

4e JOURNEES DE L'HYDRODYNAMIQUE

1, 2, 3 mars 1993 - Nantes

DECOMPOSITION DE LA RESISTANCE A L'AVANCEMENT DES NAVIRES RAPIDES

F.X DUMÉZ

Bassin d'Essais des Carènes
Chaussée du Vexin, 27100 VAL DE REUIL

Résumé

Depuis une vingtaine d'années, des études théoriques et expérimentales, sur la mesure de la résistance à l'avancement des navires, ont permis de mettre au point des procédures expérimentales pour distinguer quantitativement dans la résistance totale, la résistance de vague, la résistance d'embruns ou de déferlement de la vague d'étrave ainsi que la résistance de frottement. L'objet de cette étude est de déterminer, d'une part, la validité expérimentale de ces méthodes dans le cas d'essais sur des navires relativement lents et, d'autre part, d'étudier leurs champs respectifs d'application dans le cas de navires rapides.

Après analyse des différentes méthodes susceptibles d'être mises en oeuvre, nous avons défini et mis au point le matériel et les maquettes nécessaires à notre programme. Les résultats de nos essais sur un modèle de la série 60 permettent de montrer qu'il existe une bonne homogénéité entre la résistance de vague obtenue par la méthode des coupes longitudinales, la résistance visqueuse obtenue à partir de la mesure des ralentissements dans le sillage du navire, et la résistance totale mesurée sur une jauge de traction. Dans le cas des navires rapides, bien que les premiers résultats soient encourageants, ils restent encore certains problèmes expérimentaux (mesure du sillage d'embruns) et théoriques (détermination du champ de vitesse potentiel) à résoudre.

Summary

Over the last 20 years, several theoretical and experimental studies of ship resistance have presented methods to distinguish experimentally, within the standard total resistance measurement, different components of the resistance of surface ships: wave, wave breaking, spray, friction. The goal of this study is to verify experimentally the validity of these experimental methods at relatively low Froude numbers, and to study their application at higher Froude number.

Based on an analysis of the methods available in the literature, the instrumentation required for this study was developed. Tests with a model of the Series 60 hull form show a good correlation between wave pattern resistance calculated from longitudinal wave height measurements, viscous resistance calculated from far wake velocity measurements using LDV, and the total resistance measured at model scale. For higher Froude numbers, the results of the first series of tests on the ITTC semi-displacement hull form are consistent with measurements performed at other facilities. However, experimental and theoretical problems subsist in this case due to the increase in Froude number.

INTRODUCTION

Le principal objectif de la détermination de la résistance à l'avancement d'un navire par des essais sur modèle est de déterminer au réel les prévisions de vitesse et de puissance en utilisant d'une part des essais de traction et, d'autre part, les résultats des essais de l'hélice en eau libre et derrière carène. La méthode employée de façon systématique (ITTC 57) est basée sur l'hypothèse que la résistance totale est la somme de deux composantes. D'une part la résistance visqueuse (R_v) estimée à partir de la surface mouillée du modèle, d'un coefficient d'effet de forme et d'un coefficient de frottement plaque plane qui est fonction du nombre de Reynolds. D'autre part la résistance résiduelle (R_r), uniquement fonction du nombre de Reech-Froude (F_n). Cette dernière est estimée par la différence entre la résistance totale (R_t) et la résistance visqueuse: $R_r = R_t - R_v$. Dans le cas de navires relativement lents où la résistance résiduelle peut se confondre avec la résistance de vague, la méthode est généralement justifiée. Par contre, pour les navires rapides pour lesquels la résistance résiduelle se compose d'une résistance de vague mais aussi des résistances d'embruns et de déferlement (et de tourbillons??), cette hypothèse peut alors être mise en défaut. En effet, dans ce cas, on ne peut pas affirmer que ces différentes composantes sont uniquement fonction du nombre de Reech-Froude. De plus, pour ce type de navire, le coefficient d'effet de forme déterminé par des remorquages à faibles vitesses est erronée puisque l'écoulement autour du navire évolue en fonction de F_n (assiette, déjaugage et immersion du tableau arrière).

Dans les années 60, différentes méthodes expérimentales ont été mises au point afin de distinguer quantitativement dans la résistance totale d'un modèle les différentes composantes. Les nombreuses publications sur ce sujet ont pour objectif de montrer d'une part, que l'on peut obtenir la résistance de vague d'un navire à partir de la mesure du champ de vague lointain, et que d'autre part, les résistances visqueuse et de déferlement pouvaient être obtenues à partir de la mesure des ralentissements dans le sillage du navire. Ces méthodes n'ont été utilisées que très rarement dans le cas d'essais sur des navires rapides où le problème de la distinction des différentes composantes devient essentiel. Il était intéressant d'essayer de les mettre en oeuvre afin d'évaluer l'utilité de ces méthodes à résoudre les problèmes de décomposition de la résistance à l'avancement et de l'extrapolation au réel dans le cas des navires rapides, et cela en utilisant des moyens de mesure et de traitement récents. Afin d'atteindre cet objectif l'étude est décomposée en plusieurs phases:

- * Bibliographie et étude sur la validité des bases théoriques mises en oeuvre
- * Sélection des méthodes expérimentales les plus adaptées à nos contraintes techniques.
- * Etude, réalisation et validation de l'instrumentation nécessaire
- * Essais sur un modèle de la série 60 afin de valider les méthodes expérimentales
- * Essais sur un modèle de navire rapide

BASES THEORIQUES

La décomposition de la résistance à l'avancement d'un navire se déplaçant à vitesse constante U_0 repose sur le bilan des quantités de mouvement sur un volume de contrôle D , limité par des surfaces S_i , entourant le modèle (cf figure page suivante). Ce bilan permet d'exprimer, dans un repère lié au navire, la résultante des efforts sur la carène sous la forme suivante:

$$R_t = \int_W \rho g \delta H ds + \frac{\rho}{2} \int_{S_1} -(U_0 - u)^2 + v^2 + w^2 ds + \frac{\rho}{2} \int_{-b/2}^{+b/2} z^2 dy \quad (1)$$

Ici δH caractérise la perte de charge le long d'une ligne de courant entre un plan en amont du modèle et le plan transversal S_1 de mesure, u , v , et w sont les composantes de la vitesse U dans le plan de mesure et U_0 étant la vitesse de l'écoulement en amont. Cette formulation est obtenue en faisant l'hypothèse que les efforts

résultants de la tension de surface sont négligeables, ainsi que le terme suivant: $\int_{S_1(w)} 2\mu \cdot \frac{\delta u}{\delta z} ds$

Si on néglige les composantes visqueuses dans les directions y et z , on pose alors:

$$u - U_0 = u_v + \frac{\delta \phi}{\delta x} \quad v = \frac{\delta \phi}{\delta y} \quad w = \frac{\delta \phi}{\delta z}$$

avec $\frac{\delta\phi}{\delta x}$, $\frac{\delta\phi}{\delta y}$, $\frac{\delta\phi}{\delta z}$ composantes du champ de vitesse potentiel, et u_v la composante visqueuse de la vitesse en x .

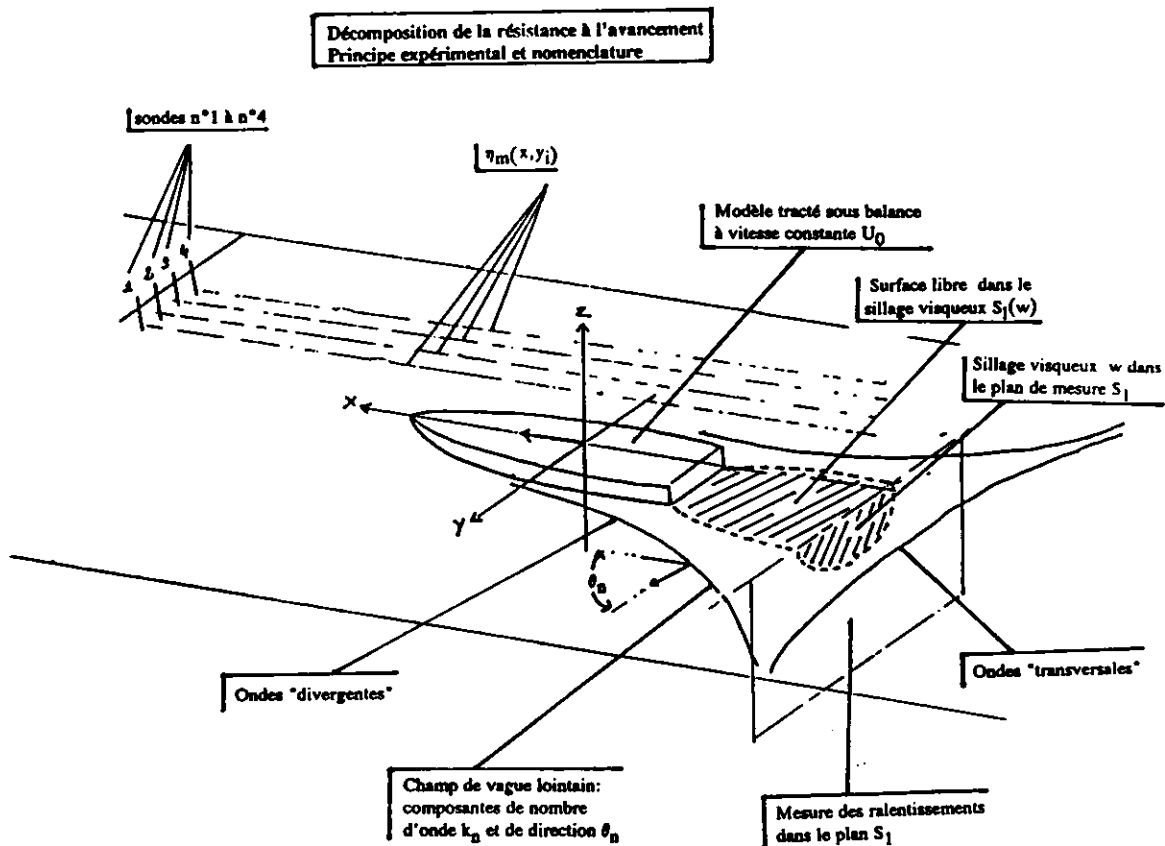
Par ailleurs, on néglige la résistance due à la turbulence de l'écoulement. Cette hypothèse est basée sur les travaux de J. Wu [10] qui a montré que si le taux de turbulence reste faible ($< 10\%$) dans les trois directions de l'écoulement, cette composante de la résistance visqueuse est alors négligeable.

Cette décomposition de la vitesse en une partie visqueuse et une partie potentielle permet de séparer la résistance totale en une résistance de vague (R_w) et une résistance visqueuse (R_v):

$$R_w = \frac{\rho}{2} \iint_{S_1} \left[-\left(\frac{\delta\phi}{\delta x}\right)^2 + \left(\frac{\delta\phi}{\delta y}\right)^2 + \left(\frac{\delta\phi}{\delta z}\right)^2 \right] ds + \frac{\rho}{2} \int_{-b/2}^{+b/2} z^2 dy \quad (2)$$

$$R_v = \iint_W \rho g \left[\delta H - \frac{u_v^2}{2g} \right] ds \quad (3)$$

Le terme de couplage suivant est alors négligé : $-\rho g \iint_W 2 \cdot u_v \frac{\delta\phi}{\delta x} ds$



RESISTANCE VISQUEUSE

Principe théorique

Soit U_m la vitesse mesurée et H_m la charge totale mesurée (repère lié au navire) on a:

$$U_m = U_0 - \left[\frac{\delta\phi}{\delta x} + u_v \right] \quad (4) \quad H_m = \frac{U_m^2}{2g} + \frac{P_m}{\rho g} \quad (5)$$

Dans ce cas, la pression statique mesurée (P_m), n'est pas nécessairement égale à la pression hydrostatique. En effet, elle est modifiée d'une part, par le champ de pression généré par le modèle, et d'autre part, par le champ de vague qui accompagne le modèle. Dans un premier temps, on considère, en se basant sur les résultats de Baba [1] et Townsin [2], que si le plan de mesure se situe à au moins une demi-longueur derrière le navire, la pression statique n'est plus influencée par le champ de pression autour du modèle.

L'expression (3) peut alors être exprimée sous la forme suivante:

$$R_v = \rho \int_{S_1} (u_v U_m) ds \quad (6) \quad \text{avec} \quad u_v = U_0 - U_m - \frac{\delta\phi}{\delta x} \quad (7)$$

Le problème est alors de pouvoir estimer la composante potentielle du champ de vitesse. Dans le cas simple où le champ de vague est parallèle au plan de mesure, soit transversal, (Série 60 par exemple), on peut alors appliquer la théorie linéaire de l'onde en fond infini pour estimer le champ de vitesse potentiel à partir de la hauteur η_m de la surface libre:

$$\frac{\delta\phi(z_m)}{\delta x} = \frac{g\eta_m}{U} e^{-k_0 z_w} \quad (8) \quad \text{avec} \quad k_0 = \frac{g}{U_0^2} \quad \text{et} \quad z_w = z_m - \eta_m e^{k_0 z_w}$$

Dans le cas d'un champ de vague multi-directionnel (navire rapide), il devient beaucoup plus difficile d'estimer cette composante. Entre autres méthodes, on peut estimer cette composante en mesurant le champ de pression statique. La mesure par LDV uniquement est alors incomplète, et des mesures de pression avec des tubes de pitot sont alors indispensables.

Montage expérimental et instrumentation

La mesure des vitesses dans le sillage du modèle est faite selon deux méthodes expérimentales:

*** Vélométrie laser 3D**

Ce système est composé d'une tête optique montée sur une jambe profilée motorisée qui permet d'obtenir des déplacements de 480 mm selon les trois axes. La précision de mesure des vitesses est meilleure que 1 % pour u et w et environ 2 % pour v . Le principe de la mesure étant la rétro-diffusion, il est nécessaire d'ensemencer l'écoulement avec des micro-particules d'oxyde de titane, l'injection étant faite directement sur la carène du modèle. Ce moyen de mesure se justifie principalement parce qu'il permet d'obtenir les trois composantes de l'écoulement avec un très bon niveau de précision. Par contre, il est néanmoins nécessaire d'avoir des informations sur la déformée de la surface libre ou sur les pressions statiques dans le plan de mesure afin de calculer les vitesses potentielles.

*** Tubes de pitot**

Le système est composé d'un cadre, monté sur la plate-forme du bassin, qui supporte une jambe profilée verticale, instrumentée avec seize tubes de pitot. Ce cadre abrite un système de déplacement transversal de 1.70 m de débattement et un système de déplacement vertical, qui permet de sortir la jambe de l'eau et de l'immerger jusqu'à 0.8 m de profondeur. Les tubes de pitot ont une longueur de 110 mm pour un diamètre de 5 mm et sont espacés verticalement de 30 mm pour les huit premiers et de 50 mm pour les suivants. Les déplacements en y et z sont programmés avant chaque parcours et sont effectués par des moteurs pas à pas avec une résolution inférieure au millimètre. Une sonde à pointe asservie, montée parallèlement à la jambe, mesure la déformée de la surface libre à l'aplomb de la prise de pression statique avec un décalage transversal de 20 mm.

Sur les trois premiers tubes de pitot les prises de pression statiques et dynamiques sont instrumentées avec des micro-capteurs piezo-résistifs relatifs qui permettent d'obtenir simultanément la pression statique et la pression différentielle. Ces pitots ont, en outre, l'intérêt d'être insensibles au problème de purge et d'avoir une précision meilleure que 0.2 %. Les autres tubes de pitots sont reliés par des capillaires à des capteurs de pression dont la précision de mesure est de l'ordre de 0.5 %.

Les deux modèles de tubes de pitot ont fait l'objet d'un étalonnage dans la veine du Petit Tunnel Hydrodynamique afin de s'assurer de la précision des mesures en eau libre, en incidence, et près de la surface libre. Un vélocimétrie laser 2D a été utilisé comme référence. Les résultats montrent que les mesures de vitesse (entre 3 et 6 m/s) ne présentent pas d'écarts significatifs à incidence nulle, et cela jusqu'à ce que le pitot affleure la surface libre. Pour des incidences de 10°, on observe des écarts de 2% au maximum pour le pitot classique, et de 4 % pour le pitot équipé de capteurs piezo-résistifs. Dans ce cas, la prise de pression statique se faisant en un seul point, l'erreur est plus grande que pour le pitot classique dont la pression statique est moyennée sur la circonférence.

RESISTANCE DE VAGUE

Principe théorique

Le principe de la détermination de la résistance de vague à partir de l'identification des différentes composantes du champ de vague lointain repose sur les travaux de Sharma, Eggers et Ward [3]. On considère que le champ de vagues lointain créé par le modèle est la superposition d'ondes planes sinusoïdales progressives de direction θ par rapport à l'axe x , qui répondent aux conditions suivantes:

$$s = \frac{k_0}{\cos \theta} : \text{nombre d'onde longitudinal} \quad u = \frac{k_0^2 \sin \theta}{\cos^2 \theta} : \text{nombre d'onde transversal}$$

On peut alors exprimer la hauteur de vague en un point:

$$\eta(x,y) = \frac{1}{4\pi k_0} \int_{-\alpha}^{+\alpha} (F(u)\sin(sx + uy) + G(u)\cos(sx + uy)) du$$

A partir de l'équation (2), on démontre alors que:

$$R_w = \frac{\rho V^2}{4\pi k_0} \int_{-\alpha}^{+\alpha} (F^2(u) + G^2(u)) \frac{\sqrt{1+4u^2}}{1+\sqrt{1+4u^2}} du \quad (9)$$

La méthode consiste à faire une transformée de Fourier (C,S) de $\eta(x,y=cte)$ jusqu'au point de troncature ($-X_e$) afin d'identifier les fonctions $F(u)$ et $G(u)$. Le point X_e correspond à la position longitudinale où le champ de vague réfléchi sur le coté du bassin interfère au niveau de la coupe longitudinale avec le champ de vague incident. Afin de prendre en compte la troncature du signal, on introduit une expression asymptotique au second ordre de l'élévation de la surface libre [4] de la forme:

$$\eta(x,y) = (1+\delta^2/2) \frac{c_1 \cdot \cos(1-\delta^2/2)x + c_2 \cdot \sin(1-\delta^2/2)x}{\sqrt{c_3 - x}} \quad \text{avec } \delta = \frac{y}{x} \quad (10)$$

Les constantes c_1 , c_2 , et c_3 sont identifiées à partir de la dernière période enregistrée sur la coupe longitudinale.

Hypothèses

* Surface libre linéarisée

Cette hypothèse n'est plus valable lorsque la vitesse d'avance devient faible ($F_n < 0.15$) car dans ce cas les phénomènes du second et du troisième ordre ne peuvent être négligés [3]. Dans le cas des navires rapides, cette hypothèse est certainement valide car plus la vitesse est grande, plus la longueur d'onde des différentes composantes du champ de vague augmente et plus l'amplitude de ces composantes diminue.

* Champ lointain

Cette hypothèse est nécessaire afin de pouvoir assimiler le champ de vague à la superposition d'ondes planes sinusoïdales progressives. Les différentes études à ce sujet montrent [3, 4, 5, 6] que pour $F_n < 0.5$, l'erreur sur l'amplitude des composantes du champ de vague sera inférieure à 2 % quelque soit l'angle de propagation pour peu que la coupe longitudinale soit faite à au moins une demi-longueur sur le côté du navire. Par contre pour un nombre de Froude 0.8 on a alors pour cette même position une erreur de 5 à 8 % pour des composantes dont l'angle de propagation varie de 20 à 60°. Ces erreurs sur l'identification de l'amplitude des différentes composantes du champ de vague ont donc une incidence directe sur la valeur de la résistance de vague. Cette contrainte peut donc se révéler extrêmement limitative dans un bassin de largeur finie.

* Profondeur infinie

L'hypothèse faite sur la vitesse de propagation de chaque composante du champ de vague dans le calcul de Rwp implique une profondeur "infinie", soit $\lambda/h < 3.0$, soit pour un bassin de 4,5m de profondeur, $\lambda_{\max} = 13,5\text{m}$. Pour un champ de vague stationnaire accompagnant le navire on a pour chaque composante de direction θ : $\lambda(\theta) = 2\pi (U_0 \cos \theta)^2/g$. Ainsi, la composante transversale du champ de vague ($\theta=0^\circ$) qui a la plus grande longueur d'onde sera confinée à partir de 5m/s environ. A 8m/s (vitesse maximum de la plateforme) on estime à 55° la direction de propagation correspondant à la limite du confinement. Lors d'essais à ces vitesses, il sera important de vérifier que le champ de vague est principalement divergent: $55^\circ < \theta < 90^\circ$.

Montage expérimental et instrumentation

* Montage d'ensemble

Quatre sondes (2 sondes à pointe asservie, 2 lyres résistives) sont montées sur une poutre d'une longueur de 5.2 m placée transversalement à l'axe longitudinal du bassin n°3 (longueur de 220 m pour 13 m de large). Le montage des sondes se fait sur des platines qui permettent un déplacement vertical de 25 cm, ces platines étant elles-mêmes montées sur une glissière qui permet de positionner chacune des sondes avec une précision inférieure au millimètre. L'ensemble, est monté sur le mur tribord du bassin n°3 à 140 m du départ. Un système optique permet un déclenchement automatique de l'acquisition lorsque le modèle se trouve à 10 m en amont de la poutre. Les signaux de déformée de la surface libre sont enregistrés par une chaîne d'acquisition sur un micro-ordinateur à une fréquence supérieure à 100 Hz. Le calcul de la résistance de vague est fait directement sur le micro-ordinateur entre chaque parcours.

* Sondes à pointe asservie

Les caractéristiques des sondes à pointe asservie de marque Kenek (Japon) sont les suivantes:

Sonde	SW 301
Amplitude	+/- 150 mm
Vitesse maximale	600 mm/s
Précision statique	0.2 mm
Linéarité pleine échelle	+/- 0.1 %

Ces données constructeur ont fait l'objet de contrôles lors d'une campagne d'étalonnage statique et dynamique qui montrent, en particulier, que la vitesse maximale de déplacement est inférieure à celle donnée dans le tableau ci-contre ($V_z < 500$ mm/s).

L'incertitude relative obtenue lors de cette campagne d'étalonnage (fréquence comprise entre 0 et 2 Hz, amplitude variant de 20 à 140 mm) est une fonction quasi-linéaire de l'accélération et est comprise entre 0 et 10 %.

* Lyres résistives

Afin de s'assurer de la bonne précision des résultats obtenus sur les mesures de déformée de surface libre, nous avons monté, outre les sondes à pointe asservie, deux lyres résistives de marque Sereps. Ces lyres ont une très bonne précision statique (< 0.5 % de l'amplitude mesurée) et ont donné, lors d'un test effectué en bassin, une erreur en dynamique de l'ordre de 3 % pour une amplitude de 40 mm et une fréquence de 4 Hz.

CONDITIONS D'ESSAI ET RESULTATS

Série 60

* Description du modèle

4210W	Réel	Modèle(1/25)
Lpp	121.92 m	4.877 m
Largeur	16.256 m	0.650 m
Déplacement	7725 m ³	0.494 m ³
Surf. mouillée	2526 m ²	4.041 m ²
Coef. de bloc	0.6	0.6

Le point de remorquage se situe à l'aplomb du couple n°2 au niveau de la ligne d'arbre dans une direction parallèle à la ligne de quille. Le modèle est de plus équipé de stimulateurs de turbulence sous la forme d'une bande de rugosité de 3 cm de large collée au niveau du couple n°18.

* Résistance de vague et résistance totale

Les coupes longitudinales ont été effectuées dans deux configurations distinctes. Tout d'abord, le modèle libre en tangage et déjaugage est remorqué par l'intermédiaire d'une jauge de traction. Outre l'enregistrement simultané des quatre coupes longitudinales, on mesure l'effort de traction (Rt) ainsi que l'assiette et le déjaugage. Dans la deuxième configuration, le modèle est bridé dans une position correspondant à $Fn=0.25$, pour effectuer les mesures de ralentissement dans le sillage. Les principaux résultats sont présentés dans le tableau ci-dessous. On indique en particulier les écarts maxima (δRwp) entre les résistances de vague (Rwp) calculées à partir des quatre coupes longitudinales disponibles. Sont aussi portées sur ce tableau, les distances entre l'axe du modèle et les première (y1) et quatrième (y4) coupes longitudinales, de même que la longueur minimale (L_{min}) de la coupe longitudinale exprimée en fonction de la longueur d'onde transversale $\lambda_0 = \lambda(0^\circ)$.

Fn	Rt	Rwp(libre)	Rwp(bridé)	δRwp (libre)	y1/Lpp	y4/Lpp	L_{min}/λ_0
	(N)	(N)	(N)	(%)			
0.22	17.6	0.76	0.68	3.9	0.41	0.59	13.8
0.24	20.6	1.10	0.90	4.8	0.41	0.59	11.6
0.25	22.4	1.04	0.99	3.7	0.41	0.59	10.7
0.28	33.1	7.39	6.74	3.3	0.41	0.59	8.5
0.30	45.5	12.83	11.35	4.4	0.41	0.59	7.4
0.32	52.7	16.04	13.80	4.1	0.41	0.59	6.5
0.35	66.4	23.11	20.45	3.9	0.41	0.59	5.4

Les valeurs de Rwp obtenues à partir des quatre coupes longitudinales sont homogènes, les écarts étant d'environ 4 %. La résistance résiduelle obtenue à partir de la résistance totale mesurée, et un coefficient de frottement ITTC 57, est comparée aux valeurs issues des essais effectués dans le cadre d'une coopération internationale de l'ITTC [7]. Les résultats sont présentés sur la figure n° 1. Nos valeurs sont légèrement inférieures à la moyenne des résultats de l'ITTC pour $Fn > 0.2$. A partir des essais à faible vitesse ($0.15 < Fn < 0.2$) on calcule un coefficient d'effet de forme selon la méthode Prohaska, en utilisant alternativement la formule ITTC 57 et la formule de Schoenherr pour le Cfo. Les régressions obtenues sont les suivantes:

$$\frac{C_t}{C_{fo}} = 1+k + \frac{Fn^2}{C_{fo}}$$

Cfo	n	1+k
ITTC 57	5.65	1.116
Schoenherr	5.6	1.15

Le $1+k$ basé sur le Cfo de Schoenherr est présenté sur la figure n° 2 avec les valeurs obtenues par différents centres d'essais lors de la campagne de l'ITTC. On note un bon accord, la valeur obtenue étant dans la partie supérieure du "nuage".

* Résistance visqueuse par analyse du sillage

Le plan de mesure, situé à 0.4 Lpp derrière le tableau arrière du modèle a été exploré sur la partie bâbord avec un pas de 10 mm verticalement jusqu'à une profondeur de 370 mm, et avec un pas variant de 10 à 20 mm transversalement sur la demi-largeur du modèle. La vitesse sélectionnée pour faire les mesures de

ralentissement dans le sillage visqueux est de 1.729 m/s, soit un nombre de Froude de 0.25. La déformée de la surface libre dans le plan de mesure est constante et égale à + 13 mm. A partir de cette valeur, on a pu calculer une distribution verticale de vitesse potentielle en utilisant la formule (8). Ces vitesses potentielles sont présentées sous la dénomination "Phix(m/s)" sur la figure n° 3., parallèlement aux ralentissements mesurés par LDV et par les tubes de pitot pour différentes positions transversales. On constate que le ralentissement mesuré ($U_m - U_0$) tend de façon asymptotique vers les vitesses potentielles calculées lorsque l'immersion augmente. Ce résultat valide dans ce cas la méthode d'estimation des vitesses potentielles.

Les vitesses verticales et transversales mesurées grâce au vélocimétrie laser sont faibles (< 0.1 m/s), tandis que le taux de turbulence dans les trois directions de l'écoulement est dans tous les cas inférieur à 10 %, ce qui permet de valider les approximations mentionnées à ce sujet. Le calcul de la résistance visqueuse est fait en utilisant la formule (6) en intégrant tout d'abord les vitesses selon la verticale puis dans la direction transversale de 0 à 380 mm. On obtient alors $R_v = 21.49$ N, soit $C_v = 0.003557$. En prenant $C_{fo}(ITTC 57) = 0.003109$, on trouve alors $1+k = 1.144$, soit 1.6% d'écart avec la valeur obtenue par la méthode des petites vitesses. Si l'on reporte la valeur du C_v et du $1+k$ sur les résultats C_v/C_{fo} de la campagne ITTC, on note que nos résultats (figure n° 4) sont en bon accord avec la tendance générale.

* Synthèse des résultats

Le tableau ci-dessous reprend les principaux résultats obtenus sur les différentes composantes de la résistance à l'avancement du modèle de la série 60 pour $F_n = 0.25$:

Rwp(N)	Rv(N)	Rwp + Rv	Rt (N)	écart	1+k	1+k
(1)	(2)	(3) = (1)+(2)	(4)	((4)-(3))/(4)	(Prohaska)	(LDV)
1.036	21.49	22.52	22.36	-0.7 %	1.116	1.144

Cette bonne corrélation entre la résistance totale mesurée et la somme de la résistance de vague et de la résistance visqueuse est globalement identique à celle trouvée lors d'essais Japonais à l'université de Tokyo [8]. Les principaux résultats pour les nombres de Froude compris entre 0.2 et 0.35 sont présentés dans la figure n° 5 . On compare sur ce graphe le coefficient de résistance résiduelle C_r calculé en utilisant le C_{fo} ITTC 57 et le $1+k$ déterminé par la méthode des petites vitesses, au coefficient C_{wp} calculé à partir de la moyenne des différentes coupes longitudinales. La différence qui s'amplifie entre les deux paramètres lorsque le nombre de Froude augmente ne peut être expliquée que si le $1+k$ dépendait de F_n , ou si une composante de vague déferlée était mise en évidence. Il serait donc extrêmement intéressant de réitérer les mesures dans le sillage visqueux à de plus hauts nombres de Froude.

Modèle semi-planant

* Description du modèle

Le modèle choisi a fait l'objet de campagnes d'essais systématiques de résistance à l'avancement dans une quinzaine de centres d'essais Japonais [9]. Ces principales caractéristiques au réel sont présentées dans le tableau ci-dessous ainsi que celles des deux modèles testés:

	Réel	n°1 (1/14.683)	n°2 (1/7.160)
Lpp	23.20 m	1.58 m	3.24 m
largeur max.	5.20 m	0.354 m	0.726 m
Déplacement	45.58 m ³	0.0143 m ³	0.124 m ³
Surface mouillée	109.2 m ²	0.5065 m ²	2.130 m ²
Tirant d'eau	0.871 m	0.059 m	0.122 m

Les deux modèles sont en bois avec une peinture en damiers noirs et jaunes. Les stimulateurs de turbulence se trouvent sur une ligne parallèle à l'étrave, de la quille jusqu'au spray-rail à 10 % de la Lpp en aval de l'étrave. Le point de remorquage se trouve au niveau du tableau arrière à 1.23 fois le tirant d'eau par rapport à la ligne de base. La direction du remorquage est parallèle à la ligne de base au repos.

* Résistance de vague et résistance totale

Les résultats des coupes longitudinales faites sur les deux modèles pour $0.5 < F_n < 1.0$ sont présentés dans le premier tableau ci-contre. On remarque d'une façon générale que les écarts δC_{wp} entre les résultats des quatre coupes longitudinales sont plus importants pour le modèle n°2 que pour le modèle n°1.

Fn	Modèle n°1		Modèle n°2	
	Cwp	δC_{wp}	Cwp	δC_{wp}
0.5	0.00331	8.4 %	0.00367	8.0 %
0.6	0.00339	3.0 %	0.00276	13.0 %
0.7	0.00260	2.8 %	0.00212	4.8 %
0.8	0.00173	3.1 %	0.00145	10.1 %
0.9	0.00120	2.6 %	0.00117	6.8 %
1.0	0.00093	7.2 %	0.00079	9.3 %

Cette constatation n'est pas vraiment surprenante car dans le cas du modèle no.2, les longueurs utiles d'enregistrement sont beaucoup plus courtes, et l'hypothèse de champ lointain est moins bien respectée comme le montre le second tableau ci-contre. Néanmoins, on ne distingue pas de détérioration des résultats en fonction de F_n .

Modèle	Fn	Fn=0.5		Fn=1.0	
		$\frac{L_{min}}{\lambda_0}$	$\frac{y}{L_{pp}}$	$\frac{L_{min}}{\lambda_0}$	$\frac{y}{L_{pp}}$
1	0.5	10	1.25	3	1.0
2	1.0	5	0.7	1.2	0.5

On a reporté ces résultats sur la figure n° 6 avec les C_{wp} obtenus lors des essais Japonais pour un modèle de 4 m de long et la traînée de pression calculée par CHERIE (code de calcul méthode Dawson). Les écarts importants obtenus pour les plus faibles nombres de Froude entre les C_{wp} du modèle n°1, et ceux issus des autres essais ou du calcul, ne sont pas expliqués. Ceci d'autant plus que pour les deux modèles les Cr^1 sont en très bon accord comme le montre la figure n°7, où sont aussi portées les valeurs obtenues au Japon [9]. Hormis le bon accord entre les résistances résiduelles, on remarque sur cette figure l'écart important entre Cr et C_{wp} (résistance d'embrun et de déferlement). Les valeurs obtenues pour l'assiette et le déjaugage sont, par ailleurs, sensiblement équivalentes.

* Résistance visqueuse par analyse du sillage

Cet essai a été effectué à une vitesse de 4.510 m/s sur le modèle n°2, ce qui correspond à un nombre de Froude de 0.8. Le plan de mesure se trouve à 0.5 L_{pp} en aval du tableau arrière du modèle monté sous une balance de remorquage, le réglage de l'assiette et du déjaugage étant identique à celui obtenue lors des essais sur modèle libre en tangage et déjaugage. La carte de sillage fait 280 mm de large (coté bâbord) sur 140 mm sous la surface libre, par pas de 10 et 20 mm. Les vitesses axiales obtenues en vélocimétrie laser et par les tubes de pitot sont cohérentes. Les vitesses verticales et transversales mesurées sont, dans tous les cas, inférieures à 0.15 m/s (incidence très faible de l'écoulement) tandis que le taux de turbulence se situe, dans les trois directions à un niveau inférieur à 5 %. La surface mouillée du modèle, obtenue par une série de photographies le long de la coque, s'est avérée être égale à la surface mouillée au repos soit 2.13 m².

Dans cette configuration d'essais, il est peu réaliste d'utiliser une méthode de calcul des vitesses potentielles identique à celle employée dans le cas de la série 60, car les hypothèses nécessaires à cette formulation ne semblent pas respectées. Dans un premier temps, compte-tenu du bon accord entre les essais et les résultats du code de calcul CHERIE, les vitesses potentielles calculées ont été utilisées. Sur la figure n° 8 on compare les résultats expérimentaux et le calcul pour une position transversale donnée ($y=0$ mm). On ne retrouve pas, dans ce cas, un comportement asymptotique comme celui observé dans le cas de la série 60. La résistance visqueuse calculée en prenant en compte cette correction donne d'ailleurs, $R_v=54.4$ N, soit $C_v=0.002345$, alors que $C_{fo}=0.00282$ (ITTC 57). On obtient alors un $1+k$ inférieur à 1.0, ce qui n'est pas plausible.

Dans le second cas de calcul, on considère que les vitesses potentielles axiales sont négligeables (champ de vague étant essentiellement divergent). On trouve alors, en intégrant sans correction les ralentissements selon la formule (6), $R_v=65.3$ N, soit $C_v=0.002816$, soit exactement le C_{fo} (ITTC 57). Ce résultat, plutôt encourageant a priori, doit être comparé à celui obtenu au Japon [9] par la méthode des modèles géométriquement semblables, soit $1+k=1.203$. Il y a donc un écart important entre ces deux méthodes d'obtention de la résistance visqueuse (et donc de la résistance résiduelle) des navires rapides sans qu'il soit possible, pour l'instant, de déterminer laquelle des deux est la plus précise.

¹ Le $1+k$ utilisé pour le calcul de Cr dans ce cas est issu de la référence [9] où elle a été obtenue par la méthode des modèles géométriquement semblables.

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

La première campagne d'essais, sur le modèle de la série 60, a permis de valider, dans une certaine mesure, les méthodes expérimentales d'obtention de la résistance visqueuse et de la résistance de vague pour des navires relativement lents. Ces résultats seront complétés par des essais pour d'autres nombres de Froude. Ces essais permettront de vérifier en particulier si le $1+k$ varie avec le nombre de Froude.

Dans le cas des navires rapides, bien que les premiers résultats soient encourageants, il est nécessaire à aussi de compléter nos essais afin d'éclaircir certains points. Tout d'abord, il faudra utiliser dans le cas du modèle n°2, une procédure de calcul de la résistance de vague utilisant la réflexion du champ de vague sur les bords du bassin afin d'augmenter la longueur utile de mesure et tout en éloignant la sonde de l'axe du modèle (condition de champ lointain). D'autre part, des mesures de pressions statiques permettront d'estimer plus précisément le champ de vitesse potentiel dans le plan de mesure. On pourra vérifier l'accord entre cette estimation et les mesures de vitesse à l'extérieur du sillage visqueux. Enfin, si cette dernière condition est vérifiée, il devrait être possible, par la mesure des ralentissements dans le sillage des vagues déferlées et des embruns, d'accéder à la résistance totale à partir de la mesure directe des différentes composantes.

Cette étude a été financée par la Direction des Recherches, Etudes et Techniques (DGA/DRET) que nous tenons à remercier particulièrement.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] "Study on separation of a ship resistance components" by E. Baba, Mitsubishi tech bulletin n°59, 1969
- [2] "Viscous drag measurement of ship models: the design and use of an automated system" by R.L. Townsin and J.B. Wynne, transaction of NECEIDES, vol 96, n°4, juin 1980.
- [3] "An assesment of some experimental methods for determining the wavemaking characteristics of a ship form" by K.W.H Eggers, S.D. Sharma and L.W. Ward, SNAME, vol 75, 1967.
- [4] "Application of wave analysis to tank experiment" by K. Yokoo and H. Tanaka, International Seminar on Wave Resistance, February 3-5, 1976, Tokyo.
- [5] "Study of Eggers' method for the determination of wavemaking resistance" by L. Landweber and K.T.S. Tzou, SNAME, September 1968.
- [6] "Determination of wavemaking resistance of a ship by method of wave analysis" by H. Ikehata and K. Nozawa, JSNA of Japan, vol n°121, June 1967.
- [7] "ITTC cooperative experiments on serie 60 hull" by Resistance and Flow Comitee of 18 th ITTC.
- [8] "ITTC cooperative experiments on serie 60 hull" by H. Kajitani, Y. Tsuchiya and M. Kanai, Dec 1986.
- [9] "Cooperative resistance tests with geosim models of a high-speed semi-displacement craft" by H. Tanaka, K. Nakatake, S. Araki, M. Nakato and T. Ueda, JSNA of Japan, vol n°169.
- [10] "Measurement of viscous drag of ship form" by J. Wu, State University of Iowa, Ph. D, Engineering, Hydraulic, 1964.

NOMENCLATURE

<u>Symboles</u>			
b	Largeur du bassin (Bassin n° 3: 13 m)	y	Distance horizontale à l'axe du modèle
C_{v}	Coefficient $= R_{\text{v}} / (0.5 \rho S_m U_0^2)$	z	Immersion
F_n	Nombre de Reech-Froude $= U_0 / \sqrt{L_{pp} g}$	ϕ	Potentiel des vitesses
H	Charge totale	μ	Viscosité dynamique
k_0	Nombre d'onde transversal	ν	Viscosité cinématique
L_{pp}	Longueur entre perpendiculaires	η	Dénivelé de surface libre
P	Pression	θ	Direction d'une onde
R	Résistance ou traînée	$1+k$	Coefficient d'effet de forme
Re	Nombre de reynolds $= U_0 L_{pp} / \nu$		
S_m	Surface mouillée à l'arrêt	<u>Indices</u>	
U_0	Vitesse d'avance	t	Résistance totale
u_v	Ralentissement axial visqueux	v	Résistance visqueuse $C_v = (1+k)C_{fo}$
u,v,w	Composantes du vecteur vitesse	fo	Frottement (ITTC 57 ou Schoenherr)
		r	Résistance résiduelle $C_r = C_t - C_v$
		wp	Résistance de vague (coupes longitudinales)
		w	Résistance de vague théorique

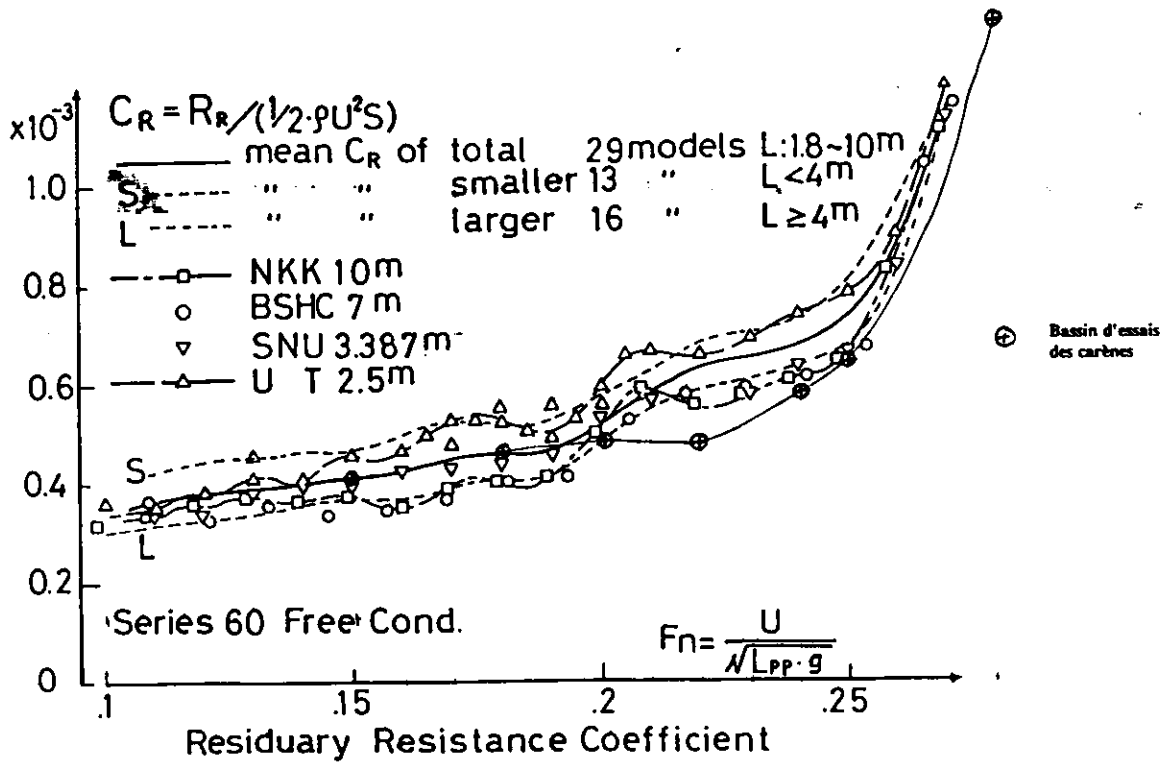


FIGURE N° 1

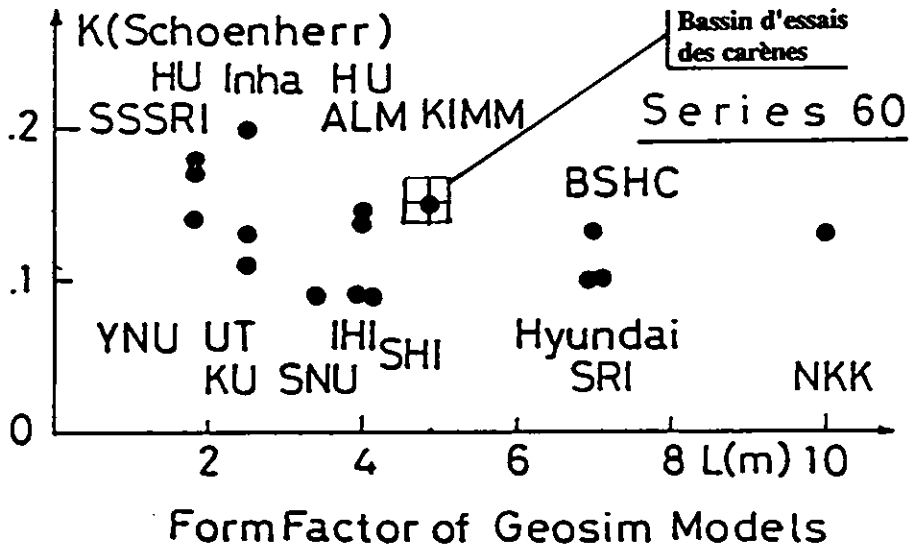


FIGURE N° 2

Vélocimétrie laser Série 60 Froude=0.25

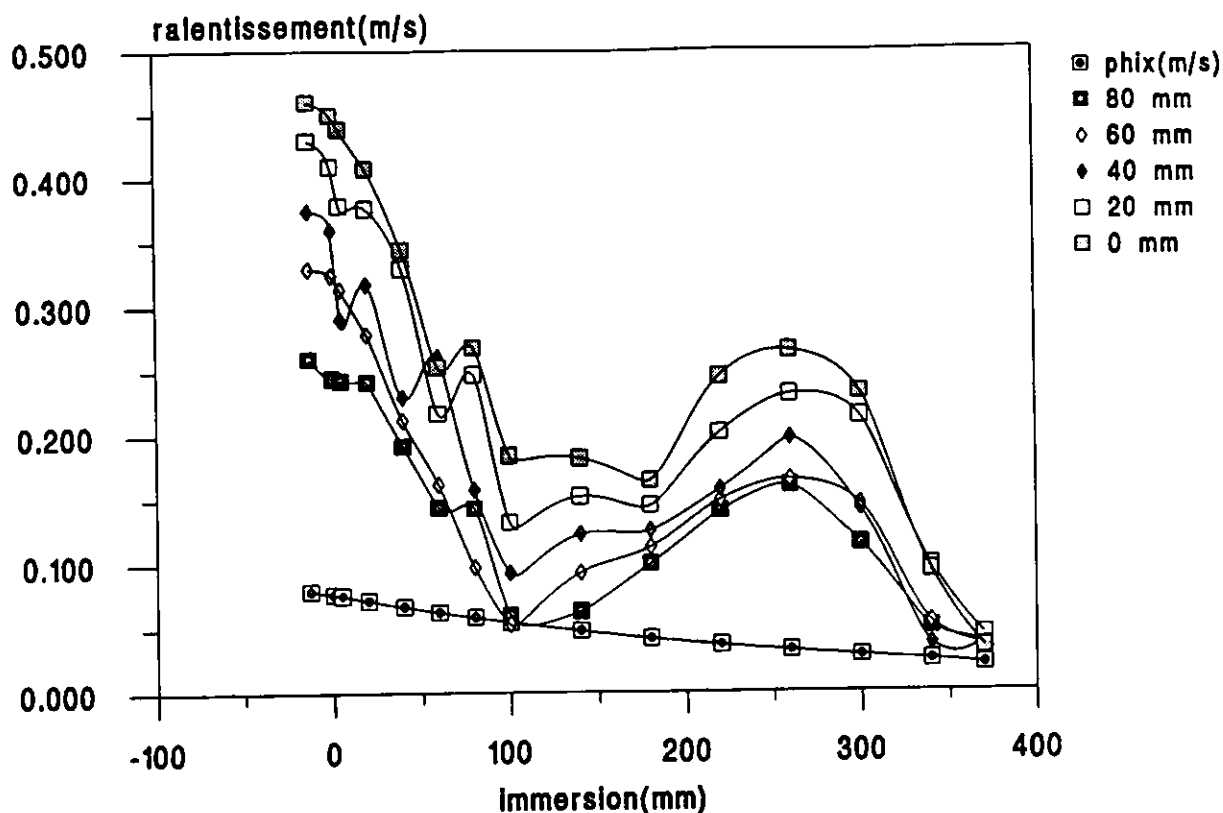


FIGURE N° 3

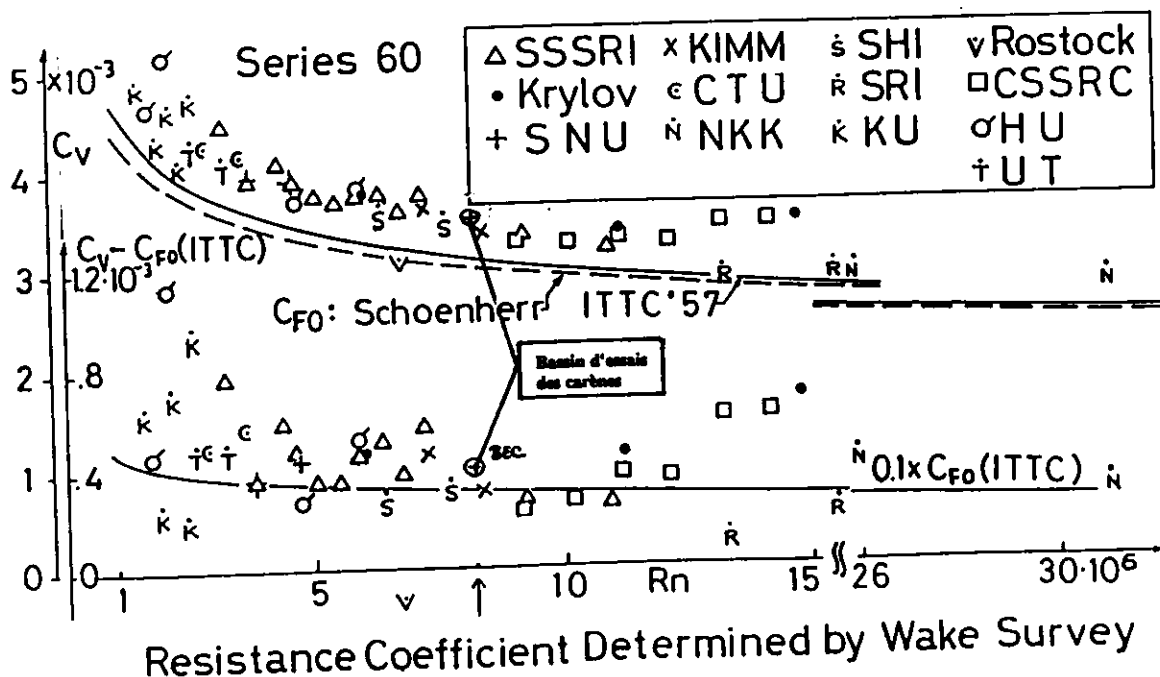


FIGURE N° 4

Serie 60 Résistance résiduelle Cr et résistance de vagues Cwp

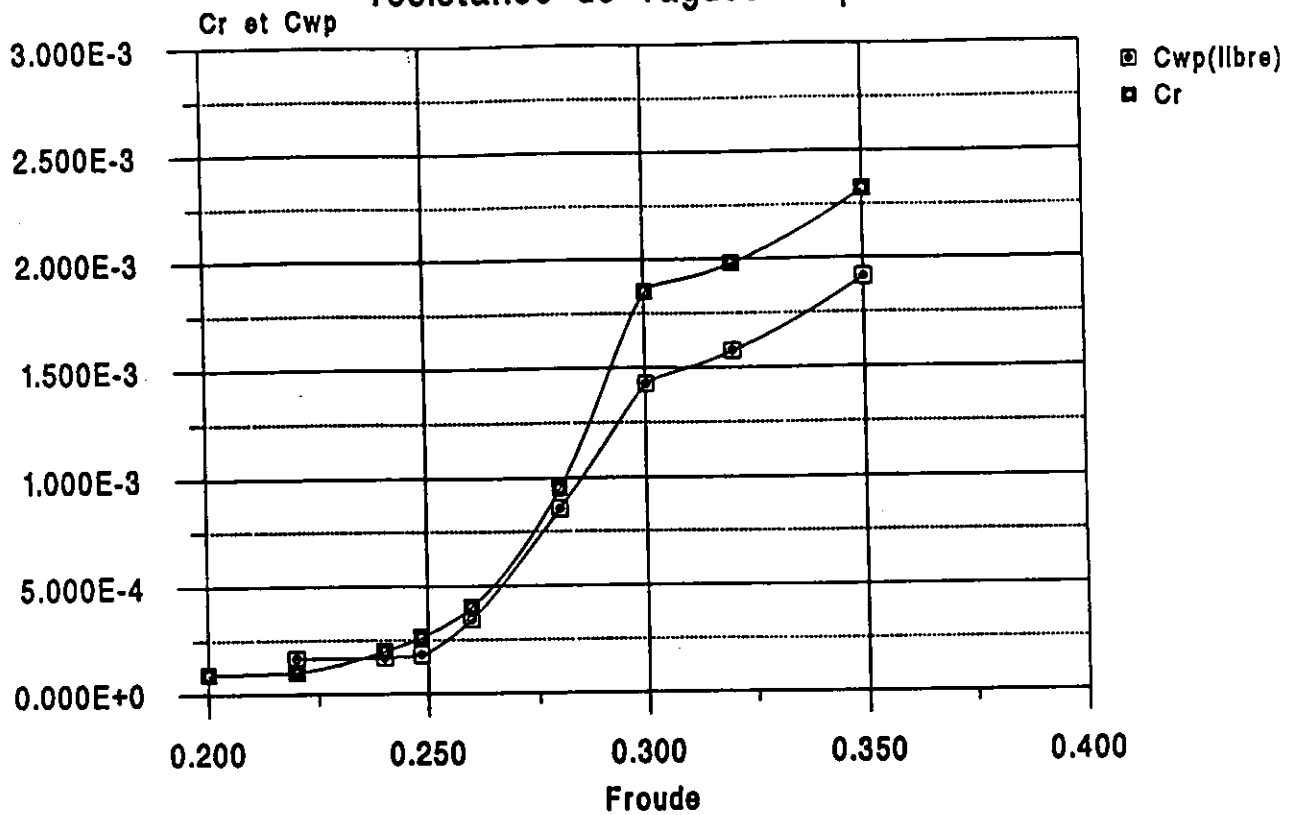


FIGURE N° 5

Résistance de vague par coupes longitudinales sur le modèle semi-planant.

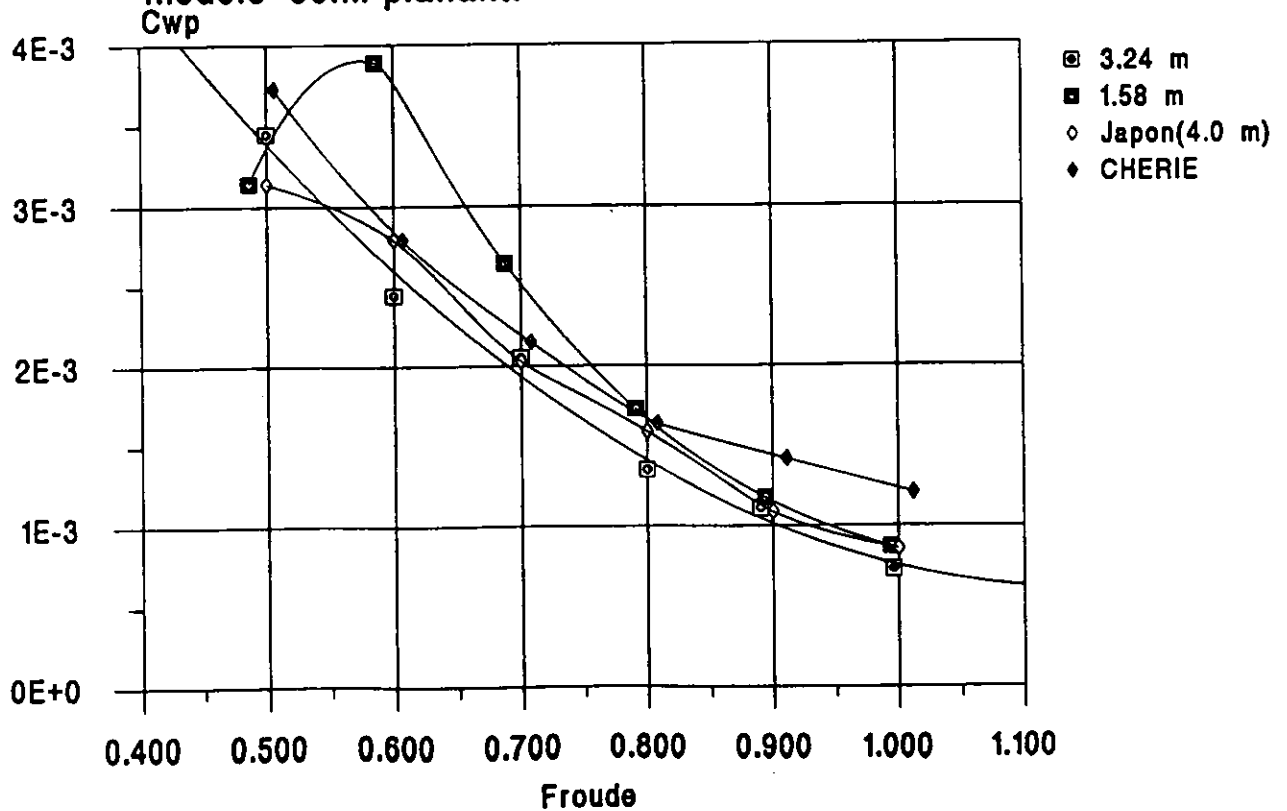


FIGURE N° 6

$C_r = C_t - (1+k)C_{fo}$ (méthode ITTC 57)

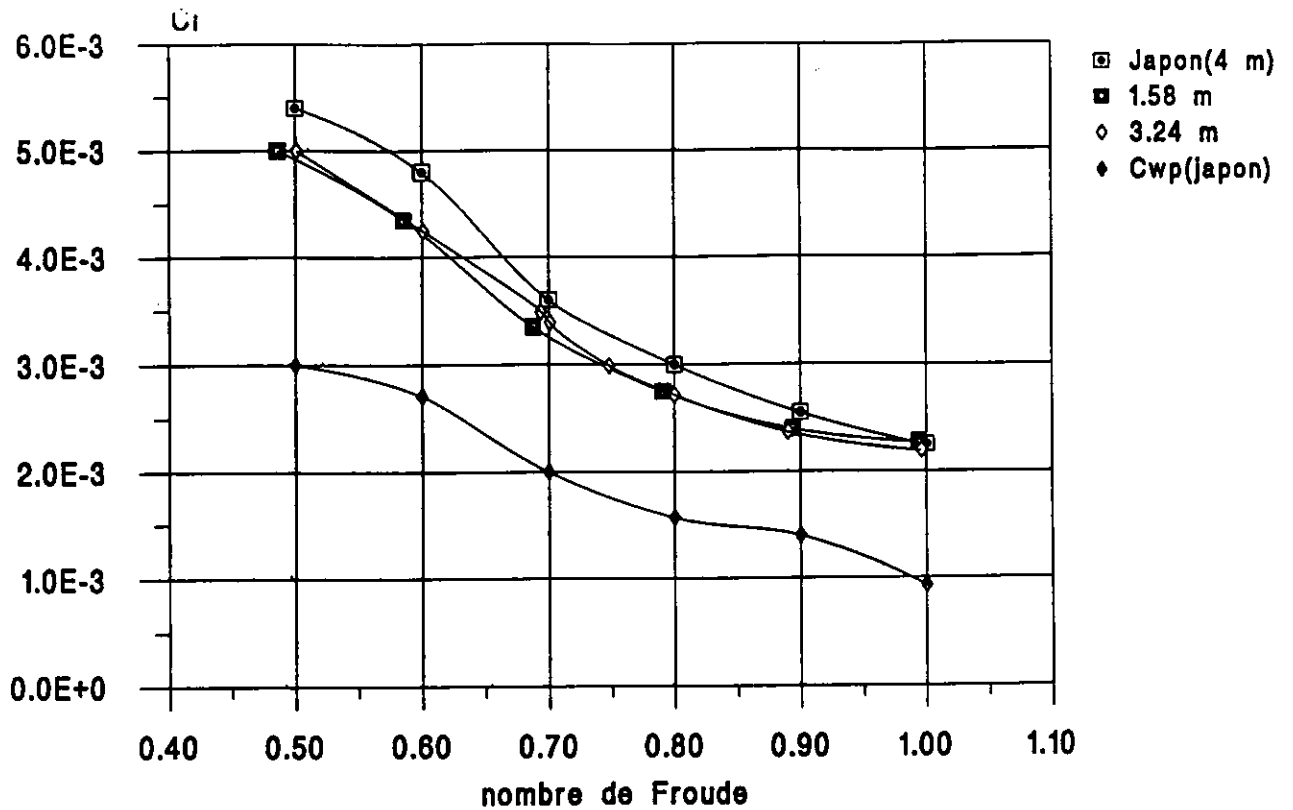


FIGURE N° 7

$F_n = 0.8$ modèle semi-planant $Y = 0$ mm

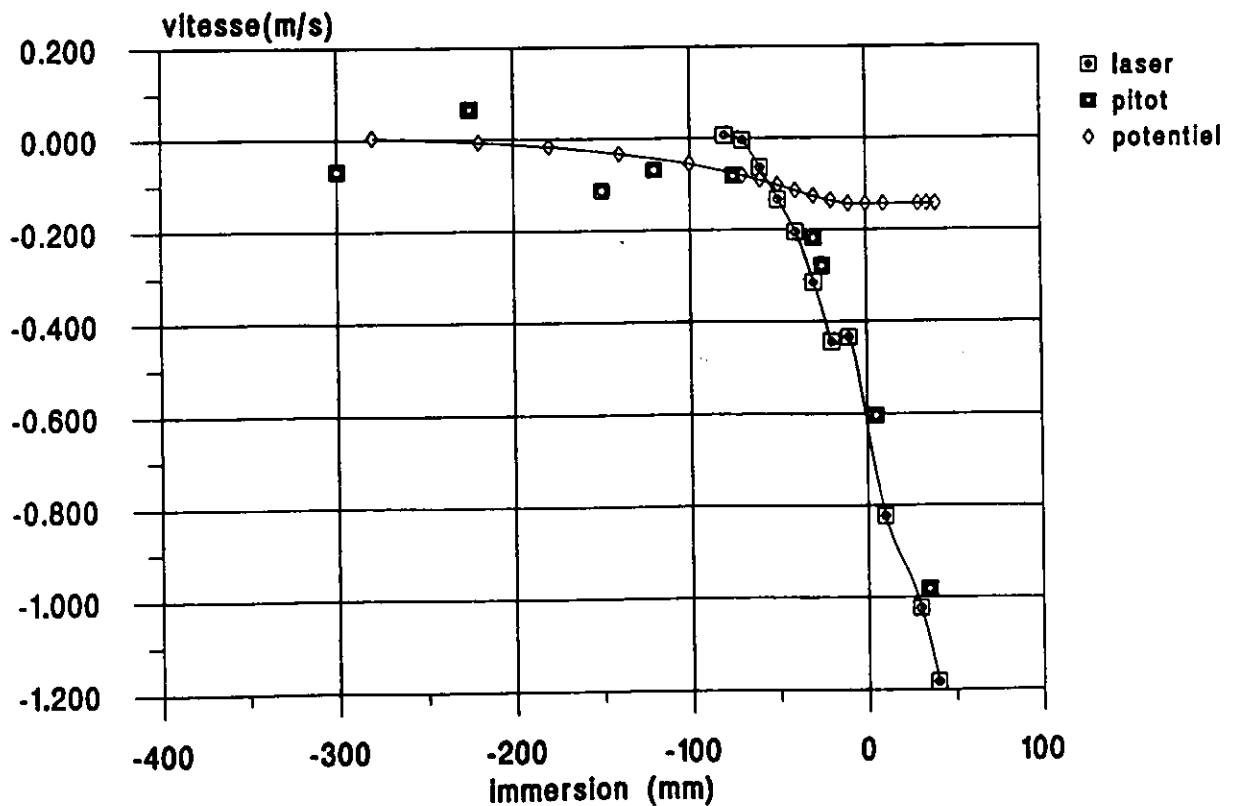


FIGURE N° 8