

2èmes JOURNEES DE L'HYDRODYNAMIQUE

13 au 15 Février 1989 - Nantes

ETUDE EXPERIMENTALE ET SIMULATION NUMERIQUE DU COMPORTEMENT D'UN PONT FLOTTANT BIDIMENSIONNEL DANS UN COURANT UNIFORME

J.P BORLETEAU
J.J MAISONNEUVE
F VILLEGER

SIREHNA - NANTES

J.P CORDONNIER
P SULMONT

L.H.N URA 1217 du CNRS
E.N.S.M. NANTES

RESUME

L'étude expérimentale du comportement d'une maquette au 1/10^e d'un pont flottant bidimensionnel de section trapézoïdale a été réalisée dans le canal de circulation du LHN. Les résultats concernant l'assiette, l'enfoncement et la traînée sont comparés aux prédictions de deux modèles : un modèle fluide parfait basé sur la méthode du double modèle, et un modèle fluide réel résolu par une méthode à pas de temps de type MAC.

L'influence de paramètres tels que la vitesse, le mode de chargement et la hauteur du fond sur l'équilibre du pont est présentée.

SUMMARY

The behaviour of a two-dimensional floating bridge of trapezoidal section has been experimentally studied in the water-circulating channel of LHN. Concerning sinkage, trim and drag, the results are compared to predictions of two numerical models : a perfect fluid model based on the double-model approximation and a real fluid model using a time marching method based on MAC.

The influence on the bridge equilibrium of parameters such as flow velocity, bridge loading and water depth is presented.

INTRODUCTION

L'étude du comportement d'un pont flottant barrant une rivière peut se ramener en première approximation à une étude d'écoulement bidimensionnel autour d'un obstacle placé dans un canal.

Une étude expérimentale a été entreprise sur une maquette libre au $1/10^e$ d'un élément de pont de section sensiblement trapézoïdale. Il s'agissait d'obtenir un ensemble de résultats sur l'assiette et l'enfoncement pris par une telle structure dans différentes configurations de vitesse, de profondeur d'eau et de chargement pour contrôler la validité de modèles numériques. Deux types de modèles numériques ont été testés, le premier est basé sur une représentation de l'écoulement de fluide parfait autour du double modèle, le deuxième sur une modélisation à pas de temps de l'écoulement visqueux suivant le principe de la méthode MAC.

Le choix des modèles a été fait pour qu'ils soient en principe complémentaires. Le modèle fluide parfait, basé nécessairement sur une schématisation plus ou moins arbitraire de la réalité, est susceptible de donner des informations très rapidement sur la position du pont pour une configuration donnée (vitesse, profondeur, chargement). Le modèle fluide visqueux plus proche de la réalité physique de l'écoulement mais évidemment beaucoup plus lourd à utiliser, est destiné à améliorer la connaissance de l'écoulement pour une position donnée du pont, en particulier sur les parties avant et arrière du pont.

L'article présente l'ensemble du travail expérimental et théorique qui a été réalisé pour mettre au point et tester ces deux modèles.

1 - ETUDE EXPERIMENTALE

1.1 - Montage expérimental

Le montage expérimental doit permettre l'étude dans le canal de circulation du LHN d'une maquette bidimensionnelle d'un pont flottant (échelle : $1/10^e$) de section trapézoïdale (figure 1), libre des mouvements verticaux et de rotation, mais retenue horizontalement, soit par un ancrage, soit par une butée. La masse de la maquette doit pouvoir être modifiée et son centre de gravité déplacé pour simuler les 4 cas de chargement envisagés (lège, chargé à l'avant, chargé à l'arrière, chargé au centre). Des dispositifs appropriés doivent permettre la mesure de l'enfoncement, l'assiette, la traînée et la distribution de pression sur le fond en fonction de la vitesse du courant et de différentes profondeurs d'eau.

La maquette (longueur 1000 mm) qui occupe toute la largeur du canal, 1990 mm, est constituée de trois éléments flottants de même largeur (658 mm) assemblés rigidement par l'intermédiaire d'un châssis en aluminium. Le guidage de la maquette parallèlement aux parois du canal est assuré par des galets qui laissent libre les mouvements de pilonnement et de tangage. Le déplacement longitudinal est bloqué par deux butées verticales placées sur les parois qui servent de chemin de roulement à deux galets fixés sur la maquette.

La force de traînée T est mesurée sur le flotteur central à l'aide d'un capteur de force monté sur une balance de type parallélogramme qui relie ce flotteur au châssis d'assemblage. Un jeu de l'ordre de 2 millimètres sépare les différents éléments.

Les pressions sur le fond de la maquette sont mesurées par 15 capteurs de pression à jauges de contrainte placés dans le plan médian longitudinal.

L'enfoncement e du milieu de la maquette et l'assiette ϵ sont déduits des déplacements verticaux des extrémités avant et arrière mesurés par des limnimètres. Pour contrôler d'éventuels défauts dans l'assiette prise par la maquette, des limnimètres ont été placés à la fois à babord et à tribord.

La vitesse du courant V est mesurée par un moulinet et la hauteur d'eau par une pointe limnimétrique située à une longueur de maquette de l'avant.

La saisie des mesures (20 voies) est effectuée à l'aide d'une chaîne d'acquisition numérique (PCI-20000, HP Vectra) avec une résolution de 12 bits. Les valeurs moyennes conservées en mémoire sont calculées sur un échantillonnage réalisé pendant 20 secondes à la cadence de 10 Hertz.

1.2 - Conditions d'essais

Les essais concernent différents cas de chargement : la maquette lège ($m = 20.7$ Kg), et la maquette chargée ($m+m_1 = 56.7$ Kg). Dans ce dernier cas, la masse de la charge (36 Kg) est répartie sur le châssis de la maquette, en respectant la position du centre de masse de l'ensemble (135 mm verticalement par rapport au fond, 20.9 mm horizontalement pour les désaxements avant et arrière de la charge). Pour le cas lège, le centre de masse se trouve à 90 mm au-dessus du fond.

A l'échelle réelle, les conditions d'essais correspondent à une vitesse de courant supérieure à 1m/s pour les profondeurs d'eau de 10m, 4m et 2m; pour la profondeur d'eau de 1m, la vitesse du courant est inférieure à 1m/s. Dans la suite de l'article toutes les valeurs expérimentales sont ramenées à l'échelle réelle en tenant compte de la similitude de Froude.

Le tableau ci-après récapitule les positions d'équilibre hydrostatique sans courant correspondant aux différents cas de chargement:

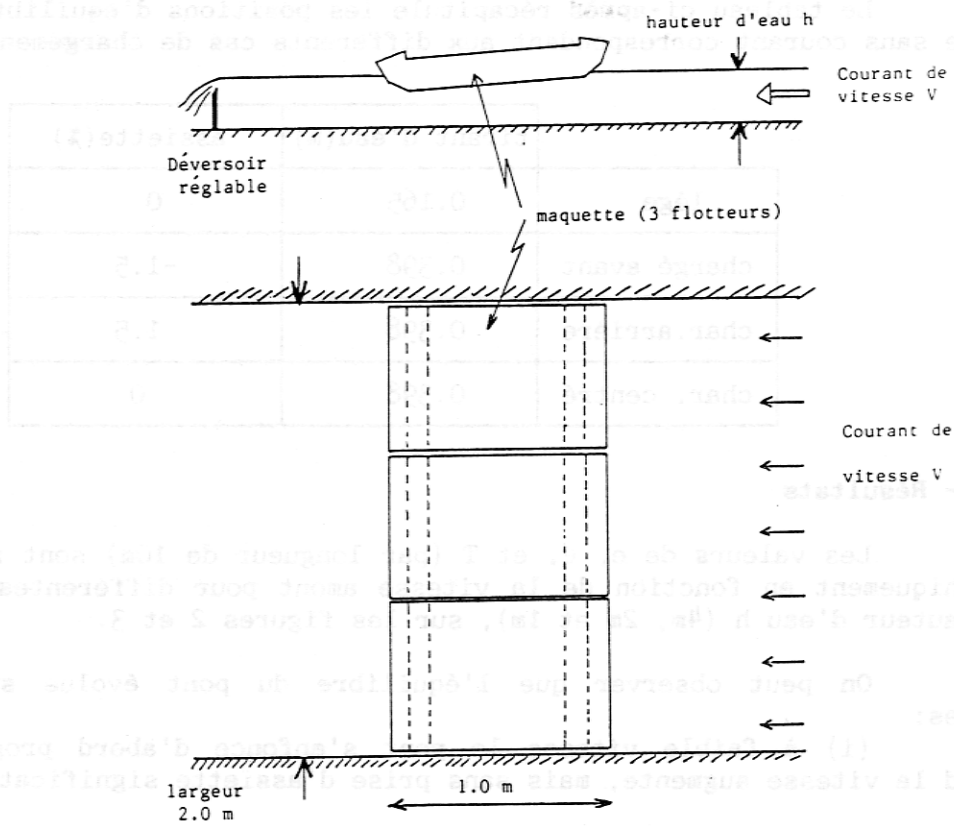
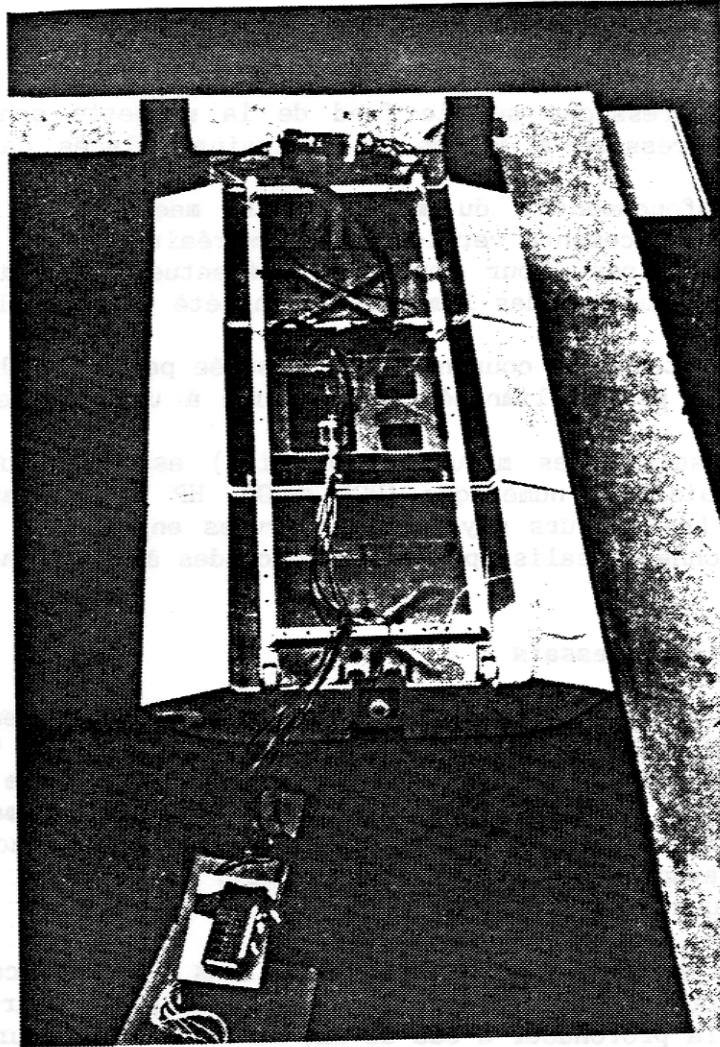
	tirant d'eau(m)	assiette(%)
lège	0.165	0
chargé avant	0.398	-1.5
char.arrière	0.398	1.5
char. centré	0.398	0

1.3 - Résultats

Les valeurs de e , ϵ , et T (par longueur de 10m) sont représentées graphiquement en fonction de la vitesse amont pour différentes valeurs de la hauteur d'eau h (4m, 2m et 1m), sur les figures 2 et 3.

On peut observer que l'équilibre du pont évolue suivant deux phases:

(i) à faible vitesse le pont s'enfonce d'abord progressivement quand la vitesse augmente, mais sans prise d'assiette significative;



- Figure 1 -

(ii) à partir d'une certaine vitesse il s'enfonce soudainement sur l'arrière avec une inclinaison supérieure à 10% (même dans le cas où le pont est chargé à l'avant) alors que la vitesse ne croît que de 0.1 à 0.2m/s. Un comportement similaire a été constaté à la profondeur d'eau $h=10m$. Il n'a pas été possible d'observer précisément la limite de stabilité de cet équilibre à cause des butées limitant par les nécessités du montage les mouvements de pilonnement et de tangage.

Ces observations conduisent à définir une valeur limite V^* de la vitesse du courant, en prenant comme seuil d'utilisation du pont $\epsilon \leq 5\%$:

	h(m)	$\epsilon(\%)$
lège	4	3.2
chargé avant	4	3.2
lège	2	2.4
chargé avant	2	1.8
lège	1	>1.5 (*)
chargé avant	1	0.65
char.arrière	1	0.65
char. centré	1	0.65

(*) Dans ce cas la vitesse limite V^* n'a pas été atteinte dans le canal de circulation.

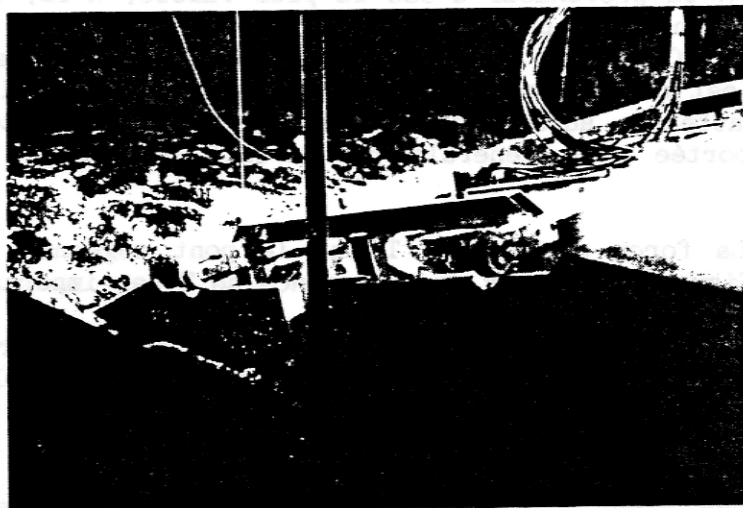
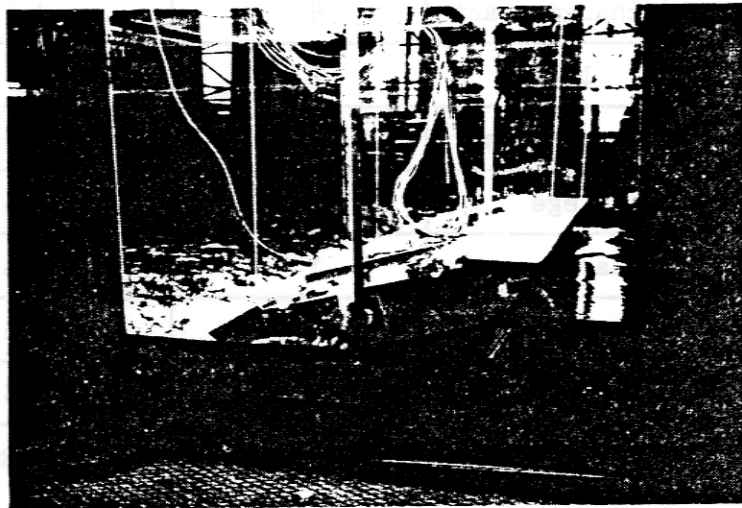
Dans des conditions extrêmes de fonctionnement, le pont n'a pas de position stable unique, il y a alternance entre deux inclinaisons, $\epsilon=10\%$ et $\epsilon=15\%$. A la profondeur d'eau la plus faible, $h=1m$, les courbes $e(V)$ et $\epsilon(V)$ présentent deux points de fonctionnement pour une même valeur de V ; ainsi pour $V=0.55$ m/s la maquette a deux positions stables : la position " $\epsilon=10\%$ " n'est obtenue que si la valeur de la vitesse limite de basculement V^* a été atteinte auparavant. Il est possible que cette observation n'ait pas une portée très générale puisqu'elle peut être liée au dispositif d'essais.

La force de traînée T sur le pont augmente avec la vitesse du courant, figure 2; le taux de croissance de T est important dès que $\epsilon \geq 5\%$.

La distribution de pression (figure 5) sur le fond du pont présente des zones de dépression avec une aspiration élevée au niveau des bouchains situés sur le fond de la maquette (à l'avant et à l'arrière) du fait de décollements aux arêtes vives comme le montrent les visualisations.

Des visualisations par tranche laser dans le plan longitudinal médian réalisées à la profondeur d'eau $h=4m$ ont été enregistrées à l'aide d'une caméra vidéo. La figure 4 montre un exemple de résultat pour la vitesse du courant $V=3.5$ m/s ($\epsilon > 10\%$) : les zones de recirculation sont indiquées en ligne pointillée ; la surface libre se relève à l'avant et se creuse à l'arrière. L'analyse de clichés photographiques a permis de déterminer les vecteurs vitesse instantanée.

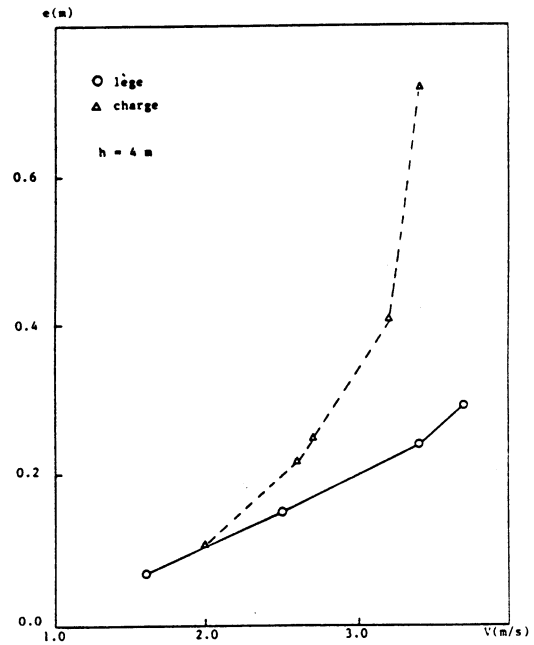
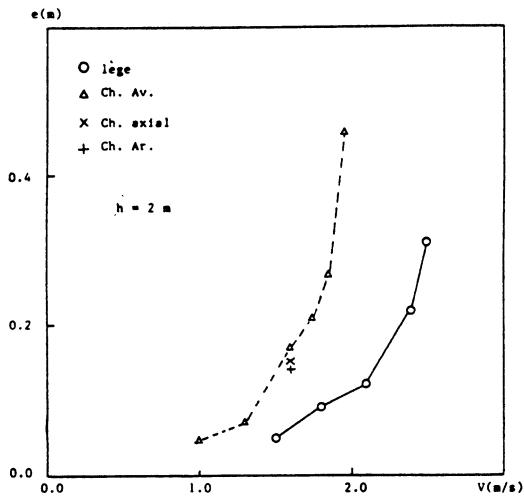
Ces résultats, obtenus dans des conditions particulières (courant uniforme, barrage sur toute la largeur de la rivière, écoulement strictement bidimensionnel, fond de la rivière horizontal) indiquent néanmoins le risque de renversement de la charge placée sur le pont flottant. On notera que ce comportement du pont n'a pas été observé au cours d'essais faits avec la même maquette dans le bassin de traction, où les effets de blocage n'existent pratiquement pas. Il n'y a pas de prise d'assiette positive et les vitesses limites au franc bord nul V^* sont plus élevées. Le modèle purement bidimensionnel n'est donc pas apte à résoudre complètement tous les cas de figure en particulier ceux où les effets tridimensionnels sont importants.



Effet de barrage ($h = 3$ m, assiette $> 10\%$)

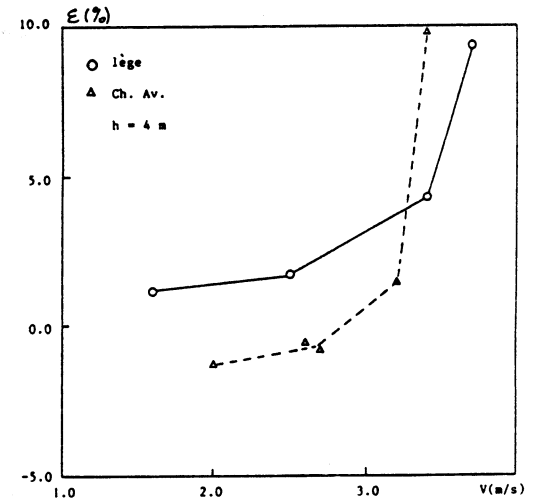
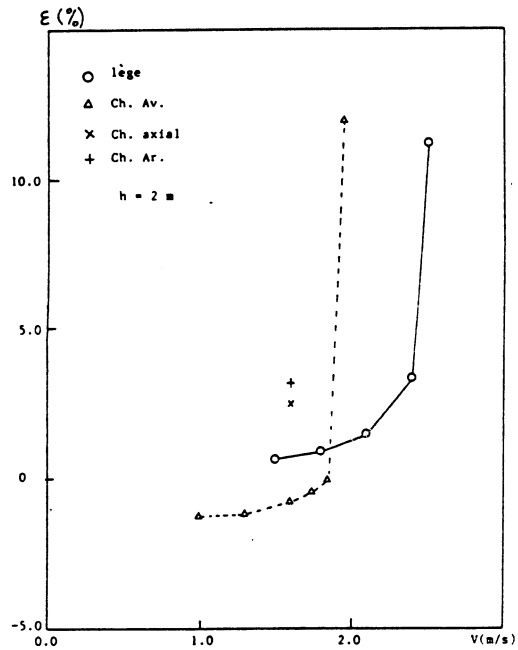
H = 2 m

H = 4 m



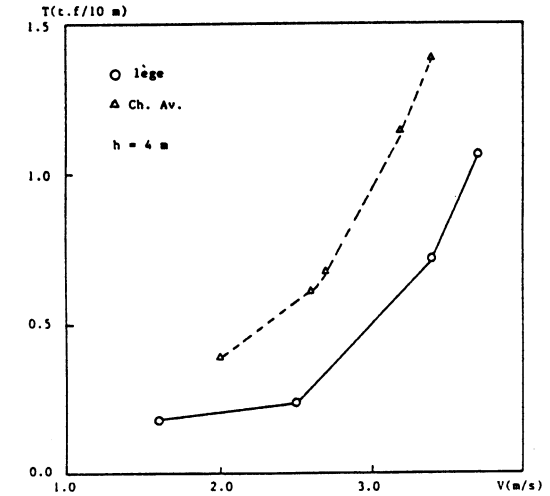
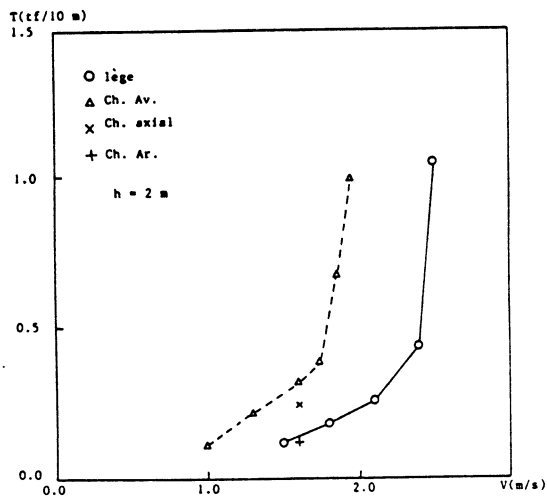
enfoncement

enfoncement



assiette

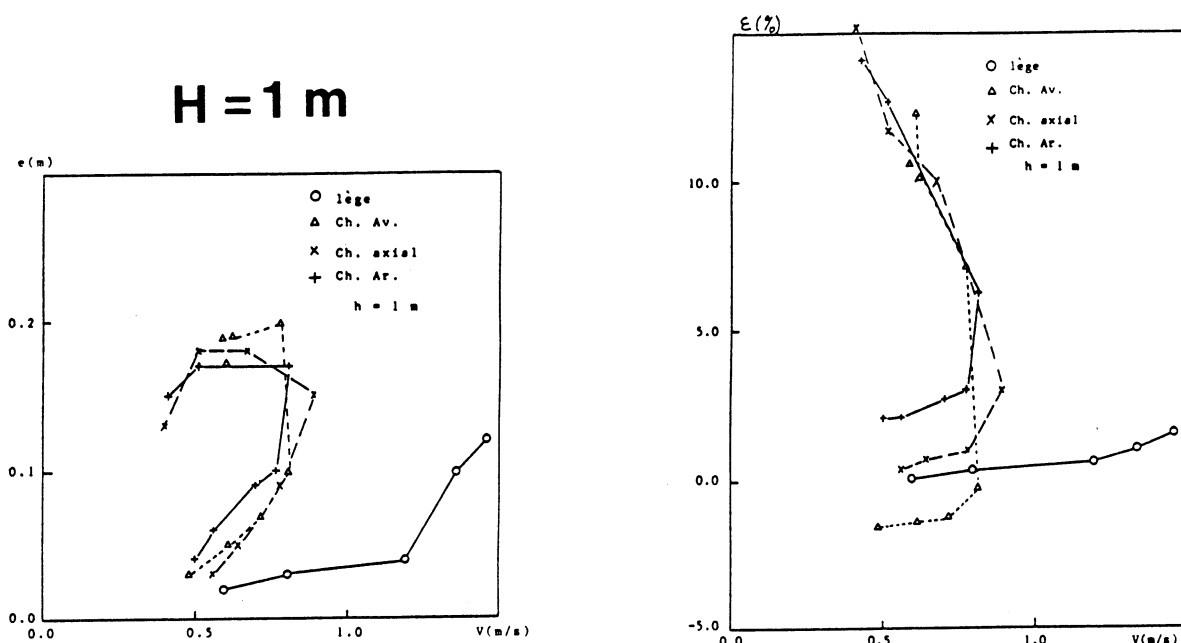
assiette



trainée

trainée

- Figure 2 -



- Figure 3 -

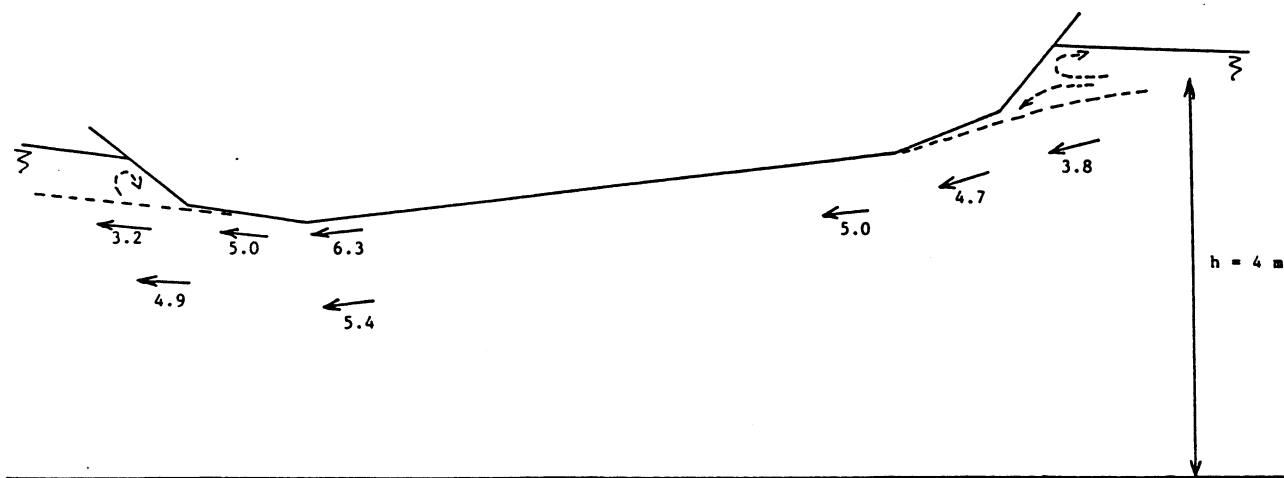
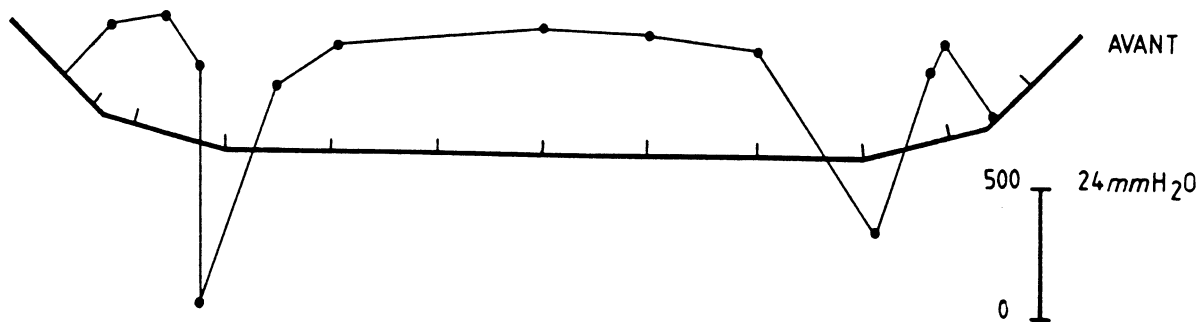


Figure 4

Carte de vitesse de l'écoulement : $V = 3.5 \text{ m/s}$, $h = 4 \text{ m}$, $e = 0.75 \text{ m}$, $E = 11 \%$, Ch. Av.



Répartition de pression

Chargé Avant
 $h = 4 \text{ m}$, $V = 3.4 \text{ m/s}$

- Figure 5 -

2 - MODELE FLUIDE PARFAIT

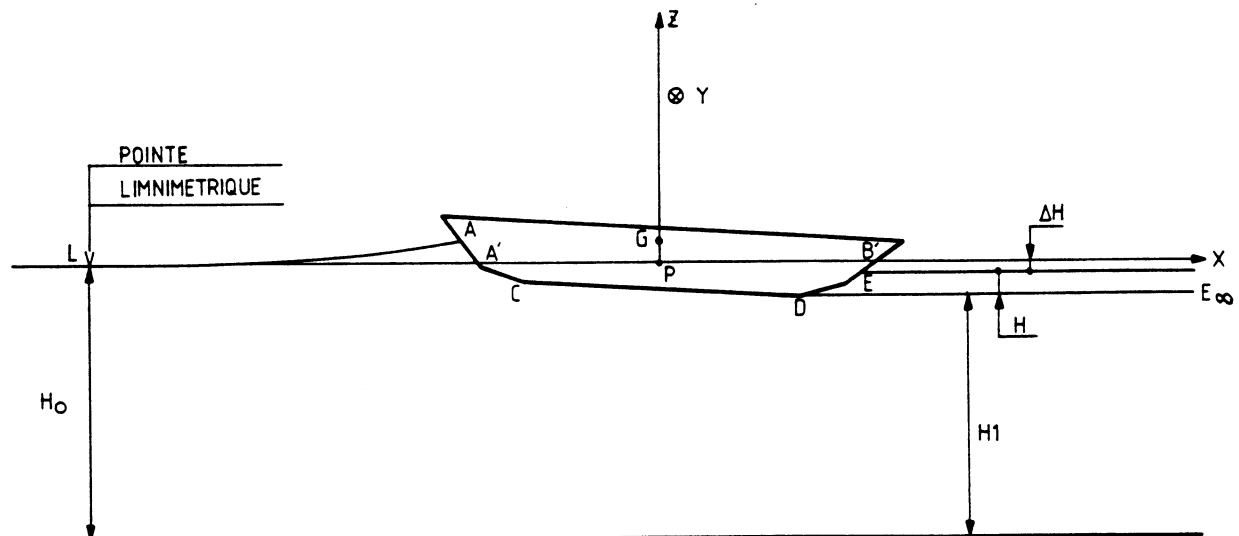
Etant données la simplicité et la rapidité des calculs, il est tentant de calculer l'écoulement d'un élément de pont flottant au moyen d'un schéma de fluide parfait et de représenter l'effet de la surface libre par un double-modèle.

Les premières tentatives ont montré qu'un tel schéma est inapte à représenter l'évolution d'assiette et d'enfoncement observée expérimentalement quand on fait varier la vitesse en amont du pont.

Une première retouche a d'abord été faite au schéma initial pour tenir compte du décollement de l'écoulement sur le bouchain arrière qui entraîne une variation de niveau entre l'amont et l'aval du pont. Un schéma similaire à celui utilisé par des hydrauliciens pour traiter les vannes de fond, a été employé pour évaluer la hauteur de la zone d'eau morte aval.

Les résultats, bien qu'améliorés, n'étant pas encore complètement satisfaisants, il a fallu ajouter au calcul des efforts de pression les effets des pertes de charge dues aux frottements sur les parois du canal et sur le fond du pont flottant, pour aboutir à un modèle qui, sans être parfait, donne des prévisions intéressantes.

On suppose que le pont est placé dans un canal de hauteur h_0 à l'infini amont, qu'il est libre de ses déplacements suivant la verticale Oz et de ses rotations autour de Oy , et que le déplacement suivant Ox est bloqué. Pour simplifier la présentation du modèle, le blocage est assuré ici par une butée placée en P , d'autres liaisons, câble, ancrage, etc... sont facilement envisageables.



- Figure 6 -

Le bilan des efforts s'exerçant sur le pont est le suivant :

- \vec{F}_g : force de gravité parallèle à Oz en G.
- \vec{F}_a : force de liaison sur le point de poussée parallèle à Ox en P
- \vec{F}_h : force hydrodynamique
- \vec{F}_s : force hydrostatique
- \vec{F}_i : force de frottement visqueux (ITTC)

Pour que le pont soit en équilibre, il faut évidemment que le torseur de la somme de ces efforts soit nul :

$$[\vec{F}_g + \vec{F}_a + \vec{F}_h + \vec{F}_s + \vec{F}_i] = 0$$

A l'exception de \vec{F}_h et \vec{F}_s , toutes ces forces s'explicitent facilement. Pour calculer \vec{F}_h et \vec{F}_s il est nécessaire d'apporter quelques corrections au calcul des pressions qui ne peut être fait avec l'hypothèse exclusive du fluide parfait. Deux corrections se sont révélées absolument indispensables pour tenir compte, d'une part des décollements sur la partie arrière du pont qui introduisent une différence de hauteur d'eau entre l'amont et l'aval du pont, d'autre part du frottement sur les parois qui provoque un abaissement du niveau d'eau ou une perte de charge entre le point où on calcule la pression et l'amont.

Pour éviter les complications entraînées par le choix de schémas plus sophistiqués, qui auraient eu pour conséquence de rallonger considérablement les temps de calcul, les méthodes classiques de perte de charge et de calcul de vanne de fond de l'hydraulique ont simplement été utilisées.

C'est ainsi que, sur la ligne de courant en amont du point de décollement, la pression est calculée par la formule de Bernoulli avec une perte de charge pour tenir compte des frottements sur les parois :

$$p = \frac{1}{2} \rho V_0^2 \left[1 - \left(\frac{V}{V_0} \right)^2 \right] - \rho g z + \Delta p_0(x)$$

avec V : vitesse calculée suivant la méthode du double modèle

et

$$\Delta p_0(x) = \frac{1}{2} \rho V_0^2 \frac{|x_L - x_A| (L + 2h_0)}{h_0 L} C_f + \frac{1}{2} \rho \sum_0^x \Delta x \frac{V_1^2(x) (L + h(x))}{h(x) L} C_f$$

$V_1(x)$: vitesse moyenne dans la tranche x

C_f : coefficient de frottement

Par contre, dans la zone d'eau morte en aval du point de décollement, la répartition de pression, purement hydrostatique, est donnée par

$$p = -\rho g (z + \Delta h)$$

avec, pour que la continuité de la pression soit assurée en aval

$$\Delta h = \frac{1}{2} \frac{V_0^2}{g} \left[\left(\frac{h_0}{h_1} \right)^2 - 1 \right] + \frac{\Delta p_0(x_0)}{\rho g}$$

L'ensemble du torseur étant maintenant calculable, il est possible de déterminer la position d'équilibre du pont par le processus itératif suivant :

a) le pont est placé dans une position initiale $[M]^{(0)}$ quelconque, qui peut être par exemple la position d'équilibre hydrostatique, un torseur résiduel $[\Delta F]^{(0)}$ est calculé,

b) le pont est déplacé de sa position initiale en supposant une relation linéaire entre le déplacement $[M]^{(1)} - [M]^{(0)}$ et le torseur $[\Delta F]^{(0)}$

$$[M]^{(1)} - [M]^{(0)} = [K]^{-1} [\Delta F]^{(0)}$$

puis un nouveau torseur résiduel $[\Delta F]^{(1)}$ est calculé.

c) l'opération précédente est répétée sur chaque nouvelle position du pont qui peut être déduite du torseur résiduel jusqu'à ce qu'il puisse être considéré comme nul.

Le logiciel, PON2D, qui a été construit suivant les principes précédemment décrits, permet, après l'entrée des données concernant une forme de pont, de calculer pour chaque itération la répartition de vitesse sur le double modèle par la méthode des singularités, le torseur résiduel correspondant à la position du pont et la position à l'itération suivante. A la sortie des boucles itératives, quand le torseur a été annulé, le programme donne les éléments essentiels: assiette, enfoncement et traînée.

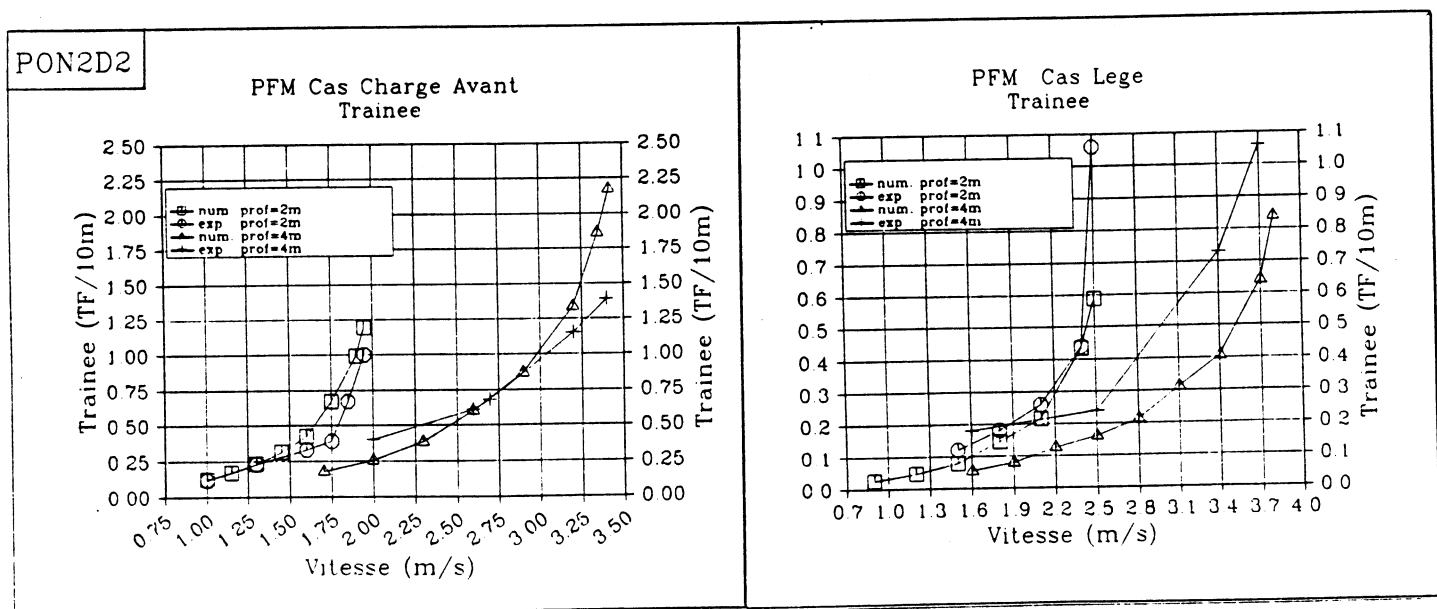
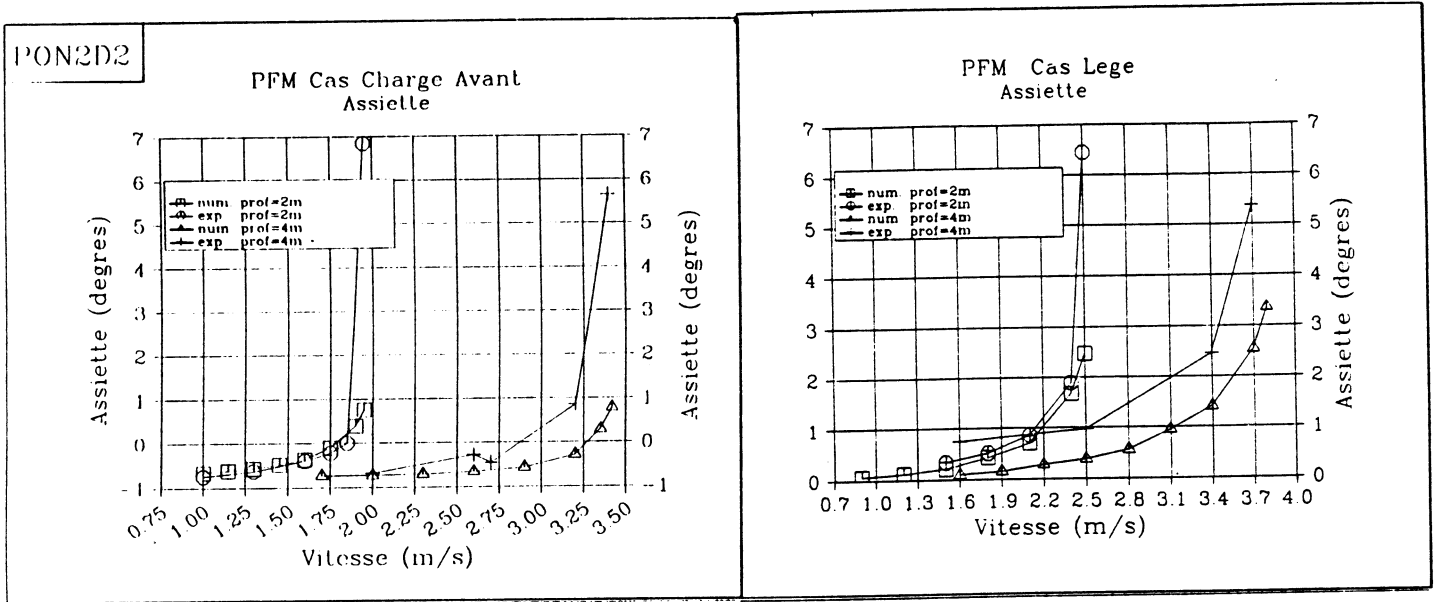
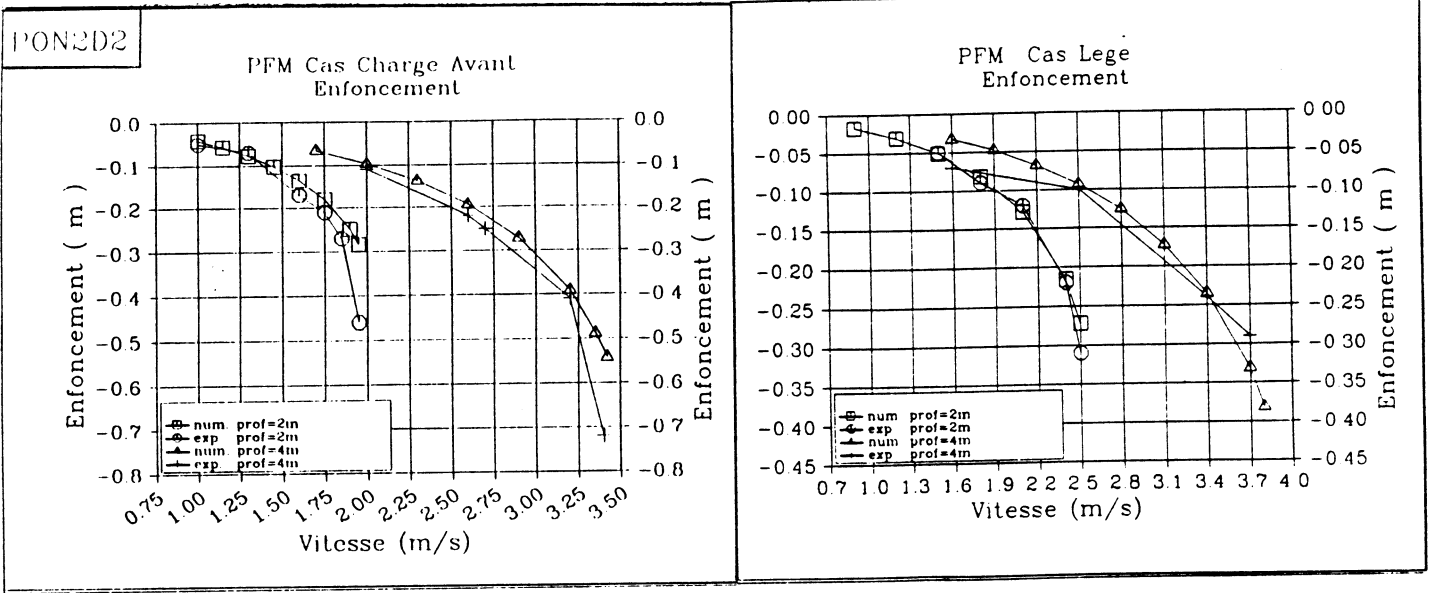
La matrice $[K]$ utilisée pour prédire les déplacements est la matrice des raideurs hydrostatiques linéarisée. Cette matrice s'est révélée efficace pour assurer la convergence des itérations dans tous les cas de figure.

Les résultats obtenus sont présentés sur la figure 7. Ils correspondent aux cas de fonctionnement du modèle de pont testé expérimentalement pour les hauteurs d'eau amont 4m et 2m.

Les prédictions du modèle apparaissent très satisfaisantes en ce qui concerne l'évolution de la position du pont et de sa traînée en fonction de la vitesse, avec quelques réserves toutefois pour la prévision de l'assiette à la profondeur 4m.

Pour tous les résultats, le coefficient de frottement C_f a été pris égal à 10^{-2} . Cette valeur a été choisie car elle donne, dans tous les cas, une très bonne prédiction de l'évolution de l'enfoncement. Cette valeur pourrait sans doute être réduite s'il était possible d'exprimer la perte de charge due au bourrelet qui se forme au bord d'attaque du pont, ce qui actuellement n'est pas faisable.

Le logiciel PON2D apparaît donc comme un outil efficace pour la conception des ponts flottants en permettant une estimation rapide et assez précise des caractéristiques des formes à tester.



- Figure 7 -

3 - SIMULATION NUMERIQUE DE L'ÉCOULEMENT DE FLUIDES VISQUEUX

La simulation numérique de l'écoulement de fluides visqueux a été réalisée à l'aide d'un schéma instationnaire de résolution des équations de Navier-Stokes, appelé TUMMAC (Tokyo University Modified Marker And Cell). Cette méthode a été mise au point à l'Université de Tokyo par l'équipe du professeur MIYATA. Fondée sur la méthode MAC, cette version en reprend le schéma de différence finie qui permet de satisfaire les conditions de continuité au sein du fluide et la développe pour traiter les problèmes d'écoulement à surface libre.

Le cas des ponts flottants en eau de profondeur finie a été résolu en bidimensionnel. La solution est obtenue par une mise en mouvement progressive du fluide autour du corps qui conserve à tout instant une position fixe correspondant à celle que l'expérience a permis d'obtenir pour la vitesse finale recherchée. Une fois cette vitesse obtenue sur la face d'entrée dans le domaine de calcul, la simulation se poursuit quelques pas de temps supplémentaires afin de laisser évoluer l'écoulement jusqu'à ce qu'il devienne quasi-permanent. A chaque pas de temps, il est possible de construire une cartographie complète des vitesses et des pressions au sein du fluide ainsi que la déformée de surface libre.

3.1 - Principe de la méthode TUMMAC

La méthode est basée sur une technique de résolution des équations de la mécanique des fluides utilisant un schéma de différence finie dont la cellule élémentaire de dimension DX, DZ est le support de cinq inconnues du problème, les composantes de la vitesse sur les quatre faces de la cellule et la pression au centre.

La variation en temps est faite d'une quantité DT en avant alors que les variations d'espace peuvent être ajustées par l'intermédiaire d'un coefficient α : la différence centrée est obtenue en prenant $\alpha = 0$ alors que pour $\alpha = 1$, le schéma est décentré amont; toute valeur intermédiaire donne un compromis entre les deux.

Des termes convectifs, UC et WC , sont évalués à partir des vitesses obtenues à l'instant précédent. Les vitesses à chaque pas de temps sont calculées par les équations:

$$\begin{aligned} U(I,K) &= UC(I,K) - DT * [PHI(I,K) - PHI(I-1,K)] / DX \\ W(I,K) &= WC(I,K) - DT * [PHI(I,K) - PHI(I,K-1)] / DZ \end{aligned}$$

Quant au champ de pression, divisé par la masse volumique du fluide, noté PHI , il est déterminé par une méthode itérative à facteur de relaxation Ω en complément de l'équation de Poisson dont la formulation diffère suivant que le point de calcul se trouve au sein du fluide ou dans une cellule frontière du corps. La pression à l'itération $m+1$ est évaluée à partir de sa valeur à l'itération m par:

$$PHI^{m+1}(I,K) = PHI^m(I,K) + \Omega * [PHI_{cal}(I,K) - PHI^m(I,K)]$$

dans laquelle $PHI_{cal}(I,K)$ est évaluée par la méthode dite "de l'étoile" dans une cellule de fluide entourée de cellules dont on connaît

la pression à l'itération m et par la condition de continuité qui annule la divergence de la vitesse dans une cellule frontière du corps. D'où les équations qui donnent $\text{PHI}_{\text{cal}}(I,K)$ dans ces deux cas:

$$\text{PHI}_{\text{cal}}(I,K) = \frac{DX^2 DZ^2}{2(DX^2 + DZ^2)} \left[\frac{\text{PHI}^m(I+1,K) + \text{PHI}^m(I-1,K)}{DX^2} + \frac{\text{PHI}^m(I,K+1) + \text{PHI}^m(I,K-1)}{DZ^2} - R(I,K) \right]$$

$$\text{avec } R(I,K) = \frac{UC(I+1,K) - UC(I,K)}{DX \cdot DT} + \frac{WC(I,K+1) - WC(I,K)}{DZ \cdot DT}$$

$$\text{PHI}_{\text{cal}}(I,K) = \text{PHI}^m(I,K) - \frac{DX^2 DZ^2}{2DT(DX^2 + DZ^2)} \left[\frac{U(I+1,K) - U(I,K)}{DX} + \frac{W(I,K+1) - W(I,K)}{DZ} \right]$$

Pour les cellules de surface libre, l'équation de continuité est résolue par la méthode de l'"étoile" mais avec des branches de longueur quelconque.

Le calcul de la pression est terminé lorsque l'écart entre les valeurs de PHI de deux itérations successives n'excède pas une certaine quantité, PERROR, dans tout le fluide.

Toutes ces équations ne sont que la traduction sous forme de différence finie des équations de Navier-Stokes, de Poisson et de continuité. La simulation sera complète si l'on impose des conditions initiales et des conditions aux limites. La situation initiale du fluide est simple, la pression est la pression hydrostatique et les vitesses sont nulles. Les conditions aux limites sur les différentes frontières du domaine de calcul sont satisfaites en imposant par extrapolation dans des cellules externes au domaine fluide des valeurs de vitesses déduites de celles régulièrement calculées dans le fluide. L'extrapolation prend diverses formes suivant que la frontière est solide ou libre et dépend du but recherché.

3.2 - Conditions aux limites

L'extrapolation des vitesses au dessus de la surface libre se fait dans un certain nombre de cellules à partir des valeurs obtenues dans les cellules dites "de surface libre" de façon à n'engendrer aucun gradient de vitesse dans une direction normale à celle-ci.

Pour les cellules frontières du corps, le but à atteindre est l'adhérence du fluide sur le corps, c'est-à-dire une vitesse relative nulle à la paroi. Cet effet est obtenu en imposant à chaque composante de la vitesse de prendre une valeur proportionnelle à la composante correspondante, régulièrement calculée sur la face opposée de la cellule suivant une loi en racine carré des distances à la paroi. On en déduit des coefficients d'extrapolation constants dans la simulation puisque le corps est fixe par rapport au maillage de base.

Lorsque la cellule frontière du corps devient également cellule de surface libre par déformation de celle-ci au cours de la simulation, les extrapolations sont très délicates car il devient impossible de satisfaire rigoureusement les deux conditions limites. Le calcul de la pression dans ce genre de cellule par la méthode itérative exposée plus haut devient

impossible sans certains aménagements: l'erreur tolérée peut être supérieure à la valeur imposée partout ailleurs et le coefficient de relaxation Ω devient fonction de la hauteur d'eau dans la cellule si bien que l'initialisation du calcul de la pression dans une cellule frontière du corps qui se remplit d'eau n'a pas de répercussion sur le reste du calcul, bien que la divergence de la vitesse soit loin d'être négligeable.

Les autres conditions sur les frontières du domaine de calcul sont légèrement plus simples à écrire du fait que ce sont des parois rectilignes:

* sur le fond supposé horizontal, la vitesse est nulle puisqu'il y a adhérence du fluide à cette paroi; dans la première rangée de cellules on devra donc imposer:

$$\begin{aligned} U(I,1) &= 0 \\ W(I,1) &= -W(I,2) \end{aligned}$$

* sur la face d'entrée dans le domaine fluide, c'est-à-dire dans la première colonne à gauche, le champ de vitesse horizontal $U(t)$ est celui d'un écoulement uniforme; celui-ci devient constant et égal à U_{FLOW} , la vitesse de l'écoulement à simuler, au bout d'une période de mise en vitesse à accélération progressive. Dans la première colonne de cellules, les vitesses sont donc:

$$\begin{aligned} U(1,K) &= U(t) \\ U(2,K) &= U(1,K) \\ W(1,K) &= 0 \end{aligned}$$

* sur la face de sortie du fluide du domaine de simulation, située à droite, il est difficile de connaître les valeurs de la vitesse, celle-ci dépendant du champ de vagues engendré par le corps flottant. Faute de mieux, la condition dans la dernière colonne de cellules, numérotée NCX , suppose un gradient de vitesse identiquement nul:

$$\begin{aligned} U(NCX+1,K) &= U(NCX,K) \\ W(NCX,K) &= W(NCX-1,K) \end{aligned}$$

Cette approximation doit engendrer une perturbation de l'écoulement dans le voisinage de la face de sortie du domaine fluide qui n'a pas le temps de remonter auprès du corps, vue la durée de la simulation.

3.3 - Comparaison aux résultats expérimentaux

Un assez grand nombre de cas a été traité afin d'évaluer les performances de la simulation numérique. Seuls quelques résultats sont présentés.

Sur les figures 8, l'évolution des efforts sur le pont au cours de la mise en mouvement de l'écoulement dans le cas du pont PFM avec une profondeur d'eau de 4m est présentée. L'influence de l'enfoncement du pont est étudiée à la vitesse de 3.3m/s puis, en prenant l'enfoncement expérimental, celle de la variation de la vitesse est analysée. On s'aperçoit que, dans les trois premiers résultats, les efforts sont assez largement surestimés puisque les valeurs expérimentales sont (pour 1m de pont):

$$\begin{aligned} \text{Portance} &= 2800\text{kg} \\ \text{Trainée} &= 125\text{kg} \\ \text{Moment/O} &= -376\text{kgm} \end{aligned}$$

L'observation du champ de vitesses (figure 9) permet de se rendre compte d'une sous-estimation de celles-ci dans la zone située sous le pont qui conduit à un effet de blocage qui se traduit par une montée du niveau à l'amont du pont. Il est donc incertain que le régime quasi-permanent recherché soit atteint.

*10³

PONT CHARGE AVANT. Hauteur d'eau 4m.
EXPE: enf.=55cm, ass.=6%, vit.=3.3m/s.

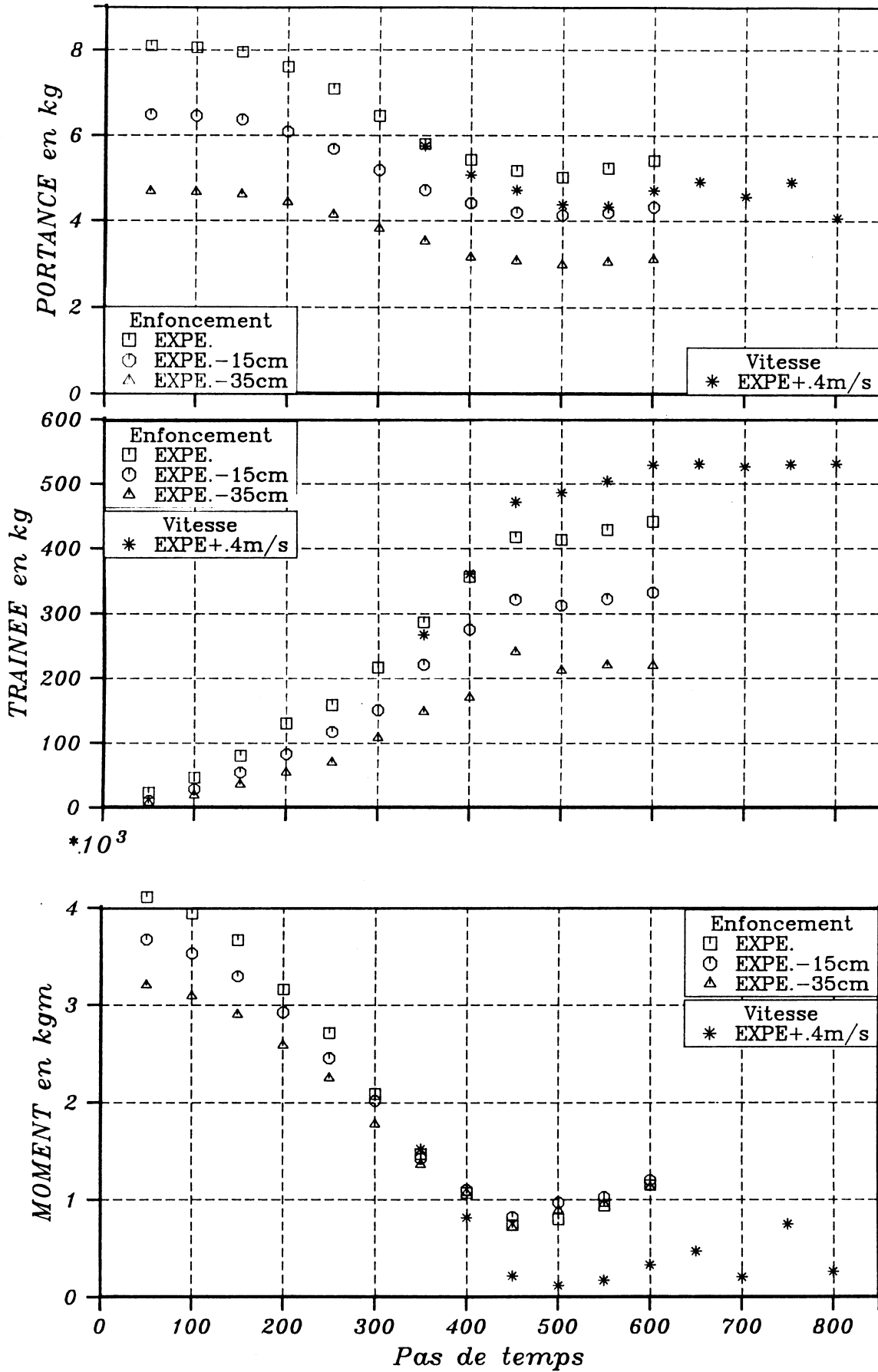
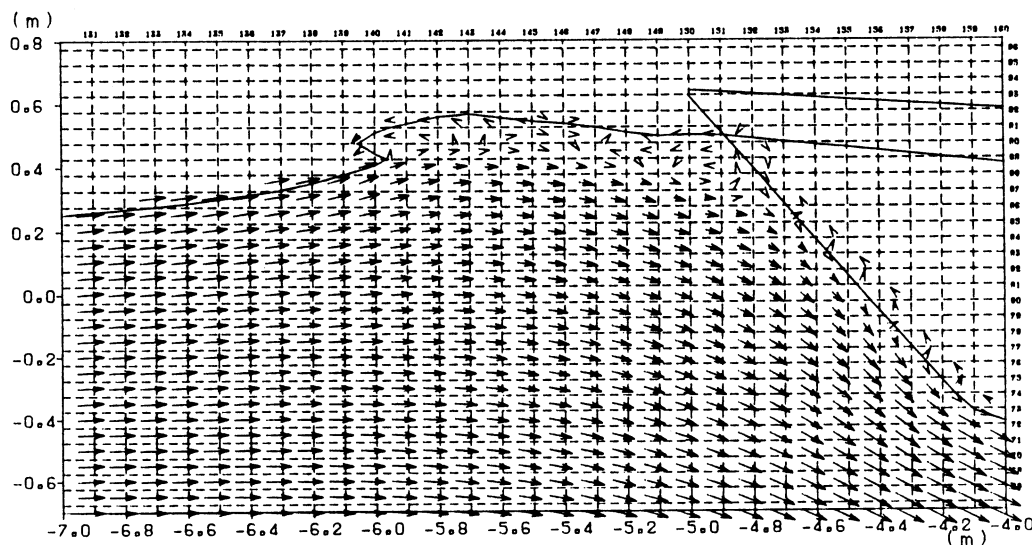
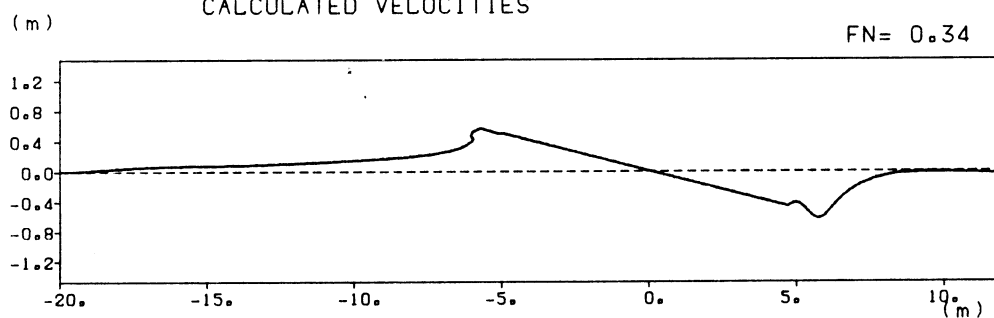
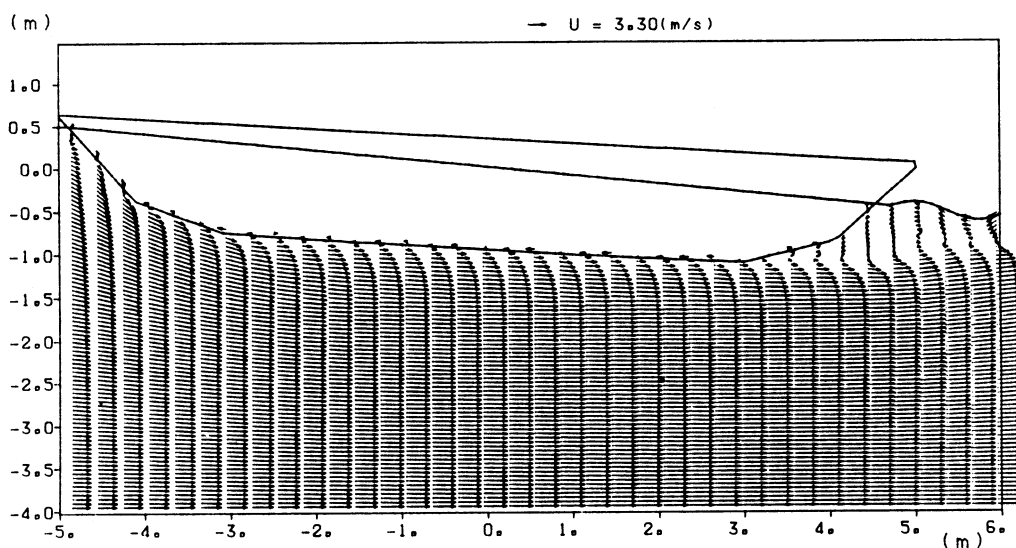


FIGURE 8

On observe que l'augmentation de la vitesse de l'écoulement sous le pont déplace la courbe de portance et de moment dans le bon sens alors que la trainée est toujours surévaluée (blocage).

Pour la représentation générale de l'écoulement, il faut remarquer que les niveaux d'eau amont et aval sont très bien reproduits par la simulation ainsi que le point de décollement sous le pont, bien que la couche limite semble trop épaisse. La viscosité doit être modifiée d'une quantité difficile à évaluer par la modélisation numérique.

Deux modifications paraissent encourageantes: amélioration de la mise en vitesse en tenant compte de sa variation pour la conservation du débit afin d'atteindre plus rapidement le régime quasi-permanent; raffinement du maillage de base afin de diminuer la "viscosité numérique".



CONCLUSION

Les résultats expérimentaux ont mis en évidence d'importants effets "hydrauliques" dont il a fallu tenir compte dans le modèle fluide parfait et que ne semble pas parfaitement reproduire le modèle fluide réel.

Le modèle fluide parfait permet grâce à sa rapidité de prévoir, par itérations successives, la position d'équilibre prise par le pont avec une précision très satisfaisante. Des améliorations du modèle, qui dépassent l'objectif initial de l'étude, sont certainement envisageables, comme, par exemple, la représentation de l'écoulement au bord d'attaque et dans la zone de décollement.

Des études approfondies seront auparavant indispensables.

Le modèle fluide réel donne des résultats très intéressants en ce qui concerne les déformations de la surface libre, la position du point de décollement et dans une certaine mesure le bourrelet de bord d'attaque. Il semble, dans l'état actuel, très utile pour préciser la position du point de décollement arrière qui doit nécessairement entrer comme donnée dans le modèle fluide parfait. Enfin, il ne semble pas que le modèle fluide réel soit apte actuellement à prédire de façon précise les efforts, sans que l'on sache s'il faut mettre en cause la finesse du maillage ou le caractère "non établi" de l'écoulement calculé.

BIBLIOGRAPHIE

- [1,2,3] H. MIYATA et al "Numerical analysis of free surface shock waves around bow by modified Mac-method" J. Soc. Naval Arch. Japan. Vol. 150 1981; vol. 152 1982; vol. 153 1983.
- [4,5,6,7] H. MIYATA et al "Numerical and experimental analysis of nonlinear bow and stern waves of a two-dimensional body" J. Soc. Naval Arch. Japan. Vol. 154 1983; vol.155 1984; vol. 156 1984; vol. 157 1985.
- [8] P. ESCANDE "Cours d'hydraulique"
- [9] P. GUEVEL "Methode des singularités" ENSM 1977

REMERCIEMENTS

Les travaux présentés ont été réalisés grâce au financement assuré par l'Etablissement Technique d'Angers de la Direction des Armements terrestres dans le cadre du marché d'étude ETAS n° 86.56038.00.402.49.76.