

Étude du déplacement d'un caisson de digue verticale induit par des impacts de vague de type "Flip-Through" d'inclinaisons variables

Nicolas LEMAIRE ^{1,2}, Manuel MARTIN MEDINA ², Stéphane ABADIE ²

1. ISABTP, E2S, Univ. Pau & Pays Adour, Anglet, France.

2. Laboratoire SIAME, E2S, Univ. Pau & Pays Adour, Anglet, France.

stephane.abadie@univ-pau.fr

Résumé : Cet article propose une étude du déplacement d'un caisson soumis des impacts de type flip-through plus ou moins verticaux. A cet effet, on considère les résultats de simulations numériques réalisées récemment auxquels on applique un modèle simplifié de mouvement. Les résultats montrent un déplacement de caisson assez peu sensible aux variations d'angles associées aux différents impacts considérés. La discussion de l'article propose des pistes d'explication de ce phénomène.

Mots Clés : Impact, Flip-through, Glissement, Caisson, Digue verticale, Impulsion.

1. Introduction

Les différents types de rupture d'une digue verticale sont (OUMERACI, 1994 ; TAKAHASHI *et al.*, 2001) : le mouvement du caisson, la perte de cohésion du remblais et l'instabilité global du remblais. Nous nous intéressons dans cet article à la problématique du glissement du caisson soumis à un impact de vague violent. BAGNOLD (1939) a été le premier à étudier les pressions générées lors de l'impact d'une vague emprisonnant une poche d'air avec une surface verticale. Des études en laboratoire (MITSUYASU, 1966 ; CHAN, 1994 ; HULL & MULLER, 2002, BREDMOSE *et al.*, 2015) ont montré que cette pression était fortement dépendante de la cinématique de la vague et de la quantité d'air emprisonné. COOKER & PEREGRINE (1990, 1992) mettent en évidence des pressions maximales lors d'un impact sans air emprisonné (ou avec une quantité faible d'air). Ce pic de pression est très court (KIHARA *et al.*, 2015). Ce type d'impact limite est nommé "flip-through" (FTI). Récemment, MARTIN MEDINA *et al.* (2018) ont réalisé des simulations Navier-Stokes d'impact FTI d'une onde solitaire de très forte amplitude qui ont été validées dans MARTIN MEDINA *et al.* (2017). Dans ce travail, trois impacts différents, caractérisés par l'inclinaison de la vague au moment de l'interaction avec l'obstacle, ont été obtenus en déplaçant la position du caisson (figure 1). La valeur du pic de pression augmente avec l'angle d'impact alors que son temps d'action diminue. L'objectif de cette étude est d'analyser le déplacement théorique du caisson selon les différents angles d'impact et d'exploiter le comportement observé.

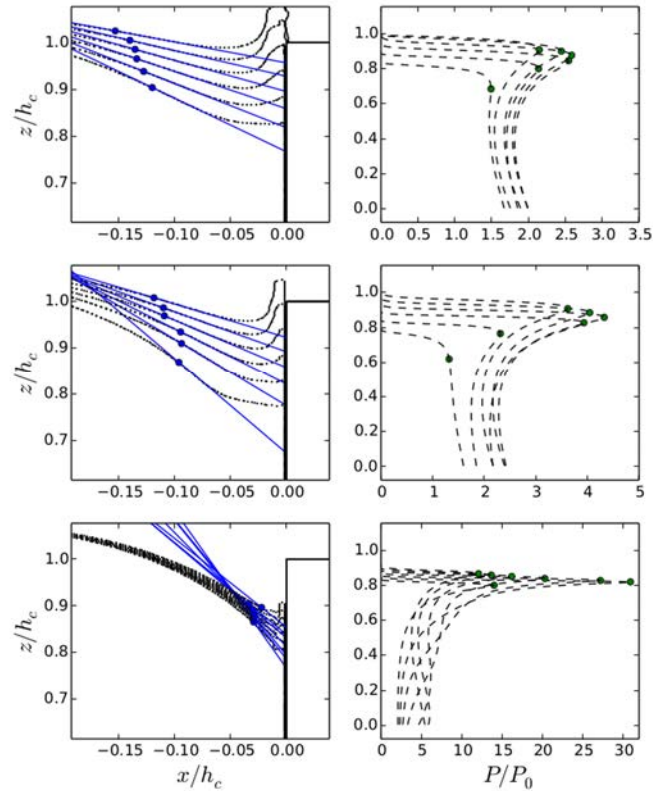


Figure 1. Simulation Navier-Stokes de 3 impacts FTI d'inclinaison croissante (de haut en bas). Gauche : surface libre et tangente à différents instants, droite : signal de pression associé. Figure extraite de MARTIN MEDINA *et al.* (2018).

2. Méthodes

La simulation numérique réalisée dans MARTIN MEDINA *et al.* (2018) donne accès aux pressions sur les différentes faces du caisson. Ces pressions sont intégrées pour obtenir les forces. On suppose un découplage forces/mouvement qui a été vérifié lors de tests numériques présentés dans MARTIN MEDINA *et al.* (2016).

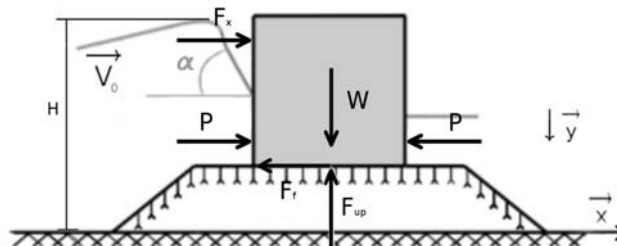


Figure 2. Schéma conceptuel du problème étudié.

Au moment de l'impact, le caisson est soumis aux forces suivantes (figure 2) : suivant x, F_x résultante de l'impact de la vague sur la face verticale du caisson et F_f frottement du caisson sur le sol, et suivant z, F_{up} force soulevant le caisson due à la perméabilité du sol et W poids propre du caisson. On suppose que le caisson est immobile juste avant l'impact. On suppose également que le frottement du caisson sur le sol F_f est régi par une loi de Coulomb de frottement solide avec un coefficient de frottement μ . La force de frottement s'écrit alors : $F_f = \mu(W - F_{up})$.

Différentes études (OUMERACI 1994 ; TAKAHASHI *et al.*, 2001) ont montré que le glissement du caisson est plus préjudiciable que le basculement pour les brise-lames composites. Cependant, lorsque le glissement et le basculement se produisent en même temps, le déplacement est réduit comparé au cas où le caisson ne bascule pas (KIM *et al.*, 2004). Nous nous plaçons donc ici dans le cas supposé conservatif où le caisson ne bascule pas et étudions le déplacement suivant l'axe x.

Selon le principe fondamental de la dynamique projeté sur x, on obtient l'équation limite du glissement (i.e., négligeant la masse d'eau ajoutée, la raideur et l'amortissement de la structure) :

$$m \cdot a = F_{ext} \Leftrightarrow a = \frac{F_x - F_f}{m} \quad (1)$$

$$m \cdot a = F_{ext} \Leftrightarrow a = \frac{F_x - \mu \cdot (W - F_{up})}{m} \quad (2)$$

Où m est la masse du caisson et a est l'accélération selon x du caisson.

La méthode développée consiste ensuite en l'analyse des résultats numériques et leur interprétation via le modèle simplifié décrit précédemment. Dans ce modèle intervient la notion d'impulsion de pression définie comme :

$$\Pi(z) = \int_{t_i}^{t_f} P(z, t) dt \quad (3)$$

où t_i et t_f sont les temps de début et de fin d'impact.

3. Résultats

Les angles moyens obtenus lors des simulations avant impact sont respectivement : 48°, 63°, 75° (figure 1). On observe des variations importantes des forces et par conséquent de l'accélération entre les trois cas (figure 3). Comme noté dans l'introduction, plus l'angle d'impact α est élevé, plus les forces exercées sont importantes et brèves.

Thème 4 – Ouvrages portuaires, offshore et de plaisance

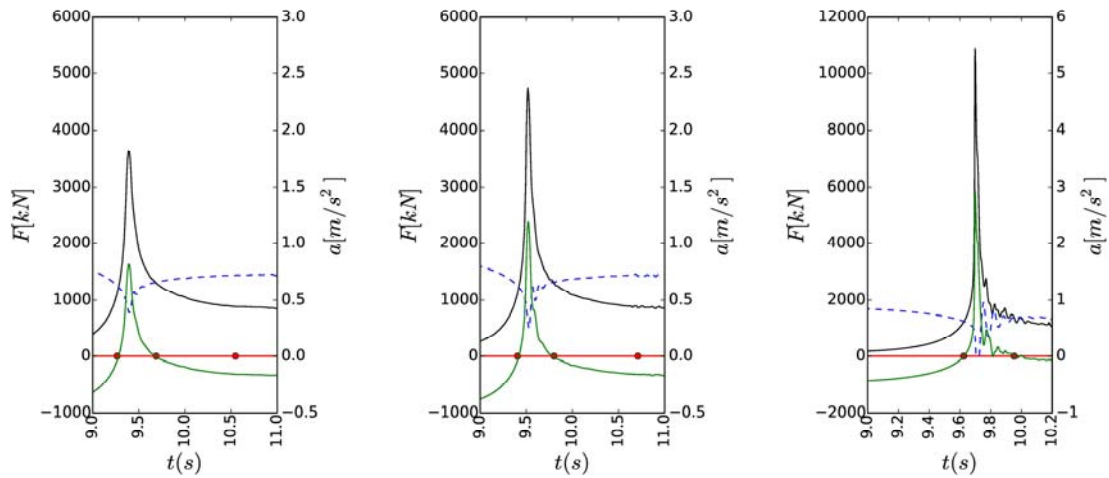


Figure 3. Accélération (vert), F_x (noir) et F_y (bleu) dans les trois cas d'impact, 48°, 63°, 75° ainsi que les points de début et de fin d'impact et de fin de déplacement

Malgré ces importantes variations dans les forces exercées sur le caisson, les vitesses et les déplacements calculés suivant la méthode simplifiée (figure 4) sont semblables avec une variation de seulement 20% entre les impacts de 48° et 75°. La deuxième phase de déplacement, correspondant à la phase de décélération du caisson, représente en moyenne 70% du déplacement total (respectivement 67%, 70%, 73%). Il est donc important de comprendre ce qui contrôle cette deuxième phase.

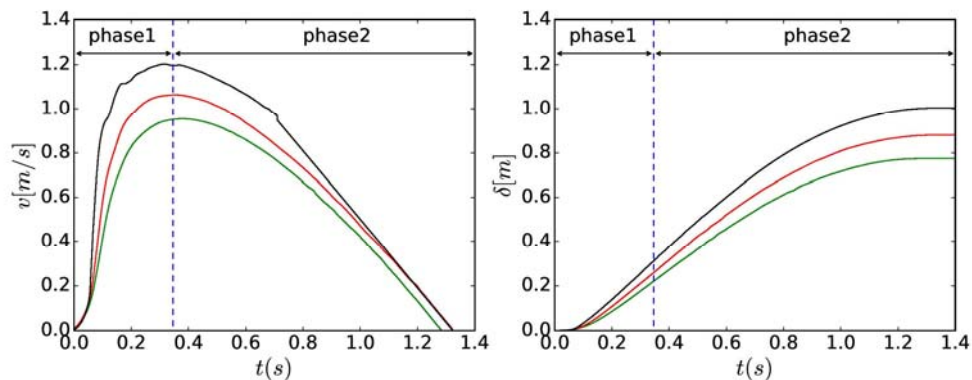


Figure 4. Vitesse (gauche) et déplacement (droite) du caisson dans les trois cas d'impact, 48° (vert), 63° (rouge), 75° (noir).

4. Discussion

Durant la seconde phase, les forces exercées sur le caisson doivent tendre vers une même constante quel que soit l'angle d'impact. En effet une fois l'impact passé, c'est la partie arrière de la vague qui intervient et donc globalement les 3 cas simulés doivent être très similaires. La pression sur la face horizontale étant liée à la pression sur la face

verticale (MARTIN-MEDINA *et al.*, 2018), F_f doit donc également être similaire, peu importe le cas.

En intégrant entre le temps de début d'impact, t_i et un temps t l'accélération obtenu dans l'équation 2 on obtient la vitesse du caisson à l'instant t . La force exercée par la vague étant l'intégrale des pressions sur la surface impactée, on fait apparaître les pressions dans l'équation :

$$a = \frac{F_x - \mu \cdot (W - F_{up})}{m} \Leftrightarrow \int_{t_i}^t a dt = \int_{t_i}^t \frac{F_x - \mu \cdot (W - F_{up})}{m} dt \quad (4)$$

$$a = \frac{F_x - \mu \cdot (W - F_{up})}{m} \Leftrightarrow v(t) - v(t_i) = \int_{t_i}^t \frac{F_x - \mu \cdot (W - F_{up})}{m} dt \quad (5)$$

$$a = \frac{F_x - \mu \cdot (W - F_{up})}{m} \Leftrightarrow v(t) = \frac{1}{m} \cdot \int_{t_i}^t (F_x + \mu F_{up}) dt - \mu \int_{t_i}^t W dt \quad (6)$$

$$a = \frac{F_x - \mu \cdot (W - F_{up})}{m} \Leftrightarrow v(t) = \frac{1}{m} \cdot \left[\int_{t_i}^t \iint_S (P_x + \mu P_{up}) dS dt - \mu \int_{t_i}^t W dt \right] \quad (7)$$

Avec t_i le moment où la vague impacte le caisson et t un temps entre le début et la fin de l'impact.

Le couple (x,y) et t étant indépendant dans la fonction de pression $P(x,y,t)$, on peut modifier l'ordre d'intégration afin de définir $v(t_f)$ en fonction de l'impulsion de pression, ainsi :

$$v(t_f) = \frac{1}{m} \cdot \left[\int_{t_i}^t \iint_S (P_x + \mu P_{up}) dS dt - \mu \int_{t_i}^t W dt \right] \quad (8)$$

$$v(t_f) = \frac{1}{m} \cdot \left[\iint_S \int_{t_i}^t (P_x + \mu P_{up}) dt dS - \mu \int_{t_i}^t W dt \right] \quad (9)$$

$$v(t_f) = \frac{1}{m} \cdot \left[\iint_S (\Pi_x + \mu \Pi_{up}) dS - \mu W (t_f - t_i) \right] \quad (10)$$

Où Π_x et Π_{up} sont les impulsions de pression le long de la surface, respectivement, verticale et horizontale du caisson.

L'influence du poids peut être négligé devant les impulsions de pression. En effet, l'examen des résultats numériques montre que la participation du poids au déplacement est seulement d'environ 10% (12%, 11% et 7%). On arrive donc à se ramener à une expression de $v(t_f)$ en fonction de l'impulsion de pression uniquement.

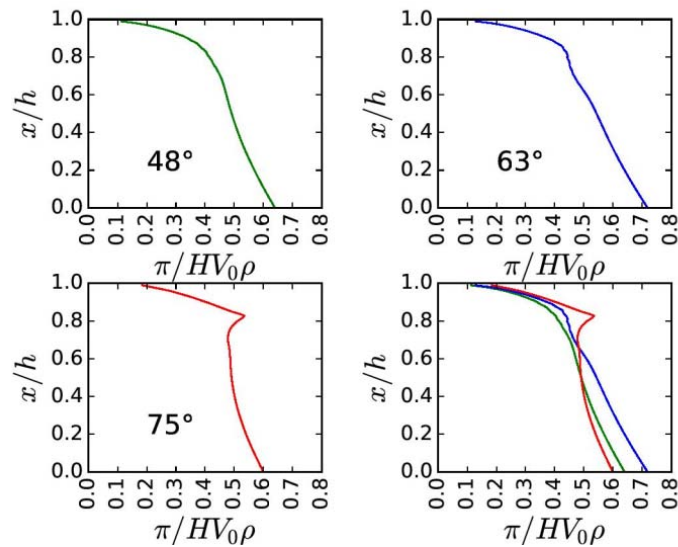


Figure 5. Impulsion de pression sur la face verticale dans les trois cas, 48° (vert), 63° (bleu), 75° (rouge).

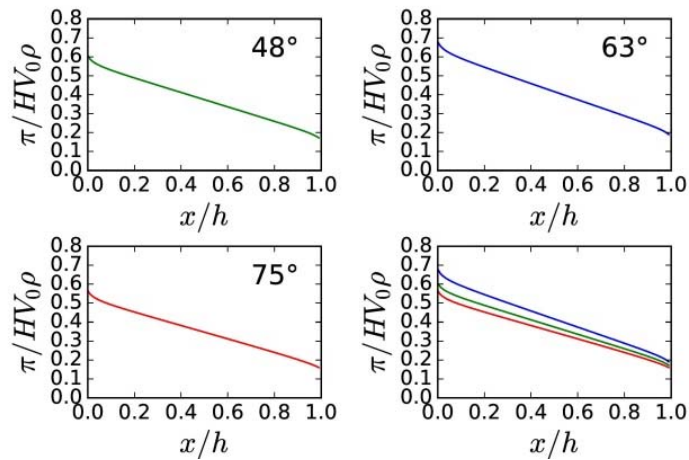


Figure 6. Impulsion de pression sur la face horizontale dans les trois cas, 48° (vert), 63° (bleu), 75° (rouge).

La distribution de l'impulsion de pression sur la face verticale Π_x et horizontale Π_{up} sont respectivement tracées sur les figures 5 et 6 dans les trois cas d'impact. Les impulsions de pressions sont normées par $\rho V_0 H$, où ρ est la masse volumique du fluide, V_0 est la vitesse de la vague avant l'impact et H la hauteur de la vague. On observe une forte similarité entre les courbes malgré une dynamique d'impact très différente.

Ce résultat est en accord avec COOKER et PEREGRINE (1990) qui ont montré que l'impulsion de pression dépend peu de la forme de la vague mais peut être caractérisé par

trois facteurs: La hauteur de la vague, la fraction du mur impacté, la vitesse de la vague juste avant l'impact.

Au vu des courbes tracées dans les figures 5 et 6, on comprend que l'intégrale sous la courbe qui apparaît dans l'équation 10 aura des valeurs similaires quel que soit le cas d'impact, on en déduit que la vitesse $v(t_f)$ est semblable dans les trois cas. Ce qui explique que le déplacement varie peu quel que soit l'angle d'impact.

5. Conclusions

Dans cet article, le déplacement d'un caisson soumis à un impact de type flip-through a été étudié en considérant trois simulations numériques Navier-Stokes impliquant des inclinaisons différentes de la vague au moment de l'impact. Les résultats suivants ont été obtenus :

- les forces générées par l'impact sur le caisson sont d'autant plus importantes mais également d'autant plus brèves que la verticalité de la vague est prononcée,
- le déplacement calculé en appliquant un modèle de mouvement simplifié apparaît pourtant assez similaire quel que soit l'impact considéré,
- l'analyse des équations montre que la phase de décélération du caisson qui compte pour environ 70% du déplacement est gouvernée par l'intégrale de l'impulsion de pression sur les faces impactées

On montre grâce aux simulations que cette impulsion varie peu quel que soit l'impact considéré ce qui est en accord avec la littérature

6. Références bibliographiques

BAGNOLD R. (1939). *Interim report on wave-pressure research*. Technical report, Institution of Civil Engineers. <https://doi.org/10.1680/ijoti.1939.14539>

BREDMOSE, H., BULLOCK, G.N., HOGG, A.J. (2015) 'Violent breaking wave impacts. Part 3. Effects of scale and aeration', *J. Fluid Mech.*, Vol. 765, pp 82–113. <https://doi.org/10.1017/jfm.2014.692>

CHAN E.-S. (1994). *Mechanics of deep water plunging-wave impacts on vertical structures*, *Coastal Engineering*, Vol. 22(1-2), pp 115-133. [https://doi.org/10.1016/0378-3839\(94\)90050-7](https://doi.org/10.1016/0378-3839(94)90050-7)

COOKER M., PEREGRINE D. (1990). *A model for breaking wave impact pressures*. In *Coastal Engineering Proceedings 1990*, pp 1473-1486.

COOKER M., PEREGRINE D. (1992). *Wave impact pressure and its effect upon bodies lying on the seabed*. *Coastal Engineering*, Vol. 18(3), pp 205–229. [https://doi.org/10.1016/0378-3839\(92\)90020-U](https://doi.org/10.1016/0378-3839(92)90020-U)

HULL P., MÜLLER G. (2002). *An investigation of breaker heights, shapes and pressures*. *Ocean Engineering*, Vol. 29(1), pp 59–79. [https://doi.org/10.1016/S0029-8018\(00\)00075-](https://doi.org/10.1016/S0029-8018(00)00075-5)

[5](#)

Thème 4 – Ouvrages portuaires, offshore et de plaisance

- KIHARA, N., NIIDA, Y., TABAKATAKE, D., KAIDA, H., SHIBAYAMA, A., MIYAGAWA, Y. (2015). *Large-scale experiments on tsunami-induced pressure on a vertical tide wall*. Coastal engineering, Vol. 99, pp 46-63. <https://doi.org/10.1016/j.coastaleng.2015.02.009>
- KIM T., TAKAYAMA T., MIYAWAKI Y. (2004). *Laboratory experiments on the sliding distance and tilting angle of a caisson breakwater subject to wave impact*. In Coastal Engineering Conference, Vol. 29, World Scientific, pp 3762.
- MARTIN-MEDINA M., ABADIE S., MOKRANI C., MORICHON D. *et al.* (2016), *Sliding of caisson submitted to water wedge impact: analytical calculation and cfd verifications*. In The 26th International Ocean and Polar Engineering Conference, International Society of Offshore and Polar Engineers.
- MARTIN-MEDINA M., ABADIE S., MORICHON D. (2017). *Validation of a Navier-Stokes model to study flip-through impacts on a composite breakwater*. La Houille Blanche, n° 5, pp 49-55. <https://doi.org/10.1051/lhb/2017044>
- MARTIN MEDINA M., ABADIE S., MOKRANI C., MORICHON D. (2018). *Numerical simulation of flip-through impacts of variable steepness on a vertical breakwater*. Applied Ocean Research, Vol. 75, pp 117-131. <https://doi.org/10.1016/j.apor.2018.03.013>
- MITSUYASU H. (1966). *Shock pressure of breaking wave*. Coastal Engineering Proceedings 1966, pp 268-283
- OUMERACI H. (1994). *Review and analysis of vertical breakwater failures—lessons learned*. Coastal Engineering, Vol. 22(1), pp 3–29. [https://doi.org/10.1016/0378-3839\(94\)90046-9](https://doi.org/10.1016/0378-3839(94)90046-9)
- TAKAHASHI S., SHIMOSAKO K.-I, KIMURA K., SUZUKI, K. (2001). *Typical failures of composite break-waters in japan*. In 27th International Conference on Coastal Engineering (ICCE), Vol. 2, pp 1899–1910.