

ETUDE NUMERIQUE DU SOUS-MARINAGE D'UN BARRAGE ANTIPOLLUTION ECHOUE AU JUSANT COMPORTEMENT GEOMETRIQUE ET TENSION D'AMARRAGE

NUMERICAL STUDY OF OIL-SPILL BOOM SUBMARINING DURING GROUNDING AT EBB TIDE GEOMETRY AND MOORING TENSION BEHAVIOUR

F. MUTTIN⁽¹⁾

frederic.muttin@eigsi.fr

⁽¹⁾ Ecole d'Ingénieur EIGSI, La Rochelle Casablanca

Résumé

L'usage des barrages anti-pollution en zone de faible profondeur et à fort marnage nécessite l'étude du cas où le barrage s'échoue et retient une masse d'eau importante. L'objet de l'étude est une estimation des efforts d'amarrage qui résultent aux extrémités du barrage. Les résultats obtenus montrent l'importance de la pression hydrostatique de la hauteur d'eau de quelques centimètres qui se concentre au centre du barrage, ainsi que l'élasticité du matériau. Nous décrivons une méthode numérique par éléments-finis élastiques et non-linéaires géométriquement.

Summary

Oil-spill booms in shallow waters and high tide amplitudes could ground on the seabed and contain a high amount of seawater. The aim of this study is to estimate the mooring forces acting on both sides of the boom. The results obtained indicate the role of hydrostatic pressure of the water height limited to several centimetres and concentrated in the middle of the boom, as well as the material elasticity. We describe a numerical method using geometrically non-linear elastic finite-elements.

I – Introduction

Lors d'une pollution par hydrocarbure, à marée basse [1], le vent et le courant influencent la position du polluant et donc le positionnement d'un barrage de confinement. La Figure 1 (PNE POLMAR) montre un barrage anti-pollution BALEAR 335, lors d'un épisode de marnage important dans une zone côtière de faible profondeur [2-3]. L'échouement du barrage le transforme en une structure de rétention d'une hauteur d'eau, générant parfois un saut hydraulique [4, 5], au centre du barrage. Le sous-marinage est le fait de fonctionner avec un enfoncement supplémentaire, une ligne de flottaison plus haute que prévue.

L'écoulement de surverse observable sur la Figure 1 est dommageable pour le confinement du polluant flottant. Notons qu'en haute mer, avec une vitesse de courant importante, une surverse peut également se produire.

L'utilisation d'une méthode implicite par éléments-finis, en régime stationnaire [6], nous permet d'étudier le comportement du barrage et de son amarrage. Les efforts hydrostatiques seront évalués empiriquement. L'objet de cette étude est d'estimer les efforts d'amarrage supplémentaires que cette rétention d'eau induit.



Figure 1. Barrage anti-pollution BALEAR 335 retenant une masse d'eau importante à marée basse, CEDRE 1994

Le système d'amarrage et la structure du barrage BALEAR 335 sont illustrés Figure 2 [7]. La forte raideur du bas du barrage avec sa chaîne de lest vis-à-vis de sa partie haute est à prendre en compte dans la valeur du module d'élasticité. Nous considérerons un ratio d'élasticité entre les moitiés basse et haute de 3.25/6.5 dans le cas de référence et de 0.8/6.5 pour un matériau plus

souple. Les valeurs utilisées dans ces ratios proviennent des limites de rupture des manilles de chaîne et de sangle de crête, ou bien de la sangle haute d'amarrage, Figure 2.

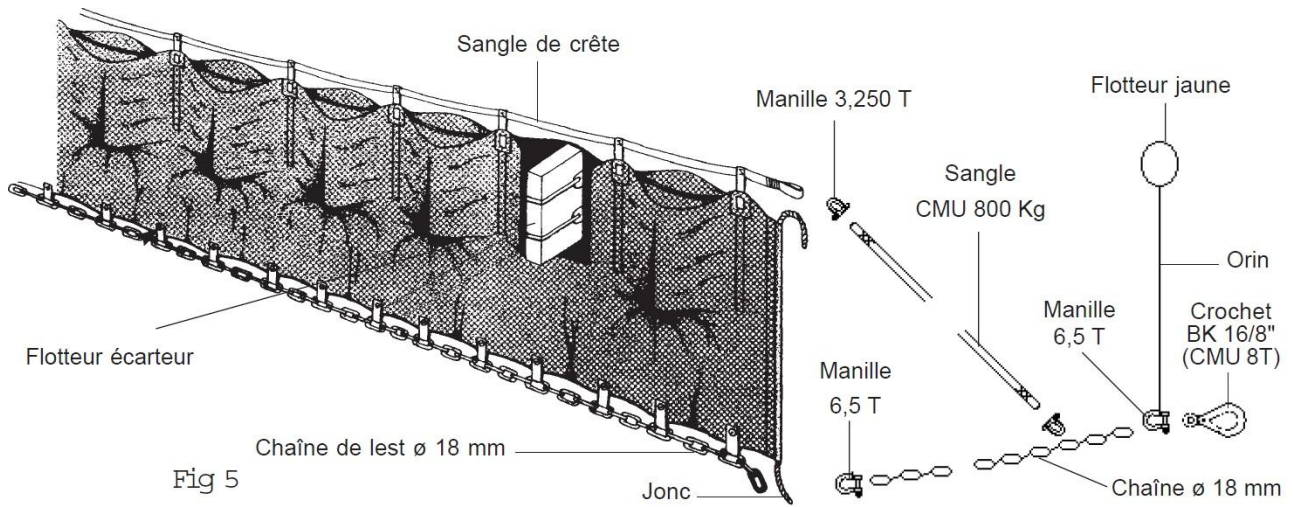


Figure 2. Système d'amarrage et structure d'un barrage BALEAR 335, POLMAR Janvier 2012

Avec une hauteur totale de 1.45 m, un tirant d'air de 0.58 m et un tirant d'eau de 0.87 m [7], en se référant au faible tirant d'air visible sur la Figure 1, il se pourrait qu'avec le sous-marinage le barrage en plus d'être échoué ne soit en partie plaqué sur le fond marin. La hauteur d'eau au jusan peut être inférieure à la hauteur du barrage. Nous analyserons le sous-marinage avec l'hypothèse d'effort maximal, à savoir un barrage demeurant vertical sur sa hauteur, une hauteur d'eau proche de la hauteur du barrage, et un contact hermétique du barrage avec le fond marin.

L'objectif de l'étude est une estimation simplifiée des efforts d'amarrage où la pression est supposée hydrostatique avec un effet de remplissage du barrage et donc sans un effet de vitesse du courant marin. Le modèle fournit la réaction de raguage sur le fond marin ainsi que la force de flottabilité aux nœuds de la sangle de crête, bloqués suivant la verticale.

II – Présentation de la méthode

II – 1 Modélisation mathématique

Nous appliquons l'équation variationnelle des membranes élastiques tendues, dans laquelle les forçages sont dus à une pression hydrostatique.

Nous notons ω la surface de la membrane formant le barrage flottant et par u son déplacement sous l'action des efforts appliqués. Le tenseur des déformations non-linéaires est noté $x(u)$ et $\sigma(u)$ représente le tenseur des contraintes. L'énergie de déformation élastique $e(u)$ est définie par

$$e(u) = \frac{1}{2} \int_{\omega} \text{tr}(\sigma(u) x(u)) d\omega \quad (1)$$

où tr est l'opérateur trace.

L'énergie potentielle l des efforts appliqués est la somme de deux termes, définis par la pression hydrostatique amont $p(h_1)$ et la pression hydrostatique aval $p(h_2)$, Figure 3, où h_1 désigne la hauteur d'eau en amont du barrage [8] et h_2 la hauteur d'eau en aval.

$$l(u) = \int_{\omega_1} p(h_1) \vec{n} \cdot u d\omega + \int_{\omega_2} p(h_2) \vec{n} \cdot u d\omega \quad (2)$$

Le vecteur normal n dépend du déplacement u et sa direction s'oppose entre les parties amont ω_1 et aval ω_2 de la membrane.

Le barrage étant échoué, sa flottabilité et son poids ne sont pas pris en compte. En mode usuel, la pression au voisinage de la chaîne de lest d'un barrage est continue, notre étude sur l'échouement la suppose discontinue.

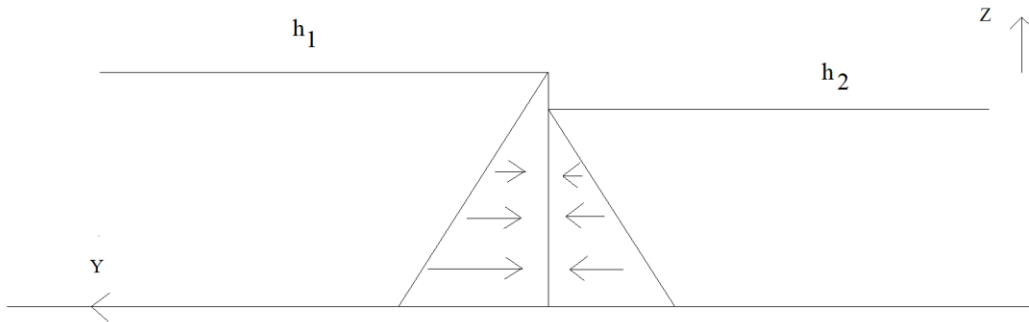


Figure 3. Saut de pression hydrostatique entre les hauteurs d'eau en amont h_1 et en aval h_2 du barrage, plan Y-Z

Une correction de la différence de pression est effectuée pour tenir compte de la continuité de la hauteur de la surface libre aux extrémités du barrage, Figure 4. Nous définissons une fonction de pondération, linéaire par morceaux, valant 1 au centre du barrage, et s'annulant à ses extrémités.

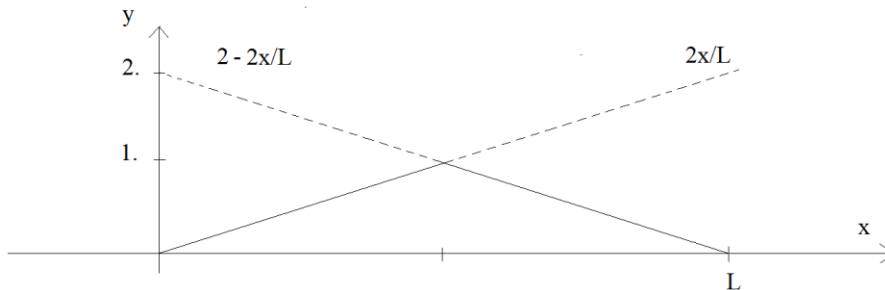


Figure 4. Fonction de pondération de la différence de pression hydrostatique entre l'amont et l'aval du barrage, en tenant compte de la continuité de la surface libre aux extrémités, axe X

L'équation d'équilibre du barrage s'écrit

$$\frac{d}{du} e(u).v = l(v), \forall v \quad (3)$$

où v est un déplacement virtuel cinématiquement admissible.

Nous notons la dérivée de l'énergie de déformation interne par

$$a(u, v) = \frac{d}{du} e(u).v \quad (4)$$

Les deux extrémités du barrage sont fixes en (X, Y, Z), avec chacune un système d'amarrage sur une ancre [9] ou un corps-mort, formé d'une chaîne et d'une sangle, Figure 2, bloquées suivant l'axe longitudinal (X). Le bord inférieur du barrage, glisse librement sur le fond marin, et est bloqué suivant la verticale (Z). L'écoulement est interrompu entre le bas du barrage et le fond marin, contrairement à un barrage flottant dans sa configuration habituelle [10].

Le forçage hydrostatique provient d'un fluide que nous supposons à masse volumique uniforme. La différence de densité et la stabilité de l'interface eau-hydrocarbure [11] ne sont pas étudiées ici, lors de l'échouement du barrage.

II – 2 Méthode de résolution

En utilisant l'élément-fini quadrangulaire de Haug-Powell, nous donnons la solution de l'équation (3) des membranes sur un maillage.

Un maillage éléments-finis tend vers la surface ω en utilisant un ensemble de N éléments-finis quadrilatères

$$\omega = \cup_{e=1}^N \omega_e \quad (5)$$

Sur chaque élément ω_e , le déplacement est approché par une interpolation bilinéaire utilisant quatre fonctions de forme N_i

$$u|_{\omega_e} = \sum_{i=1}^4 N_i U_i \quad (6)$$

où U_i représente le déplacement du nœud i de l'élément ω_e .

L'intégrale d'une fonction f , par exemples celles des équations (1)-(2), est calculée sur chaque élément avec la méthode de Gauss à quatre points

$$\int_{\omega_e} f d\omega_e = \sum_{k=1}^4 \lambda_k f_k \quad (7)$$

où λ_k est le poids d'intégration du nœud k .

La forme $a(u,v)$, équation (4), lorsque les champs de déplacements u et v sont les interpolations éléments-finis des vecteurs de déplacements nodaux U et V , peut s'écrire sous la forme d'un produit scalaire

$$a(u, v) = \langle F_{int}(U), V \rangle \quad (8)$$

Il en est de même pour la forme linéaire $l(v)$

$$l(v) = \langle F_{ext}, V \rangle \quad (9)$$

L'équation d'équilibre discrète s'écrit

$$F_{int}(U) = F_{ext} \quad (10)$$

où les vecteurs F_{int} et F_{ext} sont appelés les forces internes et externes nodales équivalentes.

L'équation (10) est résolue par la méthode itérative de Newton-Raphson

$$U_{k+1} = U_k - \left[\frac{d}{dU} F_{int}(U_k) \right] (F_{int}(U_k) - F_{ext}), k \geq 1 \quad (11)$$

où la dérivée des forces internes par rapport aux déplacements nodaux U est la matrice de rigidité du barrage.

III – Résultats

Avec 158 nœuds et 156 éléments-finis, le maillage forme un double ruban, ω_1 et ω_2 reliés sur leurs lignes haute et basse, sangle de crête et chaîne de lest. Le double ruban se prolonge à deux formes triangulaires représentant les pattes d'oie d'amarrage. La section de barrage mesure $L=50$ m.

Les forces horizontales sur le barrage sont les pressions hydrostatiques de l'eau sur les côtés amont et aval [12]. La densité, l'épaisseur et l'étendue de la nappe d'hydrocarbure côté amont ne sont pas prises en compte.

Le matériau est supposé linéaire et isotrope, avec un module d'élasticité différent entre les moitiés haute et basse du barrage. Le module d'élasticité considéré correspond à une valeur plus élevée que pour un simple tissu enduit. Nous intégrons la forte raideur de la sangle de crête et la très forte raideur de la chaîne de lest. Une étude de l'élasticité plus approfondie demanderait à distinguer les modules d'élasticité de la chaîne, de la sangle de crête et des enveloppes des caissons de flottaison.

Dans notre calcul de référence, le module d'élasticité vaut $1.e+6$ N/m sur la moitié inférieure du barrage (50000 N/5 cm) et $0.5e+6$ N/m sur la partie supérieure (25000 N/5cm). La différence de pression hydrostatique entre l'amont et l'aval correspond à une hauteur de 5 cm. La Figure 5 montre avec des points en bleu, la forme de la section verticale du centre du barrage. La section prend une forme courbe. La hauteur du nœud milieu en haut du barrage a tendance à diminuer.

L'augmentation de la différence de hauteur d'eau à 10 cm accentue la déformation du barrage, montrée avec des points en rouge sur la Figure 5.

La diminution du module d'élasticité sur la moitié supérieure à $1.23e+5$ N/m (6153 N/5cm) accentue également la déformation, montrée avec les points en magenta sur la Figure 5.

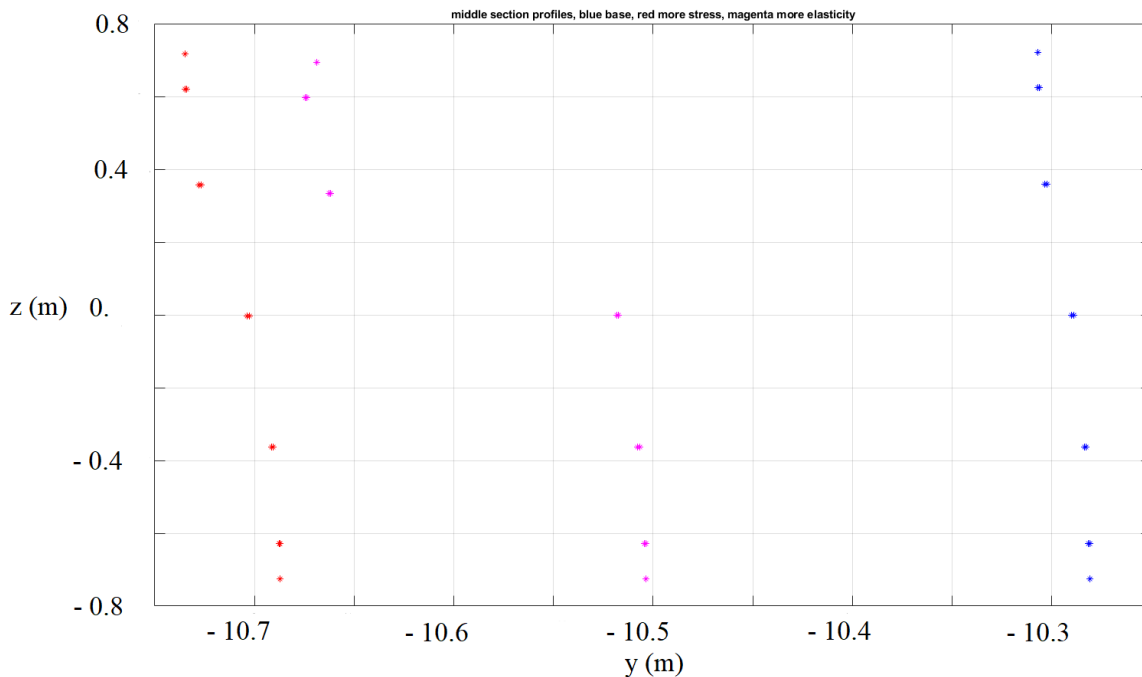


Figure 5. Profils de la section centrale du barrage, en bleu le calcul de référence, en rouge le calcul avec davantage de pression hydrostatique où h vaut 10 cm au lieu de 5 cm, en magenta le calcul où le module d'élasticité diminue en partie haute, plan Y-Z, unité (m), l'effort horizontal se dirige de la droite vers la gauche

La composante en Y de la tension aux deux nœuds d'amarrage est indiquée dans la Table 1 pour le calcul de référence, ainsi que les deux calculs considérant une variation de paramètre, sur la hauteur d'eau et l'élasticité de la partie haute. Pour chacun des trois calculs, nous indiquons en italique le nombre d'itérations nécessaire pour la convergence de la méthode de Newton-Raphson à la précision machine, Equation (10).

Une élasticité moindre ou un effort plus important amplifient la déformation et donc le nombre d'itérations. Un corps-mort usuel de haute-mer pèse 6 tonnes. Suivant son ensouillage, un effort de tension supérieur à 1 tonne peut conduire à son déradage.

Module d'élasticité moitié supérieure	h 5 cm	h 10 cm
0.5e+6 N/m	9012 (25)	17934 (35)
1.23e+5 N/m	8305 (49)	

Table 1. Tension d'amarrage, composante en Y (N), en italique est indiqué le nombre d'itérations nécessaire pour la convergence de la solution numérique

La coordonnée suivant Z du nœud central en crête du barrage pour le calcul de référence est donnée dans la Table 2, ainsi que pour les deux calculs où un paramètre varie, pression hydrostatique ou module d'élasticité de la partie haute. Cette coordonnée vaut 0.725 m avant déformation (valeur initiale). Davantage d'effort et surtout un module d'élasticité en diminution provoquent un affaissement de quelques centimètres du centre du barrage.

Module d'élasticité moitié supérieure	h 5 cm	h 10 cm
0.5e+6 N/m	0.7213	0.7175
1.23e+5 N/m	0.6930	

Table 2. Nœud central en crête du barrage, coordonnée suivant Z (m)

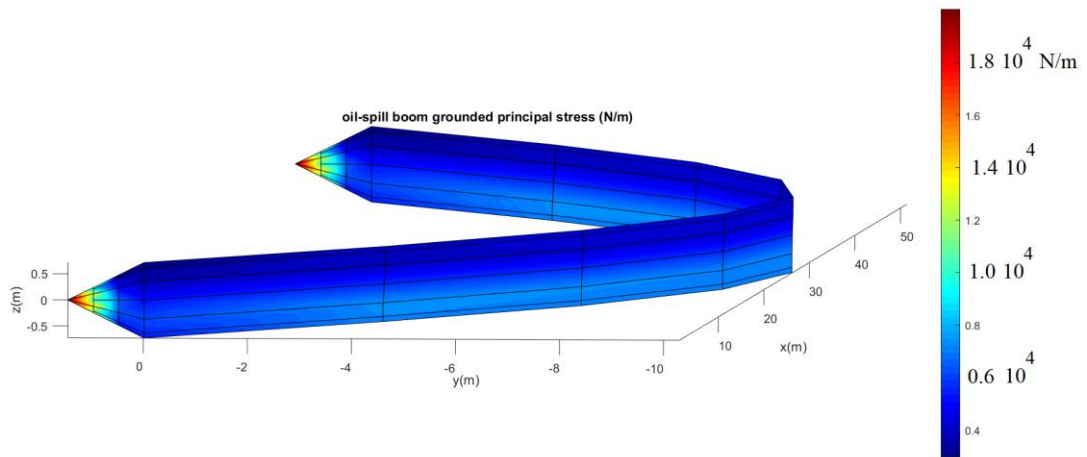
La coordonnée suivant Y du nœud central de crête pour le calcul de référence est mentionnée dans la Table 3, ainsi que pour les deux variations, pression hydrostatique ou module d'élasticité de la partie haute. Cette coordonnée vaut -9.5164 m avant déformation et indique la profondeur de la parabole initialisant la déformée. Un module d'élasticité en diminution et surtout davantage d'effort induisent un glissement du centre du barrage.

Module d'élasticité moitié supérieure	h 5 cm	h 10 cm
0.5e+6 N/m	-10.3069	-10.7349
1.23e+5 N/m	-10.6689	

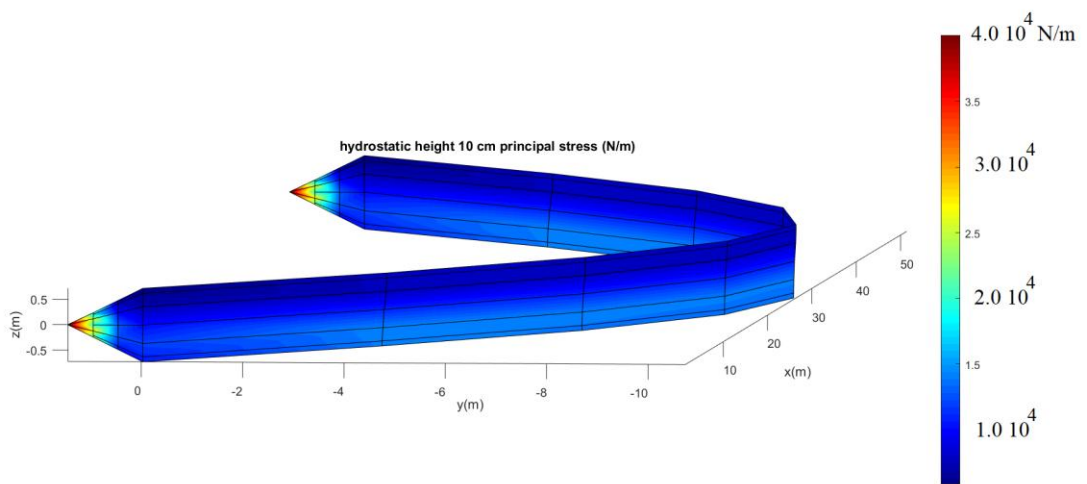
Table 3. Nœud central de crête, coordonnée suivant Y (m)

La Figure 6 montre l'intensité de la contrainte principale du tenseur des contraintes $\sigma(u)$ pour le calcul de référence, Figure 6(a), puis avec davantage de pression hydrostatique, Figure 6(b), et enfin un moindre module d'élasticité en partie haute, Figure 6(c). Dans ce dernier cas, la déformation s'accroît et laisse apparaître une forme en dévidoir. Dans les deux premiers cas, les répartitions des contraintes sont similaires, seule l'amplitude varie.

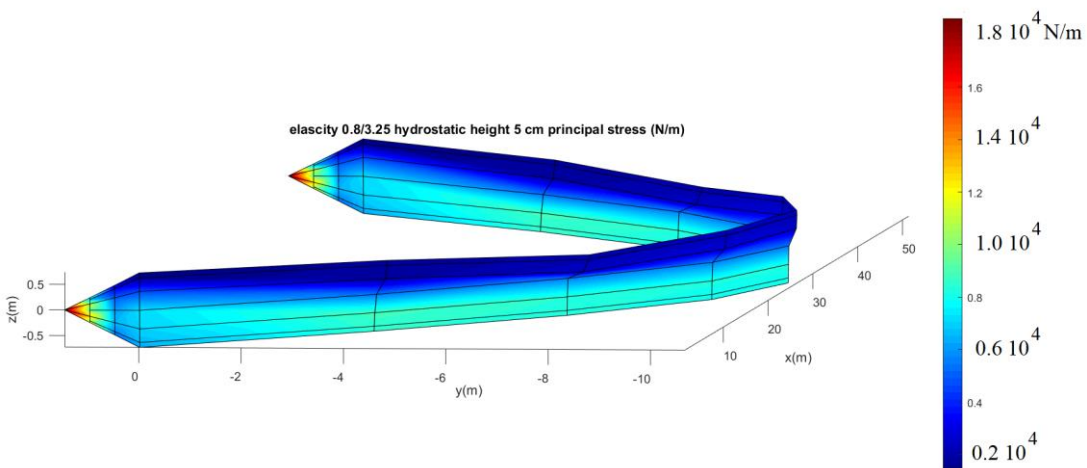
La surverse peut se produire aussi bien par la montée de l'eau en amont du barrage que par une élasticité trop souple de la partie haute du barrage qui provoque son sous-marriage.



(a)



(b)



(c)

Figure 6. Contrainte principale et géométrie déformée du barrage BALEAR 335, (a) calcul de référence: hauteur hydrostatique 5 cm, module d'élasticité 0.5×10^6 N/m sur la moitié supérieure, (b) hauteur hydrostatique 10 cm, (c) module d'élasticité 1.23×10^5 N/m sur la moitié supérieure, unité des contraintes (N/m), l'effort horizontal se dirigé de la gauche vers la droite

IV – Conclusions et perspectives

L'étude ne tient pas compte de la pression hydrodynamique de l'écoulement potentiellement diphasique (eau-hydrocarbure). Une prédiction numérique de cet écoulement peut permettre d'étudier une nouvelle estimation de la pression. En 2DV, une zone de stagnation de l'écoulement pourrait être observée en amont du barrage sur le fond marin, où régnerait une haute pression. Celle-ci pourrait décroître verticalement jusqu'au sommet du barrage [13].

À l'approche de l'échouement, en-dessous du barrage, demeure un écoulement qui évoque celui du flot d'un dévidoir. Dans tous les cas, il reste l'écoulement 2DH contournant le barrage.

Une surverse de 5 à 10 centimètres a été étudiée d'après l'élasticité d'un barrage. Celle-ci peut favoriser la forme en dévidoir souple tendu. Notre étude suggère que l'élasticité produit en elle-même un sous-marinage du barrage. Une suite de l'étude peut nécessiter de définir au préalable, la géométrie plaquée sur le fond marin et la flottabilité.

La modélisation d'un barrage échoué, nous suggère plusieurs remarques sur le plan opérationnel. La première propose une innovation, une trappe en partie basse du barrage libérant l'écoulement à partir d'un seuil de contrainte et de pression. Le calcul du tenseur des contraintes σ autorise l'ajustage de l'ouverture de la trappe. La surverse pourra ainsi être réduite, tout comme le risque de déradage des corps-morts.

Lorsque le barrage s'échoue à basse mer, en même temps la renverse de courant se produit et la vitesse du courant s'annule momentanément. L'estimation de la vitesse de courant à cet instant-là est délicate. Il faut prendre en compte un ensemble de courants voisins de zéro.

L'usage d'un barrage entraîne toujours la question du moyen hydraulique le plus efficace pour récupérer le polluant, tel un hydrocarbure. Il s'avère nécessaire d'étudier le risque d'une approche du barrage par un moyen nautique à basse mer. Le but serait de frapper les crochets d'amarrage pour libérer le barrage, et éviter son remplissage.

Un risque reste à évaluer, pour le matériel et les personnels amenés à utiliser un barrage dans une situation pour laquelle il n'est pas conçu. La situation hors-norme est ici celle de l'échouement, mais il en existe d'autres, comme le confinement de substances originales, les algues, ou les nouveaux carburants.

L'autorité compétente peut aussi faire en sorte que la situation d'échouement ne se produise pas. Notons que celui-ci peut également se produire en rivière. Ainsi, la doctrine des autorités américaines est de ne pas utiliser un barrage lorsque le risque d'échouement existe [M. Laurent, communication personnelle, CEDRE, 5 Octobre 2023].

Références

- [1] T. F. Leal, A. Forster, B. V. Lopes, C. B. Monteiro, M. C. da Silva, O. O. M. Junior, P. H. Oleinik, T. B. Trombetta and W. C. Marques. Numerical study of oil spill in the Franceses Bridge region, Patos Lagoon estuary. *Revista Interdisciplinar de Pesquisa em Engenharia*, 5(1), 167-176, 2019.
- [2] A. Oliveira, A. Fortunato, M. Rodrigues and A. Azevedo. Intégration de modèles physiques et de qualité des eaux. *La Houille Blanche*, 93(4), 40-46, 2007.
- [3] R. J. Lowe, J. L. Falter, M. D. Bandet, G. Pawlak, M. J. Atkinson, S. G. Monismith and J. R. Koseff. Spectral wave dissipation over a barrier reef. *Journal of Geophysical Research: Oceans*, 110(C04001), 2005.
- [4] B. L. Vallé and G. B. Pasternack. Submerged and unsubmerged natural hydraulic jumps in a bedrock step-pool mountain channel. *Geomorphology*, 82(1-2), 146-159, 2006.

- [5] A. De Leo, A. Ruffini, M. Postacchini, M. Colombini and A. Stocchino. The effects of hydraulic jumps instability on a natural river confluence: The case study of the Chiaravagna River (Italy). *Water*, 12(7), 2027, 2020.
- [6] E. Haug. Engineering safety analysis via destructive numerical experiments. *Engineering Transactions*, 29(1), 39-50, 1981.
- [7] POLMAR, Gros barrages à réserve de flottaison, Baléar 335, Fiche n°42, Direction des Affaires Maritimes, 2012, http://polmar.cetmef.developpement-durable.gouv.fr/pdf/Fiche_42.pdf
- [8] S. Felder and H. Chanson. Free-surface profiles, velocity and pressure distributions on a broad-crested weir: A physical study. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, 138(12), 1068-1074, 2012.
- [9] E.O. Obi, F.A. Kamgba and D.A. Obi. Techniques of Oil Spill Response in the sea. *IOSR Journal of Applied Physics*, 6(1), 36-41, 2014.
- [10] S.-P. Zhu and D. Strunin. Modelling the confinement of spilled oil with floating booms. *Applied Mathematical Modelling*, 25(9), 713-729, 2001.
- [11] D. Borri, C. Lugni, M. Greco and O. M. Faltinsen. Experimental study of water-oil-boom interaction and failure events, Technical note iwwwfb30_06, available at iwwwfb.org http://www.iwwwfb.org/Abstracts/iwwwfb30/iwwwfb30_06.pdf
- [12] A. Amini, E. Bollaert, J. L. Boillat and A. Schleiss. Preliminary design criteria for oil spill confinement booms. In *Coastal Environment V, incorporating Oil Spill Studies*, C. A. Brebbia, J. M. Saval Perez and L. Garcia Andion (Editors), *WIT Transactions on Ecology and the Environment*, 68, 411-420, 2004.
- [13] R. A. Jasim, W. Q. Hussen, M. F. Abdullah and R. Zulkifli. Numerical Simulation of Characterization of Hydraulic Jump Over an Obstacle in an Open Channel Flow. *Journal of Advanced Research in Fluid Mechanics and Thermal Sciences*, 106(1), 1-15, 2023.