour la simulation numérique. En conditions centales mouvement basse fréquence et réponse linéaire sont superposés.)

#### Déport moyen :

En houle seule le déport moyen dans les deux conditions est bien reproduit par le modèle numérique, ce qui donne quelque confiance dans le calcul des efforts de dérive. Lorsque vent et courant sont superposés le modèle surestime le déport moyen, bien que les coefficients des efforts globaux de vent et de courant aient été déduits d'essais préliminaires en vent et courant seuls.

#### Comportement dynamique :

Les coefficients de traînée utilisés dans SIMSEM pour le calcul des efforts locaux ont été pris égaux à 2, pour les colonnes comme pour les pontons. A ce niveau il convient de tempérer quelque peu le pessimisme affiché dans le paragraphe consacré aux efforts de traînée, l'écart moyen quadratique de la réponse variant comme la racine cubique du coefficient de traînée (en

l'absence de courant). Aussi n'a-t-on pas cherché à peaufiner la détermination de ce coefficient.

Dans tous les cas le modèle numérique surévalue légèrement la valeur de l'écart moyen quadratique de la réponse. Il est intéressant de constater que le modèle numérique, comme les essais, donne de façon consistante un écart moyen plus grand lorsqu'il y a du courant que lorsqu'il n'y en a pas. On rappelle que dans le premier cas l'amortissement est créé par la prise en compte de la vitesse relative dans l'expression des efforts globaux, alors que dans le second il provient des efforts de traînée locaux.

Compte tenu des différences de déports moyens, les maxima de la réponse apparaissent encore mieux corrélés aux valeurs mesurées que les écarts moyens. Il serait évidemment hasardeux d'épiloguer sur ce succès qui doit peut-être beaucoup au hasard, les échantillons réalisés de maxima en bassin comme dans la simulation n'étant pas forcément significatifs.

### Roulis

Le tableau suivant présente les paramètres statistiques principaux, mesurés en bassin et obtenus par SIMSEM. La figure 11 présente les historiques du mouvement de roulis correspondant au second cas (houle, vent et courant).

HS (m)	Vent Courant	$\theta_{\text{moy}}$ (dg)	$\sigma_{\theta}$ (dg)	$\theta_{\text{min}}$ (dg)	$\theta_{\text{max}}$ (dg)	
10	Non	0.1	0.85	-2.7	2.7	mesuré
10	Non	-0.1	1.0	-2.9	2.8	calculé
10	Oui	0.3	0.58	-2.3	2.0	mesuré
10	Oui	0.1	0.67	-2.2	2.4	calculé

Comme pour l'embarquée ces valeurs concernent la composante basse fréquence du mouvement de roulis seule. Les résultats correspondant aux conditions de survie ne sont pas présentés. La houle générée dans le bassin présentait en effet une énergie (premier ordre) non négligeable à des périodes de l'ordre de 25 secondes, ce qui fait qu'il est impossible, dans l'enregistrement du mouvement de roulis, de distinguer les réponses de premier et de deuxième ordres.

On note quelque écart entre valeurs moyennes mesurées et calculées. Ceci confirme, comme on l'avait commenté plus haut (figure 4), que le moment de dérive suit moins bien la prédiction numérique que l'effort horizontal. Le relativement bon accord observé pour les écarts moyens et les valeurs extrêmes est inattendu, compte tenu de ce que l'hypothèse de Newman ne devrait pas s'appliquer au mouvement de roulis. A noter que essais et modèle numérique donnent cette fois ci tous deux un mouvement de roulis plus faible dans le courant, au contraire du mouvement d'embarquée.

## CONCLUSION

Malgré les nombreuses difficultés d'ordre théorique attachées à la formulation des efforts excitateurs et des amortissements, il apparaît qu'un modèle numérique tel que celui présenté ici fournit des résultats en accord raisonnable avec la modélisation en bassin. Des comparaisons complémentaires et à caractère plus systématique sont prévues afin de mieux cerner le domaine de validité du modèle.

Un problème qui demeure et qui n'a pas été abordé ici est celui de l'utilisation des résultats de la simulation pour définir des valeurs extrêmes de "design". Cela suppose de connaître à quelles lois statistiques obéissent mouvements et pics de tensions dans les lignes d'ancrage. Les différentes non-linéarités qui interviennent rendent difficile, sinon impossible, la résolution théorique de ce problème. A titre d'illustration la figure 12 présente la répartition des minimas et maximas de tension dans la ligne la plus chargée en conditions de survie, comparée à la distribution de Rayleigh. La non symétrie des minimas et des maximas est frappante.

## BIBLIOGRAPHIE

1. C. BERHAULT, B. MOLIN : "Calcul des efforts du premier ordre sur les plates-formes semi-submersibles : choix d'une méthode", Premières Journées de l'Hydrodynamique, 1987.
2. Netherlands Ship Model Basin : "Low frequency behavior of semi-submersibles" et "Wave drift forces on large semi-submersibles", Joint Industry Projects, 1982 et 1985.
3. B. MOLIN : "TABUO, un modèle de comportement des navires amarrés sur point unique", thèse de D. I., ENSM, 1981.
4. J. N. NEWMAN : "Second order, slowly varying forces on vessels in irregular waves", Proc. Int. Symp. on the Dynamics of Marine Vehicles and Structures in Waves, 1974.
5. Netherlands Ship Model Basin : "Wave drift research project", Joint Industry Project, 1981.
6. A. BENSCHOP, A. HERMANS, R. HUIJSMANS : "Second-order diffraction forces on a ship in irregular waves", Applied Ocean Research, Vol. 9, n°2, 1987.
7. B. MOLIN : "Quelques réflexions sur la résolution du problème de diffraction au deuxième ordre", Premières Journées de l'Hydrodynamique, Nantes, 1987.
8. X. CHEN : "Comparaison de différentes approximations dans l'évaluation des efforts de basse fréquence sur une structure soumise à une houle irrégulière", Deuxièmes Journées de l'Hydrodynamique, Nantes, 1989.
9. T. MATSUI : "Computation of slowly varying second order hydrodynamic forces on floating structures in irregular waves", OMAE 1988.
10. O. FALTINSEN, B. SORTLAND : "Slow drift eddy making damping of a ship", Applied Ocean Research, Vol. 9, n°1, 1987.
11. E. LE MARCHAND : "Contribution à l'étude expérimentale de l'amortissement en pilonnement des plates-formes semi-submersibles", thèse de D.I., ENSM, 1987.
12. Z. DEMIRBILEK, G. MOE, P. YTTERVOLL : "Morison's formula : relative velocity versus independent flow fields formulation for a case representing fluid damping", Proc. 4th OMAE Conf., 1987.
13. M. OCHI : "Wind turbulent spectra for design consideration of offshore structures", Proc. 20th Offshore Techn. Conf., n°5736, 1988.
14. G. FORRISTALL : "Wind spectra and gust factors over water", Proc. 20th Offshore Techn. Conf., n°5735, 1988.
15. British Maritime Technology : "The aerodynamic response of compliant platforms in waves", Joint Industry Project, Final Report, 1988.

Tirant d'eau	27 m
KG	17.2 m
$I_{XX}$	0.85 E11 kg m <sup>2</sup>
$I_{YY}$	1.07 E11 kg m <sup>2</sup>
$I_{ZZ}$	1.35 E11 kg m <sup>2</sup>
$T_{pilonnement}$	22.7 s
$T_{roulis}$	25.3 s
$T_{tangage}$	30.4 s

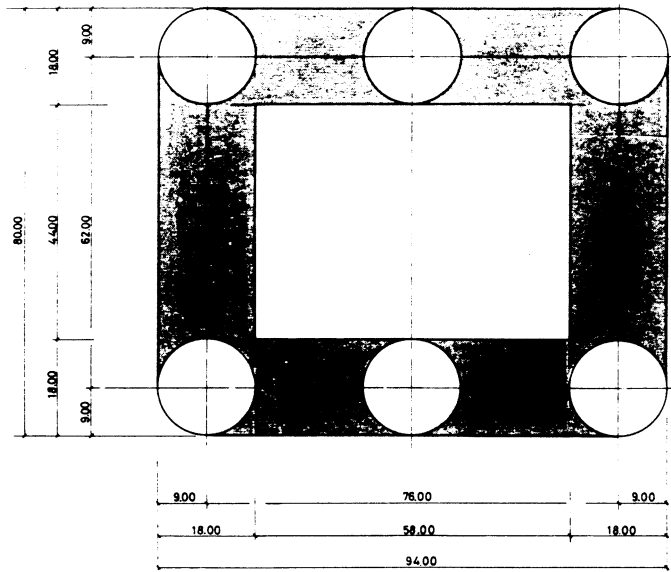
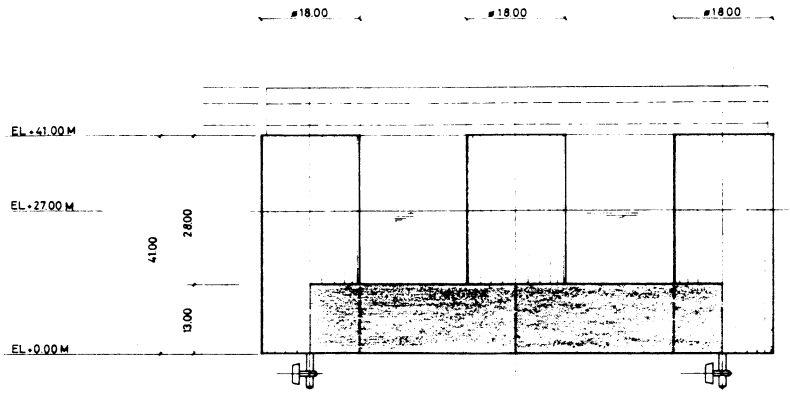
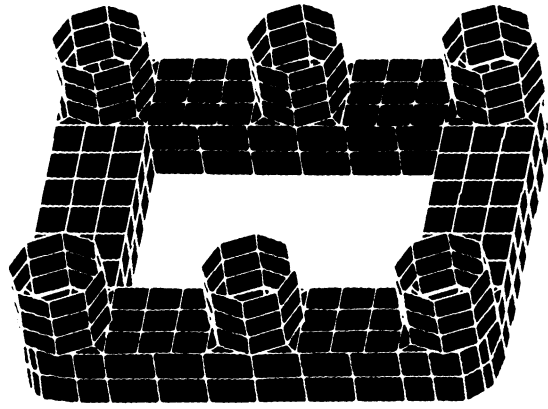


Tableau et figures 1 : NEKTON 8000.  
Caractéristiques mécaniques et géométriques.

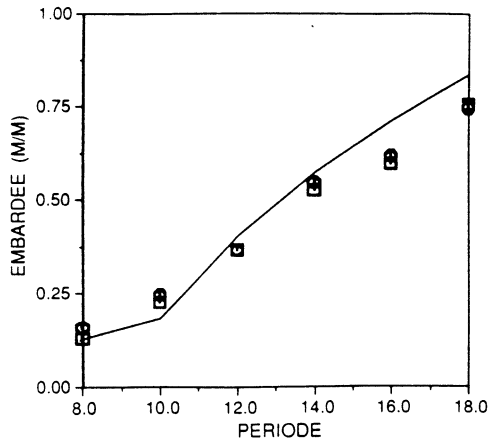


Figure 2 : Comparaison entre fonctions de transfert calculées et mesurées. Mouvement d'embardeé. o : faible amplitude ; □ : grande amplitude.

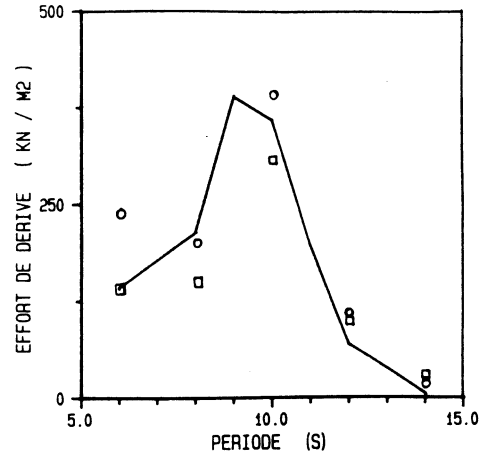


Figure 3 : Force de dérive en embardeé. o : faible amplitude ; □ : grande amplitude.

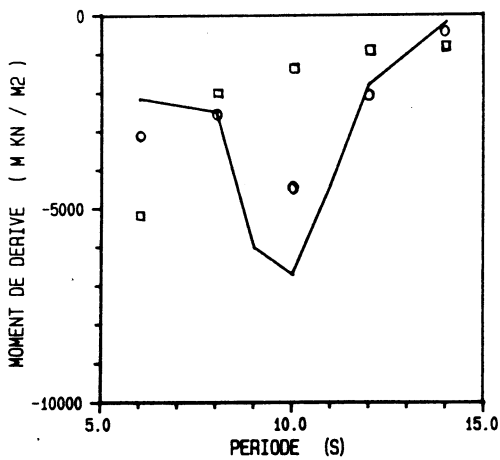


Figure 4 : Moment de dérive en roulis. o : faible amplitude ; □ : grande amplitude.

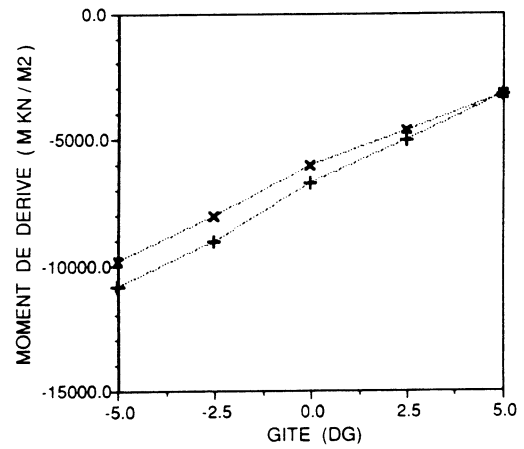


Figure 5 : Variation du moment de dérive en roulis avec l'angle de gîte. Périodes de houle : 9(X) et 10(+) secondes. Incidence :  $90^0$ .

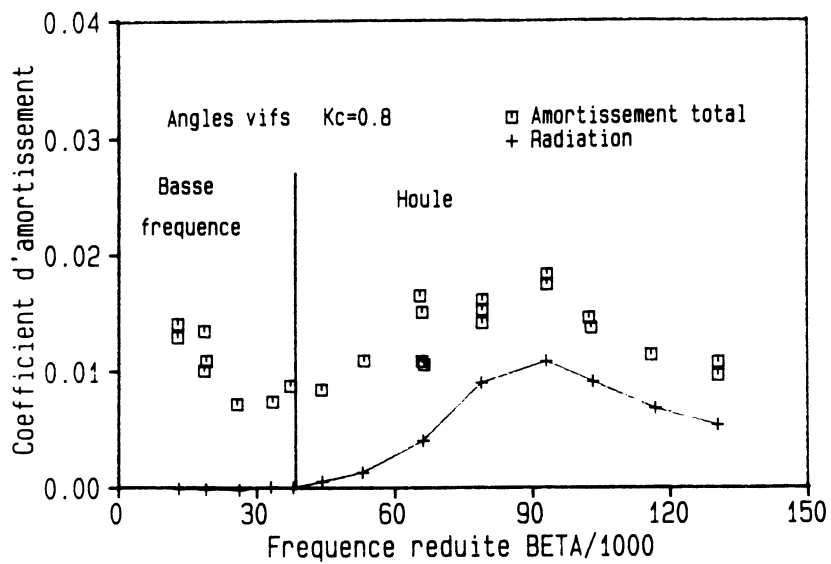


Figure 6 : Amortissement en pilonnement d'un ponton de plate-forme semi-submersible. □: valeurs mesurées. + : valeurs calculées (radiation seule).

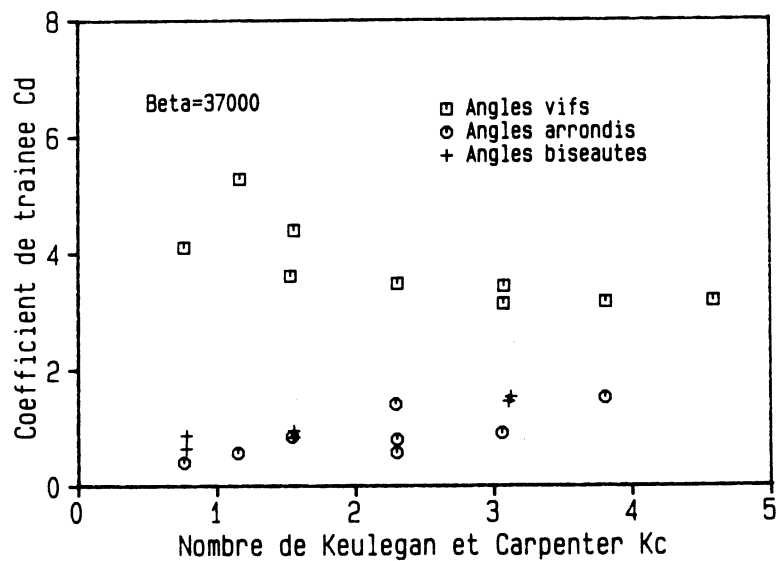


Figure 7 : Variation du coefficient de traînée avec la forme des arêtes du ponton, en fonction du paramètre de Keulegan et Carpenter.



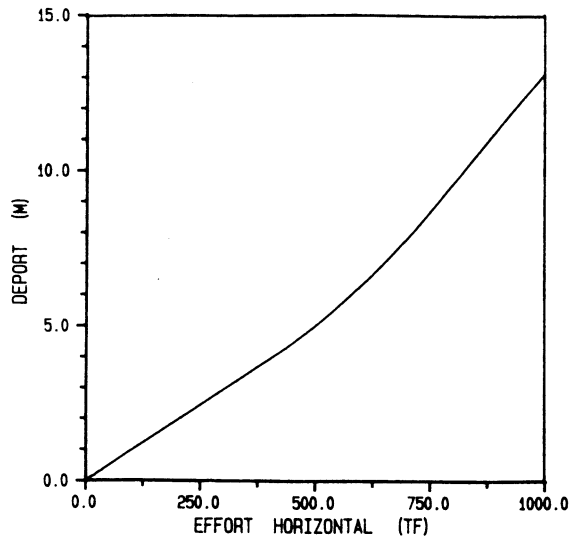


Figure 8.1 : Rappel de l'ancrage en fonction du déport en embardée.

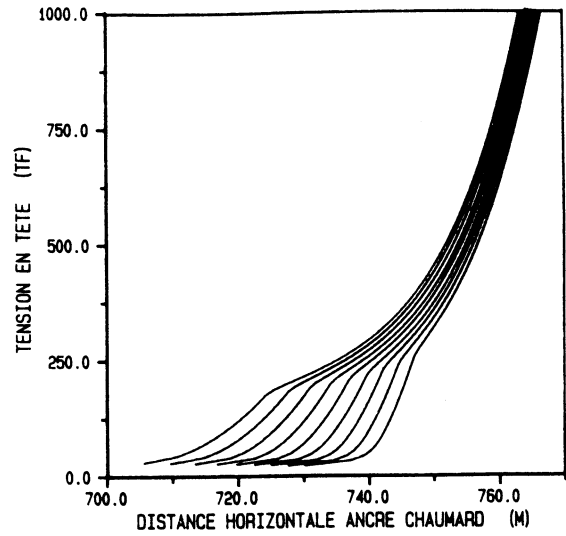


Figure 8.2 : Tensions en tête des lignes d'ancrage en fonction de l'abscisse du chaumard pour les 9 cotes verticales de référence (fichier ancrage).

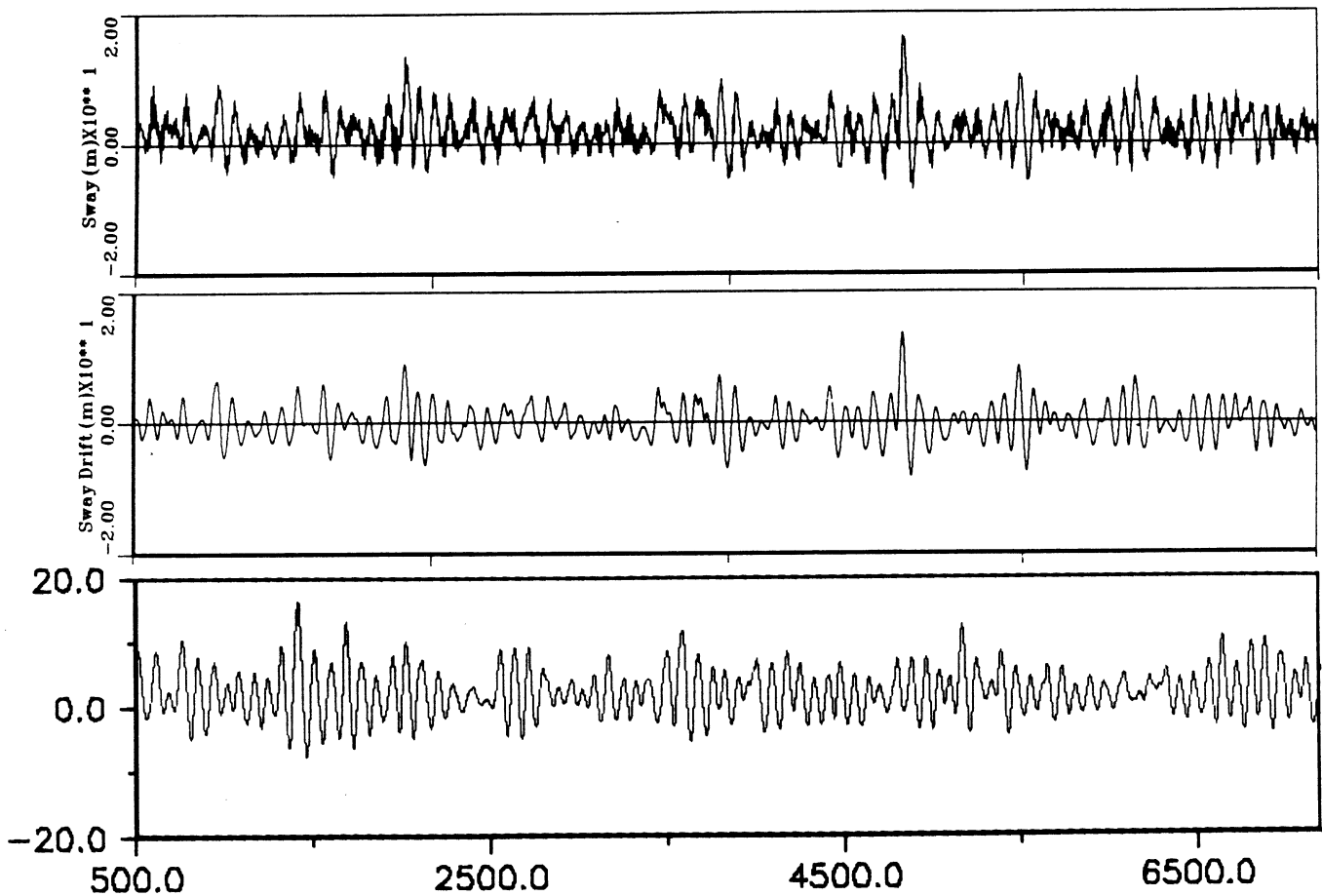


Figure 9 : Conditions opérationnelles. Houle seule. Mouvement d'embardée.

- Haut : mouvement mesuré.
- Milieu : idem après filtrage de la composante aux fréquences de houle.
- Bas : mouvement simulé (composante basse fréquence seule).

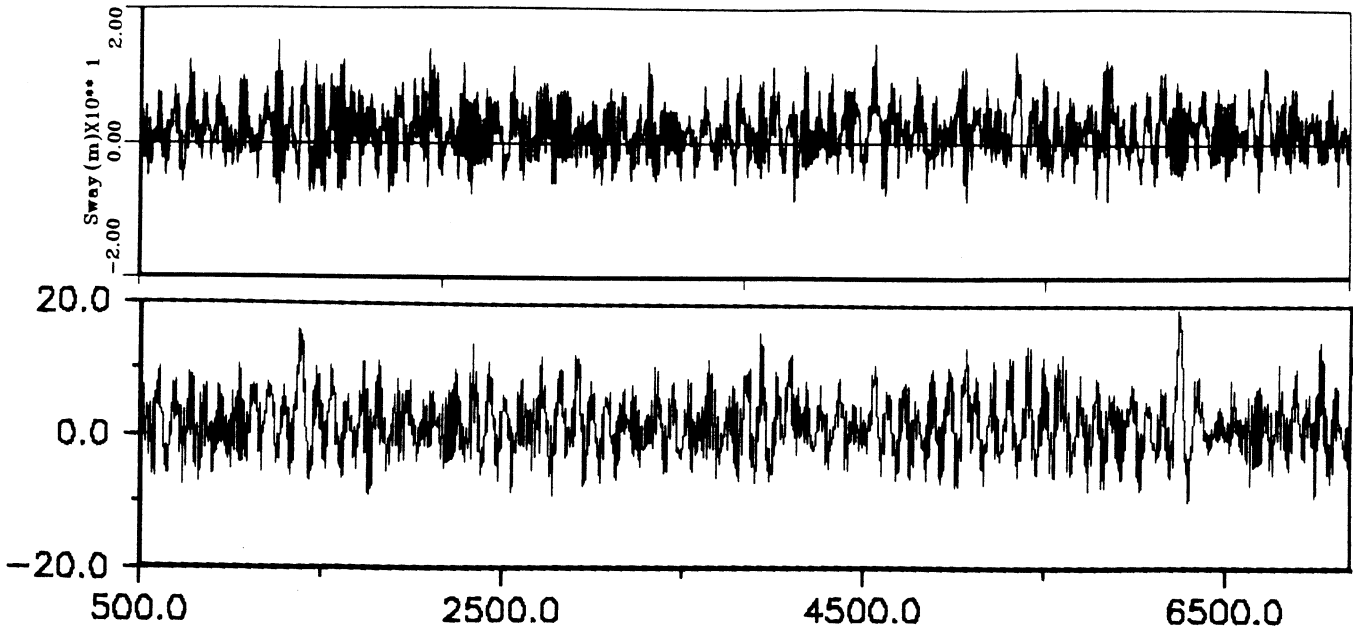


Figure 10 : Conditions centenales. Houle seule. Mouvement d'embardeé.  
Haut : mouvement mesuré. Bas : mouvement simulé.

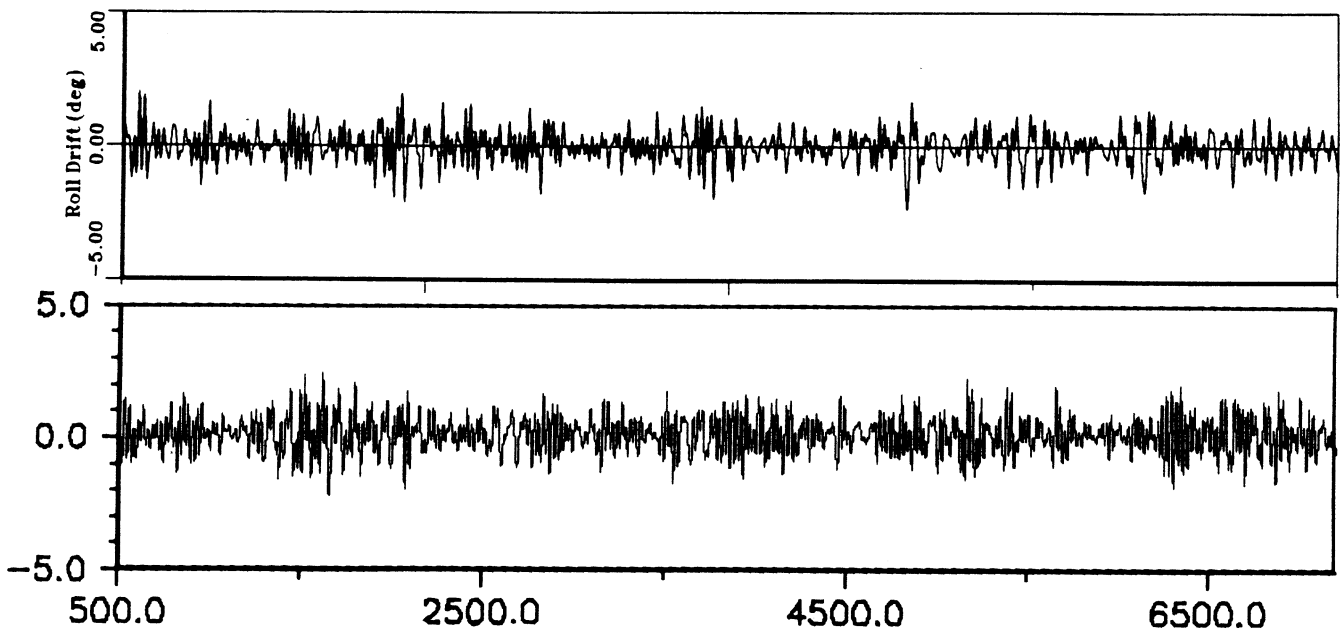


Figure 11 : Conditions opérationnelles avec vent et courant. Roulis.  
Haut : mouvement mesuré. Bas : mouvement simulé.

Figure 12 : Distribution des minimas (gauche) et des maximas (droite) de tension dans la ligne la plus chargée comparée à la distribution de Rayleigh.

