

4e JOURNEES DE L'HYDRODYNAMIQUE

1, 2, 3 mars 1993 - Nantes

QUELQUES ASPECTS DU COMPORTEMENT RÉSONANT DES STRUCTURES FLOTTANTES ANCRÉES

Ch. BERHAULT - T. COUDRAY - Ph. LE BUHAN - Ch. METAIS

Principia Recherche Développement
B.P. 107 - 06902 Sophia-Antipolis Cedex

Résumé

Les systèmes flottants ancrés sont maintenant couramment utilisés ou envisagés pour la production du pétrole en mer, particulièrement en grande profondeur d'eau (barges, plateformes semisubmersibles ou à lignes tendues). Un problème majeur de ces systèmes est qu'en général la composante du comportement dynamique apparaissant aux fréquences propres est dimensionnante pour le système d'ancrage, du fait du faible amortissement associé à ces "résonances". La publication concerne certains aspects du comportement résonant de ces structures : résonance haute fréquence des PLT, amortissement dans les mouvements basse fréquence horizontaux et verticaux.

Abstract

The floating production systems are now commonly used in the offshore industry, particularly for deep water depths (moored ships and barges, semisubmersible and tension leg platforms). For these structures the mooring system design needs a good estimation of the dynamic behaviour in waves, wind and current, particularly for the motion components taking place at the natural frequencies. The paper presents some particular problems linked to the resonant behaviour of these structures : high frequency resonance of TLPs, damping in the low frequency vertical and horizontal motions of the semisubmersible platforms.

1 – Introduction

Les projets de mise en exploitation des champs pétroliers en mer à partir de systèmes flottants dans des profondeurs d'eau supérieures à 300. m sont revenus à l'ordre du jour ces 2 dernières années. Les plus importants font intervenir des structures à fort déplacement (de 100000 à 300000 tonnes) de type TLP, semisubmersibles ou barges avec de multiples variantes architecturales. Le dimensionnement de l'ancrage de ces systèmes reste délicat. La raison essentielle est qu'ils sont soumis à des comportements résonants excités par la houle (efforts du 2ème ordre haute fréquence ou basse fréquence) et par le vent (fluctuations dynamiques), pour lesquels l'amortissement est faible et de nature complexe (en particulier l'amortissement d'origine visqueuse). Il s'ensuit que la prédiction des valeurs extrêmes des déports horizontaux et verticaux des structures, ainsi que des efforts d'ancrage associés, est difficile, le comportement étant, de plus, de nature non-linéaire. Par ailleurs, l'analyse des phases de remorquage et d'installation des structures constitue une étape importante dans l'étude du comportement global. Notons que ces phases concernent également les structures gravitaires (fixes sur site, mais flottantes temporairement).

L'étude de ces phénomènes résonants passe nécessairement par l'utilisation conjointe d'outils de calcul (diffraction du 1er et 2nd ordre le plus souvent avec vitesse d'avance, simulation temporelle non-linéaire) et d'essais en bassin (essais d'extinction avec et sans houle, essais en houle irrégulière, vent et courant). Les modèles de calcul permettent l'optimisation des systèmes, les essais permettent la calibration des modèles et la confirmation des performances finales. Ainsi les deux approches se complètent, mais ont leurs défauts propres. Un certain nombre des aspects liés aux comportements résonants sont maintenant "à peu près" bien maîtrisés et modélisés. Il s'agit essentiellement, d'une part, des efforts de diffraction et de radiation du 1er et du 2nd ordre en houle régulière, et, d'autre part, des amortissements de dérive dans les mouvements lents horizontaux [7]. Certains aspects restent par contre mal appréhendés et nécessitent encore quelques travaux de recherche, en particulier les amortissements d'origine visqueuse dans les mouvements lents, les efforts dus au vent, la prédiction des valeurs extrêmes. Enfin pour certains phénomènes, pourtant d'importance pour le dimensionnement, les connaissances restent trop partielles : l'amortissement dû aux lignes d'ancrage, les résonances haute fréquence.

L'objet de la publication n'est pas d'analyser tous ces problèmes, mais d'en présenter quelques aspects récemment étudié par les auteurs. Les approches proposées pour les résoudre sont illustrées par des résultats obtenus sur des structures existantes.

2 – Comportement résonant haute fréquence

Le phénomène de résonance haute fréquence est typique des plateformes sur lignes tendues : l'ancrage induit des raideurs verticales importantes et donc des périodes propres inférieures aux fréquences de houle (de 2 à 4 secondes environ) pour les mouvements de pilonnement/roulis/tangage. Il a été mis en évidence, d'une part au réel sur les plateformes d'Hutton et de Joliett, et d'autre part, en bassin pour les concepts récents de Snorre et d'Heidrun, pour lesquels il apparaît comme critique pour le dimensionnement des lignes d'ancrage.

L'observation des essais expérimentaux (figure 1a, 1b) conduit à distinguer deux effets apparemment découplés [9] :

- un comportement vibratoire permanent, dit de "springing", influant particulièrement sur la fatigue des lignes,

- un effet résonant transitoire, dit de "ringing", particulièrement marqué en houle extrême puisqu'il peut conduire à des surtensions dynamiques de l'ordre de 30%.

Remarque : Les plateformes fixes de type "monotower" peuvent être apparemment sujettes à ce problème. Dans ce cas, la résonance apparaît dans le mouvement horizontal du fait que le premier mode en flexion correspond à une période propre de quelques secondes.

2.1 – Les effets de "springing"

Les résultats présentés ci-après confirment que le "springing" est un effet résonant permanent engendré par les efforts de diffraction de la houle du 2nd ordre (mode somme). Il est donc plus sensible aux états de mer dont les périodes de pic sont doubles des périodes propres des mouvements verticaux.

Afin de le quantifier, le phénomène est modélisé en houle irrégulière en prenant comme efforts excitateurs les efforts de diffraction du 2nd ordre et en considérant les couplages mécaniques entre les degrés de liberté. Les mouvements et les tensions dans les lignes d'ancrage sont ensuite recherchés dans le domaine temporel.

Estimation des efforts en houle irrégulière

Le calcul des efforts de diffraction du 2nd ordre en houle bichromatique (mode somme) est maintenant maîtrisé grâce aux travaux de Chen & Molin [3], Kim & Yue [4], Newman [11]. On ne reviendra pas ici sur le support théorique. Toutefois la mise en œuvre du calcul reste assez lourde. L'estimation des efforts en houle irrégulière nécessite, en effet, de construire la matrice des fonctions de transfert quadratique (QTF mode somme) des efforts $f_{m,n}^{(2)}(\omega_m, \omega_n)$, i.e. :

- résolution du problème de diffraction au 1er ordre pour l'ensemble des fréquences $n = 1, N$ du spectre de houle,
- calcul des différentes composantes de l'effort de diffraction du 2nd ordre. On rappelle que $f_{m,n}^{(2)}$ se décompose classiquement sous la forme d'un terme dépendant des potentiels du 1er ordre :

$$(1) \quad \vec{f}_1^{(2)} = \frac{\rho}{2} \iint_{S_{\text{corps}}} \nabla \phi_1^{(1)} \nabla \phi_2^{(1)} \vec{N} dS + \frac{\rho \omega_1 \omega_2}{2g} \int_{SL} \phi_1^{(1)} \phi_2^{(1)} \vec{N} dl$$

et d'un terme dépendant du potentiel du 2nd ordre :

$$(2) \quad \vec{f}_2^{(2)} = \rho \iint_{S_{\text{corps}}} \frac{\partial}{\partial t} \phi_D^{(2)} \vec{N} dS$$

obtenu par application du théorème d'Haskind à $\phi_D^{(2)}$ et au potentiel de radiation du 2nd ordre en $\phi_R(\omega_n + \omega_m)$ associé au degré de liberté considéré (Molin [12], Lighthill [13]).

De l'analyse des résultats disponibles dans la littérature ([3],[4],[14]), il ressort que :

- aucune des composantes constituant $f_{m,n}^{(2)}$ n'est négligeable. En particulier l'application du théorème d'Haskind fait intervenir une intégrale sur la surface libre, qui reste délicate et coûteuse à évaluer, mais de contribution significative.
- $f_{m,n}^{(2)}$ est très sensible aux effets d'interaction entre les colonnes, à l'incidence de la houle (et donc probablement à la directionnalité)

• les moments en roulis et tangage sont très sensibles à la géométrie et la position du centre de gravité de la structure.

Une bonne précision doit donc être recherchée dans le calcul numérique. En particulier, le maillage doit être suffisamment fin pour décrire les courtes longueurs d'ondes des houles étudiées. Le spectre de houle $S_h(\omega)$ étant connu, l'historique de la houle incidente s'en déduit :

$$(3) \quad \eta = \sum_{n=1}^N a_n \sin(k_n x - \omega_n t + \psi_n) = \text{Re} \left\{ \sum_{n=1}^N A_n e^{-i\omega_n t} \right\} \quad \text{et} \quad a_n = \sqrt{2S(\omega_n)\delta\omega}$$

ainsi que l'historique des efforts du 2nd ordre :

$$(4) \quad F^{(2)}(t) = \sum_n \sum_m a_n a_m \text{Re} \left\{ f_{m,n}^{(2)} e^{-i[(\omega_n + \omega_m)t + \psi_n + \psi_m]} \right\}$$

Comportement dynamique dans le domaine temporel

Pour obtenir les surtensions dynamiques engendrées par les efforts du 2nd ordre, les équations du mouvement du flotteur sont résolues dans le domaine temporel :

$$(5) \quad [M][\ddot{X}] + [C][\dot{X}] + [K][X] = [F^{(2)}(t)]$$

où $[X]$ est le vecteur déplacement. $[M]$, $[C]$, et $[K]$ sont respectivement la matrice d'inertie (incluant les masses ajoutées), la matrice d'amortissement et la matrice de raideur. L'effort d'amortissement total est supposé linéaire. Il inclut l'amortissement de radiation, l'amortissement d'origine visqueuse (frottement et traînée sur les pontons et les colonnes), les amortissements d'autres origines (structure, sol). Les efforts de rappel dus aux lignes d'ancrage font apparaître des non-linéarités de nature géométrique (couplages entre les degrés de liberté). En première approximation, ils peuvent être linéarisés pour permettre la résolution dans le domaine fréquentiel. Dans ce cas, à partir de l'équation du mouvement et des efforts $f_{m,n}^{(2)}$, on construit les fonctions de transfert quadratiques des déplacements $[X(\omega_m, \omega_n)]$, puis l'historique des tensions dans les lignes d'ancrage :

$$(6) \quad [T] = \sum_n \sum_m a_n a_m \text{Re} \left\{ [K][X(\omega_m, \omega_n)] e^{-i[(\omega_n + \omega_m)t + \psi_n + \psi_m]} \right\}$$

Remarque : Les masses ajoutées considérées sont celles obtenues aux périodes propres des différents degrés de liberté. Il reste que pour les faibles périodes de houle, les masses ajoutées varient très sensiblement. Une résolution temporelle des équations du mouvement doit donc faire apparaître une convolution pour le calcul des efforts de radiation.

Résultats obtenus et commentaires

A partir des efforts $f_{m,n}^{(2)}$ obtenus dans [3], une étude des surtensions dynamiques engendrées par les effets de "springing" a été conduite pour une géométrie de plateforme type. Les périodes propres de pilonnement et de tangage sont voisines de 3.5 secondes.

Les conclusions principales sont que :

- les surtensions dynamiques sont surtout induites par le mouvement de rotation (tangage / roulis – figure 2). Le point d'application des efforts horizontaux étant très proche du centre de rotation (en fait proche de la surface libre), les résultats sont très sensibles à la précision du calcul des efforts de 2nd ordre.
- les effets de "springing" concernent surtout les états de mer dont la période de pic est voisine du double des périodes propres (résultat attendu – figure 3). Dans les cas réels, il affecte donc peu les états de mer extrêmes. Il doit cependant être pris en compte dans les analyses de comportement en fatigue.
- les surtensions dynamiques sont sensibles à la forme du spectre de houle (tableau 1).
- l'évaluation de l'amortissement du système aux hautes fréquences est particulièrement délicate. L'amortissement est très faible, ce qui implique de rechercher son origine dans divers phénomènes (amortissement structurel, amortissement du sol, amortissement visqueux...). Son ordre de grandeur est d'environ 1% de l'amortissement critique et son influence est donnée dans le tableau 2.
- si la comparaison avec les essais en bassin s'avère qualitativement bonne pour les faibles états de mer, il n'en est pas de même pour les états de mer extrêmes (tableau 3, figure 3). Les écarts-types sont satisfaisants, mais pas les valeurs maximales. Ainsi le calcul des surtensions dynamiques en conditions extrêmes ne donne pas satisfaction si seuls, les efforts de diffraction du second ordre sont pris en compte. Il convient de rechercher une nouvelle explication à l'origine de ces surtensions dynamiques.

Afin d'améliorer l'estimation des effets de "springing", il faudrait coupler les mouvements apparaissant aux autres fréquences, en particulier avec les mouvements horizontaux basse fréquence qui introduisent des non-linéarités supplémentaires dans les efforts de rappel (influence du "set-down"). Le courant a également une influence significative (fréquence de rencontre). De plus les efforts de diffraction du 2nd ordre utilisés ne prennent pas en compte le mouvement de la structure.

2.2 – Les effets de "ringing"

La définition même du "ringing" est délicate. Ainsi, par défaut, nous nous contenterons d'inclure dans le "ringing" tout ce que l'on a pas pu modéliser par les effets de "springing". Toutefois l'analyse des essais expérimentaux montre qu'il existe une corrélation évidente entre le passage des vagues cambrées et l'apparition du phénomène, de nature transitoire. De plus il est plutôt critique pour des conditions de houle extrêmes, donc de période de pic qui sont dans un rapport 3 ou 4 avec les périodes propres. Il a donc semblé naturel d'en rechercher l'origine dans les efforts de diffraction d'ordres supérieurs.

Malheureusement les modèles de calcul de diffraction non-linéaires 3D ne sont pas encore disponibles. De plus le phénomène de "ringing" étant mal connu, il est plus réaliste de l'analyser à l'aide d'approches simplifiées et qualitatives. La méthode adoptée est basée sur une approximation des efforts induits par les crêtes de houle au passage de la structure. Les efforts de diffraction sont négligés. Les surélévations de la houle autour de chaque colonne sont obtenues à partir des composantes du 1er et du 2nd ordre de la houle incidente.

Les vitesses et accélérations dans les crêtes sont supposées constantes et égales à leur valeur à la surface libre au repos :

$$V^{(1)}(x, t)|_{z=0} = \sum_{n=1}^N \frac{a_n g k_n}{\omega_n} \sin(k_n x - \omega_n t + \psi_n)$$

$$\gamma^{(1)}(x, t)|_{z=0} = - \sum_{n=1}^N a_n g k_n \cos(k_n x - \omega_n t + \psi_n)$$

Le moment de tangage induit par les efforts de crête sur la structure est alors estimé à partir d'une formulation de type Morison :

$$(7) \quad M_{SW} = \rho C_M S_c \eta(x, t) \gamma(x, t) (\eta(x, t)/2 - Z_0) + \frac{1}{2} \rho C_d 2 R_c \eta(x, t) |V(x, t)| V(x, t) (\eta(x, t)/2 - Z_0)$$

Pour être cohérent une approche similaire devrait être appliquée pour le calcul des efforts verticaux afin de prendre en compte la variation instantanée de surface mouillée et de masse ajoutée [15]. Toutefois cet effet est négligé ici.

L'équation du mouvement de tangage est résolu dans le domaine temporel pour un état de mer dit extrême. La figure 5a donne le résultat obtenu pour la tension dans une ligne d'ancrage et la figure 5b l'historique de l'élévation de houle coorespondant. Elle met bien en évidence l'apparition d'un effet résonant transitoire corrélé avec les vagues les plus cambrées. Dans une deuxième étape, les efforts de diffraction du 2nd ordre ont été ajoutés. Il faut noter que ces efforts intègrent déjà les variations d'immersion de la structure lors du passage des crêtes. Il convient donc de soustraire cette contribution des QTF.

3 – L'amortissement dans les mouvements basse fréquence

La prédiction des valeurs extrêmes des mouvements basse fréquence, horizontaux ou verticaux, passe par une résolution temporelle des équations du mouvement [2], [8]. Le calcul des efforts de diffraction du 2nd ordre est bien maîtrisé d'autant que, dans la plupart des cas, l'approximation de Newman peut être utilisée. De même, les efforts de rappel hydrostatique ou d'ancrage (catenaire ou tendu) peuvent être modélisés de manière réaliste. Les points délicats restent l'estimation des efforts dus au vent et surtout l'estimation des amortissements. Un projet "Clarom/CEP&M" est actuellement en cours sur le sujet. L'estimation de l'amortissement de dérive a fait l'objet de publications récentes [5], [16] et ne sera donc pas abordé ici. On s'intéresse plus particulièrement à la formulation de la composante d'origine visqueuse et, en particulier, à la formulation des efforts de traînée pour les structures de type semisubmersible ou TLP composées de colonnes verticales de section circulaire et de pontons horizontaux. Les amortissements d'origine visqueuse sont principalement induits par les efforts de traînée sur les pontons et dans certains cas sur les risers et les lignes d'ancrage. Il apparaît par contre que les colonnes ont une faible contribution. Compte tenu de la complexité de l'écoulement (courant, houle, mouvements de différentes fréquences), une formulation de type Morison ne peut pas être appliquée sans quelques précautions. En prenant l'exemple des efforts sur un ponton de plateforme semisubmersible, on aborde deux aspects du problème.

3.1 – Formulation de Morison en vitesse en relative

Pour l'estimation du comportement basse fréquence, il est habituel d'utiliser une formulation de Morison en vitesse relative faisant intervenir la vitesse du mouvement lent et la vitesse du courant. Or il apparaît que la cinématique du mouvement relatif aux fréquences de houle influe de façon importante sur les amplitudes du mouvement basse fréquence. On a donc cherché à la prendre en compte. Le principe du calcul des efforts est le suivant :

- l'écoulement est supposé bidimensionnel au niveau d'une section de ponton.
- si les différentes composantes de la vitesse locale $V(t, x, y, z)$ sont connues :

$$V(t, x, y, z) = V_c(z) - \dot{X}_{LF}(t) + V_{WF}(t, x, y, z) - \dot{X}_{WF}(t)$$

les efforts sont obtenus à l'aide de la formulation suivante :

$$dF(t, x, y, z) = \frac{1}{2} \rho_w C_d(R_e, K_c) |V(t, x, y, z)| V(t, x, y, z) dS(x, y, z)$$

$V_c(z)$: vitesse du courant (constante en temps)
$\dot{X}_{LF}(t)$: vitesse du mouvement basse fréquence
$V_{WF}(t)$: champ de vitesse induit par la houle
$\dot{X}_{WF}(t)$: vitesse du mouvement aux fréquences de houle
C_d	: coefficient de traînée dans la direction de l'écoulement
$dS(x, y, z)$	$= A_p dl$ (A_p hauteur ou largeur "locale" du ponton)
R_e	: nombre de Reynolds
K_c	: nombre de Keulegan et Carpenter

L'effort total est donc obtenu par intégration le long du ponton considéré. Une première difficulté de cette approche est que $V_{WF}(t)$ doit inclure les champs de vitesses incident, diffracté et radié. Les deux dernières composantes, variant fortement autour d'une section, sont difficiles à définir en moyenne, condition pourtant nécessaire pour appliquer la formulation des efforts. Pour analyser la sensibilité des efforts au type de formulation, $V_{WF}(t)$ a été pris égal au champ de vitesses donné par la houle incidente :

$$V^{(1)}(x, t)|_{z=0} = \sum_{n=1}^N \frac{a_n g k_n}{\omega_n} \sin(k_n x - \omega_n t + \psi_n)$$

Le composante $\dot{X}_{WF}(t)$ de la vitesse induite par le mouvement aux fréquences de houle est obtenue à partir des fonctions de transfert des mouvements horizontaux X_{RAO} et verticaux Z_{RAO} locaux (composition des mouvements au 1er ordre de la structure), par exemple :

$$\dot{X}_{WF}(t) = \sum_{n=1}^N a_n \omega_n X_{RAO}(\omega_n) \sin[k_n x - \omega_n t + \psi_n + \phi(X_{RAO})]$$

Le tableau 4 donne un exemple de résultats obtenus pour les déports horizontaux d'une structure réelle dans un état de mer extrême. Les efforts sont calculés avec et sans prise en compte des vitesses apparaissant aux fréquences de houle, i.e. \dot{X}_{WF} et $V_{WF}(t)$, les coefficients de traînée étant inchangés. L'effet amortisseur est nettement plus fort en incluant les vitesses aux fréquences de houle, ce qui conduit à une diminution des amplitudes des mouvements et des surtensions dynamiques dans les lignes d'ancrage d'environ 25%. La valeur moyenne du déport est par contre peu modifiée. On retrouve cette conclusion aussi bien pour les mouvements verticaux que pour les mouvements horizontaux.

La deuxième difficulté concerne la détermination du coefficient de traînée qui dépend essentiellement du nombre de Keulegan et Carpenter K_c et du rapport vitesse basse fréquence sur vitesse aux fréquences de houle. Un problème associé est la définition même de $K_c = 2\pi U_{max}/\omega A_p$: doit-on prendre pour ω la valeur de ω_{LF} ou de ω_{WF} ? Considérant que la génération des tourbillons est gouvernée par le mouvement aux fréquences de houle, il peut être logique d'associer K_c à ω_{WF} . Toutefois le régime d'écoulement est très différent selon que l'on considère le mouvement à ω_{WF} , de nature orbitale, seul présent, ou que l'on lui superpose un courant ou un mouvement lent. En particulier à petit K_c le mouvement lent, en général de grande amplitude, tend à permettre la convection et/ou la diffusion des tourbillons dans le fluide relativement à la structure. Sans courant ni mouvement lent, l'effet de sillage est prédominant (la structure oscille alors dans son sillage). Il s'ensuit que les coefficients de traînée obtenus peuvent varier du simple au double entre les deux cas. Les résultats expérimentaux doivent donc être utilisés dans les

mêmes conditions d'écoulement que les essais correspondants. Suite à une première étude expérimentale [1], des essais extensifs pour des configurations d'écoulement complexe ont été réalisés dans le cadre d'un projet Clarom. L'analyse des résultats est en cours, son but étant de proposer une ou des formulations des efforts de traînée adaptées aux simulations du comportement basse fréquence.

Il reste que ce type d'approche, s'il a l'avantage de la simplicité d'utilisation, ne permettra sans doute jamais la représentation correcte de l'écoulement et donc des efforts induits.

3.2 – L'apport de la mécanique des fluides numériques

Le développement récent des méthodes numériques de résolution des écoulements de "fluide réel" (Euler ou Navier-Stokes) instationnaires conduit naturellement à une nouvelle approche : remplacer la formulation de Morison par le calcul exact de l'écoulement dans la configuration réelle. Il n'est évidemment pas envisageable, au moins à court terme de calculer l'écoulement autour de la structure complète et ce à chaque pas de temps d'une simulation. L'approche proposée reste basée sur l'hypothèse d'un écoulement bidimensionnel. Elle s'applique donc aux structures allongées de type colonnes, pontons ou risers. Les différentes étapes du calcul sont les suivantes [10] :

- pour une structure donnée, un premier calcul de simulation permet d'obtenir les périodes propres "moyennes" (le système est non-linéaire) des mouvements basse fréquence et une estimation des amplitudes associées. Les mouvements horizontaux et verticaux locaux (en chaque "tranche") en sont déduits. On notera que ces mouvements sont de nature complexe, les périodes propres en cavalement, pilonnement et tangage pouvant être très différentes.
- le calcul des efforts locaux est réalisé à l'aide d'un modèle de calcul d'écoulement résolvant les équations d'Euler ou de Navier-Stokes en instationnaire [6]. Le mouvement imposé à la section considérée est, par exemple, du type :

$$X(t) = X_{Ij} \cos \omega_x t + X_{WF} \cos \omega_{WF} t$$

$$Z(t) = Z_{LF} \cos \omega_z t + d \theta_{LF} \cos(\omega_\theta t + \Phi_{z,\theta}) + Z_{WF} \cos \omega_p t$$

X_{WF} , Z_{WF} , θ_{WF} sont respectivement les amplitudes des mouvements de cavalement, pilonnement et tangage à basse fréquence; ω_x , ω_z , ω_θ sont les fréquences propres correspondantes; d dépend des coordonnées de la tranche considérée dans le repère général de la structure. La vitesse du courant peut être prise en compte à ce niveau.

- les efforts obtenus pour diverses combinaisons de fréquences et d'amplitudes sont stockés dans une base de données, soit sous la forme d'enregistrements temporels, soit après un traitement préalable (analyse de Fourier et linéarisation par exemple). La base de données constituée pour la forme de section choisie peut s'enrichir aisément a posteriori. Elle n'est pas spécifique d'une structure.
- au cours d'une simulation de comportement basse fréquence, à chaque pas de temps, la formulation de type Morison est remplacée par un appel à la base de données via un module d'interpolation.

Moyennant des hypothèses supplémentaires, satisfaites en général, il est possible de réduire l'effort de calcul numérique préliminaire :

- les spectres des mouvements aux fréquences de houle peuvent être supposés à bande étroite. Dans ce cas, ω_{WF} est pris égal à la fréquence du pic du spectre ω_p , et X_{WF} est calculé à partir de $X_{RAO}(\omega_p)$. Cette hypothèse est plus particulièrement vérifiée en conditions de houle extrême.

- les variations de raideur d'ancrage sont suffisamment faibles pour définir des fréquences propres d'oscillations ω_{LW} "moyennes" et donc négliger l'influence de leurs variations sur le régime d'écoulement.
- dans le cas des pontons, dont les sections présentent des angles vifs, pour justement augmenter l'amortissement, la résolution des équations d'Euler suffit (fluide parfait, écoulement rotationnel), les décollements étant générés par la discontinuité de vitesse aux arêtes et non par des effets de couche limite.

Dans le cadre d'un projet Clarom, une validation de diverses méthodes de calcul d'écoulement (dont certaines sont présentées au cours de cette conférence) a été réalisée relativement à des essais en bassin [17]. Plusieurs types de configurations ont été testés (forme de la section, type d'écoulement). Les résultats obtenus sont en bon accord et laissent beaucoup d'espoir quant à l'utilisation systématique de ces méthodes numériques dans l'avenir proche. Des développements permettent même de prendre en compte des interactions avec la surface libre. Le tableau 5 donne quelques résultats extraits du projet Clarom.

4 – Conclusion

Les résultats présentés dans cette publication sont surtout de nature qualitative. Ils permettent cependant de donner des premiers résultats et des axes de recherche précis sur les problèmes abordés, dont la résolution est fondamentale pour le dimensionnement de certains types de structure.

Une approche des effets de résonance haute fréquence semble pouvoir être menée à bien moyennant la possibilité de calculer les efforts de diffraction de la houle au moins jusqu'au 3ème ordre d'approximation. Un projet de recherche, mené dans le cadre du Clarom, est prévu sur les 2 années à venir.

L'estimation des amortissements d'origine visqueuse dans les mouvements basse fréquence semble pouvoir être approchée en résolvant numériquement les équations qui gouvernent les écoulements instationnaires autour des structures, au moins pour les structures "allongées" dans un premier temps. La validation de ces méthodes se poursuit pour des écoulements complexes. Elles pourraient aider également à interpréter les essais en bassin et à résoudre les problèmes de similitude. Il reste que les approches de type Morison sont encore les plus simples à mettre en œuvre. Toutefois les résultats obtenus ne sont fiables que si on associe, pour un écoulement instationnaire donné, la bonne formulation au bon coefficient de traînée !

Les résultats présentés ont été obtenus au cours de travaux réalisés dans le cadre de projets soutenus entre autres et en partie par le C.E.P.&M., le CLAROM, CONOCO N.I., DORIS E.

Références

- | | | | |
|-----|---|------|---|
| [1] | LE MARCHAND E., BERHAULT C., MOLIN B.
"Low frequency heave damping of semisubmersible platforms : some experimental results", BOSS'88 Trondheim 1988. | [9] | BERHAULT C., COUDRAY T., MAGNE E.
"Springing and ringing effects on offshore structures" Int. Conf. on Floating Production Systems Oslo, Octobre 1992. |
| [2] | MOLIN B., BERHAULT C., LE MARCHAND E.
"Comportement non-linéaire des plateformes semi-submersibles", 2èmes Journées de l'Hydrodynamique, Nantes 1989. | [10] | BERHAULT B., De JOUETTE C., Le GOUÉZ J.M.
"The prediction of low frequency motion damping for semi-submersible and TLP structures", Int. Conf. on Floating Production Systems, Londres, Déc 1992 |
| [3] | CHEN X. & MOLIN B.
" Calcul des efforts du 2ème ordre à très haute fréquence sur des plateformes à lignes tendues", 3èmes Journées de l'hydrodynamique, Grenoble 1991. | [11] | NEWMAN J.N. and LEE C.H.
"Sensitivity of wave loads to the discretization of bodies", BOSS, Londres 1992. |

- [4] KIM M.H. & YUE D.K.P.
"Sum- and Difference-Frequency Wave Loads on a Body in Unidirectional Gaussian seas" Journal of Ship Research, vol 35, June 1991, pp127-140.
- [5] BERHAULT C., COUDRAY T., VILLEGIER F.
"A scope of different methods to compute wave drift damping in regular waves", 7th Int. Workshop on Water Waves and Floating Bodies. Val de Reuil, Mai 1992.
- [6] De JOUETTE C.
"A numerical method for unsteady wave flows around submerged obstacles", 7th Int. Workshop on Water Waves and Floating Bodies, Val de Reuil, mai 1992.
- [7] MOLIN B.
"Amortissement de dérive lente, Etat de l'art" rapport interne projet Clarom, Juin 1992
- [8] BERHAULT C., LE BUHAN P., MOLIN B., BOUGIS J.
"Diodore : a numerical tool for frequency and time domain analysis of the behaviour of moored or towed structures", CADMO 92, Madrid, October 1992.
- [12] MOLIN B.
"Second order diffraction loads upon three-dimensional bodies" Applied Ocean Research, Vol 1, 1979.
- [13] LIGHTHILL J.
"Waves and hydrodynamics loadings" Proceedings of the 2nd BOSS Conf, Londres.
- [14] KIM M.H.
"Second-order sum-frequency wave loads on large volume structures", Applied Ocean Research, vol 13, 1991
- [15] RAINEY R.C.T
"Insights into 2nd order diffraction computations for slender body", 7th Int. Workshop on Water Waves and Floating Bodies, Mai 1992 Val de Reuil,
- [16] MALENICA S., CLARK P.
"Amortissement de dérive en profondeur finie" 4^{ème} Journées de l'Hydrodynamique, Nantes, 1993
- [17] De JOUETTE C., MARTIGNY
"Amortissement d'origine visqueuse" Projet Clarom/CEP&M 31116/91, poste 2

Tableau 1 : influence du spectre de houle
 $H_s = 3.5 \text{ m}$; $T_p = 7. \text{ s}$; houle de quart
Tensions dues au mouvement de tangage

VALEUR	RMS	MAX	MIN
$\gamma = 4.3 - \omega_i \in [0.5\omega_p; 2.5\omega_p] - C/C_r = 0.008$	2.41	10.0	-9.39
$\gamma = 4.3 - \omega_i \in [0.25\omega_p; 10\omega_p] - C/C_r = 0.008$	1.95	6.77	-6.70
$\gamma = 1. - \omega_i \in [0.5\omega_p; 2.5\omega_p] - C/C_r = 0.008$	2.12	9.49	-8.83
$\gamma = 4.3 - \omega_i \in [0.5\omega_p; 2.5\omega_p] - C/C_r = 0.016$	1.81	8.07	-7.53

Tableau 2 : influence de l'amortissement
 $H_s = 3.5 \text{ m}$; $T_p = 7. \text{ s}$; houle de quart
Tensions dues au mouvement couplé cavalement/pilonnement/tangage

VALEUR (modèle 3 d.o.f)	RMS	MAX	MIN
$C/C_r(\text{tang}) = 0.008 - C/C_r(\text{pilon}) = 0.0038$	2.89	9.22	-10.0
$C/C_r(\text{tang}) = 0.016 - C/C_r(\text{pilon}) = 0.0038$	2.55	8.94	-9.32
$C/C_r(\text{tang}) = 0.016 - C/C_r(\text{pilon}) = 0.0076$	2.19	7.55	-8.44

Tableau 3 : comparaison calcul expérience
 $H_s = 12.6$ m ; $T_p = 12$. s ; houle de quart ($\beta = 45$)
 Tensions dues au mouvement couplé cavalement/pilonnement/tangage

VALUE	RMS	MAX	MIN
Expérience - tendon T10 (sw)	1.16	10.	-9.16
- tendon T20 (nw)	0.69	3.43	-3.60
- tendon T30 (ne)	0.94	8.51	-8.86
Modèle 3 d.o.f - tendon T10	1.29	4.81	-4.86
$C/C_r(tang) = 0.016$ - tendon T20	0.56	1.54	-1.45
$C/C_r(pilon) = 0.0038$ - tendon T30	1.23	4.95	-4.89

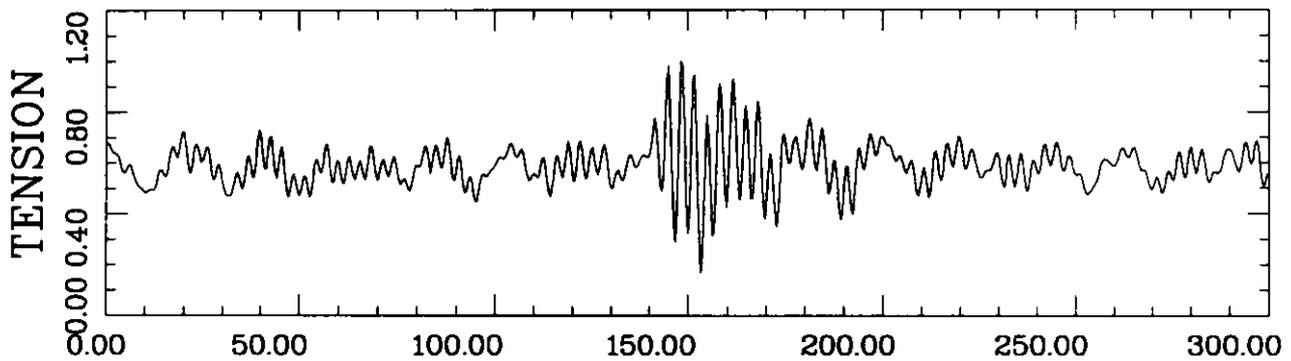


figure 1.a : signal mesuré - tension totale dans un tendon

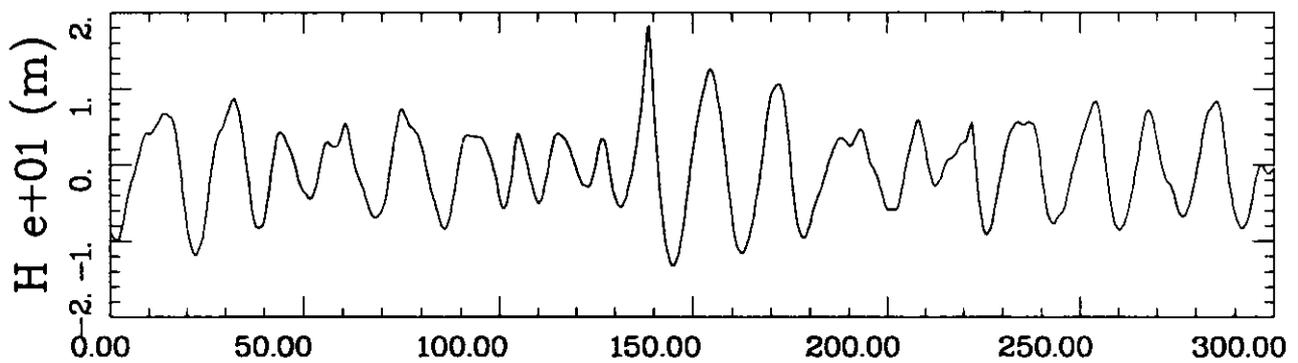


figure 1.b : signal mesuré - élévation de houle

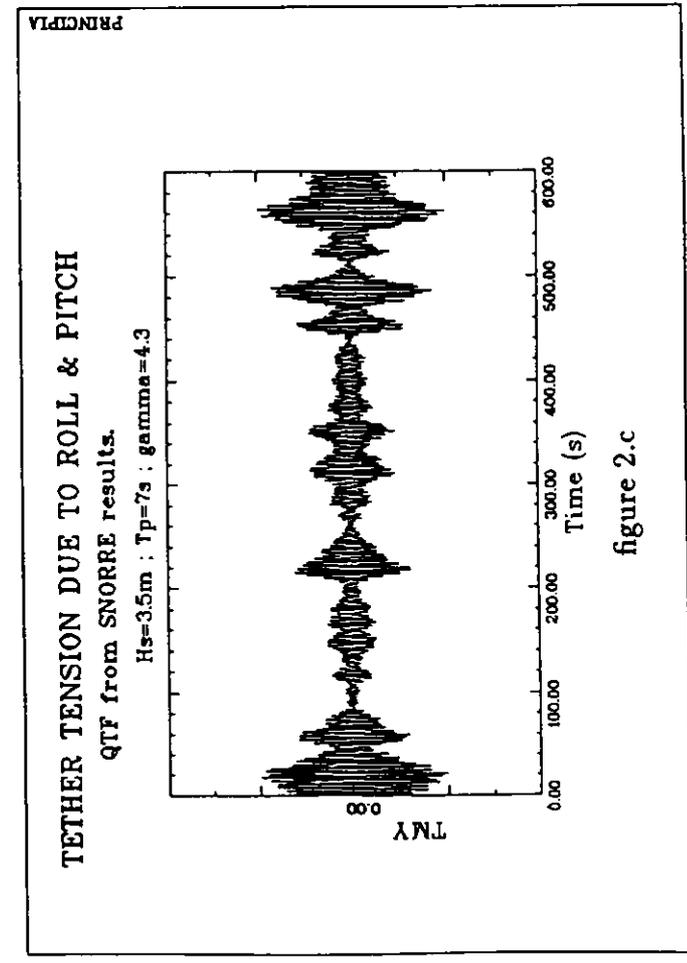
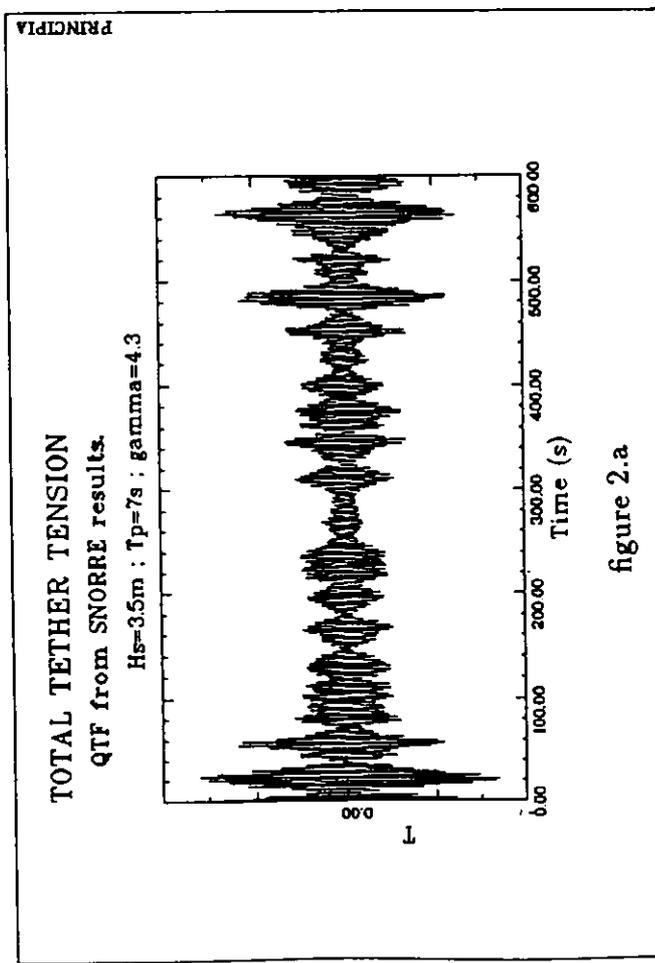
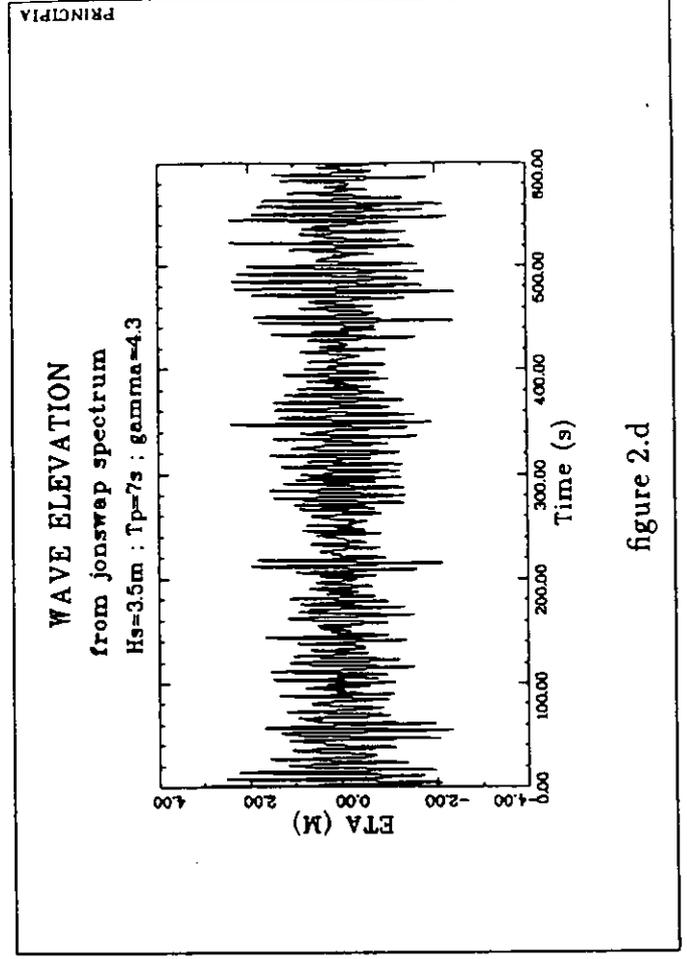
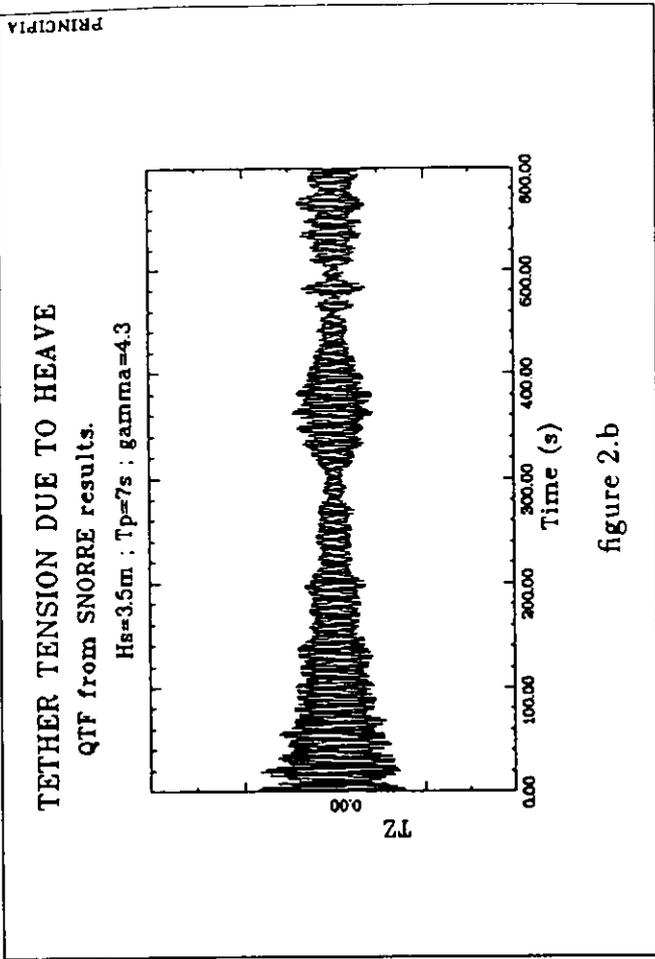


figure 2 : historiques des tensions calculées dans un tendon
 2.a : tension totale ; 2.b tension due au pilonnement
 2.c : tension due au tangage/roulis ; 2.d signal de houle

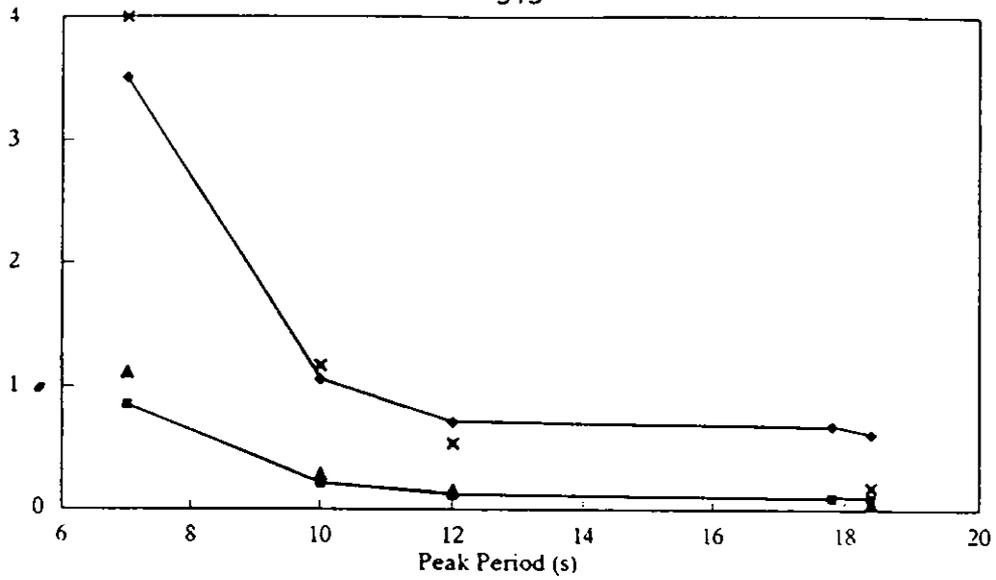


figure 3 : comparaison calcul-expérience - tensions/ H^2 = f(période)
 ■ r.m.s mesuré ; ◆ max mesuré
 ▲ r.m.s calculé ; × max calculé

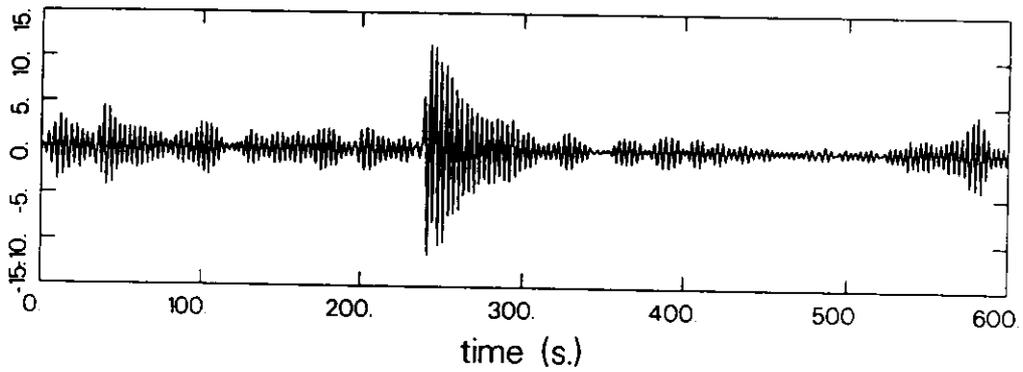


figure 4.a : effet de ringing calculé - tension dans 1 tendon

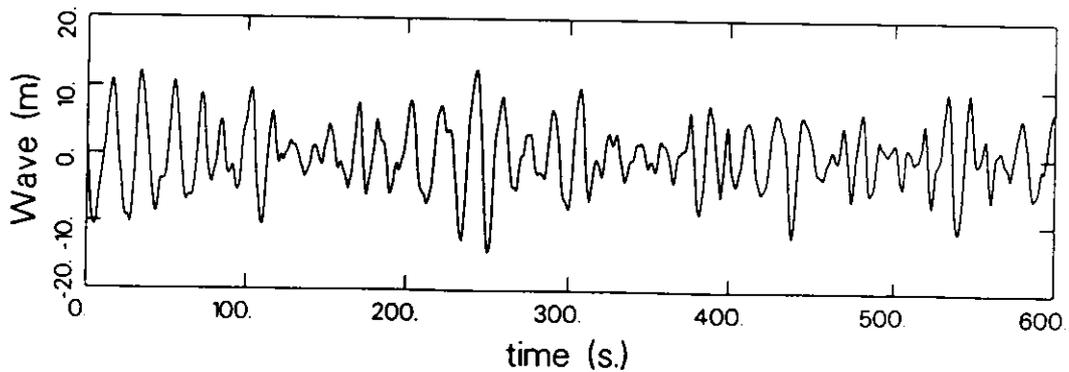


figure 4.b : signal élévation de houle

Tableau 4 : Déport horizontal d'une structure type TLP
 $H_s = 15.5 \text{ m}$; $T_p = 16. \text{ s}$
 Influence de la formulation des efforts de traînée

Formulation	X_{moyen}	$X_{R.M.S}$
Vitesse basse fréquence seule	17.35 m	4.58 m
Avec vitesse aux fréquences de houle	17.95 m	3.41 m

Tableau 5 : Efforts sur un cylindre de section carrée
 Comparaison calculs / essais, $K_c = 2$
 Extrait du projet Clarom "Amortissement à basse fréquence"

Méthode	Coef. d'amortissement	Coef. d'inertie
Expérimentale	0.57	1.38
Vortex	0.51	1.19
Euler	0.51	1.21
Navier-Stokes	0.62	1.35