



Adaptation de la méthode de Goda pour la détermination des forces horizontales maximales agissant sur les digues à paroi perforée

Dr. El-Hafid TABET-AOUL

Maître de conférences associé - Université du Havre – France

fax : (332) 32744314 - e.mails: tabet@univ-lehavre.fr ou htabet@cybercable.fr

Résumé

Il existe peu d'outils pour la détermination des efforts sur les éléments des digues faiblement réfléchissantes. La méthode la plus complète, connue à ce jour, est probablement la méthode développée par Goda étendue par Takahashi.

Le présent papier traite d'une part du travail sur l'évaluation de la distribution des pressions et de efforts agissant sur les différentes faces de ce type de structure, réalisé dans le cadre du programme de recherche européen MAST III – PROVERBS (1996-1998).

Différents essais en canal à houle ont été réalisés sur modèle 2D aux université du Havre et de Caen.

Les résultats ont permis une amélioration de la compréhension du mode de fonctionnement ainsi que des méthodes de conception de ce type de digue.

Une nouvelle méthode de calcul des forces maximales horizontales est ainsi développée. Sa validation est proposée moyennant plus de 120 couples de données de forces calculées et mesurées obtenues de diverses sources. L'analyse montre une bonne corrélation des paramètres.

Abstract

The present paper summarises a part of the work launched in the framework of the European research programme MAST III – PROVERBS (1996-1998) dealing with the evaluation of pressure distribution and forces acting on the different faces of a perforated caisson breakwater. Various 2D model tests performed at Le Havre and Caen universities as well as feed back from field measurement at Dieppe are described. Results aim to bring a contribution in the improvement of the common knowledge and design of this type of dissipative monolithic breakwaters. New method of calculation of maximum horizontal forces is therefore proposed and its validation using more than 120 couples of calculated and measured force values derived from external sources shows fairly good correlation parameters.

1. Formule étendue de Goda (1985)

Goda a utilisé l'importante base de données de mesures des efforts sur les digues verticales au Japon ainsi que ses propres études en laboratoire (Y. Goda, 1974) pour établir une formule importante pour le calcul des forces sur les digues verticales pleines (Goda, 1985).

Cette formule s'applique correctement pour le calcul des efforts maximaux sur les ouvrages verticaux pleins, mais ne prenait pas en compte les phénomènes hydrauliques particuliers au cas des ouvrages faiblement réfléchissants.

Y. Goda propose le diagramme des pressions tel que montré dans la figure 1.

La valeur maximale de la pression p_1 est prise au niveau moyen de la surface libre, alors que la valeur de la pression au pied de la structure p_3 est considérée proportionnelle à p_1 .

Cette formule, basée partiellement sur la théorie non linéaire, a l'avantage de pouvoir être employée pour tout type de houle, clapotis ou houle déferlante, tout en proposant une houle de dimensionnement plus sécurisante que la hauteur significative.

Elle a été ainsi successivement étendue pour donner une évaluation des facteurs modificateurs λ_1 , λ_2 et λ_3 à des conditions spécifiques de la houle incidente et de l'effet de l'incidence de la houle sur l'ouvrage (Takahashi et al, 1994).

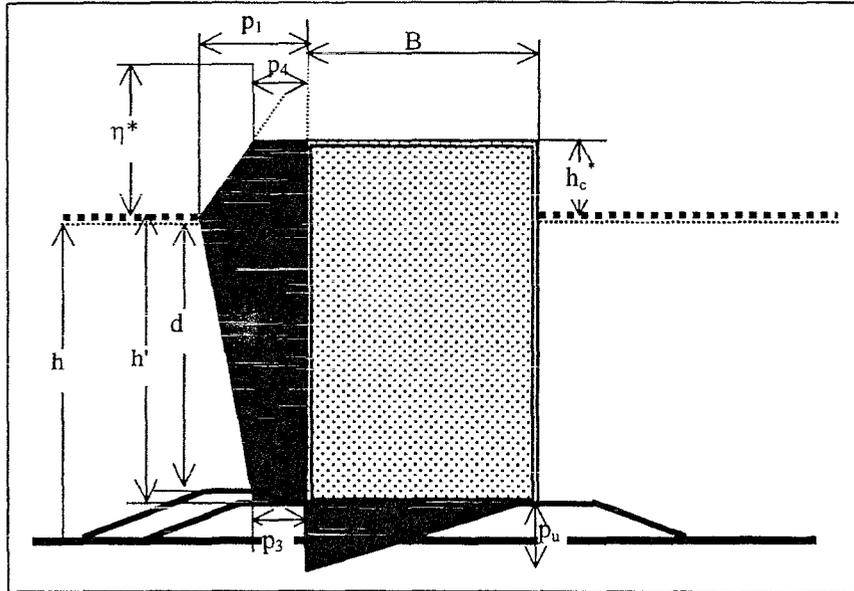


Fig. 1 : Diagramme des pressions selon Goda

Les valeurs de p_1 , p_3 , p_4 et p_u sont calculées en utilisant les formules suivantes :

$$p_1 = 0.5(1+\cos\theta)(\lambda_1 \alpha_1 + \lambda_2 \alpha^* \cos^2\theta) \rho_0 g H_D$$

$$p_3 = \alpha_3 p_1$$

$$p_4 = \alpha_4 p_1$$

$$p_u = 0.5(1+\cos\theta)\lambda_3\alpha_1\alpha_3\rho_0g H_D$$

$$\eta^* = 0.75(1+\cos\theta)\lambda_1 H_D$$

et H_D : hauteur de la houle de dimensionnement prise comme la hauteur maximale d'un échantillon de 250 vagues

Les coefficients de pression sont présentés ainsi :

$$\alpha_1 = 0.6+0.5\{(2kh)/\sinh(2kh)\}^2$$

$$\alpha_2 = \min\{(1-d/h_b)(H_D/d)^2/3, 2d/H_D\}$$

$$\alpha_3 = 1-(h'/h)\{1-1/\cosh(kh)\}$$

$$\alpha_4 = 1-h_c^*/\eta^* \text{ pour } \eta^* > h_c^* \text{ et } \alpha_4 = 0 \text{ pour } h_c^* \leq \eta^*$$

$$\alpha^* = \max\{\alpha_2, \alpha_1\} \text{ où } \alpha_1 \text{ est un coefficient dépendant de l'impact de la houle}$$

avec θ : angle d'incidence de la houle

h_b : profondeur d'eau à une distance de la digue égale à $5H_s$

k : nombre d'ondes

2. Etude sur modèle 2D des sollicitations sur les digues à paroi perforée

Cette méthode de calcul étendue aux digues à paroi perforée est à ce jour, celle qui semble donner les résultats les plus complets pour le dimensionnement de la structure.

Néanmoins la recherche de la condition critique pour le dimensionnement, basée sur la distinction entre différentes phases de la vague devant l'ouvrage, n'est probablement pas toujours évidente à trouver par l'ingénieur concepteur n'ayant à sa disposition souvent que les conditions de la houle au large.

Par contre la recherche du cas critique où l'on a les conditions de sollicitations maximales de la structure, liée de notre point de vue plus directement au rapport B/L , n'apparaît pas d'une manière explicite.

Dans la présente section, nous allons tenter de vérifier l'applicabilité de cette méthode en utilisant les données des tests réalisés avec notre modèle physique et les comparer ensuite aux résultats trouvés par le calcul au moyen de la méthode de Goda-Takahashi.

2.1 Etude en canal à houle

Des séries d'essais sur modèle réduit physique réalisé en canal à houle monochromatique (0.80mx1.00mx25.0m) à l'université du Havre puis à l'université de Caen.

Les tests sur modèle physique ont été exécutés avec un caisson à paroi perforée (figure 2), de largeur $B=54\text{cm}$. Les trous sont de $\phi 40\text{mm}$ donnant une porosité de $\varepsilon=0.28$. Le modèle est prévu avec 11 points de mesure de pression répartis sur les 3 faces, et est posé sur un fond plat sans berme.

Les séquences hydrodynamiques générées dans le canal ont été conçues de manière à faire varier les paramètres adimensionnels dans les proportions suivantes:

- Largeur réduite de la chambre: $0,066 < B/L < 0,30$
- Cambrure de la houle incidente $0,04 < H_i/L < 0,057$

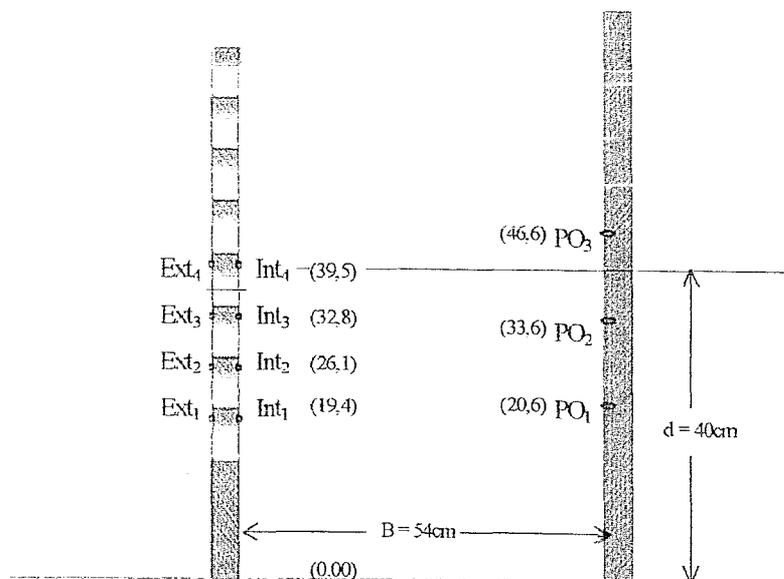


Fig 2 – Modèle du caisson sans berme
(les chiffres entre parenthèses donnent les positions des capteurs / fond)

2.2 Application du modèle de Goda-Takahashi

Le calcul des pressions et des efforts maximaux résultants, tels que proposés dans la formule de Goda-Takahashi, a été réalisé pour le cas de notre caisson à paroi perforée.

Les analyses comparatives avec les données du modèle 2D ont été faites pour chacun des tests en fonction des 3 situations d'attaque de vague (Tabet-Aoul et al., 1999).

La méthode de calcul est intéressante dans la mesure où elle permet de déterminer non seulement la poussée totale horizontale sur ce type de structure, mais aussi de donner la répartition des forces sur les deux parois.

Néanmoins les résultats de la simulation tendent à montrer que le calcul au moyen de la première situation de la vague, crest I, donne des valeurs en dessous de celles données par le modèle physique, avec des ratios de forces mesurées sur forces calculées allant de 1 à 2,2, ce qui pourrait donner lieu à des sous-dimensionnements de la structure.

L'autre inconvénient de ce cas de figure est d'avoir choisi de mettre toute la poussée sur la paroi perforée. L'expérience montre que ceci n'est pas réaliste, car la poussée totale maximale sur le caisson n'apparaît avec la crête de la vague sur la paroi perforée que dans le cas des grandes longueurs d'ondes. Mais dans ce cas, toutes les faces sont sollicitées avec leurs poussées maximales. Ce qui est le cas en particulier pour la paroi opaque.

Avec crest IIa, la valeur de la poussée totale donnée par le modèle physique passe de 0,4 à 1,8 fois la valeur donnée par le calcul. La sensibilité de la variation de B/L sur ce ratio est donc très grande. Cela peut engendrer des problèmes si la connaissance des caractéristiques de la houle ne sont pas très précises.

Dans le cas de crest IIb, la courbe de tendance est assez plate avec des valeurs de la force totale donnée par le modèle physique variant de 0,4 et 0,6 fois la force calculée. Ce cas de figure peut donner lieu à des sur-dimensionnements.

Enfin, la question peut se poser de savoir si l'introduction de ces trois phases de vague, crest I, crest IIa, crest IIb, n'apporte qu'une difficulté supplémentaire non évidente à lever par l'ingénieur qui aura à concevoir une digue. Car ce dernier ne dispose en général que des caractéristiques globales de la houle incidente. Le choix de calcul risque d'être à chaque fois guidé par la recherche de la situation la plus sécurisante au détriment de l'économie du projet.

3. Nouvelle méthode de calcul des forces maximales sur un caisson à paroi perforée

3.1 Distribution des forces sur les différents parois du caisson

Le suivi dans le temps de la propagation de l'onde de la houle à l'intérieur de l'ouvrage donne des indications sur le mode d'évolution de la distribution des pressions sur les différentes faces du caisson. Cela a pu être fait grâce aux mesures de pressions relevées par les capteurs posés sur la structure.

La figure 5 donne, sur un intervalle de temps de l'ordre de deux à trois périodes, des indications sur l'évolution simultanée de la force agissant sur la face extérieure du caisson F_{ext} , celles agissant respectivement sur la face intérieure F_{int} et sur la paroi intérieure de la chambre F_r ainsi que la force horizontale totale résultante F_{tot} . Ces différentes forces sont rapportées à une valeur de référence $F_0 = \rho_0 H_i d$.

Les courbes sont comparées à l'évolution séquentielle simultanée de l'onde de la houle enregistrée à 5cm devant la structure H rapportée à la hauteur de la houle incidente H_i .

Il est mis en évidence un retard dans l'apparition des maxima de F_{ext} , F_{int} et F_r . Les valeurs de ces retards varient en fonction de la période de la houle et donc du rapport B/L.

Le retard tend à se résorber pour les ondes longues ($B/L < 0.06$).

Pour les ondes courtes les pics apparaissent lors de la traversée de l'onde sur la paroi extérieure du caisson.

L'apparition de force totale résultante F_{tot} dépend donc de la période et de la longueur d'onde de la houle ainsi que de la largeur de la chambre.

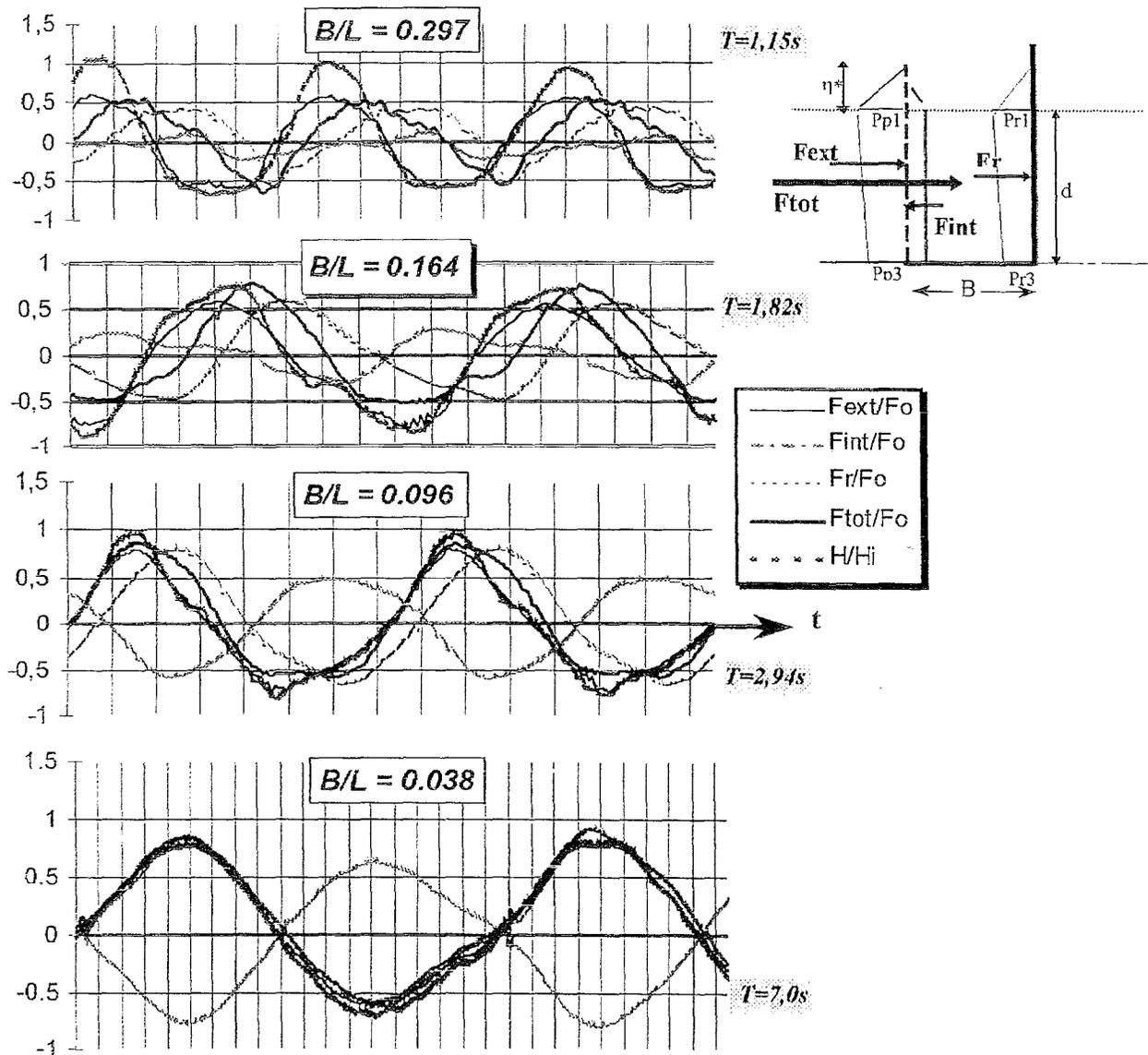


Figure 5 : Evolution de la distribution des forces sur les parois de la structure (L'axe horizontal donne le temps dont l'échelle est donnée par la période T pour chaque phase de B/L)

3.2 Présentation de la nouvelle méthode de calcul des forces

Tenant compte du lien entre le retard dans l'apparition des pics de forces agissant sur les faces du caisson et le ratio B/L , nous avons tenté d'adapter une méthode spécifique pour la détermination des efforts maximaux sur de telles structures (Tabet-Aoul, 1998).

Cette nouvelle méthode, basée néanmoins sur le modèle de Goda, fait appel à de nouveaux facteurs modificateurs $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ et un nouveau coefficient χ introduisant l'effet de retard dans l'apparition des pics de forces sur les différentes parois. Elle permet ainsi d'éviter le choix toujours difficile à faire parmi les 3 phases de la houle présentées par Takahashi(1994) et pouvant amener à une sous-estimation ou une surestimation des sollicitations sur l'ouvrage.

Le nouveau modèle de calcul se présente comme suit :

a/ Estimation de l'ascension des vagues sur les parois du caisson

Le paramètre introduisant l'effet de franchissement, hc^* est calculé comme suit:

$$hc^* = \min \{ \eta^*, hc \}$$

$$\eta^* = 0.75 (1 + \cos\beta) \lambda_{i1} H_D$$

$$\text{avec } \lambda_{i1} = \lambda_{p1} = 0.42 \quad \text{pour la paroi perforée}$$

$$\text{et } \lambda_{i1} = \lambda_{r1} = (0.7 - B/L)^2 \quad \text{pour la paroi opaque}$$

A noter que l'ascension des vagues est ainsi présentée tenant compte de la spécificité de la structure sans pour autant introduire l'effet de la porosité que nous n'avons pas pu encore analyser. Par ailleurs, la hauteur de la houle de dimensionnement H_D , ainsi que l'angle d'incidence de la houle β sont maintenus tels que donnés par Goda.

b/ Diagramme des pressions

• Pour la paroi perforée

$$p_{p1} = 0.5 (1 + \cos\beta) (0.42\alpha_1 + (B/2L) (1 + \alpha^*) \cos^2\beta) \rho_0 g H_D$$

$$p_{p3} = \alpha_3 p_{p1} \quad \text{et} \quad p_{p4} = \alpha_4 p_{p1}$$

• Pour la paroi pleine

$$p_{r1} = 0.5 (1 + \cos\beta) ((0.7 - B/L)^2 \alpha_1 + (0.43 - B/L) (1 + \alpha^*) \cos^2\beta) \rho_0 g H_D$$

$$p_{r3} = \alpha_3 p_{r1} \quad \text{et} \quad p_{r4} = \alpha_4 p_{r1}$$

A noter que les coefficients de pression sont maintenus tels que donnés par Goda

d/ Détermination des forces horizontales maximales sur les parois du caisson

• Force agissant sur la paroi perforée

$$F_p = [(p_{p1} + p_{p3})d/2 + (p_{p1} + p_{p4}) hc^*/2] \varepsilon'$$

où $\varepsilon' = 1 - \varepsilon$ (ε : porosité de la paroi)

• Force sur la paroi opaque

$$F_r = (p_{r1} + p_{r3})d/2 + (p_{r1} + p_{r4}) hc^*/2$$

• Force totale résultante

$$F_{tot} = \chi (F_p + F_r) \quad \text{où} \quad \chi = 1 - \left(\frac{9}{25} \frac{B}{L}\right) + \left(\frac{11}{4} \frac{B}{L}\right)^2 - \left(4 \frac{B}{L}\right)^3 + \left(\frac{10}{3} \frac{B}{L}\right)^4$$

N.B. : Le facteur χ peut être considéré comme le facteur de retard dans l'apparition des forces sur les faces des parois de la structure. Il a été développé à partir de la courbe de tendance donnée par l'analyse des résultats des mesures sur le modèle 2D sur l'intervalle de variations de B/L les plus fréquentes pour ce type de digue à savoir : $0 < B/L < 0,35$.

Au delà de cette valeur de B/L , on peut supposer que $\chi = 1$

4. Tentative de validation de la méthode

4.1 Vérification de la méthode dans le cas du caisson posé avec une berme

Une série de tests a été réalisée sur le modèle du caisson posé avec une berme tel que montré sur la figure 6, l'objectif étant d'analyser l'effet de la berme sur la distribution des pressions sur les parois du caisson et vérifier ainsi la validité de la méthode de calcul dans ce cas.

Les capteurs de pression sont placés tels qu'indiqués sur la figure 6. Une sonde limnimitrique devant chacune des parois ainsi que quatre autres au centre du canal, avec des intervalles de 1,50m, sont prévues respectivement pour la mesure des ascensions et la détermination des coefficients de la réflexion de la houle sur l'ouvrage.

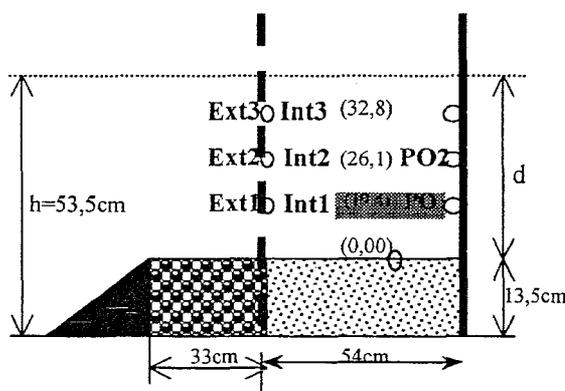


Fig.6 – Modèle du caisson avec une berme

32 valeurs de la force résultante horizontale maximale sur le caisson, F_{mes} , ont été déduites à partir des distributions des pressions mesurées sur les différentes parois et comparées aux valeurs correspondantes données par le calcul F_{calc} .

La synthèse des résultats est donnée dans la figure 7.

4.2 Mesures de pressions sur le site de la digue de Dieppe

L'analyse des premières données de pression des 11 capteurs posés en 1996 sur un des caissons de la nouvelle digue Jarlan de Dieppe (TABET-AOUL and al, 1999), a fait ressortir deux tempêtes ayant donné lieu à des enregistrements de pressions significatives. Il s'agit des tempêtes du 11 et 13 février 1997.

Le houlographe n'étant pas encore posé à ces dates, les hauteurs de houle correspondantes sont déterminées à partir de la corrélation entre les valeurs données par l'office de la météorologie et celle tirées de la mesure des pressions sur l'ouvrage.

Les valeurs respectives retenues sont :

- $H_{i1} = 5,18\text{m}$ et $L_1 = 73\text{m}$ avec la profondeur d'eau de $d_1 = 8,50\text{m}$ devant la structure donnent une force maximale horizontale agissant sur 1 m^2 donnée par la mesure :

$$F_{mes1} = 291,4\text{ kN/ml}$$

- $H_{i2} = 2,30\text{m}$ et $L_2 = 58\text{m}$ avec $d_2 = 9\text{m}$ pour une force donnée par la mesure :

$$F_{meas2} = 107,3\text{ kN/ml}$$

Les valeurs correspondantes des forces horizontales maximales tirées du calcul en utilisant le nouveau modèle de détermination de ces forces agissant sur une même surface de 1m^2 :

$$F_{calc1} = 291,1\text{ kN/ml}$$

$$F_{calc2} = 95,1\text{ kN/ml}$$

4.3 Modèle 3D de Dieppe de SOGREAH

Des tests sur un modèle physique 3D de la digue Dieppe, à l'échelle 1/40, a été réalisé par SOGREAH. Six résultats de tests, avec des houles générées pour moitié en houle monochromatique et pour l'autre en houle spectrale, ont été publiés par M. CANEL (1994). Ces données ont servi pour l'analyse comparative de ce chapitre avec les paramètres suivants :

Largeur du caisson $B = 13,50$ m

Profondeur d'eau devant l'ouvrage $h = 13,20$ m

Profondeur d'eau sur la berme $h' = 7,20$ m

Les forces ont été mesurées au moyen d'un dynamomètre.

A noter que les résultats obtenus à partir des données avec la houle spectrale aboutissent systématiquement à des valeurs de forces données par les tests inférieures de l'ordre de 30% à celles obtenues par le calcul (voir figure 7). Ceci devrait provenir probablement de l'imprécision dans la définition de la houle incidente générée dans le modèle.

4.4 Modèle 2D de Porto Torres (Italie)

Une étude sur modèle physique 2D à l'échelle 1/25 du caisson à paroi perforée, conçu avec 3 chambres, de Porto Torres a été publiée par ENEL (1998).

11 séries de données des tests sont ainsi intégrées à l'analyse comparative faite dans le présent chapitre, en tenant compte des paramètres suivants :

- ◆ Le caisson est considéré avec une seule chambre dont la largeur est égale à la somme des 3 largeurs soit : $B=10,15$ m
- ◆ Les perforations sont des fentes verticales (1,90m x 0,90m sur le prototype) donnant une porosité de la paroi de $\varepsilon = 0,30$.
- ◆ Les profondeurs d'eau $d = 14$ m, $h = 21$ m

N.B : La relative surestimation de l'ordre de 34% dans les résultats donnés par le calcul est due probablement à la simplification du caisson en chambre unique qui doit dissiper moins d'énergie que dans le cas du multi-chambre ; en particulier dans le cas présent où le ratio B/L est proche du fonctionnement optimal.

4.5 Etude sur modèle 3D d'une digue à paroi perforée, LIP – DH

Des essais sur le modèle réduit tridimensionnelle d'un caisson à paroi perforée ont été réalisés en houle aléatoire par Delft Hydraulics. Trois séries de tests ont été publiées par C. Franco (1996).

Le caisson simulé au 1/31 est prévu avec une chambre unique de largeur $B=12,40$ m en nature. Les essais ont été exécutés avec la paroi perforée munie de trous circulaires ou rectangulaires donnant néanmoins une même porosité.

Les profondeurs d'eau devant l'ouvrage sont $h=18,9$ m et au-dessus de la berme $d=14,8$ m.

4.6 Synthèse des résultats

La figure 7 donne une synthèse des résultats à partir des différentes sources de données.

Les résultats sont présentés sous forme de 122 couples de valeurs des forces horizontales totales maximales calculées $F_{calc}/\omega_0 H_{id}$ et celles données par les enregistrements sur site ou sur modèle réduit $F_{mes}/\omega_0 H_{id}$. Ces ratios adimensionnelles sont choisis de manière à disposer de valeurs homogènes.

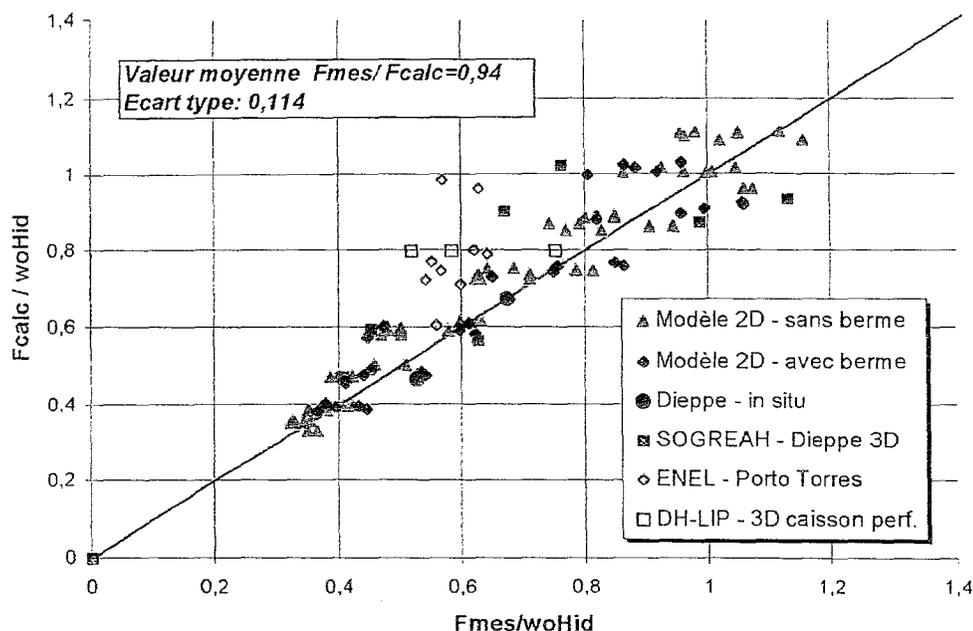


Fig.7 – Analyse comparative des forces horizontales maximales calculées au moyen de la nouvelle méthode et celles issues des différentes sources de données.

Le calcul des paramètres de corrélation de la synthèse globale des 122 couples de valeurs donne :

- ◆ La valeur moyenne du ratio $F_{mes}/F_{calc} = 0,94$
- ◆ L'écart type de ce ratio est de 0,114

La méthode de calcul des forces proposée apparaît ainsi en bonne corrélation avec les données des différentes sources de données mesurées. L'étude des moyenne de F_{mes}/F_{calc} montre les valeurs données par le calcul sont de l'ordre de 7% supérieures à celles dérivées des études sur modèle 2D réalisées par nos soins et 10% supérieures à celles obtenues par les différentes sources extérieures.

Pour les données d'ENEL, 3 points semblent donner une forte surestimation des valeurs calculées. Ils sont concentrés dans la bande des ondes longues. Cela est dû au type de structure à multi-chambres permettant probablement une plus grande dissipation de l'énergie qu'un caisson à chambre unique. En particulier pour les ondes longues où l'effet est plus sensible du fait de la plus grande pénétration de la houle à faible cambrure.

V. Conclusion

Il y a lieu de noter que ce modèle de calcul des forces horizontales maximales agissant sur les digues à paroi perforée a été développé au moyen de tests réalisés en houle régulières. Les effets induits par la houle aléatoire, en particulier sur le niveau d'ascension des vagues et sur la simultanéité des efforts sur les différentes faces des parois n'ont ainsi pas pu être analysés. Des travaux complémentaires sont donc à envisager pour parfaire la validation de ce modèle.

Néanmoins, l'étude de validation de cette méthode de détermination des forces semble montrer une assez bonne corrélation avec les valeurs données par les différentes sources extérieures. Nonobstant les difficultés d'homogénéisation des résultats dues à la différence dans la conception des structures ainsi que dans les conditions d'expérimentation des modèles physiques utilisés, en particulier pour ceux exécutés avec de la houle aléatoire, nous pouvons conclure enfin que cette nouvelle méthode, basée sur le modèle de Goda, peut être considérée comme un outil relativement simple de détermination de la distribution des efforts maximaux agissant sur les parois de telles structures. Elle permet ainsi d'éviter le choix toujours difficile à faire parmi les 3 phases de la houle présentées par Takahashi(1994) et pouvant amener à une sous-estimation ou une surestimation des sollicitations sur l'ouvrages.

Remerciements

Ce travail a été réalisé en partie grâce au support de la Communauté Européenne avec le programme de recherche MAST III – PROVERBS, PRObabilistic design tools for VERTICAL BreakwaterS, de même qu'au financement partiel du Ministère de la Recherche et de la Technologie.

Nos remerciements vont par ailleurs au Groupe de Recherche en Génie Côtier de l'université de Caen et en particulier à Mr J.M. Rousset, chercheur, qui nous ont permis de disposer ainsi de résultats intéressants pour la validation de ce travail.

Références

- Canel M. (1994): "Dissipative monolithic breakwaters" – Some aspects of hydrodynamics – MAST II – Coastal Structures Report – 1993
- ENEL (1998) : "Forces on perforated structures ; Proposal for a Goda modified formula", MAST III-PROVERBS-CT95-0041, Overall Workshop, Naples. Feb.1998
- Franco C. (1996): "Wave overtopping and loads on caisson breakwaters under three-dimensional sea-states". Full final report. Feb.1996
- Goda, Y. (1974) : "New wave formulae for composite breakwaters", Proc. 14th Intern. Conference on Coastal Engineering, Copenhagen, Vol. 3, pp.1702-1720. Edit. ASCE, NewYork.
- Goda Y. (1985): "Random seas and design of maritime structures". University Tokyo Press.
- Takahashi, S – Shimosako, K. (1994): Wave pressure on a perforated wall, Proc. Of Intern. Conf. On Hydro-technical Eng. for Port and Harbour.
- Tabet-Aoul E.H. (1998): Perforated breakwater hydraulic work study, PhD report, Le Havre University, November 1998
- Tabet-Aoul E.H., Rousset J.M., Bêlorgey M. (1999): Analysis of horizontal forces on the vertical walls of perforated breakwater – ISOPE'99 – June 1999- Brest, France